

تأثیر خوردگی ناشی از یون کلراید در کاهش ظرفیت خمشی اعضای بتن مسلح براساس یک رابطه‌ی اصلاح‌شده‌ی کاهش چسبندگی

افشین کلانتری* (استادیار)

بزهنگاه بین‌المللی زلزله‌شناسی و مهندسی زلزله

مرتضی عمویی (دانشجوی کارشناسی ارشد)

دانشکده‌ی مهندسی عمران، دانشگاه آزاد اسلامی واحد تهران جنوب

مهندسی عمران شریف، تابستان ۱۳۹۴
دوره ۲ - ۳۱، شماره ۲/۲، ص. ۱۰۷-۹۹ (پادداست فنی)

در نظر گرفتن پارامترهای محیطی وابسته به زمان، که ممکن است در طول عمر خدمت‌رسانی سازه‌ها تغییر کنند، می‌تواند نقش تأثیرگذاری در معیارهای طراحی اولیه یا ارزیابی عملکرد لرزه‌ی اعضای سازه‌های بتن مسلح داشته باشند. خوردگی فولاد در اثر یون کلراید در این سازه‌ها به عنوان عاملی غالب و تعیین‌کننده، ضمن تغییر در برخی از مشخصات سازه‌ی عمر خدمت‌رسانی آن‌ها را کاهش می‌دهد. هدف این نوشتار بررسی و ارائه‌ی مدلی اصلاح‌شده برای تعیین مقاومت چسبندگی بین فولاد و بتن در تیرهای بتن مسلح به منظور بررسی ظرفیت خمشی باقیمانده در تیرها پس از خوردگی ناشی از یون کلراید (در مرحله‌ی انتشار خوردگی) است. به همین منظور ضمن بررسی پارامترهای اساسی موجود در روابط پیشنهادشده توسط سایر پژوهشگران، به تکمیل مدلی درخصوص تعیین مقاومت چسبندگی بین فولاد و بتن و ارزیابی مدل اصلاح‌شده با نتایج آزمایشگاهی و نیز مطالعه‌ی یک نمونه‌ی موردی متناسب با شرایط خلیج فارس پرداخته شده است.

واژگان کلیدی: خوردگی، ظرفیت خمشی باقیمانده، چسبندگی بین آرماتور و بتن، تیر بتن مسلح، محصورشدگی.

۱. مقدمه

بهبودی احتمالی در آن را مشخص می‌کند. متغیر بودن پارامتر ظرفیت باربری با زمان موجب می‌شود که بر مبنای این روابط زمان بتوان سطح و هزینه‌های مطلوب برای بهسازی را مشخص کرد.

کاهش ظرفیت در اثر خوردگی ناشی از یون کلراید به علت کاهش سطح مقطع آرماتور و نیز کاهش چسبندگی بین آرماتور و بتن است. برای تعیین ظرفیت خمشی باقیمانده در مقاطع بتن مسلحی که در معرض خوردگی ناشی از یون کلراید قرار داشته است و با در نظر گرفتن شرایط محیطی و رسیدن میزان یون کلراید به حد بحرانی وارد مرحله‌ی انتشار خوردگی شده‌اند، روش‌های مختلفی پیشنهاد شده است. از طرفی در مرحله‌ی انتشار خوردگی است، که آثار مخرب سازه‌ی در اعضا نمایان می‌شود. در این بین موضوعی که بسیاری از سازه‌ها با آن مواجه هستند، کاهش مقاومت چسبندگی در سطح تماس بین آرماتور و بتن در مرحله‌ی انتشار فرآیند خوردگی است. در آن دسته از تحلیل‌های خمشی که در آن‌ها اثر کاهش چسبندگی بین آرماتور و بتن دیده می‌شود، انتخاب مدلی برای تحلیل کاهش چسبندگی اهمیت خاصی می‌یابد. مدل تحلیلی چسبندگی با در نظر گرفتن سازوکار خوردگی و دخالت دادن عوامل تأثیرگذار در شدت خوردگی می‌تواند به پیش‌بینی واقع‌بینانه‌تری راجع به مقاومت چسبندگی بین آرماتور و بتن و در نهایت محاسبه‌ی ظرفیت خمشی یک تیر

