

برآورد ظرفیت نهایی اتصال‌های RBS تحت بار یکنواخت و سیکلی با استفاده از مکانیزم شکست شکل‌پذیر

محسن قادری (دانشجوی دکتری)

محسن گرامی* (دانشیار)

رضا وهدانی (استادیار)

دانشکده فنی و مهندسی عمران، دانشگاه سمنان

مهندسی عمران شریف، بهار ۱۳۹۹ (۱۳۹۹)
دوری ۲ - ۳۶، شماره ۱/۲، ص. ۱۴۳-۱۵۲، (پادداست فنی)

جهت تعیین سطح عملکرد واقعی سازه‌ها تحت زلزله، لازم است ظرفیت نهایی اتصال‌های تحت بار سیکلی مشخص شود. از طرف دیگر، در سال‌های اخیر اقدام موضعی اعضا و ایجاد خرابی پیش‌رونده در سازه‌ها در اثر انفجار و یا آتش‌سوزی، تعیین ظرفیت نهایی اتصال‌ها تحت بار یکنواخت را اجتناب‌ناپذیر کرده است. در پژوهش حاضر، ظرفیت نهایی اتصال‌های دارای تیر با مقطع کاهش‌یافته‌ی RBS تحت بارگذاری یکنواخت با استفاده از سناریوی حذف ستون و با استفاده از مدل تنش مشخص - کرنش بحرانی مشخص شد. سپس ظرفیت نهایی اتصال‌های موردبررسی تحت بارگذاری سیکلی با استفاده از مدل رشد و به هم پیوستگی حفره‌ها تحت بار سیکلی به دست آمد تا در مواقعی که امکان انجام آزمون‌های آزمایشگاهی نیست، بتوان با استفاده از مدل‌های مذکور، ظرفیت اتصال RBS را تعیین کرد. نتایج پژوهش حاضر نشان می‌دهند ظرفیت چرخش اتصال‌های RBS تحت بار سیکلی کمتر از اعداد ذکر شده در نشریه‌ی FEMA ۳۵۰ است، ولی ظرفیت چرخش اتصال‌های ذکر شده تحت بار یکنواخت تقریباً ۲ برابر ظرفیت چرخش آن‌ها تحت بار سیکلی است.

mohsenghadari@yahoo.com
mgerami@semnan.ac.ir
reza.vahdani2001@gmail.com

واژگان کلیدی: ظرفیت نهایی، بارگذاری یکنواخت، بارگذاری سیکلی، اتصال تیر با مقطع کاهش‌یافته‌ی RBS.

۱. مقدمه

تیر به ستون و نیز بیش از ۳۰ ساختمان دچار انهدام کلی و یا جزئی شده بودند.^[۱] امروزه شناخت علت و آثار شکست کلی و جزئی در سازه‌ها، یکی از نیازهای مهم مهندسی محسوب می‌شود. یکی از عواملی که مطالعه در زمینه‌ی فروریزش سازه‌ها را مشکل می‌سازد، فقدان مطالعات آزمایشگاهی در زمینه‌ی شکست در سازه‌هاست که پژوهشگران بتوانند با استفاده از آن‌ها، مدل‌های پیشنهادی شکست را صحت‌سنجی کنند. مدل‌های شکست کنونی در سازه‌های فلزی، عموماً از یک کرنش ثابت بحرانی برای تشخیص شکست در اعضا استفاده می‌کنند.^[۲،۳]

در روش کرنش ثابت بحرانی، شروع شکست زمانی رخ می‌دهد که کرنش در اعضا به یک مقدار مشخص برسد، لذا آثار شکست شکل‌پذیر که وابسته به تنش سهم‌محوری است، در روش اخیر لحاظ نمی‌شود. آهنی که در صنعت ساختمان از آن استفاده می‌شود، معمولاً شکست شکل‌پذیر را با تغییرشکل‌های خمیری زیاد از خود نشان می‌دهد. مرحله‌ای که در طی شکست آهن در ساختمان مشاهده می‌شود، عبارت‌اند از: تشکیل حفره‌ها، رشد حفره‌ها و به هم پیوستگی حفره‌ها.^[۴]

اگرچه سازه‌ها برای حوادث محتمل در طول عمر مفید خود طراحی می‌شوند، اما حوادث اخیر، مانند: انهدام سازه‌ها در زلزله‌ی نورتریج^۱ (۱۹۹۴)،^[۱] و زلزله‌ی کوبه^۲ (۱۹۹۵)،^[۲] همچنین فروریزش برج‌های تجارت جهانی در آمریکا در اثر برخورد جت (۲۰۰۱) و ساختمان پلاسکو در ایران در اثر آتش‌سوزی (۲۰۱۷) نشان داد که سازه‌ها ممکن است در طول عمر خود با حوادثی شدیدتر از سطح طراحی خود مواجه شوند. حوادث، محدودیت شناخت درست از رفتار واقعی سازه‌ها وقتی به سمت انهدام یا فروریزش پیش می‌روند، را به‌وضوح نشان داد.^[۳]

اغلب، انهدام‌ها در سازه‌ها در اثر شکست در اعضاء اصلی سازه رخ می‌دهند. شکست در سازه‌های فولادی در طی رخداد زلزله‌ی نورتریج (۱۹۹۴) و کوبه (۱۹۹۵) باعث توجه ویژه به پدیده‌ی شکست در سازه‌ها شده است.^[۴] در زلزله‌ی کوبه بیش از ۱۰۰ قاب خمشی بررسی شده دچار ترک شدید و یا شکست در اتصال

* نویسنده مسئول

تاریخ: دریافت ۱۳۹۷/۳/۱۲، اصلاحیه ۱۳۹۷/۵/۶، پذیرش ۱۳۹۷/۶/۱۳

DOI:10.24200/J30.2018.50897.2353

در سال ۱۹۶۹، ریس و تریسی پیشنهاد دادند که رشد حفره‌ها اغلب فقط در یک جهت نیست و به شدت تحت تأثیر میزان تنش سه‌محوری و حالت تنش سه‌محوری است.^[۱۰] همچنین هانکوک (۱۹۸۰) نتیجه گرفت که نقطه‌ی شروع پارگی شکل‌پذیر مواد بستگی به اندرکنش تنش سه‌محوری و کرنش خمیری دارد.^[۱۱] چنانچه تنش سه‌محوری افزایش یابد، مقدار بحرانی کرنش خمیری کاهش می‌یابد که عبارت اخیر، پایه‌ی مدل تنش مشخص کرنش بحرانی (SMCS)^۲ است و برای بررسی شکست شکل‌پذیر تحت بار یکنواخت استفاده می‌شود. مدل SMCS برای فرض استوار است که تنش سه‌محوری در حین افزایش کرنش تغییر نمی‌کند و فقط تنش سه‌محوری در حالت فعلی در نظر گرفته می‌شود و تاریخچه‌ی تنش در گام‌های قبلی لحاظ نمی‌شود.^[۹] جهت بررسی شکست تحت بار سیکلی، مدل رشد چرخه‌ی حفره‌ها (CVGM)^۳، توسط کانوینده (۲۰۰۸) پیشنهاد داده شد،^[۱۲] که به واسطه‌ی آن، شبیه‌سازی تجمع چرخه‌ی رشد حفره‌ها و ادغام آن‌ها با آسیب پیش‌رونده برای مصالح دارای حفره‌های میانی، فرایند خستگی کم چرخه‌ی شدید (ULCF)^۵ را در بر می‌گیرد. در واقع مدل CVGM، بسطی از مدل رشد حفره‌ها برای بارگذاری چرخه‌ی است که هدف آن، غلبه بر فرایند رشد حفره‌ها با لحاظ کردن سه‌محوری است.^[۱۳، ۱۴]

همچنین فلوریا دینا و همکاران (۲۰۱۶) با استفاده از مدل کرنش ثابت و به روش سناریوی حذف ستون، ظرفیت چرخشی اتصال گیردار فلنجی را تحت بار یکنواخت در آزمایشگاه به دست آوردند.^[۱۵] و در ادامه، نیز در سال ۲۰۱۷، ظرفیت اتصال گیردار فلنجی تقویت شده و اتصال گیردار با جوش مستقیم را تحت بار یکنواخت و سناریوی حذف ستون آزمایش کردند.^[۱۶] به موازات مطالعات بر روی ظرفیت اتصال‌های تحت بار یکنواخت، سرملیچ و همکاران (۲۰۱۶) ظرفیت اتصال گیردار تیر با ورق تقویتی جوشی بال به ستون را تحت بار سیکلی و مدل CVGM آزمایش کردند.^[۱۷] و در ادامه، نانگ و همکاران (۲۰۱۶)، ظرفیت اتصال گیردار با جوش مستقیم بال و جان تیر به ستون را با شکل‌های متفاوت سوراخ دسترسی جوشکاری تحت بار سیکلی و با استفاده از مدل CVGM به دست آوردند.^[۱۸] معمولاً به دلیل عدم امکانات آزمایشگاهی مناسب، ظرفیت اتصال‌ها در محدوده‌ی مورد نیاز آیین‌نامه‌های لرزه‌ی که در حدود ۰/۰۴ رادین است، ارزیابی شده و مطالعات آزمایشگاهی کثی اتصال‌ها را تا شروع شکست و پارگی ورق‌های اتصال بررسی کرده‌اند.

