

Effect of Corrosion Rate of Stirrups on Seismic Performance of Reinforced Concrete Columns

Abbas Ghasemi*

Assistant Professor, Department of Civil Engineering, Faculty of Civil and Earth Resources Engineering, Central Tehran Branch, Islamic Azad University, Tehran, Iran
(abb.ghasemi@iauctb.ac.ir)

Saba Ferasati

MS Graduated, Department of Civil Engineering, Faculty of Civil and Earth Resources Engineering, Central Tehran Branch, Islamic Azad University, Tehran, Iran

Research paper

Abstract

It is essential to properly understand the seismic behavior of reinforced concrete (RC) columns confined by stirrups that experience different corrosion rates. The current study investigated the effect of seismic performance indicators such as strength loss, energy dissipation rate, ductility and hysteresis damping on specimens and models for different stirrup corrosion rates. Analysis revealed the adverse effects of corrosion on the bond performance between the concrete and steel bars which affected the seismic performance of the columns. For specimens with a lower corrosion level of stirrups, though, the energy dissipation reduced gradually and the ductility factor increased slightly, and the slight corrosion of stirrups improved the ductility of specimens. However, the energy dissipation and ductility coefficient declined remarkably as the stirrup corrosion level increased. Compared with the uncorroded specimen, the ductility factor and energy dissipation decreased considerably, by 22.89% and 60.64%, respectively. An attenuation relationship is proposed for the corrosion rate of the stirrups for different stirrup yield strengths, concrete compressive strengths, concrete covers and stirrup spacing. The values estimated by the proposed relationship were shown to be in acceptable agreement with the analytical results.

Keywords: Corrosion, Stirrup, Reinforced concrete, Column, Seismic performance.

*Corresponding Author: Abbas Ghasemi

Ghasemi, A., ferasati, S. Effect of Corrosion Rate of Stirrups on Seismic Performance of Reinforced Concrete Columns. Journal of Concrete Structures and Materials, 2022; 7(1): 217-237.

<http://doi.org/10.30478/jcsm.2022.354234.1288>

2538-5828/ © 2021 The Authors. Published by Iranian Concrete Society

This is an open access article under the CC BY license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

ارزیابی عملکرد لرزه‌های ستون‌های بتن مسلح تحت اثر میزان خوردگی آرماتورهای عرضی

عباس قاسمی

استادیار، گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی عمران و منابع زمین، دانشگاه آزاد اسلامی واحد تهران مرکزی
(نویسنده مسئول)

صبا فراستی

کارشناس ارشد سازه، گروه مهندسی عمران، دانشکده مهندسی عمران و منابع زمین، دانشگاه آزاد اسلامی واحد تهران مرکزی

چکیده

درک رفتار لرزه‌های ستونهای بتن مسلح محصور توسط خاموت‌های بادرجات مختلف خوردگی از اهمیت بسزایی برخوردار می‌باشد. در این مطالعه سعی می‌گردد تأثیر شاخص‌های عملکرد لرزه‌ای نظیر تنزل مقاومت، میزان استهلاک انرژی، شکل‌پذیری و میرایی هیستریزیس در نمونه‌ها و مدل‌های مختلف به ازای درصدهای مختلف خوردگی خاموت‌ها مورد بررسی و ارزیابی قرار گیرد. با توجه به تحلیل‌های انجام شده نتایج حاصله بیانگر تأثیر غیرمطلوب میزان خوردگی آرماتورهای عرضی بر پیوستگی بین بتن و آرماتور و عملکرد لرزه‌ای ستون می‌باشد. بدلیل تضعیف اثر محصورشدگی هسته بتنی ناشی از شرایط خوردگی شدید آرماتور عرضی، پاسخ‌های لرزه‌ای تنزل یافته و مود خرابی از حالت شکل‌پذیر به شکننده تغییر می‌یابد. در این تحقیق بارگذاری چرخه‌ای بر روی هشت نمونه ستون بتن مسلح با سطوح مختلف خوردگی انجام گردید. مودهای خرابی، منحنی هیستریزیس، منحنی پیکربندی، ضرایب شکل‌پذیری، مقادیر استهلاک انرژی و ظرفیت باربری نمونه‌های بتن مسلح بررسی و مقایسه گردید. همچنین اثر ترک‌های ناشی از خوردگی بر خصوصیات مکانیکی المان‌ها بررسی گردید. نتایج این تحقیق نشان می‌دهد که با افزایش میزان خوردگی، ظرفیت استهلاک انرژی و ظرفیت تغییرشکل پلاستیک به صورت قابل ملاحظه‌ای افت می‌نماید. در مقایسه با نمونه فاقد خوردگی، ضرایب شکل‌پذیری و استهلاک انرژی به ترتیب به میزان ۲۲/۸۹ درصد و ۶۰/۶۴ درصد کاهش می‌یابد. همچنین مودهای خرابی با افزایش میزان خوردگی از حالت شکل‌پذیر به حالت شکننده متمایل می‌گردند.

کلمات کلیدی: خوردگی، آرماتور عرضی، ستون بتن مسلح، عملکرد لرزه‌ای

سالانه هزینه بسیار زیادی صرف تعمیر، نگهداری و تقویت سازه‌های موجود می‌گردد که درصد بسیاری از این هزینه‌ها به علت دوام ناکافی سازه‌های بتنی می‌باشد. در طراحی سازه‌ها، اغلب تاکید اصلی بر خواص و ظرفیت مکانیکی می‌باشد و به ندرت الزامات خاصی برای دوام و عملکرد طولانی مدت سازه وضع می‌گردد. لذا وجود مدلی برای تخمین عمر مفید سازه برای توسعه منطقی استانداردهای طراحی براساس دوام ضروری به نظر می‌رسد. خوردگی آرماتور از اصلی‌ترین عوامل خرابی سازه‌های بتن مسلح به حساب می‌آید بنحوی که خوردگی خاموت بر ظرفیت و سختی ستون‌ها و تغییر الگوی شکست به شکست ترد تاثیرگذار می‌باشد. میرزا و همکاران [۱] با انجام مطالعات آزمایشگاهی به بررسی اثرات خوردگی بر مقاومت پیوستگی بین آرماتور و بتن پرداختند. نتایج بیانگر اثر مثبت آرماتورهای عرضی بر مقاومت پیوستگی بوده بنحوی که در مقادیر خوردگی بالا، پیوستگی بین آرماتور و بتن به طور چشمگیری کاهش می‌یابد. کرونی و همکاران [۲] روند تغییرات پیوستگی بین بتن و آرماتور با درجات مختلف خوردگی تحت محصورشدگی کم و زیاد را بررسی نمودند. لی و همکاران [۳] با انجام آزمایشاتی به بررسی رفتار لرزه‌ای ستون‌های بتن مسلح محصور تحت خوردگی خاموت‌ها پرداختند. در تحقیق آن‌ها پارامترهای موثر قطر و فواصل مختلف خاموت لحاظ شده است. با کاهش وزن خاموت‌ها، شکل پذیری و کل ظرفیت اتلاف انرژی ستون‌های بتن مسلح کاهش می‌یابد. در ستون‌های بتنی مسلح، با افزایش میزان خوردگی، شکست برشی ترد حادث خواهد شد. مازوتی و همکاران [۴] به مطالعه بر روی زوال مقاومت برشی و خمشی ناشی از خوردگی میلگرد پرداختند. با توجه به اینکه خوردگی علاوه بر کاهش سطح مقطع میلگرد باعث از بین رفتن پوشش بتنی می‌شود، لذا اثر زوال مقاومت برشی نیز در تحقیق مذکور مورد بررسی قرار گرفت. ژانگ و همکاران [۵] به نقش خاموت‌ها در محافظت میلگردهای کششی در برابر خوردگی اشاره نمودند.

هایگینس و همکاران [۶] عملکرد تیرهای بتن مسلح را تحت خوردگی خاموت‌ها مورد بررسی قرار دادند و نتیجه‌گیری نمودند خوردگی خاموت‌ها باعث کاهش ظرفیت برشی و شکل پذیری می‌شود. فاصله خاموت‌ها در میزان خرابی و گسترش خوردگی اعضا تاثیرگذار می‌باشد. هانجری و همکاران [۷] با بررسی آسیب وارده به سازه‌های بتنی مسلح نتیجه‌گیری نمودند که خوردگی خاموت‌ها می‌تواند مقاومت پیوستگی بین فولاد و بتن را کاهش دهد. شایان ذکر است کاهش عمده چسبندگی با افزایش خوردگی خاموت‌ها محسوس تر می‌باشد. ژائو و همکاران [۸] به بررسی تأثیر خوردگی خاموت بر پیوستگی بین میلگرد و بتن تحت بار چرخه‌ای و یکنواخت پرداختند. انواع مختلف عدم قطعیت در فاز خوردگی در تیرهای بتنی مشهود می‌باشد که بایستی مطابق با یک مدل احتمالاتی در تحلیل قابلیت اعتماد لحاظ گردند. استوارت و همکاران [۹] با استفاده از دو متغیر زمان شروع خوردگی و انتشار خوردگی، جهت تخمین کاهش قطر میلگردها معادلاتی را پیشنهاد نمودند. همچنین متغیرهای مذکور را با تابع توزیع لوگ نرمال مدلسازی نموده و از نتایج آن جهت تحلیل قابلیت اعتماد تیر بتن مسلح استفاده نمودند. باستیداس و همکاران [۱۰] قابلیت اعتماد تیر پل بتنی تحت خوردگی حفره‌ای را با تابع شرایط حدی ظرفیت خمشی تیر ارزیابی نمودند. دارماوان [۱۱] تحلیل آماری از متغیرهای مؤثر نظیر طول میلگرد، نرخ خوردگی و زمان خوردگی حفره‌ای ارائه نمودند. لی و همکاران [۱۲] روابط عددی را بر اساس نرخ خوردگی به صورت صریح و بر مبنای خصوصیات مقاومتی بتن و تخمین پیوستگی بتن و میلگرد، توسعه دادند. پلایزر و همکاران [۱۳] بر اساس روش مونت کارلو با در نظر گرفتن کاهش مقاومت میلگردها تحت خوردگی و بر مبنای ظرفیت خمشی به تحلیل قابلیت اعتماد تیر دو دهانه پرداختند. بررا و همکاران [۱۴] با استفاده از روشهای عددی و اجزا محدود اثر خوردگی بر کاهش پیوستگی بتن و آرماتور، در سطوح مختلف محصورشدگی را مورد مطالعه قرار دادند. لاندرگن [۱۵] به تحلیل ترک خوردگی بتن و آزمایش بیرون کشیدن آرماتورهای دارای خوردگی، پرداختند. عطارچی و همکاران [۱۶] به مدل‌سازی اجزاء محدود تیر دارای خوردگی آرماتور مبادرت ورزیدند و نتایج حاصله از تحلیل اجزاء محدود تطابق مناسبی را با نتایج حاصل از نمونه‌های آزمایشگاهی نشان می‌دهند.

به منظور مقاوم‌سازی لرزه‌ای ستون‌های بتن مسلح تحت شرایط خوردگی، مطالعه جامعی توسط راجپوت و همکاران [۱۷] ارائه گردید. در تحقیق مذکور در نواحی مفصل پلاستیک از مصالح کامپوزیتی پیشرفته استفاده گردید. یو و همکاران [۱۸] چهارچوبی جهت ارزیابی انرژی چرخه‌ای برای سازه‌های بتن مسلح متعارف در مناطق لرزه‌خیز ارائه نمودند. جیا و همکاران [۱۹] به منظور بررسی عملکرد لرزه‌ای ستون‌های تحت خوردگی سطح پایین و کارایی پلیمرهای CFRP، سه نمونه ستون بتن مسلح با مقیاس ۱/۴ تحت شرایط استفاده و عدم استفاده از پلیمرهای CFRP را مورد آزمایش قرار دادند. یوان و گوو [۲۰-۲۴] در آزمایش میز لرزه‌ای، عملکرد لرزه‌ای پایه‌های پل تحت شرایط خوردگی غیریکنواخت توسط بار چرخه‌ای و با در نظر گرفتن اثر تحریک دو جهته زلزله و لغزش آرماتور را بررسی کردند. نتایج بیانگر کاهش قابل توجه ظرفیت مقاوم لرزه‌ای در پایه ستون در شرایط خوردگی شدید و در مناطق جزر و مدی است. پدیده مذکور منتج به تغییر موقعیت مفصل پلاستیک در پایه ستون پل در هنگام زلزله می‌شود.