خوردگی تسلیحات در سازه‌های بتن مسلح به عنوان عاملی غالب و تعیین‌کننده، عمر خدمت‌رسانی این‌گونه سازه‌های در معرض محیط‌های مهاجم و خوردنده را کاهش می‌دهد. بی‌توجهی به این امر موجب ارزیابی نادرست از وضع موجود شده است، همچنین کاهش عمر باقیمانده از سازه را به همراه خواهد داشت، که هزینه‌های پیش‌بینی نشده‌ی را به مالک سازه تحمیل خواهد کرد. آمار ارائه‌شده در آمریکا در سال ۲۰۰۲، اشاره به وجود هزینه‌ی ۵٫۹ تا ۹٫۷ میلیارد دلاری برای خوردگی پل‌ها دارد.^[۱] به علاوه افزایش روزافزون استفاده از نمک یخ‌زدایی در بزرگراه‌ها و عرشه‌های پل‌ها در مناطق سردسیر، که در کشور ما نیز بسیار مورد استفاده قرار می‌گیرد و از عوامل اصلی مؤثر در آغاز خوردگی است، اهمیت این پدیده و ضرورت برآورد آن را به هنگام طراحی سازه‌های بتن مسلح جدید و نیز ارزیابی مقاومت سازه‌های بتن مسلح موجود بیشتر نشان می‌دهد.

برای ارزیابی اثرات تخریبی ناشی از خوردگی در یک سازه، بررسی پارامترهای مختلفی پیشنهاد شده است. توجه به تغییرپذیری ظرفیت مقاطع بتن مسلح در طول زمان، نیاز به ارزیابی مناسب و قابل اطمینان برای تعیین عمر مفید دارد و امکان برآورد

* نویسنده مسئول

تاریخ دریافت: ۱۳۹۲/۳/۱۳، اصلاحیه ۱۳۹۲/۹/۳، پذیرش ۱۳۹۲/۹/۲۰.

بپردازد. از تأثیرگذارترین پارامترهایی که در این مدل باید در نظر گرفته شود، می‌توان به تغییرات سطح مقطع آرماتور در فرآیند خوردگی، شکل آج‌ها، رشد محصولات حاصل از خوردگی و نیز سازوکار گسترش ترک اشاره کرد، که همگی در میزان چسبندگی بین بتن و آرماتور تأثیر می‌گذارند.

محققان طی تحقیقاتی در سال ۱۹۷۳ نشان داده‌اند هنگامی که در اعضای بتن مسلح اثر محصورشدگی در بتن وجود نداشته باشد، نقش اثر مقاومت چسبندگی اساسی خواهد بود.^[۲] با توجه به این نتیجه با واردکردن اثر محصورشدگی در مدل تحلیلی می‌توان به بررسی میزان این اثر در مقاومت چسبندگی و ظرفیت خمشی باقیمانده‌ی یک عضو بتنی مسلح پرداخت.

برای محاسبه‌ی مقاومت چسبندگی نهایی مطالعات بسیاری صورت گرفته است.^[۳-۸] در رابطه‌های ارائه‌شده در مطالعات مذکور به اثر محصورشدگی ناشی از وجود خاموت‌ها اشاره‌ی مستقیمی نشده است، اما به طور کلی به نسبت مجموع کارهای صورت‌گرفته در زمینه‌ی برآورد مقاومت چسبندگی، مدل‌های محدودی به کمی‌سازی اثر محصورشدگی در تعیین مقدار مقاومت چسبندگی پرداخته‌اند.

در این میان مدل ارائه‌شده‌ی وو می‌کوشد تا اثر محصورشدگی بتن توسط خاموت‌ها را به‌عنوان پارامتری تأثیرگذار در مقاومت چسبندگی نهایی معرفی کند.^[۹] اما عدم گنجانیدن پارامتری چون مقاومت چسبندگی طبیعی بین آرماتور خورده‌شده و بتن ترک‌خورده و نیز اشکالاتی که در برخی فرمول‌های ارائه‌شده به چشم می‌خورد، این مدل را نیازمند اصلاح کرده است.