فهم صادق و همکاران (۲۰۱۰)،^[۱۹] نیز از سناریوی حذف ستون برای بررسی ظرفیت نهایی و نحوه‌ی شکست اتصال‌های تیر با مقطع کاهش یافته تحت بار یکنواخت استفاده کردند و در ادامه، با استفاده از مدل کرنش ثابت، شکست اتصال را با نرم‌افزار مدل‌سازی کردند. همچنین لی و همکاران (۲۰۱۴)،^[۲۰] یک اتصال RBS را به صورت آزمایشگاهی مدل‌سازی و نحوه‌ی شکست و ظرفیت نهایی اتصال را تحت بارگذاری سیکلی ارزیابی کرده‌اند. ظرفیت چرخش تسلیم و چرخش نهایی اتصال‌های RBS در آیین‌نامه‌ی FEMA ۳۵۰ ارائه شده است،^[۲۱] که براساس آزمایش‌هایی استوار است که در بیشتر آن‌ها اتصال فقط به تسلیم رسیده و آزمایش پیش از شکست اتصال متوقف شده است.

با توجه به محدودیت‌های آزمایش‌های انجام شده جهت تعیین ظرفیت نهایی دورانی اتصال‌ها، در پژوهش حاضر سعی بر آن بوده است که براساس مدل‌های مکانیک شکست شکل‌پذیر، ظرفیت نهایی یا گسیختگی اتصال که در تعیین سطوح عملکردی سازه کاربرد داشته و همچنین نحوه‌ی شکست در ۵ اتصال تیر با مقطع کاهش یافته‌ی RBS، را تحت بارهای سیکلی مانند زلزله و تحت بارهای یکنواخت مانند خرابی پیش‌رونده، با استفاده از مدل‌های مکانیک شکست شکل‌پذیر

و براساس معیار شروع و گسترش ترک به دست آورده شود، تا در مواردی که انجام آزمون‌های آزمایشگاهی جهت ارزیابی ظرفیت نهایی و نحوه‌ی شکست اتصال‌های فلزی امکان‌پذیر نیست، بتوان رفتار واقعی سازه‌ها را وقتی به سمت انهدام ناشی از آتش‌سوزی و یا زلزله پیش می‌روند، با استفاده از تئوری‌های شکست شکل‌پذیر پیش‌بینی کرد.

۲. ادبیات فنی پژوهش

۱.۲. مکانیزم شکست شکل‌پذیر

تحت بارگذاری یکنواخت کششی^۶، شروع شکست شکل‌پذیر ناشی از رشد حفره‌های بسیار ریز و به هم پیوستگی آن‌ها بوده است که خود آن ناشی از کرنش خمیری و تنش سه‌محوری وارده بر حفره‌های ریز است. و فرضیه‌ی پایه این است که شروع ترک شکل‌پذیر زمانی خواهد بود که حجم حفره‌های بسیار ریز به مقدار بحرانی برسد. تحت بارگذاری سیکلی، مکانیزم شکست فقط دو تفاوت با حالت بارگذاری یکنواخت دارد: ۱. در بارگذاری یکنواخت کششی رشد حفره‌های بسیار ریز به صورت پیش‌رونده خواهد بود، در حالی که در بارگذاری سیکلی به دلیل عکس شدن جهت تنش سه‌محوری در حالت مثبت و منفی، حفره‌های ریز نیز منبسط و منقبض می‌شوند.^[۱۴] ۲. به علت آسیب تجمعی وارده بر حفره‌های ریز موجود در مواد در اثر بارگذاری سیکلی، حجم بحرانی حفره‌های ریز نسبت به حالت بارگذاری یکنواخت کوچک‌تر است و ممکن است باعث به هم پیوستگی سریع‌تر حفره‌ها و ایجاد شکست سریع‌تر در ماده شود.^[۱۴]

سازه‌های فلزی در معرض زلزله‌های شدید، خستگی کم چرخه‌ی شدید یا ELCF را تجربه می‌کنند که در آن کرنش‌های خمیری بزرگ در تعداد سیکل‌های بسیار کمی (کمتر از ۱۰ تا ۲۰ سیکل) به سازه وارد می‌شود. ELCF کاملاً متفاوت از خستگی کم چرخه و خستگی پر چرخه است که هزاران و میلیون‌ها سیکل را شامل می‌شوند. ELCF اندرکنشی از مکانیزم‌های شکست - خستگی است، که شکست شکل‌پذیر را تشکیل می‌دهند و اولین بار توسط کاوامورا (۱۹۹۷)،^[۲۲] به آن اشاره و در ادامه، توسط کانوینده و دیرلین (۲۰۰۸)،^[۱۴] صحت‌سنجی شده است. عکس‌های سه‌بعدی از مکانیزم‌های شکست بسیار ریز نشان می‌دهند شکست شکل‌پذیر در سازه‌های فلزی معمولاً سه مرحله‌ی ۱. تشکیل منافذ بسیار ریز، ۲. رشد منافذ و ۳. یکی شدن منافذ بسیار ریز را تجربه می‌کنند.^[۲۳]

۲.۲. مدل تنش مشخص کرنش بحرانی بر مبنای مدل رشد حفره‌ها

برای بارگذاری یکنواخت

بر مبنای برخی مطالعات،^[۱۲-۱۰] مدل رشد حفره‌ها (VGM)^۷ تحت بارگذاری یکنواخت توسعه یافت. برای یک حفره‌ی کروی در یک محیط نامحدود پیوسته، نرخ رشد حفره‌ها تحت بارگذاری کششی یکنواخت را می‌توان با رابطه‌ی ۱ بیان کرد:^[۲۳، ۲۴]

$$dr/r = C \exp(\lambda_1 \Delta T) d\epsilon_p \quad (۱)$$

که در آن، r شعاع لحظه‌ی حفره‌ی کروی، C ثابت متریکال و $\frac{\delta m}{\delta \epsilon}$ تنش سه‌محوری است. δm تنش میانگین و $\delta \epsilon$ تنش مؤثر (تنش ون میسر) است. همچنین $d\epsilon_p = \sqrt{\frac{2}{3} d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p}$ کرنش خمیری معادل پله‌ی است. با انتگرال‌گیری از

که رابطه ۱، رشد کلی حفره (نسبت شعاع حفره‌ی لحظه‌ی به شعاع اولیه) در طول یک دوره‌ی تنش کششی خمیری به صورت رابطه ۲ بیان می‌شود:

$$\ln(r/r_0) = \int_0^{\varepsilon_p} C \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p \quad (2)$$

با فرض اینکه رشد حفره‌ها، مراحل شکست را کنترل می‌کند؛ شکست شکل‌پذیری زمانی شروع می‌شود که نرخ رشد حفره به میزان بحرانی که توسط رابطه ۳ تعیین می‌شود، برسد:

$$\ln(r/r_0)_{monotonic}^{critical} = \int_0^{\varepsilon_p^{critical}} C \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p \quad (3)$$

که در آن، کرنش خمیری معادل بحرانی در زمان شکست در اثر یکی شدن حفره‌هاست. با تقسیم رابطه ۳ بر ثابت متریک C و نامگذاری آن با عنوان $\eta_{monotonic}$ ، رابطه ۴ به دست می‌آید:

$$\eta_{monotonic} = \frac{\ln(r/r_0)_{monotonic}^{critical}}{C} = \int_0^{\varepsilon_p^{critical}} \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p \quad (4)$$

که در آن، $\eta_{monotonic}$ نشان دهنده‌ی ظرفیت رشد حفره است و با خاصیت سختی مواد که با استفاده از نرخ رشد حفره‌ی بحرانی تعیین می‌شود، مشخص می‌شود. سپس معیار شکست بر مبنای شاخص شکست تحت بار یکنواخت به صورت رابطه ۵ ارائه می‌شود:

$$FI_{monotonic} = \int_0^{\varepsilon_p^{critical}} \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p / \eta_{monotonic} \quad (5)$$

که در آن، $FI_{monotonic}$ نشان دهنده‌ی نسبت رشد حفره‌ی موجود به ظرفیت رشد حفره است. وقتی $FI_{monotonic}$ از ۱ بیشتر باشد؛ شروع شکست پیش‌بینی می‌شود.