در زمینه بررسی رفتار لرزه‌ای المان‌های سازه‌ای بتن مسلح با در نظر گرفتن خوردگی خاموت‌ها، تحقیقات و تلاش‌های قابل توجهی انجام شده است، لیکن مطالعات آزمایشگاهی و عددی چندانی در خصوص رفتار لرزه‌ای تیرها و ستون‌های بتن مسلح و ناحیه اتصال تیر- ستون انجام نشده است. این موضوع به‌ویژه برای سطوح خوردگی بالاتر از ۲۰ درصد حائز اهمیت می‌باشد. زیرا رفتار لرزه‌ای و مود خرابی تیر و ستون بتن مسلح و همچنین ناحیه اتصال تیر- ستون کاملاً متأثر از سطح و تراز خوردگی می‌باشد که به تحقیق و مطالعه بیشتر در این زمینه نیاز است. همچنین در مطالعات قبلی و در مورد عملکرد لرزه‌ای پایه‌های پل با خوردگی غیریکنواخت، به‌ندرت بررسی صورت پذیرفته است و لزوم انجام تحقیقات عمیق‌تر در این زمینه احساس می‌شود. در این مطالعه به‌منظور تعیین مشخصات مکانیکی و مکانیسم‌های خرابی، بارگذاری چرخه‌ای برای هشت نمونه ستون بتن مسلح تحت مقادیر مختلف خوردگی انجام گردید. تأثیر خوردگی خاموت‌ها بر شاخص‌های عملکرد لرزه‌ای نظیر ظرفیت باربری، خصوصیات هیستریزس، شکل‌پذیری، تنزل مقاومت، کاهش سختی و استهلاک انرژی بر اساس پارامترهای قطر و فاصله خاموت‌ها مورد تحلیل قرار گرفت. برای پیش‌بینی مقاومت جانبی ستون‌های بتن مسلح محصور شده با در نظر گرفتن مقادیر مختلف خوردگی خاموت، راهکاری پیشنهاد گردید.

۲- مشخصات مصالح تحت شرایط خوردگی

کاهش مقاومت فشاری بتن بر اثر خوردگی آرماتور یکی از دلایل اصلی خرابی در سازه‌های بتن آرمه است که به ندرت در محاسبات وارد می‌گردد و تحقیقات اندکی در خصوص اثرات رشد ترک ناشی از خوردگی بر کاهش مقاومت فشاری بتن انجام شده است. با توجه به اینکه المان‌های تحت اثر خوردگی به دلیل افزایش حجم از داخل تحت تنش قرار می‌گیرند، این تنش‌ها سبب تولید ترک‌های ریز و درشت در بتن شده و در نتیجه مقاومت فشاری بتن کاهش می‌یابد. مقاومت کاهش یافته بتن، به صورت رابطه‌ی (۱) قابل محاسبه است [۲]:

$$f_c^* = \frac{f_c}{1 + \frac{K\varepsilon_1}{\varepsilon_{c0}}} \quad (1)$$

در رابطه فوق، K ضریب مرتبط با سختی و قطر آرماتور (برای قطرهای رایج معادل ۰/۱ پیشنهاد شده است)، ε_{c0} کرنش متناظر با تنش فشاری ماکزیمم و ε_1 کرنش کششی متوسط در بتن ترک خورده است. میزان کرنش ε_1 با استفاده از رابطه‌ی (۲) قابل محاسبه می‌باشد [۲]:

$$\varepsilon_1 = \frac{b_f - b_0}{b_0} \quad (2)$$

b_0 عرض مقطع در حالت اولیه و b_f عرض افزایش یافته ناشی از ترک خوردگی منتج از خوردگی است. برای افزایش عرض تیر رابطه زیر پیشنهاد شده است [۲]:

$$b_f - b_0 = n_{bars} w_{cr} \quad (3)$$

که n_{bars} تعداد آرماتورهای فشاری و w_{cr} عرض کل ترک برای خوردگی به میزان X است که با رابطه زیر قابل محاسبه می‌باشد [۱۸]:

$$w_{cr} = \sum u_{icorr} = 2(v_{rs} - 1)X \quad (۴)$$

v_{rs} نسبت انبساط حجمی اکسیدها نسبت به مصالح اولیه، X عمق خوردگی و u_{icorr} میزان بازشدگی هر ترک ناشی از خوردگی است. رابطه فوق الذکر با فرض اینکه خوردگی دور آرماتور خورده شده تجمع یافته و غیرقابل فشرده است، استوار می‌باشد. لذا برای یک آرماتور، عرض ترک کل w_{cr} ، معادل افزایش محیط آن بوده و قطر آرماتور به اندازه $2X$ افزایش می‌یابد. بر اساس نتایج آزمایشگاهی انجام شده بر روی ۵۸ نمونه مقدار کرنش تسلیم آرماتورهای فولادی تحت خوردگی مطابق رابطه (۵) پیشنهاد گردید [۱۸].

$$\varepsilon_y = \frac{f_y}{E_s} \begin{cases} 1 & C_w = 0 \\ 0.907 - 0.757C_w \frac{d_0}{c} + 0.0087 \frac{c}{d_0} & C_w > 0 \end{cases} \quad (۵)$$

که C_w درجه‌ی خوردگی آرماتورها، d_0 قطر آرماتورها و c پوشش بتنی است. این رابطه نشان می‌دهد که حساسیت کرنش تسلیم آرماتور قطعاً به درجه خوردگی آن‌ها بستگی دارد. همچنین به قطر آرماتور و پوشش بتنی نیز وابسته است. مقاومت چسبندگی نهایی بین بتن و آرماتور با استفاده از رابطه (۶) محاسبه می‌شود [۱۸]:

$$f_{bu} = \frac{0.4c}{d} \sqrt{f'_c} \quad (۶)$$

مطابق نتایج آزمایشگاهی با شروع خوردگی و مقادیر خوردگی کمتر، مقدار مقاومت پیوستگی بتن و آرماتور به علت افزایش اصطکاک تا حدودی افزایش می‌یابد. لیکن پس از گذشت دوره کوتاه و با افزایش خوردگی، تنش پیوستگی بین آرماتور و بتن به شدت کاهش می‌یابد. کاهش شکل‌پذیری معمولاً به دلیل شکل‌گیری شکاف در حین خوردگی حفره‌ای رخ می‌دهد و می‌توان آن را با در نظر گرفتن کرنش نهایی کمتر برای فولاد در مقایسه با فولاد اولیه اعمال کرد. جهت تخمین کرنش نهایی فولاد دارای خوردگی رابطه (۷) پیشنهاد شده است [۱۸]:

$$\varepsilon'_{su} = \varepsilon_{sy} + (\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sy}) \left(1 - \frac{\alpha_{pit}}{\alpha_{pit}^{max}}\right) \quad (۷)$$

$$\alpha_{pit} = \frac{\Delta A_{pit}}{A_{pit}} \quad (۸)$$

که α_{pit} نسبت کاهش سطح مقطع به دلیل خوردگی حفره‌ای به سطح مقطع آرماتور، ε_{sy} کرنش تسلیم فولاد، ε_{su} و ε'_{su} به ترتیب کرنش نهایی آرماتور قبل و بعد از خوردگی هستند. شایان ذکر است معادله مذکور تنها به ازای $\alpha_{pit} < \alpha_{pit, max}$ معتبر می‌باشد. کران‌های بالا و پایین مقادیر $\alpha_{pit, max}$ مطابق نتایج آزمایشگاهی به ترتیب ۱ و ۰/۵ منظور می‌گردند. جهت شروع خوردگی، سطح مقطع کاهش یافته با میزان کاهش سطح مقطع آرماتور مقایسه می‌گردد. کاهش سطح مقطع آرماتور مورد نیاز برای شروع ترک خوردگی بتن بر حسب ϕ_0 ، A_s ، a و نسبت c/ϕ_0 به صورت زیر است [۱۸]:

$$\Delta A_s = A_s \left[1 - \left[1 - \frac{\alpha}{\phi_0} \left(7.53 + 9.32 \frac{c}{\phi_0}\right) 10^{-3}\right]^2\right] \quad (۹)$$

$$\Phi = \Phi_0 - \alpha X \quad (۱۰)$$

$$X = \frac{\Phi_0}{\alpha} \left[1 - \sqrt{1 - \frac{\Delta A_s}{A_s}}\right] 10^4 \quad (۱۱)$$

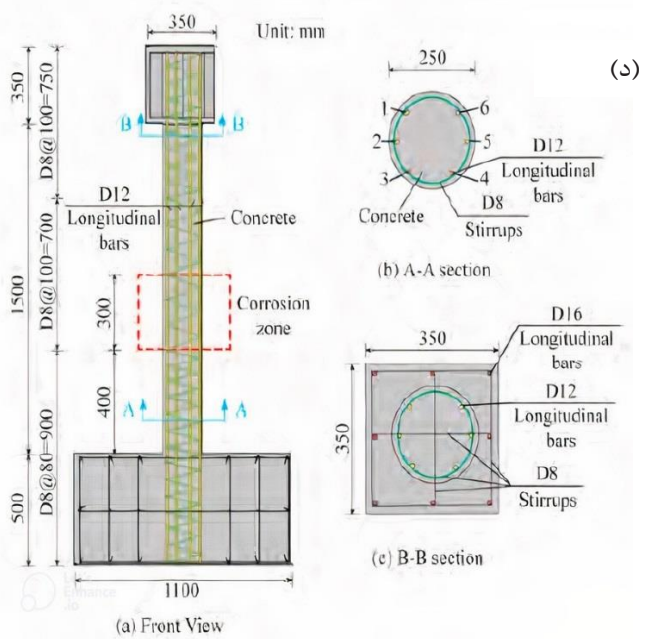
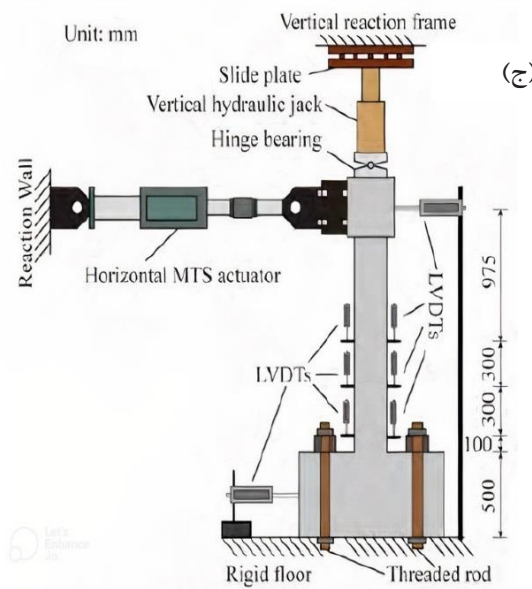
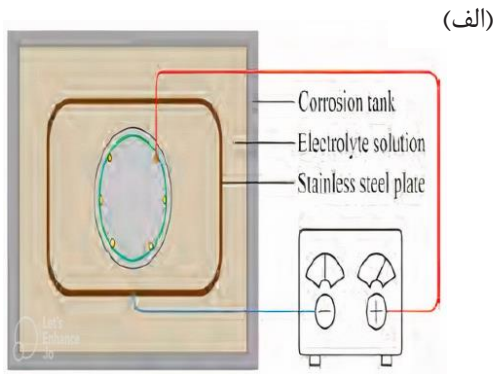
$$X_0 = 7.53 + 9.32 \frac{c}{\phi_0} \quad (۱۲)$$

در روابط فوق، ϕ قطر آرماتور باقیمانده، ϕ_0 قطر اولیه آرماتور (بر حسب میلیمتر)، X عمق نفوذ خوردگی (بر حسب میکرومتر) و α ضریب تمرکز خوردگی، c ضخامت پوشش بتنی (بر حسب میلیمتر)، AA_s کاهش سطح مقطع فولاد (بر حسب میلیمترمربع) و A_s سطح مقطع اولیه فولاد (بر حسب میلیمترمربع) است. برای خوردگی یکنواخت α برابر ۲ و برای خوردگی موضعی α مقداری بین ۴ تا ۸ اختیار می‌گردد.