در این مطالعه، ضمن بررسی مدل ارائه‌شده‌ی وو،^[۹] و پارامترهای بحرانی موجود در رابطه‌ی آن به تکمیل مدل مذکور پرداخته شده است. بنابراین هدف این نوشتار ارائه‌ی مدلی اصلاح‌شده جهت تعیین مقاومت چسبندگی در تیرهای بتن مسلح به منظور بررسی ظرفیت خمشی باقیمانده در تیرهای خورده‌شده در طول مرحله‌ی انتشار خوردگی است. در نهایت نتایج حاصل از مدل اصلاح‌شده و مدل اولیه با نتایج حاصل از یک آزمایش واقعی خوردگی مورد ارزیابی قرار گرفته‌اند. به منظور ارتباط میزان خوردگی در مرحله‌ی انتشار و عمر سپری‌شده از سازه در این مرحله نیاز به استفاده از مدل‌های نرخ خوردگی است که باید متناسب با شرایط نمونه‌ی مورد بررسی انتخاب شود.^[۱۰] در بخش پایانی نوشتار از این پارامتر جهت تشریح نمونه‌ی عددی استفاده شده است.

۲. مدل اصلاح‌شده‌ی کاهش چسبندگی

همان‌طور که ذکر شد، برخی پژوهشگران مطالعاتی برای محاسبه‌ی مقاومت چسبندگی نهایی انجام داده‌اند.^[۹-۱۱]

وو^[۹] در مطالعات خود برای محاسبه‌ی مقاومت چسبندگی نهایی با در نظر گرفتن اثر محصورشدگی به‌وجودآمده‌ی ناشی از وجود خاموت‌ها، رابطه‌ی ۱ را پیشنهاد کرده است:

$$T_{FR} = \mu(x) \times [p_{c,c}(x) + p_{c,st}(x) + p_{corr}(x)] \quad (1)$$

که در آن، T_{FR} مقاومت چسبندگی نهایی، μ ضریب اصطکاک بین بتن و فولاد، $p_{c,c}$ فشار محصورشدگی توسط بتن، $p_{c,st}$ فشار محصورشدگی توسط خاموت‌ها، و p_{corr} فشار ناشی از وقوع خوردگی حاصل از یون کلراید هستند. در روابط معرفی‌شده در این زمینه، پارامتر x معرف عمق کاهش‌یافته از سطح آرماتور به سمت مرکز آن یا همان عمق خوردگی^۱ است. این پارامتر از زمان رسیدن میزان

یون کلراید در سطح آرماتور به حد بحرانی و شروع مرحله‌ی انتشار خوردگی تعریف می‌شود. این پارامتر به‌عنوان نتیجه‌ی حاصل از فرآیند انتشار خوردگی در محاسبات گنجانیده شده و معرف میزان خوردگی است. در این میان جهت دستیابی به میزان خوردگی در مقاطع زمانی پس از شروع انتشار خوردگی باید پارامتری به نام نرخ خوردگی نیز تعریف شود.^[۱۰] این پارامتر با توجه به نوع خوردگی و شرایط عضو می‌تواند براساس مدل‌های مختلف تعریف شود. در این نوشتار از مدل وو و استوارت برای تبیین این پارامتر استفاده شده است.^[۱۱] که در بخش ۴ این نوشتار و در بررسی نمونه‌ی ارائه‌شده به بیان روابط مربوط به آن پرداخته شده است. مدل وو و استوارت مربوط به نرخ خوردگی یون کلراید در طول مرحله‌ی انتشار خوردگی است و شرایط اولیه‌ی استفاده از آن با شرایط منطقه‌ی خلیج فارس تطابق کامل دارد.