مدل VGM رایس و تریسی (۱۹۶۹)^[۱۰] شامل عبارت صریحی برای یک پارچه‌سازی تنش سه‌محوری و کرنش خمیری است. اگرچه در بسیاری از موقعیت‌های واقعی مواد، میزان تغییر شکل مواد به اندازه‌ی است که بتوان از تنش سه‌محوری (که وابسته به هندسه‌ی مواد است) صرف‌نظر کرد. حتی در مواقعی که میزان تغییرات کرنش خمیری بسیار سریع باشد، نیز ممکن است مسئله‌ی ذکر شده صادق باشد. در بیشتر حالت‌ها، تنش سه‌محوری غیر وابسته به کرنش خمیری است و در نتیجه عبارت داخل انتگرال در معادله ۲، از انتگرال بیرون می‌آید و مدل VGM به صورت رابطه ۶ نشان داده می‌شود:

$$\ln\left(\frac{R}{R_0}\right)_{monotonic}^{critical} = C \exp(\nu \Delta T) \cdot d\varepsilon_p^{critical} \quad (6)$$

لذا کرنش خمیری بحرانی را می‌توان به صورت رابطه ۷ بیان کرد:

$$\varepsilon_p^{critical} = \frac{\ln\left(\frac{R}{R_0}\right)_{monotonic}^{critical}}{C \exp(\nu \Delta T)} = \frac{\ln\left(\frac{R}{R_0}\right)_{monotonic}^{critical}}{C} \exp(\nu \Delta T) \quad (7)$$

که در آن، هر دو عبارت سمت راست ضریب پایه‌ی ماده هستند؛ لذا می‌توان آن‌ها را با یک پارامتر ماده به نام α جایگزین کرد (رابطه ۸):

$$\alpha = \frac{\ln\left(\frac{R}{R_0}\right)_{monotonic}^{critical}}{C} \quad (8)$$

$$\varepsilon_p^{critical} = \alpha \exp(\nu \Delta T) \quad (9)$$

۳.۲. مدل رشد حفره‌ها برای بارگذاری سیکلی

برای بارگذاری سیکلی معکوس‌شونده، می‌توان معادله ۱ را به صورت رابطه ۱۰ اصلاح کرد.^[۹]

$$dr/r = \text{sign}(T) C \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p \quad (10)$$

که در آن، عبارت $\text{sign}(T)$ برای در نظر گرفتن جهت تنش سه‌محوری T لحاظ شده است. مطابق معادله ۱۰، اگر تنش سه‌محوری T مثبت باشد، حفره‌ها تحت کرنش خمیری گسترش خواهند یافت. بر عکس اگر T منفی باشد، حفره‌ها جمع خواهند شد. مقدار تنش سه‌محوری و کرنش خمیری معادل، در میزان رشد حفره‌ها و یا جمع شدن حفره‌ها تأثیر خواهد داشت.

انتگرال‌گیری از معادله ۱۰، در بازه‌ی بارگذاری کششی و فشاری تا زمانی که شکست آغاز شود، ادامه خواهد داشت. مقدار بحرانی رشد حفره‌های جمع‌شونده در اثر کرنش‌های سیکلی را می‌توان به صورت رابطه ۱۱ نشان داد:

$$\ln(r/r_0)_{cyclic}^{critical} = \sum_{tensile} C \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p - \sum_{compressive} C \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p \quad (11)$$

اندازه‌ی حفره‌ها در خلال تنش سه‌محوری مثبت، افزایش خواهد یافت و در زمان تنش سه‌محوری منفی، کاهش خواهد یافت. جمع عبارت اول در سمت راست معادله ۱۱، نشان‌دهنده‌ی جمع رشد حفره‌ها در همه‌ی سیکل‌ها در اثر تنش سه‌محوری مثبت است که نیازمند محاسبه‌ی انتگرال در بازه‌ی کرنش خمیری و ε_1 و ε_2 در شروع و انتهای هر مرحله‌ی کششی است. عبارت دوم در سمت راست معادله ۱۱، جمع انقباض حفره‌ها در همه‌ی سیکل‌ها در اثر تنش سه‌محوری منفی را نشان می‌دهد. عبارت‌های C_1 و C_2 ثابت‌هایی هستند که برای نشان دادن اختلاف بین نرخ رشد و انقباض حفره‌ها به کار می‌روند. به دلیل عدم وجود اطلاعات در مورد نرخ رشد و انقباض حفره‌ها فرض می‌شود: $C_1 = C_2 = C$ ^[۹]. با تقسیم معادله ۱۱ بر ثابت متریک C و نشان دادن نتیجه با η_{cyclic} ، معادله ۱۲ به دست آمده است:

$$\eta_{cyclic} = \frac{\ln(r/r_0)_{cyclic}^{critical}}{C} = \sum_{tensile} \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p - \sum_{compressive} \int_{\varepsilon_1}^{\varepsilon_2} \exp(\nu \Delta T) d\varepsilon_p \quad (12)$$

که در آن، η_{cyclic} نشان‌دهنده‌ی ظرفیت رشد حفره‌ها در بارگذاری سیکلی است و با کاهش مقدار متناظر تحت بارگذاری مونوتونیک به دست می‌آید (رابطه ۱۳):

$$\eta_{cyclic} = \frac{\ln(r/r_0)_{cyclic}^{critical}}{C} = \exp(-\lambda \varepsilon_c) \frac{\ln(r/r_0)_{monotonic}^{critical}}{C} = \exp(-\lambda \varepsilon_c) \cdot \eta_{monotonic} \quad (13)$$

جدول ۱. مشخصات تیر و ستون در قاب با اتصال RBS در پژوهش فهیم صادق و همکاران.^[۱۹]

عضو	ابعاد عضو (mm)	متریال	تنش	
			تسلیم (MPa)	نهایی (MPa)
تیر (W۲۴ × ۹۴)	۶۱۷ × ۲۳۰ × ۱۳ × ۲۳	A۹۹۲	۴۴۵	۵۵۴
ستون (W۲۴ × ۱۳۱)	۶۲۱ × ۳۲۶ × ۱۵ × ۲۴	A۹۹۲	۳۷۸	۴۹۴

انهدام پیش می‌روند، ارزیابی کرد. ابتدا از آزمایش‌های انجام شده‌ی فهیم صادق و همکاران (۲۰۱۰)،^[۱۹] و سایکین (۲۰۱۴)،^[۲۷] که از سناریوی حذف ستون برای بررسی ظرفیت اتصال‌های تیر با مقطع کاهش یافته تحت بار یکنواخت استفاده کرده بودند، جهت صحت‌سنجی مدل تنش مشخص کرنش بحرانی استفاده شد. در ادامه، جهت اطمینان از روش مدل رشد حفره‌ها تحت بارگذاری سیکلی (CVGM)، اتصال مورد آزمایش در نوشتار لی و همکاران (۲۰۱۴)،^[۲۰] مدل‌سازی و ارزیابی شد. پس از اطمینان از مدل‌های شکست شکل‌پذیر تحت بار یکنواخت و سیکلی، ۵ اتصال خمشی از پیش تأیید شده از نوع تیر با مقطع کاهش یافته (RBS) با نرم‌افزار آباکوس^۱ مدل‌سازی و ظرفیت آن‌ها تحت بار یکنواخت و سیکلی به کمک سابروتین نویسی مدل‌های شکست SMCS و CVGM در نرم‌افزار آباکوس ارزیابی شدند. RBS یک نوع اتصال خمشی است که با تضعیف تیر در نزدیکی ستون، ناحیه‌ی خمیری از بر ستون دور می‌شود و در تیرهای ساخته شده از ورق و پروفیل کاربرد دارد.