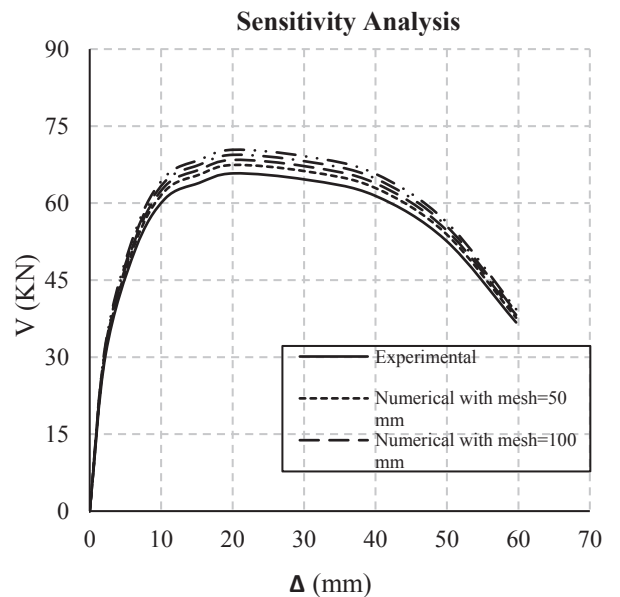
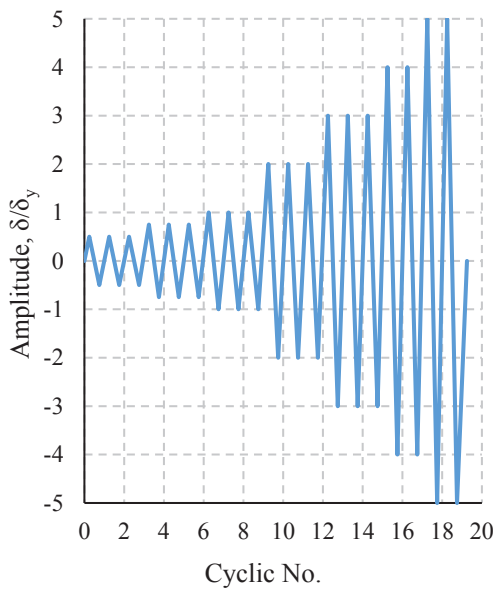
۳- صحت‌سنجی

به منظور صحت‌سنجی و اعتبارسنجی مدل‌های عددی از نتایج آزمایشگاهی ژائو و همکاران [۲۵] استفاده گردید. مدل‌سازی المان محدود بتن سازه‌ای، آرماتورهای طولی و عرضی ستون بتن مسلح در نرم‌افزار آباکوس [۲۶] انجام گردید. برای درک رفتارهای لرزه‌ای ستون‌های بتنی تحت شرایط خوردندگی، آزمایش بارگذاری چرخه‌ای بر روی ستون‌های بتن آرمه با شرایط مذکور انجام دادند. با توجه به ابعاد و اندازه مدل‌های آزمایشگاهی و نیاز به خوردگی موضعی، روش خوردگی به صورت تسریع شده الکتریکی منظور گردید. در نمونه‌های آزمایشگاهی درجات مختلف خوردگی انتخاب گردید. چگالی خوردگی شتابنده الکتریکی معادل ۳۰۰ میکروآمپر بر سانتیمتر مربع و مقادیر خوردگی هدف در نمونه‌های آزمایشگاهی به ترتیب ۱۰، ۲۰ و ۳۰ درصد لحاظ گردید. در آزمایش خوردگی شتابنده الکتریکی به میزان ۵ درصد نمک به عنوان راهکار الکترولیتی و فولاد زنگ‌نزن به عنوان کاتد مورد استفاده قرار گرفته است. شکل ۱(ج) نمونه آزمایشگاهی تحت بارگذاری را نشان می‌دهد. نمونه‌های آزمایشگاهی در طی بارگذاری تحت نیروی محوری ثابت و جابجایی جانبی چرخه‌ای با دامنه فزاینده قرار می‌گیرند. نیروی محوری قائم ثابت توسط جک هیدرولیکی به میزان ۳۱۰ کیلونیوتن اعمال می‌گردد و لذا نسبت فشار محوری متناظر معادل ۰/۲ خواهد بود. جابجایی چرخه‌ای تک محوره توسط محرک افقی اعمال می‌شود، بنحوی که میزان افزایش جابجایی در هر گام بارگذاری به میزان ۴ میلیمتر می‌باشد. به محض این‌که نیروی مقاوم جانبی به کمتر از ۸۵ درصد نیروی حداکثر برسد، بارگذاری متوقف خواهد شد. دو سنسور جابجایی خطی جهت کنترل روند جابجایی جانبی در نواحی فوقانی و تحتانی ستون مورد مطالعه، استفاده شده است. همچنین دو سنسور جابجایی خطی جهت کنترل جابجایی واقعی و لغزش بین فونداسیون پایه و کف صلب تعبیه شده است. با اندازه‌گیری انحنای مقطع در پایه ستون و مقطع انتهایی در ناحیه خوردگی و با نصب سه جفت سنسور در ارتفاع‌های ۱۰۰ میلیمتر، ۴۰۰ میلیمتر و ۷۰۰ میلیمتر بالاتر از پایه ستون، انتقال مفصل پلاستیک قابل مشاهده می‌باشد. هندسه ستون‌ها و جزئیات نمونه آزمایشگاهی مطابق شکل ۱(د) می‌باشد. ستون نمونه آزمایشگاهی دارای مقطع دایروی به قطر ۲۵۰ میلی‌متر و ارتفاع ۱۸۵۰ میلی‌متر است. آرماتورهای طولی ستون متشکل از $6\phi 12$ و آرماتورهای عرضی $8\phi @ 80$ هستند. ضخامت روکش بتنی ۱۵ میلی‌متر است.

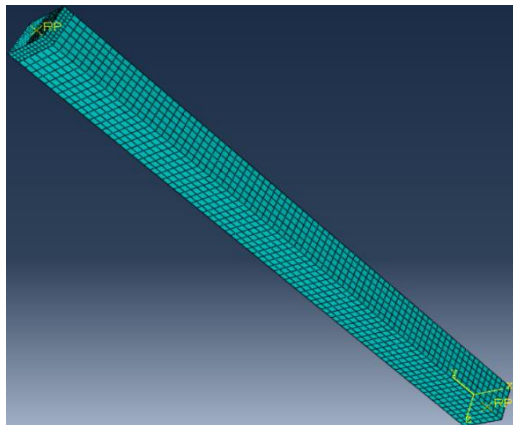
برای مصالح بتن و میلگرد به ترتیب از المان C3D8R (المان پیوسته سه بعدی ۸ گره‌ای با انتگرال کاهش یافته) و المان T3D2 (المان خرابایی سه بعدی ۲ گره‌ای) استفاده شد. میزان دقت و همگرایی نتایج عددی به طور مستقیم به چگالی مش وابسته است. برای به دست آوردن تعداد بهینه مش یک آنالیز حساسیت نسبت به مش صورت گرفت تا اثر ریزتر شدن المان‌ها بر نمودار نیرو-جابجایی ستون بررسی گردد. بدین منظور پنج آنالیز با اعداد مش ۵۰، ۱۰۰، ۱۵۰ و ۲۰۰ میلیمتر انجام شد که دقت نتایج بدست آمده با نتایج آزمایشگاهی در شکل ۲ مقایسه شده است. رفتار ستون برای مش‌بندی‌های مختلف تا تسلیم میلگردهای خمشی تقریباً یکسان است و تفاوت نمودارها بعد از تسلیم میلگردهای خمشی، محسوس‌تر است. بنابراین مدل دارای مش ۵۰ میلیمتر تطابق خوبی با نمودار آزمایشگاهی دارد و از آن می‌توان به عنوان مش‌بندی بهینه یاد کرد. در شکل ۳ نحوه مدل‌سازی آرماتورهای طولی و عرضی ستون بتن مسلح در نرم‌افزار آباکوس ارائه شده است. منحنی هیستریزس و منحنی پوش اور نمونه آزمایشگاهی و مدل المان محدود در شکل ۴ با یکدیگر مقایسه گردیده‌اند. نتایج حاصله حاکی از تطابق مناسب مدل عددی و آزمایشگاهی می‌باشد. مطابق شکل ۴ در نقطه تسلیم میزان خطای نتایج آزمایشگاهی و نتایج عددی حداکثر ۴/۷۳ درصد می‌باشد. میزان اختلاف نتایج آزمایشگاهی و عددی در جابجایی نهایی به ۳/۷۱ درصد خواهد رسید. در سایر مقادیر جابجایی، اختلاف نتایج عددی و آزمایشگاهی ناچیز می‌باشد. لذا با توجه به موارد مذکور، مدل عددی از دقت مناسبی برخوردار خواهد بود.



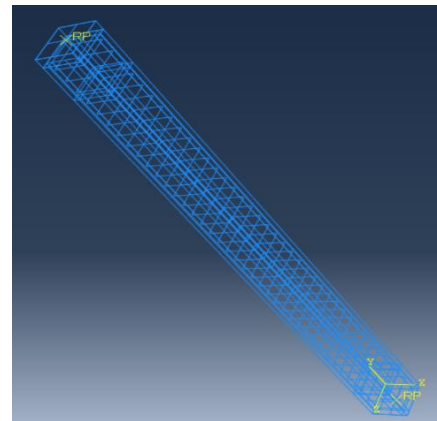
شکل ۱- (الف) روش خوردگی به صورت تسریع شده الکتریکی، (ب) خوردگی موضعی ستون، (ج) هندسه ستون آزمایشگاهی و (د) مقطع عرضی ستون [۲۵]



شکل ۲- آنالیز حساسیت منحنی پوش اور نسبت به ابعاد مش و بارگذاری چرخه‌ای اعمالی در نمونه آزمایشگاهی

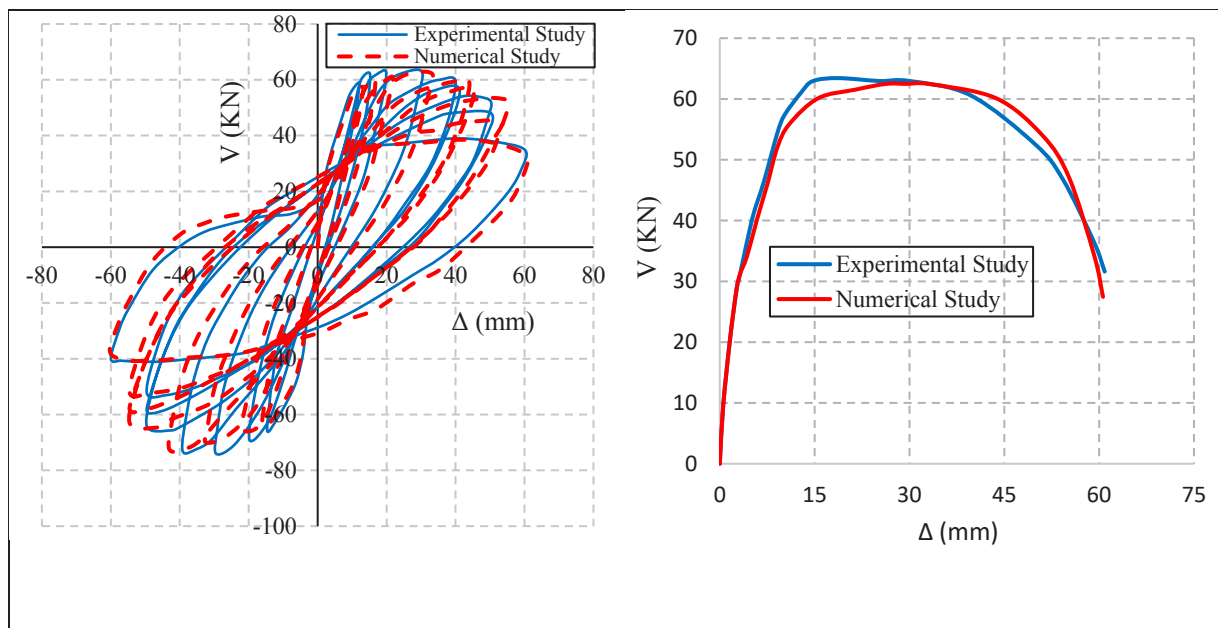


(ب)



(الف)