در رابطه‌ی ارائه‌شده‌ی وو،^[۹] اثری از نقش مقاومت چسبندگی طبیعی بین آرماتور خورده‌شده و بتن ترک‌خورده (T_{AD}) در مقاومت چسبندگی نهایی نیست، در صورتی که مستقیماً و یا غیرمستقیماً در روابط پیشنهادشده‌ی سایر پژوهشگران به نقش مقاومت چسبندگی طبیعی بین آرماتور خورده‌شده و بتن ترک‌خورده (T_{AD}) در مقاومت چسبندگی نهایی اشاره شده است.^[۷،۲] با توجه به فرمول‌های ارائه‌شده و با خطی در نظر گرفتن اثر مقاومت چسبندگی طبیعی بین آرماتور خورده‌شده و بتن ترک‌خورده در رابطه‌ی مقاومت چسبندگی نهایی، فرمول ارائه‌شده‌ی وو اصلاح و رابطه‌ی ۲ برای محاسبه‌ی مقاومت چسبندگی نهایی پیشنهاد شده است:

$$T_{FR} = \mu(x) \times [p_{c,c}(x) + p_{c,st}(x) + p_{corr}(x)] + T_{AD} \quad (2)$$

ضریب اصطکاک^۲ در این مدل به‌عنوان بخشی از مقاومت سطحی به‌صورت رابطه‌ی ۳ در نظر گرفته شده است:

$$\mu(x) = 0.37 - 0.26(x - x_{cr}) \quad (3)$$

که در آن، x_{cr} عمق خوردگی مرتبط با ترک خوردگی سراسری بتن است، که در ادامه شرح داده شده است.

۱.۲. چسبندگی طبیعی

برای در نظر گرفتن اثر چسبندگی طبیعی در مدل اصلاح‌شده، رابطه‌ی ۴ استفاده شده است:^[۱۲]

$$T_{AD}(x) = \frac{n \cdot A_r(x) \cdot f_{coh}(x) \cdot [\cot \delta(x) + \tan(\delta + \phi)(x)]}{\pi D_r(x) \cdot S_r} \quad (4)$$

که در آن، $D_r(x)$ قطر کاهش‌یافته‌ی آرماتور طولی خورده‌شده، S_r فاصله‌ی آج‌ها که طبق پیشنهاد وانگ و لیو به‌صورت $0.76D_i$ در نظر گرفته شده است (که در آن، D_i قطر اولیه‌ی آرماتور طولی است)،^[۱] $D_r(x)$ قطر کاهش‌یافته‌ی آرماتور طولی خورده‌شده، و $f_{coh}(x)$ چسبندگی طبیعی است که طبق پیشنهاد کرونیلی از رابطه‌ی ۵ محاسبه می‌شود:^[۱۲]

$$f_{coh}(x) = 3.68 - 2.7 \cdot 0.8(x - x_{cr}) \quad (5)$$

که در آن، $A_r(x)$ سطح مقطع آج‌هاست که می‌تواند طبق رابطه‌ی ۶ محاسبه شود:

$$A_r(x) = \pi D_r(x) \cdot h_r(x) \quad (6)$$

شعاعی به وجود آمده از آج های آرماتورهای اصلی بر روی بتن اطراف آن است. از مدل ارائه شده ی مذکور (شکل ۱) می توان به منظور محاسبه ی فشار ناشی از خوردگی در طول مرحله ی انتشار استفاده کرد.

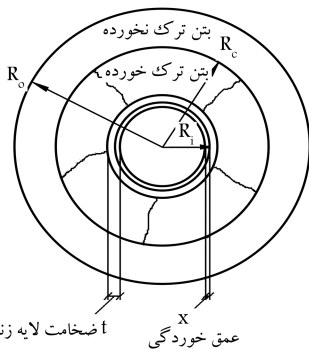
شکل ۲، به صورت شماتیک مدل خوردگی - ترک خوردگی به کار رفته را نشان می دهد، که در آن شعاع اولیه ی فولاد تسلیحاتی در حالتی است که هنوز خوردگی آغاز نشده است. پس از شروع خوردگی و آغاز مرحله ی انتشار خوردگی، سطح مقطع آرماتور به میزان x دچار کاهش شده و به صورت عمق خوردگی x در مدل نمایش داده شده است.