۴. صحت‌سنجی

۴.۱. صحت‌سنجی تحت بار یکنواخت و تئوری رشد و

به هم پیوستگی حفره‌ها

جهت اطمینان از نتایج مدل ساده شده‌ی رشد حفره‌ها تحت بارگذاری یکنواخت (SMCS) برای بررسی شکست شکل‌پذیر در اتصال‌های RBS قاب‌های خمشی فلزی، قاب مورد آزمایش در نوشتار فهیم صادق و همکاران (۲۰۱۰)،^[۱۹] که در دانشگاه میشیگان آزمایش شده و در ادامه، در تز دکتری سایکین (۲۰۱۴)،^[۲۷] در دانشگاه بوستون با استفاده از نرم‌افزار آباکوس،^[۲۸] مدل‌سازی شده بود؛ جهت مدل‌سازی در پژوهش حاضر استفاده شده است. در آزمایش فهیم صادق و همکاران (۲۰۱۰)،^[۱۹] از سناریوی حذف ستون در قابی متشکل از ۳ ستون و ۲ تیر استفاده شد. پارامترهای مدل VGM ساده‌شده یا همان SMCS براساس تز دکتری سایکین،^[۲۷] به دست آمدند. مقدار α و یا همان $\eta_{monotonic}$ برای متریال A۹۹۲ برابر ۰٫۶۲ انتخاب شد. مشخصات تیر و ستون در اتصال مورد بررسی در جدول ۱ ارائه شده است. بار وارده بر سازه به صورت خطی از صفر تا تغییر مکان ۸۶۰ میلی‌متر در جهت قائم در ستون میانی به نمونه اعمال شد.

جهت مدل‌سازی اتصال‌ها در نرم‌افزار آباکوس از المان SHELL چهارگره‌ی استفاده و متریال به کار رفته به صورت دوخطی در آباکوس معرفی شده است. جهت سناریوی حذف ستون از آنالیز صریح و جهت بارگذاری سیکلی از آنالیز ضمنی استفاده شده است. قسمت بالایی و پایینی ستون‌های کناری به صورت مفصلی مقید

که در آن λ ضریبی است که به آسیب‌پذیری متریال وابسته است و با استفاده از آزمون‌های سیکلی و مونوتونیک متریال توأم با آنالیز اجزاء محدود به دست می‌آید.^[۱۴] همچنین ϵ_c متغیر خسارت است و به عنوان کرنش خمیری معادل، از جمع همه‌ی کرنش‌های خمیری در سیکل‌های فشاری تحت بارگذاری اعمالی تعیین می‌شود. در معادله‌ی ۱۳، یک تابع نمایی کاهش^۸ جهت ظرفیتی که از بارگذاری مونوتونیک برای متریال به دست آمده است، استفاده شده که حاصل استفاده از آن تعیین ظرفیت متریال تحت بارگذاری سیکلی است. مطابق معادله‌ی ۱۲، تقاضای رشد حفره‌ها (VGD_{CYCLIC}) تحت بارگذاری سیکلی به صورت رابطه‌ی ۱۴ تعیین می‌شود:

$$VGD_{cyclic} = \sum_{tensile} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} EXP(|\lambda \epsilon T|) - \sum_{compressive} \int_{\epsilon_1}^{\epsilon_2} EXP(|\lambda \epsilon T|) \geq 0 \quad (14)$$

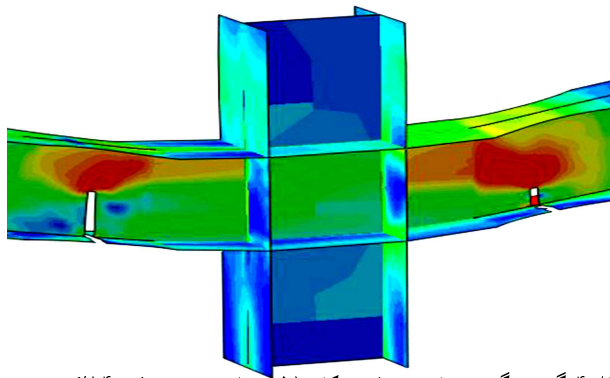
VGD_{CYCLIC} تحت بارگذاری سیکلی متناوباً افزایش و کاهش خواهد یافت، اما از آنجا که حجم منفی حفره معنی نخواهد داشت، لذا عبارت VGD_{CYCLIC} همیشه مثبت خواهد بود. بنابراین وقتی حاصل معادله‌ی ۱۴ به زیر صفر کاهش یابد، باید مقدار VGD_{CYCLIC} صفر باقی بماند تا در سیکل‌های کششی دوباره مقدار آن به بالای صفر افزایش یابد. مشابه با بارگذاری سیکلی کششی، شکست ELCF تحت بارگذاری سیکلی زمانی رخ می‌دهد که حجم حفره‌های مورد نیاز^۹ VGD_{CYCLIC} از ظرفیت حجم حفره‌های رشد یافته η_{cyclic} فراتر رود. به عبارت دیگر، $FI_{cyclic} \geq 1$ شود. عبارت FI_{cyclic} مطابق رابطه‌ی ۱۵ تعریف خواهد شد:

$$FI_{cyclic} = \frac{VGD_{cyclic}}{\eta_{cyclic}} \quad (15)$$

بنابراین مدل CVGM برای پیش‌بینی شکست ELCF که در معرض بارگذاری سیکلی با دامنه‌ی بسیار بالا قرار گرفته‌اند، بر این مبنا استوار است که رشد حفره‌های مورد تقاضای VGD_{CYCLIC} افزایش می‌یابد و هم‌زمان ظرفیت رشد حفره‌ها (η_{cyclic}) در اثر خسارت تجمعی مواد کاهش می‌یابد.^[۲۶،۲۵]

۳. روش پژوهش

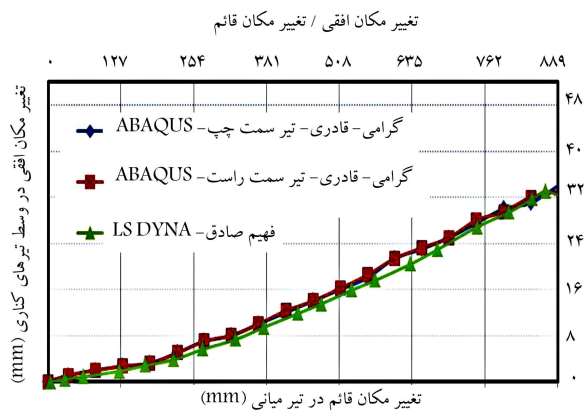
در پژوهش حاضر، سعی بر آن است که ظرفیت نهایی ۵ اتصال تیر با مقطع کاهش یافته‌ی RBS را تحت بار سیکلی و همچنین تحت بار یکنواخت با استفاده از تئوری‌های شکست شکل‌پذیر و مدل‌های ریاضی پیش‌بینی کرد تا بتوان در مواقعی که امکان آزمون اتصال‌ها در آزمایشگاه نیست، رفتار واقعی سازه‌ها را وقتی به سمت



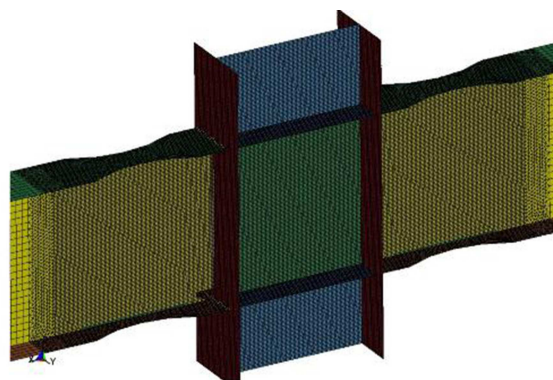
شکل ۴. گسیختگی در قاب در تغییر مکان ۸۵۱ میلی متر و دریفت ۱۴٪ در پژوهش حاضر جهت صحت‌سنجی.



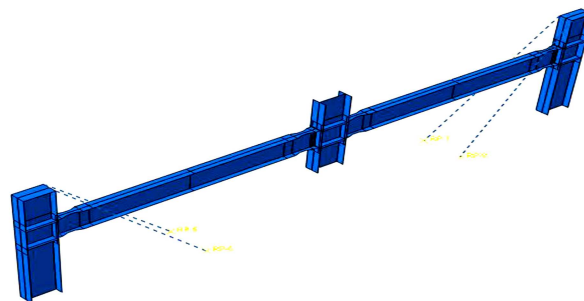
شکل ۱. گسیختگی اتصال RBS در دریفت ۱۴٪ و تغییر مکان ۸۵۱ میلی متر در قاب مدل‌سازی شده توسط فهیم صادق [۱۹]



شکل ۵. انطباق نمودارهای حاصل از مدل‌سازی در پژوهش حاضر با مدل فهیم صادق و همکاران [۱۹] برای مقایسه‌ی تغییر مکان‌های افقی ستون‌های کناری در برابر تغییر مکان‌های قائم ستون میانی.



شکل ۲. قاب مدل‌سازی شده در نرم‌افزار توسط فهیم صادق [۱۹]



شکل ۳. قاب مدل‌سازی شده با آباکوس در پژوهش حاضر جهت صحت‌سنجی.