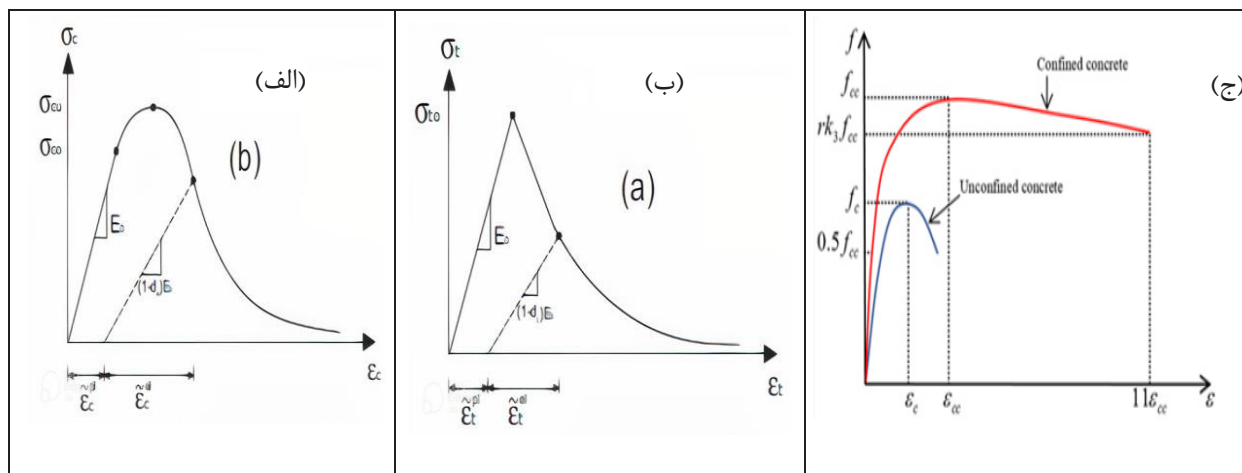
شکل ۳- (الف) مدل‌سازی آرماتورهای طولی و عرضی ستون و (ب) مش بندی ستون



شکل ۴- مقایسه‌ی منحنی هیستریزس و منحنی پوش اور نمونه آزمایشگاهی و مدل عددی

۴- مدل‌سازی سازه‌ها و بحث و بررسی نتایج

در این بخش به مدل‌سازی تحلیلی نمونه‌ها توسط نرم‌افزار آباکوس [۲۶] که به منظور انجام مطالعات تحلیلی اثر خوردگی به کار گرفته شده است، پرداخته می‌شود. در مدل بتن آسیب‌دیده پلاستیک مبنای پاسخ کشش و فشار تک محوره بتن، معیار خرابی پلاستیک می‌باشد. همان‌گونه که در شکل ۵ نشان داده شده است، مدل‌های معرفی شده با وجود سادگی نسبی، خصوصیات اصلی بتن را ارضا می‌نمایند. یکی از موارد تأثیرگذار بر رفتار کلی بتن، شیب باربرداری آن است. معمولاً شیب باربرداری معادل با مقدار مدول الاستیسیته‌ی اولیه منظور می‌گردد. شایان ذکر است بدلیل آسیب‌های وارده در اثر ترک‌خوردگی و خردشدگی بتن، شیب مذکور از مقدار اولیه خود کمتر خواهد بود. این قابلیت در نرم‌افزار آباکوس گنجانده شده است و می‌توان کاهش سختی باربرداری در محاسبات را با معرفی پارامترهای d_t و d_c اعمال کرد. در این تحقیق در مدل‌سازی برای تعیین مقادیر پارامترهای زوال فشاری (d_c) و کششی (d_t) بتن، از مدل ارائه شده توسط یانگ و همکاران [۲۷] استفاده شده است. مشخصات مدول الاستیسیته، کرنش تسلیم، تنش تسلیم، کرنش نهایی و تنش نهایی میلگردهای مورد استفاده به ترتیب ۲۱۰ گیگاپاسکال، ۰/۲۲ درصد، ۵۴۲ مگاپاسکال، ۱۵ درصد و ۸۸۰ مگاپاسکال منظور شده است.



شکل ۵- (الف) منحنی رفتاری بتن در فشار ، (ب) منحنی رفتاری بتن در کشش و (ج) منحنی تنش- کرنش بتن محصور شده [۲۷]

مدل بتن مورد استفاده برای بتن محصورشده ، مدل پگواتو و همکاران [۲۸] می باشد. بتن پیشنهاد شده توسط پگواتو و همکاران، مشتمل بر مجموعه ای از معادلات می باشد.

$$f_{cc} = f_c + k_1 f_t \quad (13)$$

$$\epsilon_{cc} = \epsilon_c (1 + k_2 \frac{f_t}{f_c}) \quad (14)$$

ضرایب k_1 و k_2 براساس توصیه ریچارت و همکاران به ترتیب $4/1$ و $20/5$ منظور می گردد. بتن در نرم افزار آباکوس تا قبل از مقاومت محصورشدگی f_{cc} بصورت مصالح الاستیک رفتار نموده و سپس به صورت پلاستیک از طریق گزینه دراگرپراگر رفتار می نماید. در این گزینه زاویه اصطکاک و نسبت تنش جریانی به ترتیب 20 درجه و $0/8$ انتخاب می شوند. مقادیر تنش - کرنش حاصل از محدوده پلاستیک در زیرگزینه سخت شوندهگی دراگر پراگر جاگذاری می شود.

در فرآیند خوردگی، مقطع مؤثر آرماتور عرضی کاهش می یابد و سطح مقطع عرضی کاهش یافته خاموت های دارای خوردگی با فرض کاهش یکنواخت در طول آرماتور به صورت رابطه (۱۵) قابل بیان است:

$$A_{s(\Delta W)} = \frac{\pi D_0^2}{4} (1 - 0.01 \times \Delta W) \quad (15)$$

که ΔW بیانگر درصد میانگین جرم کاهشی ناشی از خوردگی می باشد. در مقادیر بالای خوردگی، فولاد ترد گردیده که منتج به گسیختگی ناگهانی آرماتور می شود. مقاومت تسلیم باقی مانده آرماتور دارای خوردگی از طریق رابطه (۱۶) قابل تخمین است:

$$f_{yc} = (1 - \beta \times \Delta W) f_{y0} \quad (16)$$

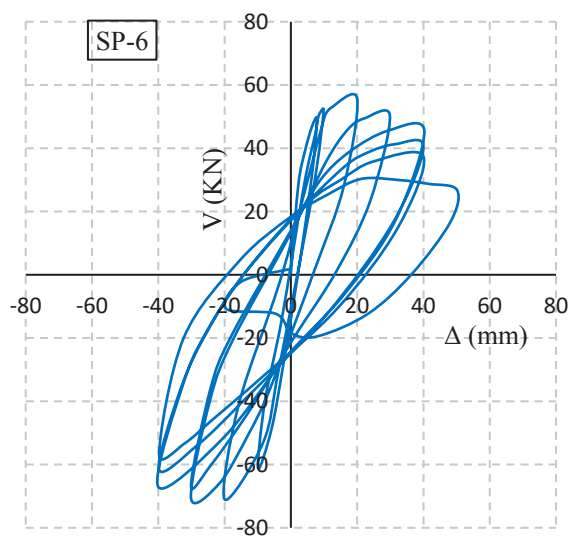
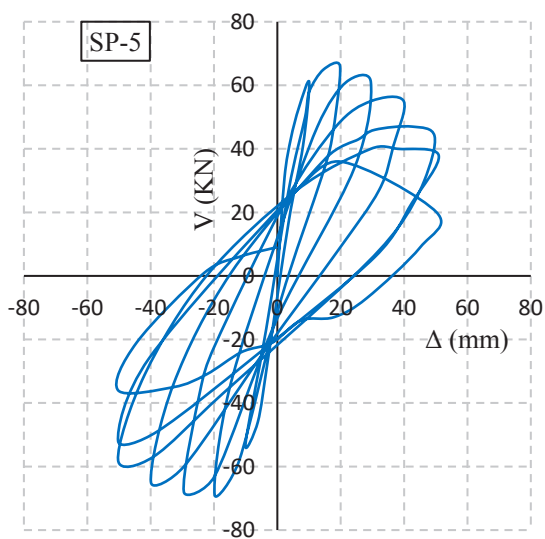
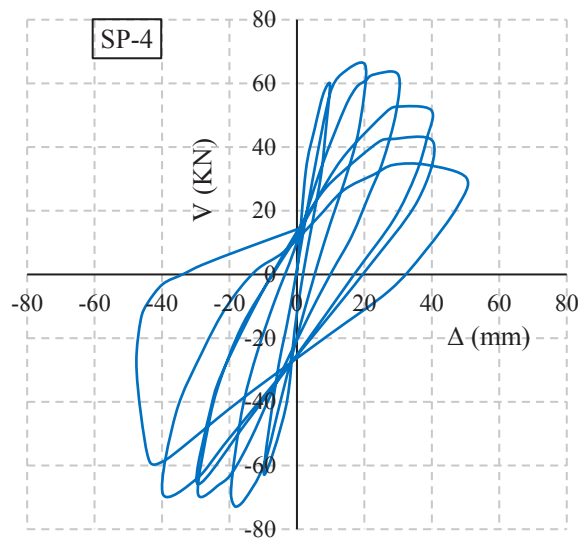
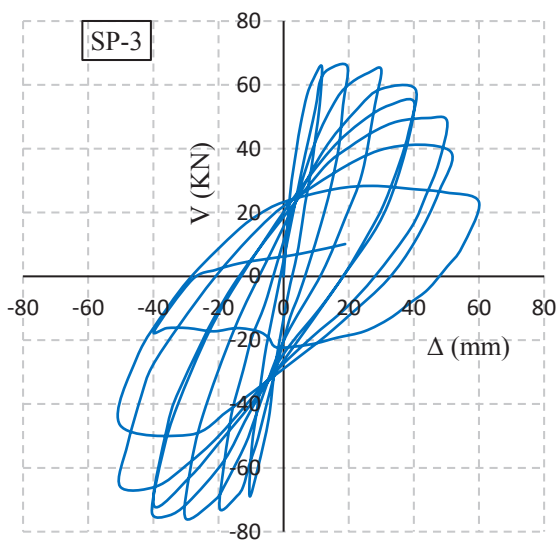
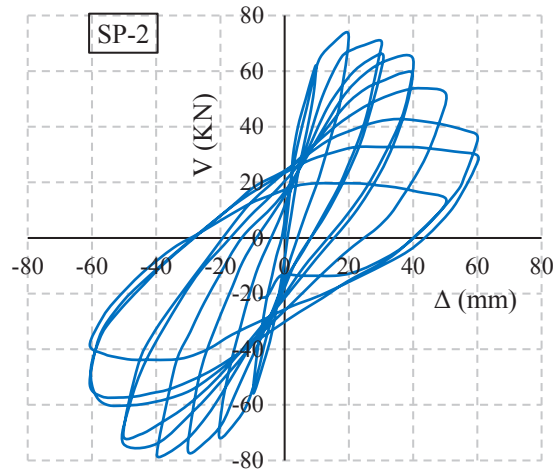
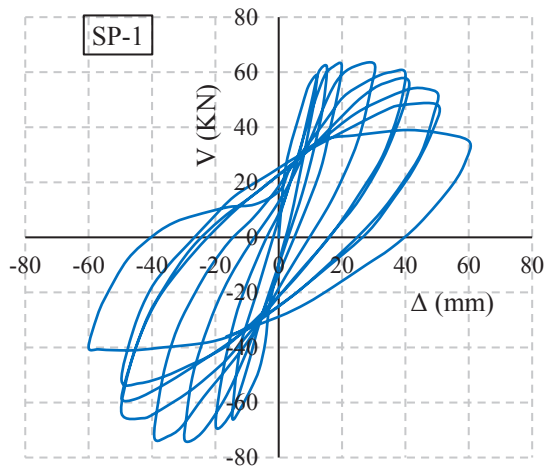
در رابطه فوق f_{y0} ، f_{yc} و β به ترتیب بیانگر مقاومت تسلیم خاموت دارای خوردگی، مقاومت تسلیم فاقد خوردگی و ضریب کاهش مقاومت ($0/05$) می باشند. برای مدل سازی از هشت ستون با مشخصات ارائه شده مطابق جدول ۱ استفاده شده است. منحنی پیکربندی، بیانگر پوش کلیه مقادیر حداکثر چرخه ها در طی تست بارگذاری چرخه ای می باشد. منحنی مذکور با دقت مناسبی بیانگر عملکرد لرزه ای مشتمل بر مقاومت، تغییر شکل، شکل پذیری می باشد و در مدل سازی نیروهای بازگرداننده و تعیین نقاط آتی مربوطه کمک شایانی خواهد نمود.