در این مدل خوردگی - ترک خوردگی، ناحیه یی متخلخل در اطراف آرماتور و در سطح تماس بین آرماتور و بتن تعریف شده است، که حجم آن وابسته به سطح مقطع آرماتور، نسبت آب به سیمان، درجه ی هیدراتاسیون و میزان تراکم بتن است. [۷] محصولات حاصل از خوردگی، چگالی کمتری در مقابل فولاد دارند، بنابراین حجم محصولات حاصل از خوردگی بیشتر از فولاد خواهد بود. این افزایش در ابتدا فضای موجود در ناحیه ی متخلخل را پر می کند و چنانچه حجم محصولات حاصل از خوردگی از حجم ناحیه ی متخلخل تجاوز کند، پس از اشغال فضای خورد شده ی آرماتور به بیرون توسعه می یابد و یک لایه ی زنگ زدگی t با ضخامت t را به وجود می آورند. این لایه ی زنگ زده، فشاری انبساطی را به بتن اطراف وارد می کند. این فشار با افزایش میزان محصولات حاصل از خوردگی بیشتر می شود و به عنوان فشار خوردگی (p_{corr}) شناخته می شود که سرمنشأ تشکیل ترک های ناشی از وقوع خوردگی در سطح تماس بین آرماتور و بتن می شود. R_c شعاع این ترک ها یا شعاع جبهه ی ترک 5 و R_o نیز شعاع جبهه ی پوشش بتنی 6 است. [۹]

دو حالت مجزا در زیر مجموعه ی این مدل در نظر گرفته شده است که حد جداکننده ی این دو حالت مرحله ی «ترک خوردگی سراسری» است. هنگامی که خوردگی انتشار و ترک خوردگی به پوشش بتنی توسعه می یابد، ترک خوردگی سراسری رخ می دهد. با توجه به این تعریف، برآورد فشار خوردگی در دو مرحله ی پیش از وقوع ترک خوردگی سراسری و پس از آن صورت می گیرد.

۱.۲.۲. پیش از ترک خوردگی سراسری

موقعیت جبهه ی ترک (R_c) مشخص کننده ی حالت پیش یا پس از ترک خوردگی سراسری است. به عبارت دیگر، خوردگی سراسری زمانی اتفاق می افتد که R_c برابر R_o شود ($R_c = R_o$). بنابراین اگر شعاع جبهه ی ترک (R_c) بین R_i (شعاع اولیه ی فولاد تسلیحاتی) و R_o (شعاع جبهه ی پوشش بتنی) باشد، حالت پیش از ترک خوردگی سراسری است. فشار خوردگی در این حالت را می توان با توجه به



شکل ۲. پارامترهای مهم در مدل خوردگی - ترک خوردگی.

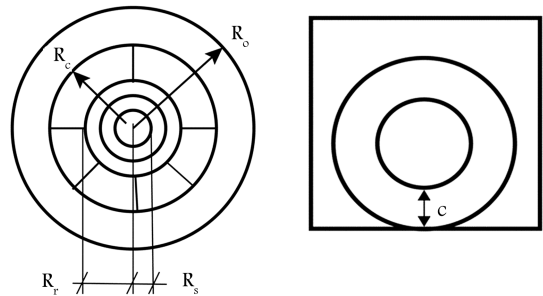
که در آن، $h_r(x)$ ارتفاع آج است که به پیشنهاد وانگ و لیو برابر $0.7D_r(x)$ در نظر گرفته شده است. [۱] $\tan(\delta + \varphi)(x)$ نیز طبق پیشنهاد کرونبلی به صورت رابطه ی ۷ محاسبه می شود: [۳]