۲.۴. صحت‌سنجی تحت بار سیکلی و تئوری خستگی کم چرخه‌ی

شدید

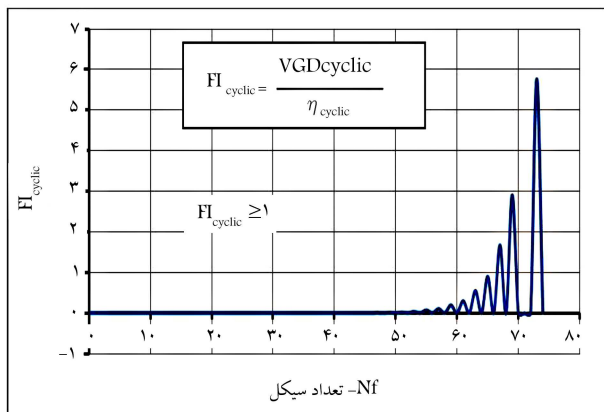
جهت اطمینان از روش مدل رشد حفره‌ها تحت بارگذاری سیکلی (CVGM) جهت بررسی خستگی کم چرخه‌ی شدید (ELCF) در اتصال‌های RBS قاب‌های خمشی فلزی، اتصال مورد آزمایش در پژوهش لی و همکاران (۲۰۱۴) [۲۰] با استفاده از نرم‌افزار آباکوس مدل‌سازی شدند [۲۸] و با استفاده از سابروتین UVARم، پارامترهای CVGM به دست آمدند. مقادیر λ و $\eta_{monotonic}$ برای تیرهای کاهش یافته بر اساس مطالعات مایرز و کانوینده (۲۰۰۹) [۲۹]، به ترتیب برابر ۱/۲۵ و ۲/۵ انتخاب شد. مشخصات تیر و ستون در اتصال مورد بررسی در جدول ۲ ارائه شده است. نمودار بار وارده بر سازه‌ی مدل شده در نرم‌افزار آباکوس مطابق آزمایش لی و همکاران [۲۰] بر اساس بارگذاری SAC در شکل ۶ مشاهده می‌شود.

بر اساس نتایج لی و همکاران (۲۰۱۰) [۲۰] گسیختگی در سیکل اول دریفت ۶٪ ایجاد خواهد شد (شکل ۷). در نتایج خروجی مدل‌سازی شده در نرم‌افزار آباکوس جهت صحت‌سنجی پژوهش حاضر نیز در انتهای سیکل اول دریفت ۶٪، مقدار FICyCLIC از ۱ فراتر رفته است، یعنی گسیختگی حادث شده است (شکل ۸). در شکل ۹، مقدار FICyCLIC مشاهده می‌شود که دقیقاً در سیکل اول دریفت ۶٪ از ۱ فراتر رفته است. در شکل ۱۰ مشخص است که در سیکل ۶۷ که انتهای

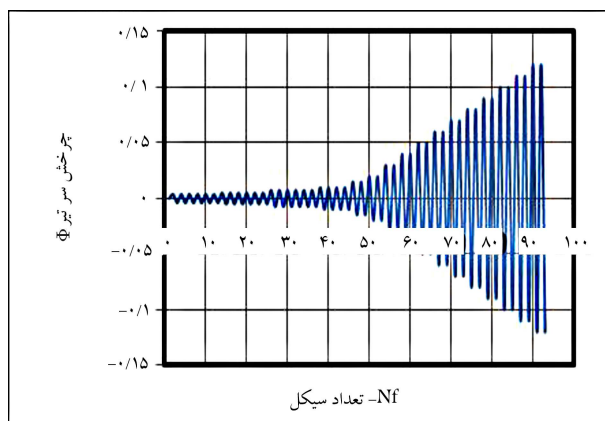
شده و از تغییر شکل جانبی ستون‌ها و همچنین تیرها در خارج از ناحیه‌ی حفاظت شده جلوگیری شده است. بر اساس نتایج فهیم صادق و همکاران (۲۰۱۰) [۱۹] گسیختگی در بال پایینی تیر نزدیک به ستون میانی در تغییر مکان ۸۵۱ میلی‌متر ایجاد شده و در جان تیر گسترش یافته است. چرخش تحمل شده در تیر در زمان گسیختگی برابر ۱۴/۰ رادیان به دست آمده است (شکل ۱). در شکل ۲، نمونه‌ی مدل‌سازی شده‌ی فهیم صادق (۲۰۱۰) [۱۹] و در شکل ۳ نمونه‌ی مدل‌سازی شده در پژوهش حاضر مشاهده می‌شود. در نتایج خروجی نرم‌افزار آباکوس نیز تغییر مکان ۸۵۱ میلی‌متر و چرخش ۱۴/۰ گسیختگی حادث شده است (شکل ۴). همچنین در شکل ۵، تغییر مکان قائم ستون میانی نسبت به تغییر مکان افقی ستون‌های کناری در پژوهش فهیم صادق و همکاران و مدل ساخته شده جهت صحت‌سنجی در پژوهش حاضر مشاهده می‌شود که انطباق مناسبی با هم دارند.

جدول ۲. مشخصات تیر و ستون در اتصال RBS در تحقیق لی و همکاران [۲۰]

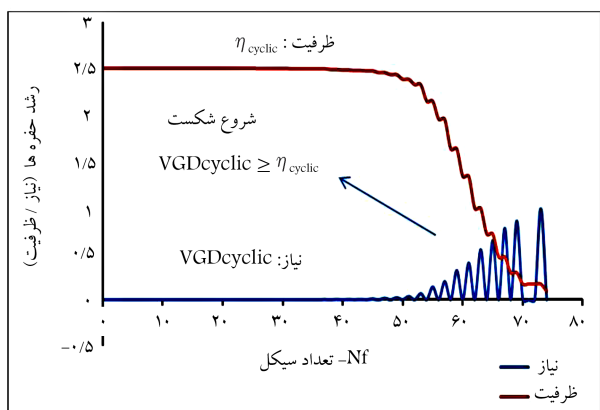
عضو**	ابعاد عضو (mm)	متریال	تنش	
			تسلیم (MPa)	نهایی (MPa)
تیر	۹۵۰ × ۴۲۴ × ۲۴ × ۴۳	A99۲	۳۴۵	۴۲۴
ستون (box)	۹۱۴ × ۶۱۰ × ۵۰ × ۵۰	A5۷۲	۴۲۰	۴۹۰



شکل ۹. سیکل شروع گسیختگی در نمونه‌ی صحت‌سنجی براساس FI_{CYCLIC}.



شکل ۶. بارگذاری SAC.



شکل ۱۰. سیکل شروع گسیختگی در نمونه‌ی صحت‌سنجی براساس تقاطع منحنی‌های η_{CYCLIC} و $VGDCyclic$.

سیکل اول دررفت ۶٪ است، مقدار $VGDCyclic$ از η_{cyclic} فراتر رفته است که نمایانگر شروع شکست است.



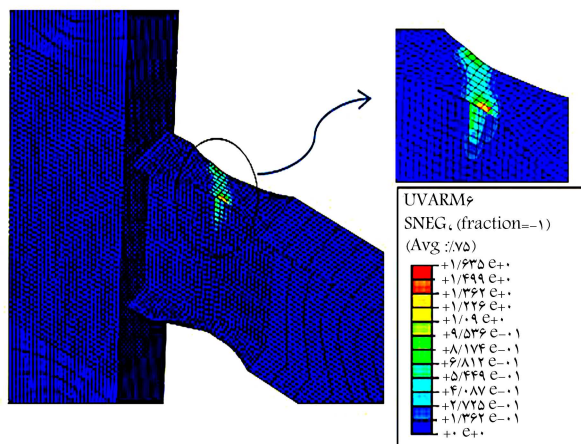
شکل ۷. اتصال گسیخته شده در مدل لی و همکاران [۲۰].
الف) اتصال RBS در دررفت ۶٪ و سمت؛
ب) شکست در بال فوقانی سیکل اول دررفت ۶٪.

شکل ۷. اتصال گسیخته شده در مدل لی و همکاران [۲۰].