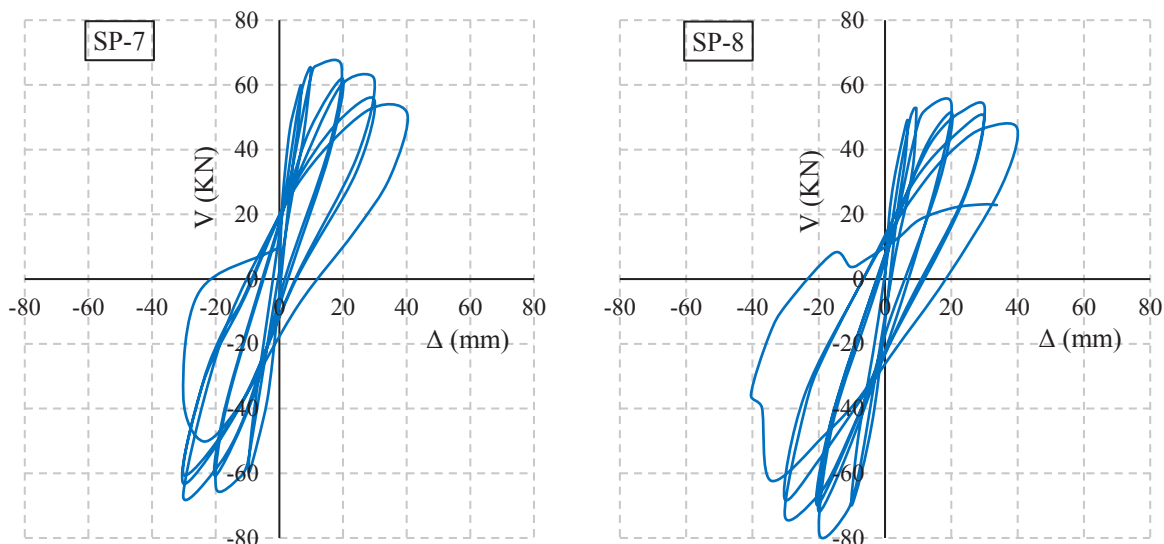
منحنی‌های هیستریزیس در شکل ۶ برای حالات مختلف خوردگی ترسیم شده است. در تمام نمونه‌ها مراحل الاستیک، پلاستیک و تنزل مقاومت و سختی ارائه شده است. در نمونه‌های دارای فاصله خاموت ۷۰ میلیمتر تحت بار افقی کمتر از ۲۰ کیلونیوتن، جابجایی افقی کوچک بوده که بیانگر خسارت پوشش بتنی و خوردگی خاموت‌ها تأثیر قابل ملاحظه‌ای بر عملکرد مرحله الاستیک نخواهد داشت.

جدول ۱: مشخصات ابعادی و خوردگی نمونه‌های مورد مطالعه

نمونه	ابعاد ستون (میلیمتر)	آرماتور طولی	آرماتور عرضی	درصد خوردگی
SP-1	200*200	6Φ14	Φ8@70	0.00%
SP-2	200*200	6Φ14	Φ8@70	4.76%
SP-3	200*200	6Φ14	Φ8@70	30.65%
SP-4	200*200	6Φ14	Φ8@70	46.49%
SP-5	200*200	6Φ14	Φ8@90	36.53%
SP-6	200*200	6Φ14	Φ8@90	46.87%
SP-7	200*200	6Φ14	Φ8@120	34.49%
SP-8	200*200	6Φ14	Φ8@120	48.39%

چنانچه بار جانبی از ۲۰ کیلونیوتن فراتر رود، تفاوت بین منحنی‌های پیکربندی، قبل از تسلیم تدریجی خاموت‌ها پدیدار می‌شود که بیانگر بروز تدریجی تأثیر خرابی پوشش بتنی و خوردگی خاموت‌ها بر عملکرد نمونه‌ها می‌باشد. چنانچه جابجایی افقی کمتر از ۵۰ میلیمتر گردد، بار افقی در نمونه SP-2 بیش از مدل SP-1 می‌باشد که بیانگر خاموت‌های با خوردگی ناچیز، باعث افزایش ظرفیت برشی می‌گردد. در نمونه‌هایی که شکست پوشش بتنی محتمل است، کارکرد نمونه به صورت کامل رو به زوال بوده و لغزش بین خاموت و بتن حادث می‌گردد. با توجه به شرایط مذکور، بار افقی نمونه‌های SP-1 و SP-2، تقریباً مشابه خواهند بود. چنانچه جابجایی افقی کمتر از ۳۰ میلیمتر گردد، بار افقی نمونه‌های SP-3 و SP-4، تحت جابجایی مشابه، بیش از نمونه SP-1 بوده و لذا بدلیل ترک خوردگی پوشش بتنی و تأثیر محصورشدگی ناشی از خوردگی، ظرفیت برشی خاموت‌ها قابل صرف‌نظر نخواهد بود. ظرفیت برشی در فرآیند بارگذاری چرخه‌ای معکوس با دامنه کم بدلیل حرکت نسبی دو وجه ترک بتنی، اصلاح خواهد شد. بار افقی نمونه‌های SP-3 و SP-4 در جابجایی بیش از ۳۰ میلیمتر، کمتر از نمونه SP-1 به ازای جابجایی مذکور بوده و تنزل مقاومت با افزایش میزان خوردگی به وضوح مشخص می‌باشد. این موضوع بیانگر حساسیت عملکرد محصورشدگی هسته بتنی به خوردگی بوده که با خوردگی خاموت‌ها تضعیف می‌گردد و منتج به کاهش قابل توجه بار مقاوم جانبی می‌شود. در نمونه‌های با فاصله خاموت‌گذاری ۹۰ و ۱۲۰ میلیمتر، جابجایی جانبی هر نمونه تحت بار جانبی کمتر از ۱۰ کیلونیوتن کوچک بوده و منحنی پیکربندی تمام نمونه‌ها برهم منطبق خواهند شد. تفاوت بین منحنی‌های پیکربندی به ازای بار افقی بیش از ۱۰ کیلونیوتن، به وضوح مشخص می‌باشد. بار افقی نمونه‌ها تحت شرایط خوردگی شدید در بارگذاری سیکلیک معکوس کمتر از بارمتناظر تحت شرایط خوردگی ملایم خواهد بود. تفاوت مذکور پس از تسلیم خاموت‌ها کاملاً ملموس می‌باشد. منحنی‌های پیکربندی در شکل ۵ برای حالات مختلف خوردگی ارائه شده است.

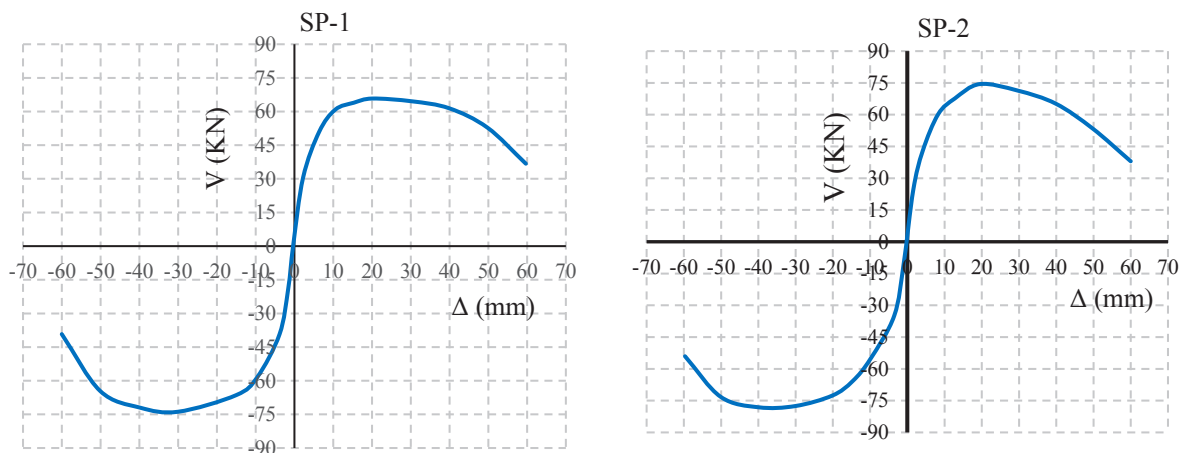


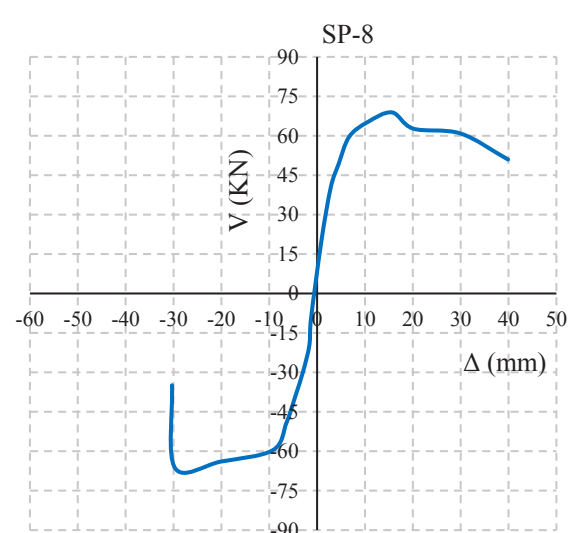
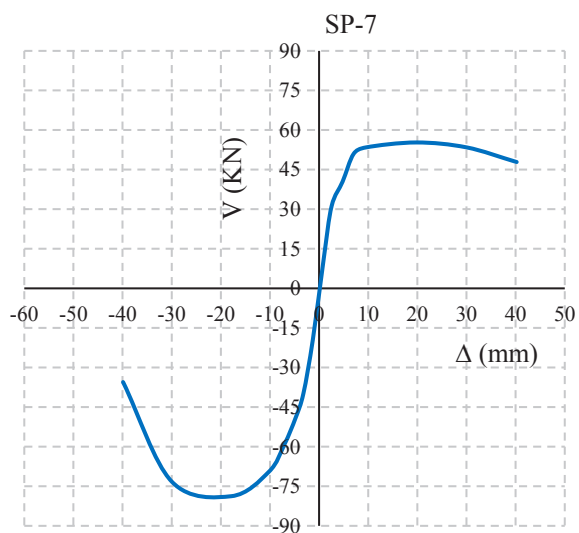
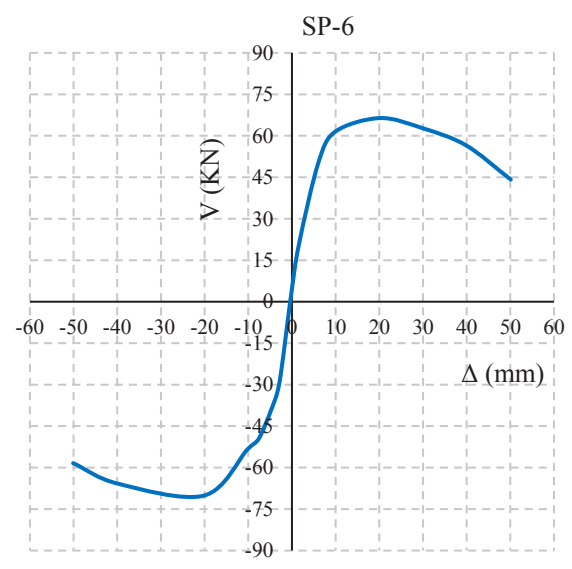
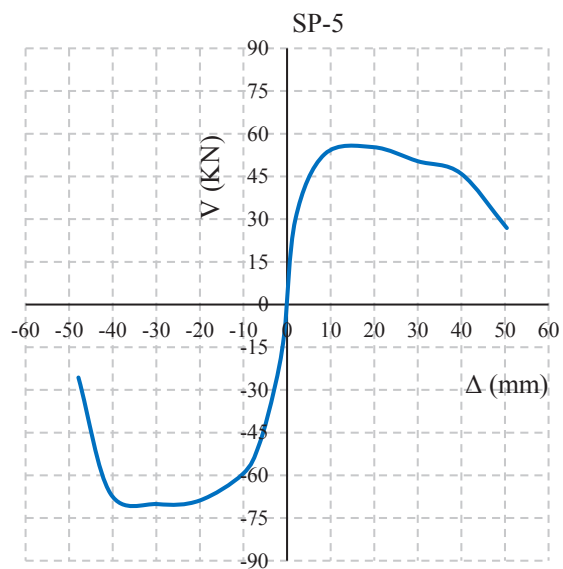
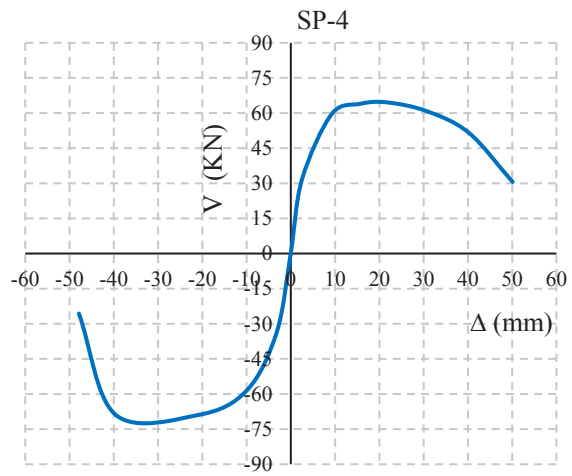
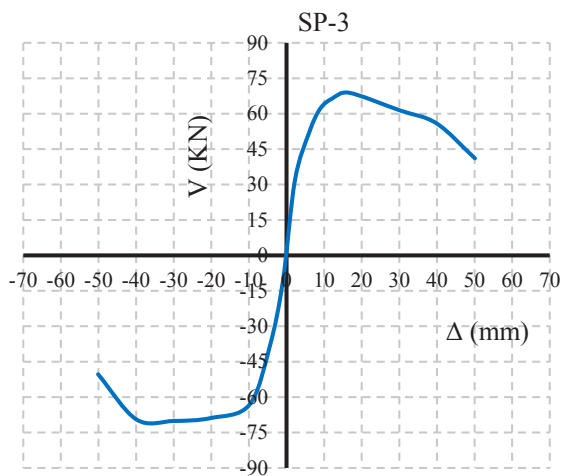