$$\tan(\delta + \varphi)(x) = 1.7857 - 0.9285x \quad (7)$$

۲.۲. فشار ناشی از خوردگی

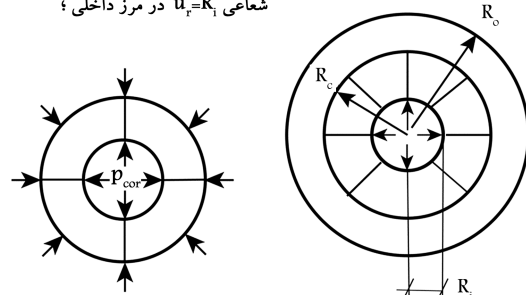
چگونگی ورود سهم فشار ناشی از خوردگی $p_{corr}(x)$ در مدل تحلیلی کاهش چسبندگی و دستیابی به مقاومت چسبندگی نهایی بسیار مهم است. برای محاسبه ی این پارامتر ابتدا باید سازوکار خوردگی در مرحله ی انتشار در بتن مسلح را با توجه به اینکه در مقاطع بتن مسلح دچار خوردگی، آسیب های ناشی از خوردگی، و ترک خوردگی به صورت توأمان دیده شود، به صورت یک مدل خوردگی - ترک خوردگی 3 ارائه کرد. بسیاری از پژوهشگران از مدل استوانه ی جدار ضخیم، که در برگیرنده ی اثر توأم خوردگی و ترک خوردگی استفاده کرده اند. [۱۳، ۱۴]

استوانه ی جدار ضخیم بتنی در نظر گرفته شده در این مدل تحت تأثیر فشار داخلی ناشی از انبساط محصولات خوردگی و فشار محصورشدگی ناشی از فشارهای



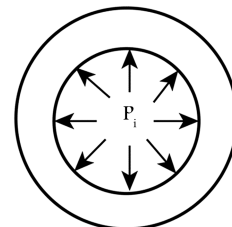
ب) مدل استوانه جدار ضخیم تحت جابجایی شعاعی $u_r=R_i$ در مرز داخلی؛

الف) مدل استوانه یی؛



د) بخش ترک خورده داخلی؛

ج) مدل استوانه جدار ضخیم تحت فشار خوردگی معادل $P_{corr}(x)$ در مرز داخلی؛



ه) بخش کشسان بیرونی.

شکل ۱. مدل خوردگی - ترک خوردگی. [۴]

رابطه‌ی ۸ استخراج کرد: [۱۳]

$$p_{corr}(x) = \frac{R_c}{R_i} \cdot f_t \cdot \frac{\left(\frac{R_o}{R_c}\right)^2 - 1}{\left(\frac{R_o}{R_c}\right)^2 + 1} + \frac{1}{R_i} \cdot \frac{f_t}{R_c} \cdot \frac{1}{\left(\frac{R_o}{R_c}\right)^2 + 1} \left(\frac{R_c^{n+1} - R_i^{n+1}}{n+1} + \frac{R_c^{n-1} - R_i^{n-1}}{n-1} \right) \quad (8)$$

برای محاسبه‌ی عمق خوردگی متناظر x ، باید جابجایی شعاعی متناظر در سطح تماس بتن با آرماتور محاسبه شود. جابجایی شعاعی بتن در سطح تماس با آرماتور، با فرض تنش صفحه‌یی و با اعمال شرایط تکیه‌گاهی (اگر $r = R_o$ ، آنگاه $\sigma_r = 0$ و اگر $r = R_c$ ، آنگاه $\sigma_\theta(r) = f_t$ به کمک رابطه‌ی ۹ به دست می‌آید:

$$u_{R_i} = \frac{f_t}{E_o} \cdot \frac{1}{\left(\frac{R_o}{R_c}\right)^2 + 1} \left[(1 + \nu) \frac{R_o^2}{R_c} + (1 - \nu) R_i \right] \quad (9)$$

با توجه به جابجایی شعاعی به دست آمده، عمق خوردگی متناظر از رابطه‌ی ۱۰ محاسبه خواهد شد:

$$x = R_i - \sqrt{R_i^2 - \frac{(R_c + R_i) u_{R_i}}{(\nu_{r/s} - 1)}} \quad (10)$$