۵. بررسی ظرفیت اتصال‌های RBS تحت اثر بار

یکنواخت و بار سیکلی

جهت بررسی ظرفیت اتصال‌های RBS تحت اثر بارگذاری یکنواخت، مشابه پژوهش فهیم صادق و همکاران (۲۰۱۳) [۸] که در صحت‌سنجی پژوهش حاضر از آن استفاده شده است، از سناریوی حذف ستون استفاده شد. تیرها و ستون‌هایی که مشخصات آن‌ها در جدول ۳ و شکل ۱۱ ارائه شده است، مشابه پژوهش فهیم صادق، مدل‌سازی و ستون میانی تا زمان ایجاد گسیختگی در مدل به سمت پایین



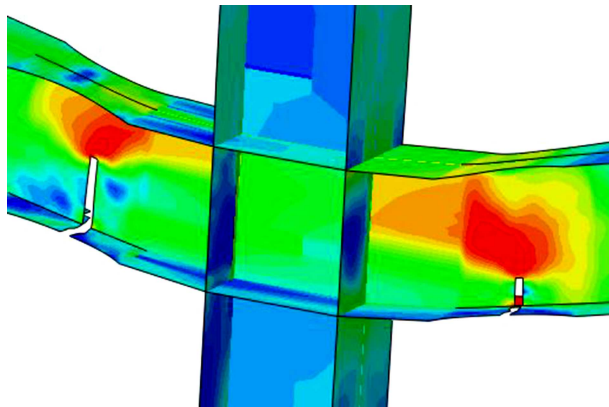
شکل ۸. گسیختگی در نمونه‌ی صحت‌سنجی در سیکل اول دررفت ۶٪.

جدول ۳. مشخصات ابعادی و متریکال استفاده شده در هر کدام از نمونه‌های تحلیلی.

شماره	ابعاد عضو $h \times b \times t \times s (mm)$	مشخصات ناحیه‌ی کاهش یافته*		
		r	c	b
۱	تیر $400 \times 350 \times 10 \times 30$	400	52,5	395
	ستون $400 \times 350 \times 12 \times 30$			
۲	تیر $400 \times 350 \times 10 \times 50$	400	52,5	395
	ستون $400 \times 350 \times 12 \times 30$			
۳	تیر $1000 \times 350 \times 20 \times 30$	1200	52,5	700
	ستون $1000 \times 350 \times 12 \times 30$			
۴	تیر $1000 \times 350 \times 12 \times 30$	1200	52,5	700
	ستون $1000 \times 350 \times 12 \times 30$			
۵	تیر $1000 \times 350 \times 20 \times 30$	1200	49,5	700
	ستون $1000 \times 350 \times 12 \times 30$			

جدول ۴. چرخش در اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت سناریوی حذف ستون.

نمونه	طول تیر (متر)	تغییر مکان ستون میانی در زمان شروع ترک (میلی‌متر)	چرخش در اتصال‌های قاب در زمان شروع ترک (رادیان)
۱	۶	۱۰۲۵	۰٫۱۷
۲	۶	۱۰۲۵	۰٫۱۷
۳	۹	۱۴۲۵	۰٫۱۵۸
۴	۶	۹۷۵	۰٫۱۶۲
۵	۹	۱۳۰۰	۰٫۱۴۷



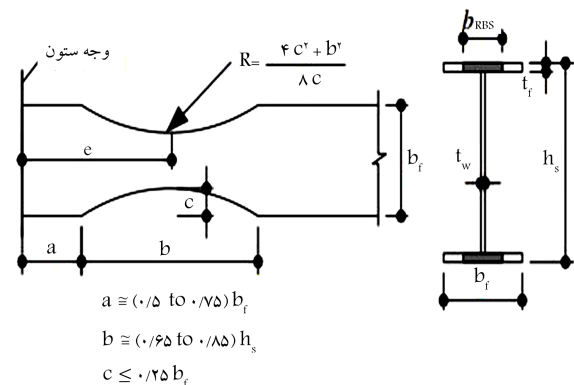
شکل ۱۲. قاب مدل‌سازی شده با نمونه‌ی ۱ جهت سناریوی حذف ستون و محل شروع ترک در اتصال میانی.

شدید مشخص شود. مشخصات تیرها و ستون‌های مورد بررسی در جدول ۳ ارائه شده است. از سابروتین UVARM جهت استخراج مقدار FICyclic استفاده می‌شود. مقدار λ و $\eta_{monotonic}$ متریکال ST-37 به ترتیب برابر ۱، ۲ و ۵ انتخاب شده است.^[۲۱]

در پژوهش حاضر، ۵ نمونه‌ی اتصال که مشخصات آن‌ها در جدول ۳ ارائه شده است، به ۲ روش سناریوی حذف ستون (جهت بارگذاری یکنواخت) و مدل طره (جهت بارگذاری سیکلی) در نرم‌افزار آباکوس (نسخه‌ی ۱-۱۴-۶) با استفاده از المان SHELL چهارگه‌ری ساخته شدند تا بتوان ظرفیت اتصال‌ها را با مقاطع کاهش یافته و همچنین زمان و مکان شروع ترک و گسیختگی در اتصال ذکر شده را تحت بار یکنواخت و سیکلی بررسی کرد. در شکل ۱۱، پارامترهای a, b, c, r که جهت قسمت کاهش یافته‌ی مقطع تیر هستند، مشاهده می‌شوند. در جدول ۳، پارامترهای مذکور به صورت خلاصه جهت هر نمونه ارائه شده است.

در جدول ۴، طول تیر و جابه‌جایی عمودی ستون میانی و چرخش اتصال‌های قاب مدل‌سازی شده تحت بار یکنواخت و سناریوی حذف ستون ارائه شده‌اند. در شکل ۱۲، قاب مدل‌سازی شده جهت نمونه‌ی ۱ مشاهده و همچنین محل شروع ترک در اتصال RBS در چرخش ۰٫۱۷ که میانه‌ی بال اتصال با مقطع کاهش یافته است، مشاهده می‌شود.

در شکل‌های ۱۳ الی ۱۶، محل شروع ترک و پارگی در اتصال‌های مدل‌سازی شده در سناریوی حذف ستون مشاهده می‌شود که مطابق آن‌ها، در تمامی اتصال‌های مدل‌سازی شده، شروع ترک در مرکز ناحیه‌ی کاهش یافته از بال پایین شروع شده و در جان تیر اتصال گسترش یافته است. میانگین چرخش ۵ اتصال ذکر شده برابر ۰٫۱۶۱ رادیان تخمین زده می‌شود. از نتایج گسیختگی نمونه‌های ۱ الی ۵ تحت بار یکنواخت مشخص می‌شود که در نمونه‌های مورد بررسی، با افزایش ارتفاع تیر از



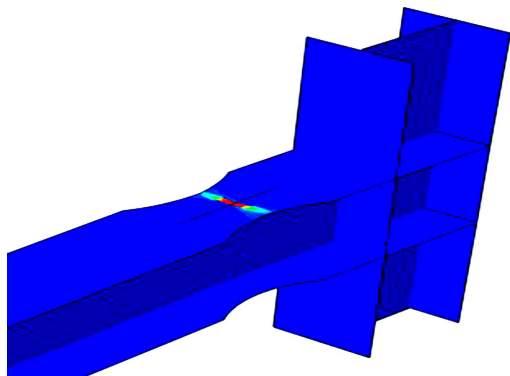
شکل ۱۱. پارامترهای a, b, c, r در اتصال تیر با مقطع کاهش یافته.^[۱]

حرکت داده شده است. پارامترهای مدل VGM ساده شده یا همان SMCS براساس تز دکترای سایکین،^[۲۷] و پژوهش‌های کانوینده،^[۱۲-۱۴] به دست آمدند. مقدار α و یا همان $\eta_{monotonic}$ برای متریکال ST-37 براساس متریکالی که نزدیک‌ترین خواص را به ST-37 داشته باشد، برابر ۲٫۴۴ انتخاب شد.

جهت بررسی ظرفیت اتصال‌های RBS تحت اثر بارگذاری سیکلی، شروع ترک در اتصال‌ها تحت بارگذاری SAC که در تفسیر ضمیمه‌ی آیین‌نامه‌ی AISC آمده است (شکل ۶)، به دست آورده شده است، تا ظرفیت اتصال در خستگی کم چرخه‌ی

جدول ۵. چرخش در اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت بار سیکلی.