شکل ۶- منحنی هیستریزیس نمونه‌های مورد مطالعه بادرسدهای خوردگی خاموت‌ها

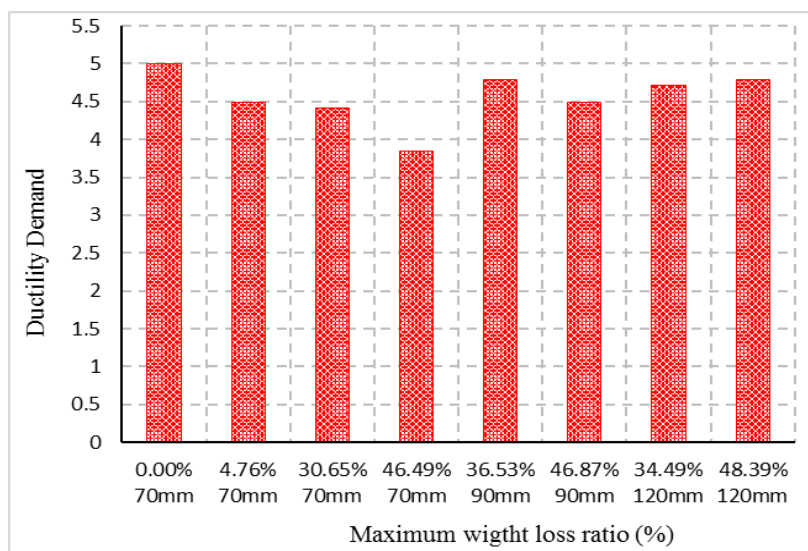
۴-۱- محاسبه ضرایب شکل‌پذیری مدل‌های مورد مطالعه

شکل‌پذیری از پارامترهای اساسی لرزه‌ای سازه‌ها محسوب می‌شود که قابلیت تغییر شکل اعضای سازه معمولاً به صورت ضریب شکل‌پذیری بیان می‌گردد. ضریب شکل‌پذیری جابجایی معمولاً به عنوان نسبت جابجایی متناظر با ۸۰ درصد مقاومت حداکثر و جابجایی تسلیم تعریف می‌گردد. موقعیت نقطه تسلیم با استفاده از روش مساحت معادل مطابق شکل ۸ تعیین می‌گردد. ضرایب شکل‌پذیری جابجایی نمونه‌ها در محدوده ۲/۵۷ تا ۴/۰۷ قرار می‌گیرند و هر نمونه دارای شکل‌پذیری مناسب می‌باشد. مدل SP-2 در مقایسه با مدل SP-1 افزایش ناچیزی داشته که اساساً ناشی از پر شدن فضای خالی بین آرماتور و منافذ بتن اطراف توسط خوردگی خاموت بوده و علاوه بر افزایش فشردگی، باعث افزایش عملکرد پیوستگی آرماتور و بتن خواهد شد. برای نمونه‌هایی با میزان خوردگی مشابه، چنانچه فاصله خاموت‌ها کاهش یابد، شکل‌پذیری خاموت‌ها افزایش می‌یابد و زاویه جابجایی نهایی افزایش می‌یابد که بیانگر این مطلب است که کاهش فاصله خاموت‌ها بر شکل‌پذیری اثر مثبتی خواهد داشت. برای نمونه‌هایی با فاصله خاموت مشابه با افزایش میزان درصد خوردگی، ضریب شکل‌پذیری کاهش می‌یابد و زاویه جانبی حدی افزایش می‌یابد.





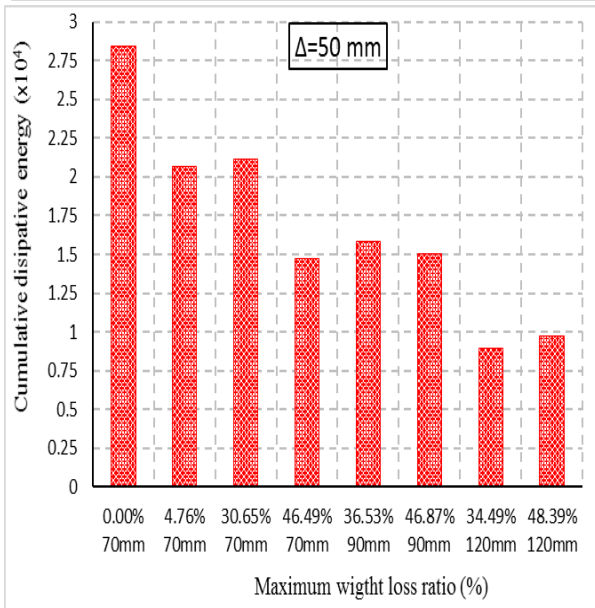
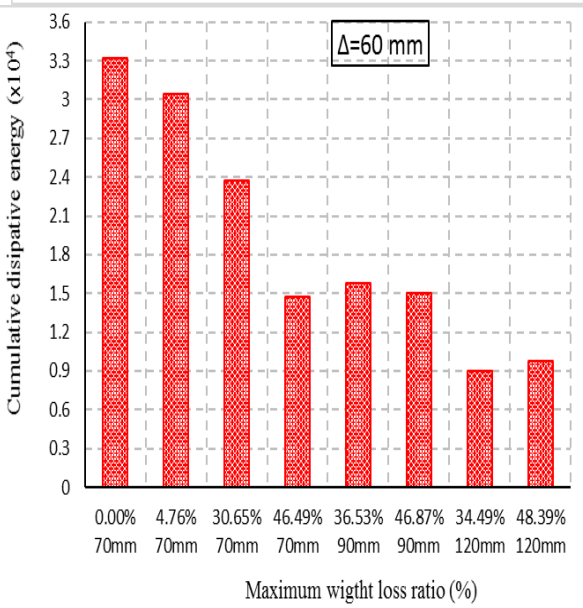
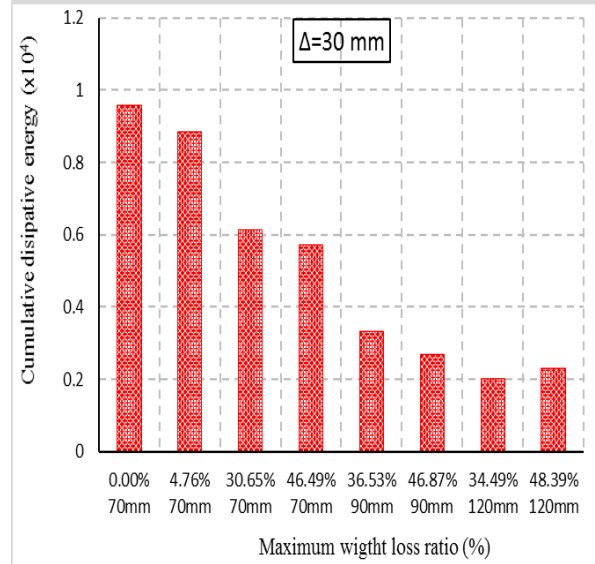
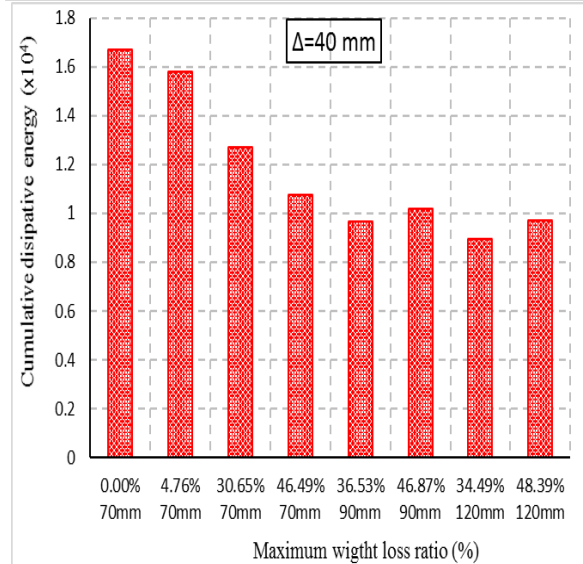
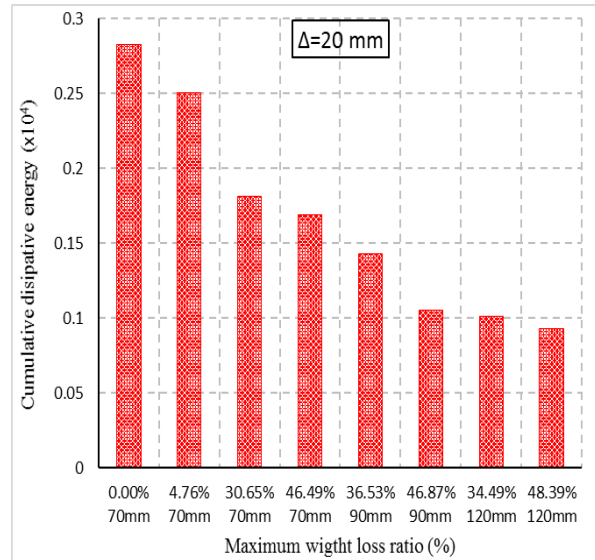
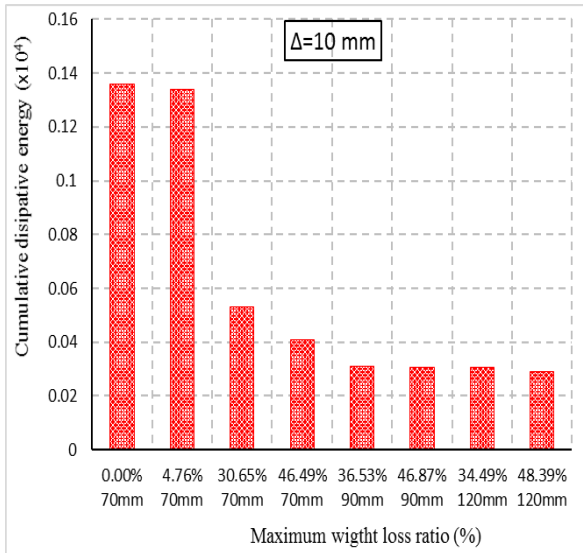
شکل ۷- منحنی پوش اور نمونه‌های مورد مطالعه بادرصدهای خوردگی خاموت‌ها