در رابطه‌های ۹ و ۱۰، f_t مقاومت کششی بتن، E_o مدول کشسانی اولیه‌ی بتن، ν ضریب پواسون و $\nu_{r/s}$ نسبت حجم زنگ‌زدگی به حجم فولاد است که می‌تواند با توجه به محصولات خوردگی متفاوت، مقداری بین ۱٫۷ تا ۶٫۱۵ داشته باشد. [۱۳] از روی عمق خوردگی به دست آمده می‌توان به جرم کاهش یافته‌ی آرماتورها دست یافت. از طرفی با داشتن اطلاعات کافی در زمینه‌ی نرخ خوردگی حاکم بر شرایط عضو می‌توان میزان پارامترهای عمق خوردگی یا جرم کاهش یافته را به صورت زمان سپری شده از عمر سازه پس از آغاز خوردگی بیان کرد.

۲.۲.۲. پس از ترک خوردگی سراسری

در حالت ترک خوردگی سراسری، مقدار عمق خوردگی متناظر (x) - عمق بحرانی خوردگی (x_{cr}) - نیز قابل محاسبه است. مطابق مدل خوردگی - ترک خوردگی در نظر گرفته شده پس از ترک خوردگی سراسری، بتن ترک نخورده‌یی برای محصورکردن بتن ترک خورده وجود ندارد. بنابراین رابطه‌ی تعادل حاکم، که توسط وانگ و لیو ارائه شده است، [۴] بدون حضور پارامتر $p_c R_c$ (اثر بتن محصورکننده) به صورت رابطه‌ی ۱۱ بیان می‌شود:

$$p_{corr} R_i = \int_{R_i}^{R_o} \sigma(\theta) dr \quad (11)$$

جهت محاسبه‌ی $\sigma(\theta)$ در رابطه‌ی ۱۱، از مدل تنش کرنشی ارائه شده‌ی پانتازوپولو و پاپولیا که مربوط به بتن ترک خورده در محدوده‌ی کششی است، برای مدل اصلاحی ارائه شده در این نوشتار استفاده شده است. [۱۳] این مدل و پارامترهای مربوط به آن در شکل ۳ نمایش داده شده است.

برای محاسبه‌ی کرنش حلقوی در هر موقعیتی از r می‌توان از رابطه‌ی ۱۲ استفاده کرد:

$$\varepsilon_\theta(r) = \frac{u(r)}{r} = \varepsilon_{\theta o} \cdot \frac{1 + \left(\frac{R_o}{r}\right)^2}{2} \quad (12)$$

در این صورت برای محاسبه‌ی کرنش حلقوی در سطح آرماتور کافی است $\varepsilon_\theta(r)$ را برای $r = R_i$ محاسبه کرد. از طرفی $\varepsilon_{\theta o}$ نیز به صورت رابطه‌ی ۱۳ تعریف می‌شود:

$$\varepsilon_{\theta o} = 2x \cdot \frac{(\nu_{r/s} - 1)(2R_i - x)}{R_i(R_o + R_i)\left(\left(\frac{R_o}{R_i}\right)^2 + 1\right)} \quad (13)$$

براساس بازه‌های موجود برای کرنش حلقوی در مدل استوانه‌ی ضخیم، در مجموع ۶ حالت محاسباتی به منظور تعیین $\int_{R_i}^{R_o} \sigma(\theta)$ وجود دارد. [۴] این ۶ بازه در جدول ۱ معرفی شده‌اند. با محاسبه‌ی انتگرال معرفی شده برای هر یک از این بازه‌ها، فشار خوردگی پس از ترک خوردگی سراسری در مرحله‌ی انتشار خوردگی قابل محاسبه خواهد بود.