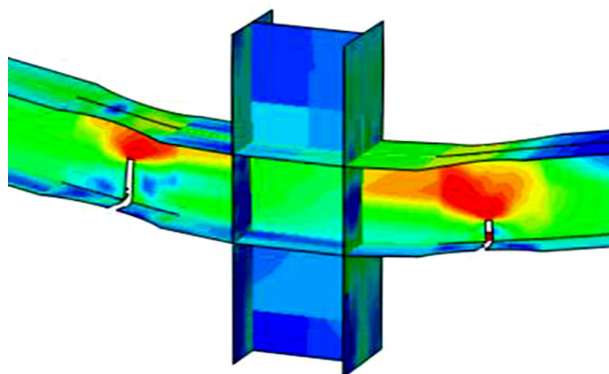
نمونه	طول تیر (متر)	محل شروع ترک در اتصال مدل‌سازی شده	چرخش در اتصال‌های قاب در زمان شروع ترک (رادیان)
۱	۳	مرکز ناحیه‌ی کاهش‌یافته	$3^{th} - 0.05$
۲	۳	مرکز ناحیه‌ی کاهش‌یافته	$1^{th} - 0.06$
۳	۴٫۵	محل اتصال تیر به ستون	$2^{th} - 0.04$
۴	۳	محل اتصال تیر به ستون	$4^{th} - 0.03$
۵	۴٫۵	مرکز ناحیه‌ی کاهش‌یافته	$2^{th} - 0.04$



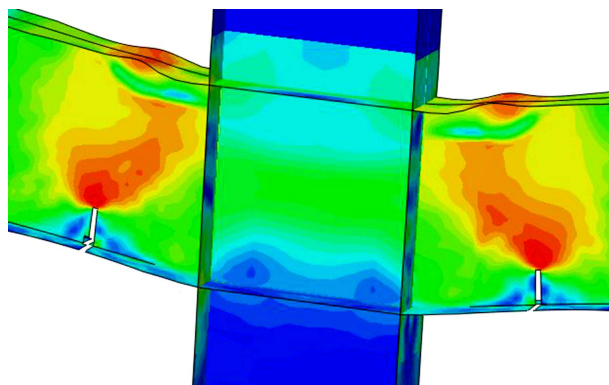
شکل ۱۷. محل شروع ترک در اتصال مدل‌سازی شده با نمونه‌ی ۱ جهت بار سیکلی.

ظرفیت چرخش اتصال کاسته شده است (کاهش ظرفیت اتصال ۳ تا ۵ نسبت به نمونه‌های ۱ و ۲). با مقایسه‌ی نمونه‌ی ۲ نسبت به نمونه‌ی ۱ مشخص می‌شود که افزایش ضخامت بال در محدوده‌ی مجاز آیین‌نامه‌ی AISC، کاهش در ظرفیت چرخش اتصال تحت بار یک‌نواخت ندارد. نمونه‌های بررسی شده مشخص می‌کند که با کم شدن میزان کاهش مقطع در تیر، از ظرفیت چرخش اتصال‌ها کاسته خواهد شد (مقایسه‌ی ظرفیت نمونه‌ی ۵ با نمونه‌ی ۳). همچنین با مقایسه‌ی نتایج مدل‌های ۳ و ۵ نسبت به مدل ۴ مشاهده می‌شود که افزایش نسبت طول تیر به ارتفاع تیر، لزوماً باعث افزایش مستقیم ظرفیت چرخش تیر نمی‌شود. بررسی محل گسیختگی در تمام نمونه‌ها نشان می‌دهد محل شروع ترک در مرکز ناحیه‌ی کاهش‌یافته بوده و ناحیه‌ی حفاظت شده نیز دقیقاً مطابق محل ارائه شده در آیین‌نامه‌ی AISC است. در جدول ۵، چرخش اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت بار سیکلی ارائه شده‌اند. در شکل ۱۷، قاب مدل‌سازی شده جهت نمونه‌ی ۱ تحت بار سیکلی مشاهده می‌شود. همچنین محل شروع ترک در اتصال RBS در چرخش 0.05 که مرکز ناحیه‌ی کاهش‌یافته در بال فوقانی است، مشاهده می‌شود.

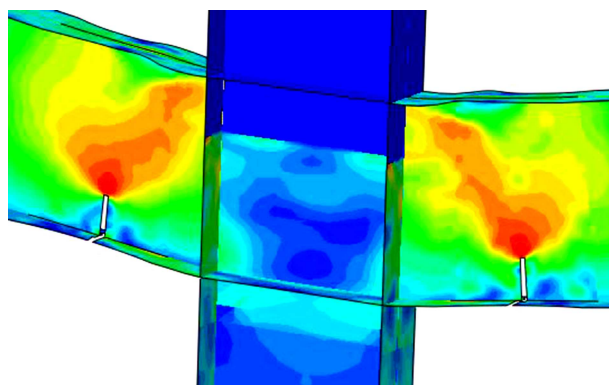
در اتصال‌های ۱، ۲ و ۴ مدل‌سازی شده تحت بار سیکلی، شروع ترک در مرکز ناحیه‌ی کاهش‌یافته از بال بالا شروع شده و در جان تیر اتصال گسترش یافته است. میانگین چرخش ۳ اتصال مذکور برابر 0.05 رادیان تخمین زده شده است. از نتایج گسیختگی نمونه‌های ۱ الی ۵ تحت بار سیکلی مشخص می‌شود که در نمونه‌های مورد آزمایش، با افزایش ارتفاع تیر از ظرفیت چرخش اتصال کاسته شده است (کاهش ظرفیت اتصال ۳ تا ۵ نسبت به نمونه‌های ۱ و ۲). با مقایسه‌ی نمونه‌ی ۲ نسبت به نمونه‌ی ۱ مشخص می‌شود که افزایش ضخامت بال در محدوده‌ی مجاز آیین‌نامه‌ی AISC، باعث افزایش ظرفیت چرخش اتصال تحت بار سیکلی می‌شود. همچنین با مقایسه‌ی نتایج مدل‌های ۳ و ۵ نسبت به مدل ۴ مشخص می‌شود که افزایش نسبت طول تیر به ارتفاع تیر باعث افزایش مستقیم ظرفیت چرخش تیر می‌شود. در ضمن وقتی ارتفاع تیر زیاد و رفتار خمشی تیر



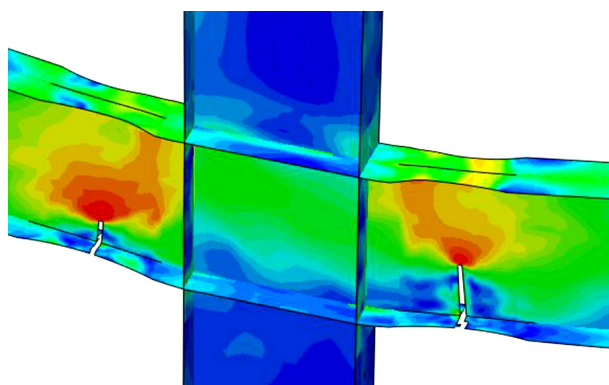
شکل ۱۳. محل شروع ترک در اتصال نوع ۲.



شکل ۱۴. محل شروع ترک در اتصال نوع ۳.



شکل ۱۵. محل شروع ترک در اتصال نوع ۴.



شکل ۱۶. محل شروع ترک در اتصال نوع ۵.

از ظرفیت آن‌ها تحت بار سیکلی است و عملکرد خوب اتصال RBS تحت بار یکنواخت را نشان می‌دهد.

- میانگین چرخش اتصال RBS تحت بار یکنواخت در ۵ نمونه‌ی آزمایش شده برابر ۰/۱۶° رادیان به دست آمده است.

- در تمامی اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت بار یکنواخت، شروع ترک در مرکز ناحیه‌ی کاهش یافته از بال پایین شروع شده و در جان تیر اتصال گسترش یافته است.

- در اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت بار یکنواخت با افزایش ارتفاع تیر از ظرفیت چرخش اتصال کاسته شده است.

- در اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت بار یکنواخت، افزایش ضخامت بال در محدوده‌ی مجاز آیین‌نامه‌ی AISC، کاهش در ظرفیت چرخش اتصال تحت بار یکنواخت نداشته است.

- میانگین چرخش اتصال RBS تحت بار سیکلی در ۵ نمونه‌ی آزمایش شده برابر ۰/۴۴° رادیان به دست آمده است.

- در اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت بار سیکلی با افزایش ارتفاع تیر از ظرفیت چرخش اتصال کاسته شده است.

- در اتصال‌های مدل‌سازی شده تحت بار سیکلی، افزایش ضخامت بال در محدوده‌ی مجاز آیین‌نامه‌ی AISC باعث افزایش ظرفیت چرخش اتصال تحت بار سیکلی شده است.

- با مقایسه‌ی نتایج حاصل از آزمایش‌های تحت بار سیکلی با فرمول $0.08 - 0.003db$ که در آن (db) به اینچ است، مشاهده می‌شود که فرمول -350 FEMA در برآورد ظرفیت چرخش اتصال تحت بار سیکلی دست‌بالاست و نیاز به بازنگری دارد.

کم شود و به سمت رفتار برشی رود، از تأثیر اتصال RBS جهت متمرکز ساختن محل تسلیم در ناحیه‌ی کاهش یافته کم و شروع تسلیم در بر ستون ایجاد شده است (نمونه‌های ۳ و ۴). بررسی محل گسیختگی در نمونه‌های ۱، ۲ و ۵ نشان می‌دهد محل شروع ترک در مرکز ناحیه‌ی کاهش یافته است و ناحیه‌ی حفاظت شده نیز دقیقاً مطابق محل ارائه شده در آیین‌نامه‌ی AISC است. اما با افزایش ارتفاع تیر به ۱ متر از تأثیر کاهش مقطع در متمرکز ساختن تسلیم در ناحیه‌ی کاهش یافته کاسته می‌شود و لزوم مطالعات بیشتر در زمینه‌ی مذکور اجتناب‌ناپذیر است.