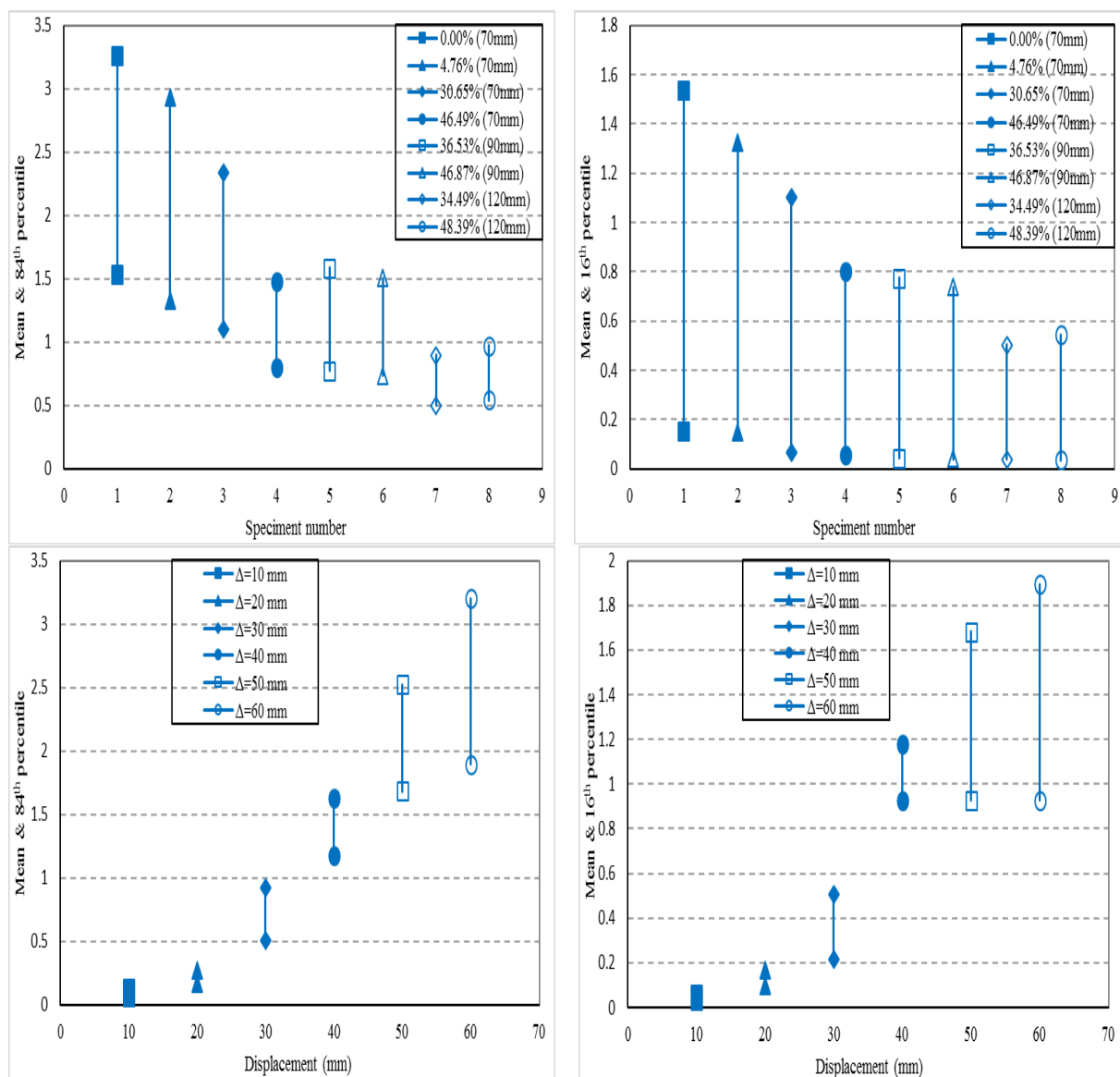
شکل ۸- نمودار شکل پذیری نمونه‌های مورد مطالعه با درصد‌های خوردگی خاموت‌ها

۲-۴- محاسبه ظرفیت استهلاک انرژی مدل‌های مورد مطالعه

ظرفیت استهلاک انرژی از پارامترهای مهم جهت ارزیابی عملکرد لرزه‌ای سازه‌ها محسوب می‌شود. تحت شدت مشخص، سازه قابلیت استهلاک اکثر انرژی ورودی زلزله را دارا بوده و چنانچه سازه دارای ظرفیت استهلاک انرژی مناسبی باشد بخوبی قادر به پاسخ مناسب لرزه‌ای خواهد بود. مقادیر انرژی تجمعی در سیکل‌های مختلف به ازای جابجایی‌های متفاوت در شکل ۹ ارائه شده است. پس از تسلیم عضو مساحت انرژی مستهلک شده به تدریج با افزایش سیکل‌های بارگذاری، افزایش می‌یابد. انرژی مستهلک شده در سیکل‌های دوم و سوم به ازای جابجایی کنترلی، کمتر از سیکل اول جابجایی مذکور می‌باشد. انرژی مستهلک شده در مدل SP-2 در مقایسه با مدل SP-1 علیرغم فاصله خاموتگذاری یکسان، بیشتر بوده لیکن تفاوت مذکور قابل توجه نمی‌باشد. مقادیر انرژی استهلاکی با افزایش میزان درصد خوردگی خاموت‌ها، به تدریج کاهش می‌یابد که بیانگر نقش تعیین کننده درصد خوردگی خاموت‌ها بر میزان انرژی استهلاکی می‌باشد. عدم تفاوت میزان استهلاک انرژی در دو نمونه اول را می‌توان به افزایش پیوستگی بتن و آرماتور تحت سیکل‌های ابتدایی مرتبط دانست که برای طراحی لرزه‌ای و ظرفیت لرزه‌ای قابل قبول تلقی می‌گردد.



شکل ۹- نمودار میزان استهلاک انرژی نمونه‌های مورد مطالعه بادرصدهای خوردگی خاموت‌ها



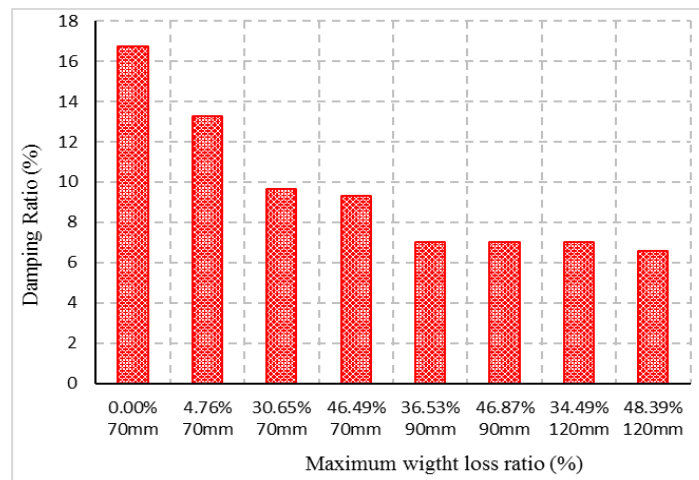
شکل ۱۰- نمودار میزان میانگین و صدک‌های مختلف در مدل‌های مورد مطالعه با درصد‌های خوردگی خاموت‌ها

۳-۴- محاسبه میرایی هیستریزیس مدل‌های مورد مطالعه

در راهکارهای طراحی به ارتباط بین شکل‌پذیری جابجایی و میرایی ویسکوز معادل نیاز می‌باشد. در آنالیز سازه جایگزین از سختی سکانتی بجای سختی اولیه و میرایی هیستریزیس استفاده می‌شود. میرایی هیستریزیس بر مبنای معادل‌سازی انرژی جذب شده توسط سیکل پایدار هیستریزیس به سطح جابجایی و نیرویی حداکثر، مطابق رابطه زیر محاسبه می‌گردد

$$\xi_{hys} = \frac{A_h}{2\pi F_m \Delta_m} \quad (17)$$

که A_h مساحت محصور در یک سیکل کامل پایدار نیرو- جابجایی می‌باشد و F_m و Δ_m به ترتیب نیرو و جابجایی حداکثر حاصل از چرخه پایدار می‌باشد. مقادیر میرایی هیستریزیس برای نمونه‌های مختلف در شکل ۱۱ ارائه شده است. همانگونه که در شکل مذکور نشان داده است با افزایش درصد خوردگی میزان میرایی هیستریزیس به صورت تدریجی کاهش می‌یابد. در نمونه‌های $SP-1$ و $SP-2$ با توجه به افزایش تنش پیوستگی بین آرماتور و بتن در سیکل‌های ابتدایی، مقادیر میرایی هیستریزیس دو نمونه مذکور به صورت قابل ملاحظه‌ای بیش از سایر مدل‌ها می‌باشد.



شکل ۱۱- نمودار مقادیر میرایی هیستریزیس نمونه‌های مورد مطالعه با درصد‌های خوردگی خاموت‌ها

۵- پیشنهاد رابطه کاهندگی بر مبنای درصد خوردگی آرماتورهای عرضی

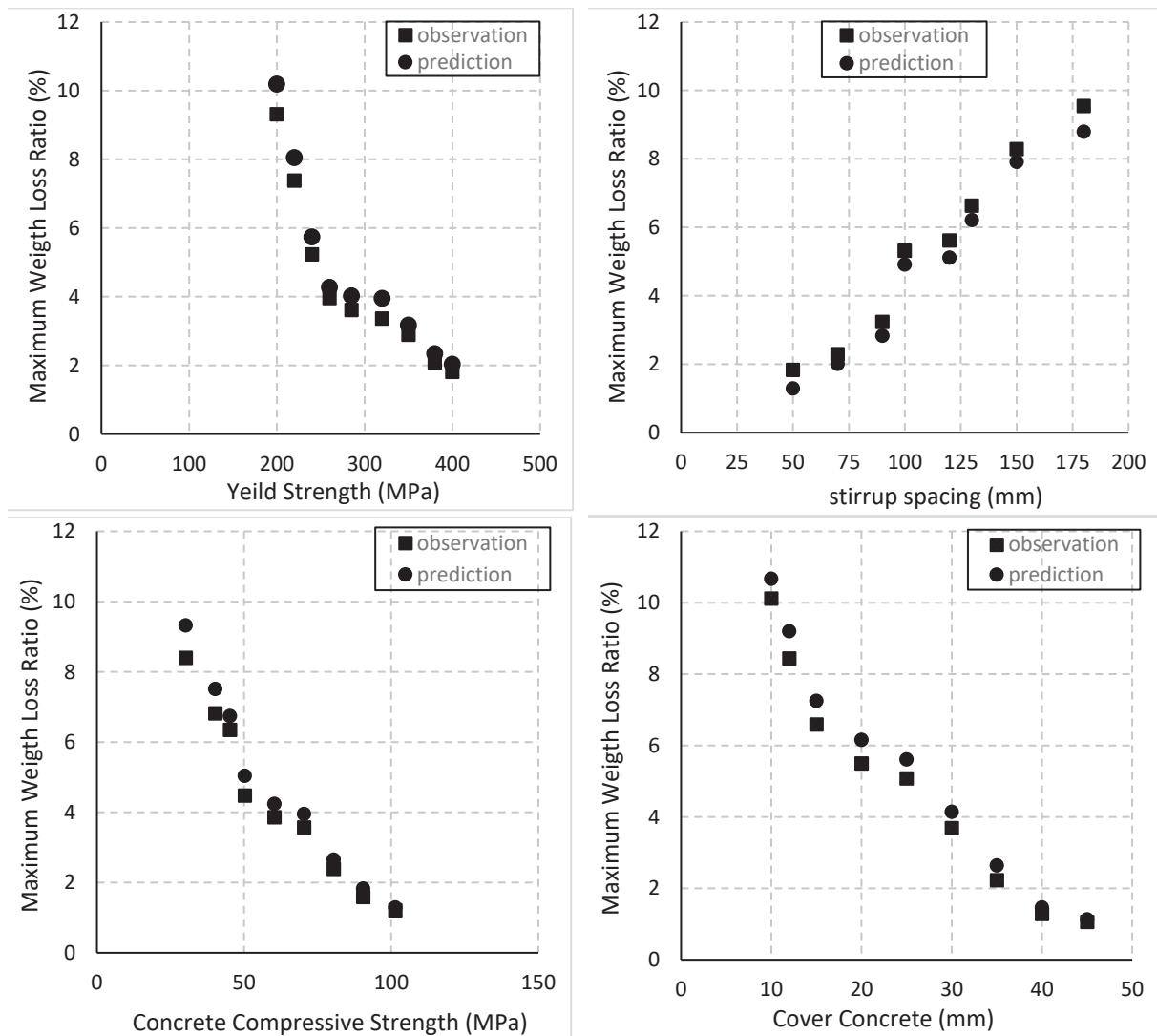
با توجه به نتایج ارائه شده مشاهده می‌شود که رابطه کاهندگی بین میزان خوردگی، تنش تسلیم آرماتور عرضی، فاصله خاموت‌ها، پوشش بتن و مقاومت فشاری بتن قابل محاسبه می‌باشد. در این بخش مدل‌سازی از طریق روش‌های تحلیل چندمتغیره توسط یک تابع غیرخطی و یک رابطه رگرسیون غیرخطی و با استفاده از نرم‌افزار SPSS صورت می‌پذیرد. در ابتدا رابطه بین متغیرهای مستقل و وابسته به شکل یک تابع غیرخطی نسبت به پارامترها حاصل گردیده و پارامترهای مدل به کمک رگرسیون غیرخطی برآورد می‌گردد. میزان خوردگی به‌عنوان متغیر وابسته منظور شده و متغیرهای مستقل مشتمل بر مقاومت تسلیم آرماتور عرضی، فاصله خاموت‌ها، مقاومت بتن و پوشش بتن در نظر گرفته می‌شود. رابطه بین متغیرهای مستقل و وابسته به صورت رابطه زیر لحاظ می‌گردد:

$$y = a + b \times f_y + c \times S^f + d \times f_c^g + e \times C_c^h \quad (18)$$

y میزان خوردگی، f_y تنش تسلیم آرماتور عرضی، S فاصله بین آرماتورهای عرضی، f_c مقاومت فشاری بتن و C_c پوشش بتن می‌باشد. ضرایب a, b, c, d, e, g, f, h با استفاده از روش فوق الذکر، مطابق جدول ۲ محاسبه می‌گردد. مقادیر تحلیلی به ازای پارامترهای مقاومت تسلیم خاموت‌ها، مقاومت مشخصه بتن، فاصله خاموت‌ها و پوشش بتن با مقادیر حاصل از رابطه کاهندگی مطابق شکل ۱۲ مقایسه شده است. در اشکال ارائه شده مقادیر درصد خوردگی با افزایش مقاومت تسلیم و مقاومت مشخصه بتن، کاهش می‌یابد. همچنین با افزایش میزان پوشش بتن، مقادیر درصد خوردگی نیز با روند مشابه مشخصات مقاومتی کاهش می‌یابد. لیکن روند تغییرات درصد خوردگی با افزایش فاصله خاموت‌ها، به صورت افزایشی خواهد بود. مقادیر درصد خوردگی پیش‌بینی شده بر اساس رابطه کاهندگی، تطابق بسیار مناسبی با مقادیر تحلیلی دارا می‌باشد.

جدول ۲: ضرایب پیشنهادی روابط کاهندگی

پارامتر	برآورد	خطای استاندارد	فاصله اطمینان ۹۵٪	
			کران بالا	کران پایین
a	0.022	0.029	0.015	0.003
b	0.218	0.267	0.169	0.025
c	0.030	0.039	0.022	0.004
d	0.280	0.327	0.233	0.024
e	0.404	0.449	0.359	0.023
f	16.846	20.446	13.246	1.834
g	0.787	0.857	0.717	0.036
h	1.349	1.504	1.194	0.079



شکل ۱۲- مقایسه مقادیر تحلیلی با مقادیر پیش‌بینی شده بر اساس رابطه کاهندگی

۶- نتیجه‌گیری

در این مطالعه عملکرد لرزه‌ای هشت نمونه ستون بتن مسلح با درصد مختلف خوردگی خاموت‌ها مورد بررسی قرار گرفت. بارگذاری چرخه‌ای جهت بررسی رفتار لرزه‌ای نمونه‌ها لحاظ گردید و شاخص‌های مهم نظیر منحنی‌های هیستریزس، منحنی‌های پیکربندی، تنزل سختی، ضرایب شکل‌پذیری و ظرفیت استهلاک انرژی محاسبه گردید. همچنین تغییر مودهای خرابی نمونه‌ها با تغییر مقادیر خوردگی مشهود می‌باشد. نتایج حاصل از تحلیل‌های انجام شده به شرح ذیل می‌باشد:

۱- با افزایش میزان خوردگی، مساحت منحنی هیستریزس کاهش می‌یابد و اثر پدیده پینچینگ در نمونه‌های دارای خوردگی در مقایسه با نمونه‌های فاقد خوردگی خاموت‌ها بسیار قابل توجه می‌باشد. همچنین ظرفیت استهلاک انرژی، سختی و ظرفیت باربری نمونه‌ها با افزایش خوردگی خاموت‌ها، کاهش می‌یابد.

۲- تأثیر محصورشدگی بر هسته مرکزی بتن محصورشده توسط خاموت‌ها بدلیل خوردگی ملموس خاموت‌ها به صورت قابل ملاحظه‌ای تضعیف می‌گردد و لذا عملکرد لرزه‌ای ستون‌های بتن مسلح به صورت مشهودی کاهش می‌یابد. تغییر شکل کمانشی خاموت‌ها در ناحیه مفصل پلاستیک به صورت محسوسی افزایش می‌یابد و در مواردی تحت بارگذاری تکراری کششی و فشاری در نمونه‌هایی با میزان خوردگی بالاتر، خاموت‌ها دچار شکست می‌شوند.

همچنین با افزایش میزان خوردگی، مودهای خرابی از حالت شکل‌پذیر خمشی به شکننده برشی تبدیل می‌گردند. لذا سطوح شکست برشی در نواحی مفصل پلاستیک نمونه‌های بتن مسلح، به صورت مشهود تشکیل می‌گردد.

۳- ضرایب شکل‌پذیری و ظرفیت استهلاک انرژی نمونه‌های بتن مسلح به صورت محسوس متأثر از میزان خوردگی بالاتر از ۳۰/۶۵ درصد خواهد بود که مبین افت سریع رفتار لرزه‌ای است. اثر نامطلوب مقادیر بالای خوردگی خاموت‌ها بایستی بر عملکرد لرزه‌ای منظور گردد. افت مقادیر ظرفیت استهلاک انرژی با میزان خوردگی ۴/۷۶ درصد، ۳۰/۶۵ درصد و ۴۶/۴۹ درصد در مقایسه با نمونه فاقد خوردگی به ترتیب ۲۰/۷۳ درصد، ۴۲/۲۱ درصد و ۴۴/۲۸ درصد خواهد بود. افت مقادیر ضرایب شکل‌پذیری برای مقادیر خوردگی فوق‌الذکر در مقایسه با نمونه فاقد خوردگی خاموت‌ها، به ترتیب ۱۰/۰۶ درصد، ۱۱/۵۵ درصد و ۲۲/۸۹ درصد می‌باشد.

۴- رابطه کاهندگی برای درصد خوردگی خاموت‌های ستون‌های بتن مسلح تحت مقادیر مختلف مقاومت تسلیم آرماتورهای عرضی، مقاومت مشخصه بتن، پوشش بتن و فاصله خاموت‌ها پیشنهاد گردید. مقادیر پیش‌بینی شده حاصل از رابطه کاهندگی تطابق مناسبی را در قیاس با نتایج تحلیلی نشان می‌دهد.

مراجع

- [1] Amleh, L. ; Mirza S. (1999). *Corrosion Influence on Bond between Steel and Concrete*. *Aci Structural Journal*. 96(3): 53-67.
- [2] Coronelli, D.; Gambarova, P. (2004). *Structural Assessment of Corroded Reinforced Concrete Beams: Modeling Guidelines*. *Journal of Structural Engineering*. 130(8): 1214-1224.
- [3] Li, Q.; Niu, D.; Xiao, Q.; Guan, X.; Chen, S. (2018). *Experimental study on seismic behaviors of concrete columns confined by corroded stirrups and lateral strength prediction*. *Journal of Construction and Building Materials*. 162(2018): 704-713.
- [4] Mazzotti, C.; Hasan, M.; Yazdani, N. (2016). *An Experimental Study for Quantitative Estimation of Rebar Corrosion in Concrete Using Ground Penetrating Radar*. *Journal of Engineering*. 2016(6): 1-8.
- [5] Zhang, X.; Zhang, Y.; Liu, B.; Liu, B.; Wu, W.; Yang, C. (2021). *Corrosion-induced spalling of concrete cover and its effects on shear strength of RC beams*. *Journal of Engineering Failure Analysis*. 127 (11): 105538.
- [6] Higgins, C.; Farrow, W.C. (2006). *Tests of reinforced concrete beams with corrosion damaged stirrups*. *Aci Structural Journal*. 103 (1):133-141.
- [7] Hanjari, K. Z.; Lundgren, K. ; Plosa, M. ; Coronelli, D. (2013). *Three-dimensional modelling of structural effects of corroding steel reinforcement in concrete*. *Journal of Structure and Infrastructure Engineering*. 9 (7):702-718.
- [8] Zhou, Y.; Gencturk, B.; Willam, K.; Attar, A. (2016). *Carbonation-Induced and Chloride-Induced Corrosion in Reinforced Concrete Structures*. *Journal of Materials in Civil Engineering*. 27 (9).
- [9] Kim, A.; Stewart, G. (2000). *Structural reliability of concrete bridges including improved chloride-induced corrosion models*. *Journal of Structural Safety*. 22 (2000): 313-333.
- [10] Arteaga, E.; Stewart, G. (2015). *Damage Risks and Economic Assessment of Climate Adaptation Strategies for Design of New Concrete Structures Subject to Chloride-Induced Corrosion*. *Journal of Structural Safety*. 52 (2015): 40-53.
- [11] Darmawan, M.; Stewart, G. (2007). *Spatial time-dependent reliability analysis of corroding pretensioned prestressed concrete bridge girders*. *Journal of Structural Safety*. 29 (2007):16-31.
- [12] Li, Z.; Jin, Z.; Wang, P.; Zhao, T. (2021). *Corrosion mechanism of reinforced bars inside concrete and relevant monitoring or detection apparatus*. *Journal of Construction and Building Materials*. 279 (2021): 122432.

- [13] Pellizzer, G.; Leonel, E. D.; Nogueira, C. G. (2015). Influence of reinforcement's corrosion into hyperstatic reinforced concrete beams: a probabilistic failure scenarios analysis. *Journal of Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*. 8 (4): 479-490.
- [14] Ormellese, M.; Berra, M.; Bolzoni, F.; Pastore, T. (2006). Corrosion inhibitors for chlorides induced corrosion in reinforced concrete structures. *Journal of Cement and Concrete Research*. 36 (2006): 536 – 547.
- [15] Fang, C.; Lundgren, K.; Chen, L.; Zhu, C. (2004). Corrosion influence on bond in reinforced concrete. *Journal of Cement and Concrete Research*. 34 (2004): 2159 – 2167.
- [16] Attarchi, M.; Brenna, A.; Ormellese, M. (2021). FEM simulation of corrosion under macro-cell mechanism. *Journal of Corrosion Science*. 179 (2021): 109116.
- [17] Rajput, A.S.; Sharma, U.K.; Engineer, K. (2019). Seismic retrofitting of corroded RC columns using advanced composite materials. *Journal of Engineering Structures*. 181(2019): 35–46.
- [18] Yu, R.; Chen, L.; Zhang, D.; Wang, Z. (2020). Life cycle embodied energy analysis of RC structures considering chloride-induced corrosion in seismic regions. *Journal of Structures*. 258(2020): 39–48.
- [19] Jia, J.; Zhao, L.; Wu, S.; Wang, X.; Bai, Y.; Wei, Y. (2020). Experimental investigation on the seismic performance of low-level corroded and retrofitted reinforced concrete bridge columns with CFRP fabric. *Journal of Engineering Structures*. 209(2020).
- [20] Yuan, W.; Guo, A.; Li, H. (2017). Experimental investigation on the cyclic behaviors of corroded coastal bridge piers with transfer of plastic hinge due to non-uniform corrosion. *Journal of Soil Dynamic and Earthquake Engineering*. 1021(2017):12–23.
- [21] Yuan, W.; Guo, A.; Yuan, W.; Li, H. (2018). Shaking table tests of coastal bridge piers with different levels of corrosion damage caused by chloride penetration. *Journal of Construction and Building Materials*. 1731(2018): 60–71.
- [22] Yuan, W.; Guo, A.; Yuan, W.; Li, H. (2018). Experimental investigation on cyclic behavior of coastal bridge piers with non-uniform corrosion under biaxial quasi-static loads. *Journal of Construction and Building Materials*. 1902(2018): 22–34.
- [23] Yuan, W.; Guo, A.; Li, H. (2020). Equivalent elastic modulus of reinforcement to consider bond-slip effects of coastal bridge piers with non-uniform corrosion. *Journal of Engineering Structures*. 210(2020).
- [24] Jin, Z.; Zhao, X.; Zhao, T.; Li, J. (2018). Chloride ions transportation behavior and binding capacity of concrete exposed to different marine corrosion zones. *Journal of Construction and Building Materials*. 177(2018): 170–183.
- [25] Zhao, J.; Lin, Y.; Li, X.; Li, Q.M. (2021). Experimental study on the cyclic behavior of reinforced concrete bridge piers with non-uniform corrosion. *Journal of Structures*. 33(2021): 999-1006.
- [26] Abaqus Theory Manual, Simulia, 2014.
- [27] Young, N.; Wilfried, B.; Kratzig, K.M. (2003). Numerical simulation of serviceability, damage evolution and failure of reinforced concrete shells. *Journal of Computers and Structures*. 81: 843-857.
- [28] Pagoulatou, M.; Sheehan, T.; Dai, X.H.; Lam, D. (2014). Finite element analysis on the capacity of circular concrete-filled double-skin steel tubular (CFDST) stub columns. *Journal of Engineering Structures*. 72(2014): 102-112.