۶. نتیجه‌گیری

در پژوهش حاضر سعی بر آن بوده است که ظرفیت نهایی تا پیش از گسیختگی ۵ اتصال تیر با مقطع کاهش یافته‌ی RBS تحت بارهای سیکلی مانند زلزله و تحت بارهای یکنواخت مانند خرابی پیش‌رونده با استفاده از مدل‌های مکانیک شکست به دست آورده شود تا بتوان در مواردی که امکان آزمون‌های آزمایشگاهی نیست، رفتار سازه‌ها را وقتی به سمت انهدام پیش می‌روند، با استفاده از تئوری‌های شکست شکل‌پذیر و مدل‌های رایانه‌ی پیش‌بینی کرد. در این راستا، اتصال‌هایی با استفاده از نرم‌افزار آباکوس مدل‌سازی و مدل‌های شکست شکل‌پذیر تحت بار یکنواخت و سیکلی به کمک سابروتین‌نویسی در نرم‌افزار آباکوس بررسی شده‌اند.

پژوهش حاضر نشان می‌دهد می‌توان با استفاده از مدل‌های شکست، ظرفیت نهایی و نحوه‌ی شکست را در اتصال‌های RBS با دقت بالایی پیش‌بینی کرد. همچنین نتایج نشان می‌دهند ظرفیت اتصال‌های RBS تحت بار یکنواخت بسیار بیشتر

پانویس‌ها

1. Northridge
2. Kobe
3. stress modified critical strain
4. cyclic void growth model
5. ultra low cycle fatigue
6. monotonic tensile
7. void growth model (VGM)
8. exponential decay
9. demand
10. Abaqus

منابع (References)

1. Cooper, J.D., Friedland, I.M., Buckle, I.G. and et al. "The Northridge earthquake: Progress made, lessons learned in seismic-resistant bridge design", Report 58, U.S. DOT Federal Highway Administration, Washington, D.C. (1994).

2. Miyazaki, Y., Abe, K., Ando, M. and et al. "Seismic activity in Japan", [http:// www.hp1039.jishin.go.jp/eqchreng/eqchrfrm.htm](http://www.hp1039.jishin.go.jp/eqchreng/eqchrfrm.htm) (Dec., 2013).
3. Khandelwal, K., El-Tawil, S., Kunnath, S.K., and et al. "Macromodel-based simulation of progressive collapse: Steel frame structures", *Journal of Structural Engineering*, **7**(134), pp. 1070-1078 (2008).
4. Szyniszewski, S. and Krauthammer, T. "Energy flow in progressive collapse of steel framed buildings", *Engineering Structures*, **42**, pp. 142-153 (2012).
5. Kuwamura, H. "Classification of material and welding in fracture consideration of seismic steel frames", *Engineering Structures*, **5**(25), pp. 547-563 (2003).
6. Kuwamura, H., Iyama, J. and Matsui, K. "Effects of material toughness and plate thickness on brittle fracture of steel members", *Journal of Structural Engineering*, **11**(129), pp. 1475-1483 (2003).
7. Kuwamura, H. and Yamamoto, K. "Ductile crack as trigger of brittle Fracture in Steel", *Journal of Structural Engineering*, **6**(123), pp. 729-735 (1997).

8. Sadek, F., Main, J.A., Lew, H.S. and et al. "Performance of steel moment connections under a column removal scenario. I: Experiments", *Journal of Structural Engineering*, **139**(1), pp. 108-119 (Jan., 2013).
9. Kanvinde, A.M. and Deierlein, G.G. "Micromechanical simulation of earthquake-induced fracture in steel structures", Blume Center TR 145, Stanford University, Stanford, CA (2004).
10. Rice, J.R. and Tracey, D.M. "On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, **17**(3), pp. 201-217 (1969).
11. Hancock, J.W. and Mackenzie, A.C. "On the mechanics of ductile failure in high-strength steel subjected to multi-axial stress-states", *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, **24**(3), pp. 147-169 (1976).
12. Kanvinde, A.M. and Deierlein, G.G. "Void growth model and stress modified critical strain model to predict ductile fracture in structural steels", *J. Struct. Eng.*, **132**(12), pp. 1907-1918 (2006).
13. Kanvinde, A.M. and Deierlein, G.G. "Cyclic void growth model to assess ductile fracture initiation in structural steels due to ultra low cycle fatigue", *J. Struct. Eng.*, **133**(6), pp. 701-715 (2007).
14. Kanvinde, A.M. and Deierlein, G.G. "Validation of cyclic void growth model for fracture initiation in blunt notch and dogbone steel specimens", *J. Struct. Eng.*, **134**(9), pp. 1528-1537 (2008).
15. Dinu, F. and Marginean, I. "Experimental testing and numerical analysis of 3D steel frame system under column loss", *J. Engineering Struct.*, **113**, pp. 59-70 (2016).
16. Dinu, F. and Marginean, I. "Experimental testing and numerical modelling of steel moment-frame connections under column loss", *J. Engineering Struct.*, **151**, pp. 861-878 (2017).
17. Cermelj, B., Moze, P. and Sinur, F. "On the prediction of low-cycle fatigue in steel welded beam-to-column joints", *Journal of Constructional Steel Research*, **117**, pp. 49-63 (2016).
18. Tong, L., Huang, X., Zhou, F. and et al. "Experimental and numerical investigations on extremely-low-cycle fatigue fracture behavior of steel welded joints", *Journal of Constructional Steel Research*, **119**, pp. 98-112 (2016).
19. Sadek, F., Main, J.A., Lew, H.S. and et al. "An experimental and computational study of steel moment connections under a column removal scenario", NIST Technical Note 1669, National Institute of Standards and Technology, U.S. Department of Commerce, Gaithersburg, Maryland (2010).
20. Lee, P.; Garai, R. and Ozkula, G. "Issues on using welded built-up box columns in steel special moment frames", *10th U.S. National Conference on Earthquake Engineering Frontiers of Earthquake Engineering*, Anchorage, Alaska (July 21-25, 2014).
21. FEMA 350, "Interim guidelines: Recommended seismic design criteria for new steel moment-frame buildings", (June, 2000).
22. Kuwamura, H. and Yamamoto, K. "Ductile crack as trigger of brittle fractures in steel", *J. Struct. Eng.*, **123**(6), pp. 729-735 (1997).
23. Anderson, T.L. "Fracture mechanics: Fundamentals and applications", 3rd ed. Boca Raton, FL: CRC Press (2005).
24. Wang, Y.Q., Zhou, H. and Shi, Y.J. "Fracture prediction of welded steel connections using traditional fracture mechanics and calibrated micromechanics based models", *Int. J. Steel Struct.*, **11**(3), pp. 351-366 (2011).
25. Zhou, H., Wang, Y., Shi, Y. and et al. "Extremely low cycle fatigue prediction of steel beam-to-column connection by using a micro-mechanics based fracture model", *International Journal of Fatigue*, **48**, pp. 90-100 (2013).
26. Zhou, H., Wang, Y., Shi, Y. and et al. "Seismic low-cycle fatigue evaluation of welded beam-to-column connections in steel moment frames through global-local analysis", *International Journal of Fatigue*, **64**, pp. 97-113 (2014).
27. Saykin, V.V., Song, J. and Hajjar, J. F. "A validated approach to modeling collapse of steel structures", Department of Civil and Environmental Engineering Reports, Report No. NEU-CEE-2014-02. Department of Civil and Environmental Engineering, Northeastern University, Boston, Massachusetts (2014).
28. ABAQUS, "Standard user's manual version 14.1. providence", RI: Hibbitt, Karlsson & Sorensen Inc. (2014).
29. Myers, A.T., Kanvinde, A.M., Deierlein, G.G. and et al. "Effect of weld details on the ductility of steel column baseplate connections", *J. Construct. Steel Res.*, **65**(6), pp. 1366-1373 (2009).
30. Myers, A.T., Deierlein, G.G. and Kanvinde, A.M. "Testing and probabilistic simulation of ductile fracture initiation in structural steel components and weldments", Blume Center TR 170. Stanford University, Stanford, CA (2009).
31. Tehranizadeh, M., Deylami, A., Gholami, M. and et al. "Validation of Cyclic Void Growth Model for Fracture Initiation in the Flange Plate Connection Between Beam and Box Column", 15wcee, USBOA (2012).