۳.۲. فشار ناشی از محصورشدگی توسط خاموت‌ها

در مدل ارائه شده برای گنجاندن اثر محصورشدگی توسط خاموت‌ها از مطالعات جیوریانی و همکاران استفاده شده است. [۱۵] مطابق شکل ۴، محصورشدگی می‌تواند توسط تنش‌های باقیمانده‌ی منتقل شده بین سطح بتن ترک خورده و سطح تسلیحات عرضی توزیع شده در امتداد آرماتور طولی ایجاد شود. مطابق شکل ۴، فشار شعاعی (σ_n) با تنش ناشی از مقاومت کششی باقیمانده‌ی بتن ترک خورده، تنش کششی بتن ترک نخورده و نیروی کششی مربوط به خاموت‌ها در تعادل است. خاموت‌ها در مقطع و مخصوصاً در محدوده‌ی طول خاموت‌گذاری شده با محدودکردن پیشرفت و گسترش ترک‌های شکافنده سبب ایجاد فشار محصورشدگی و در نتیجه افزایش چسبندگی بین بتن و آرماتور می‌شوند. [۱۶]

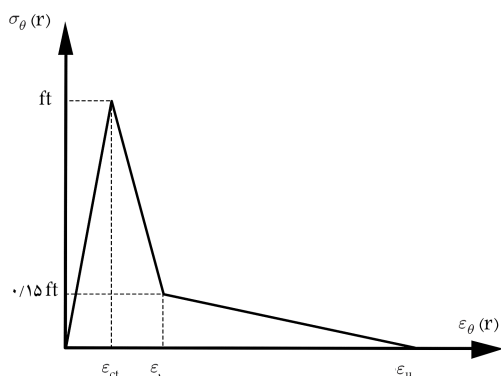
اثر این فشار ناشی از خاموت‌ها در مطالعه‌ی جیوریانی و همکاران به صورت رابطه‌ی ۱۴ پیشنهاد شده است: [۱۵]

$$p_{c, st}(x) = \Omega \sigma_{st} \quad (14)$$

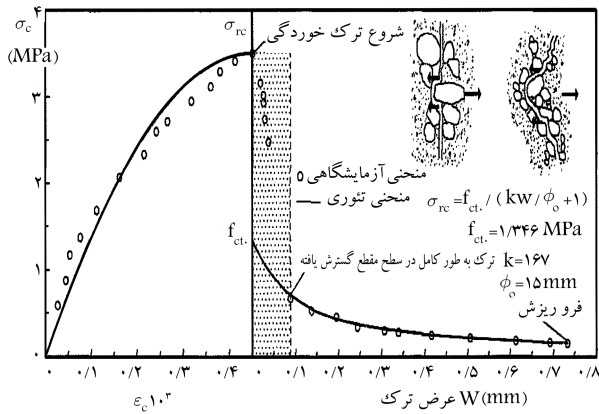
که در آن، Ω ضریب محصورشدگی خاموت‌هاست که به صورت نسبت A_p^* به A_{st}^* تعریف می‌شود. A_p^* و A_{st}^* مربوط به سطوح مقطع خاموت و آرماتورهای اصلی با تأکید بر تعریف ارائه شده در شکل ۵ هستند.

جدول ۱. بازه‌های تعریف شده جهت تعیین $\sigma(\theta)$.

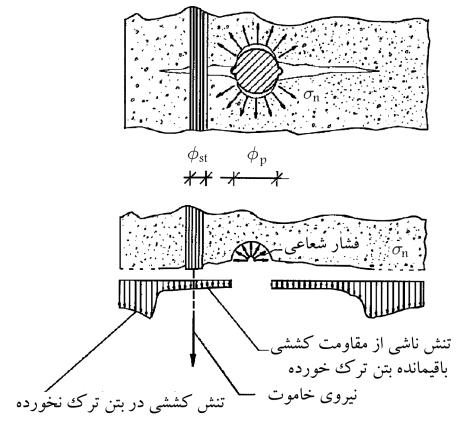
شماره	بازه	شماره	بازه
۱	$\varepsilon_{ct} < \varepsilon_{\theta o} \leq \varepsilon_1$	۴	$\varepsilon_1 < \varepsilon_{\theta o} < \varepsilon_u$
۲	$\varepsilon_1 < \varepsilon_{\theta o} \leq \varepsilon_u$	۵	$\varepsilon_{ct} < \varepsilon_{\theta o} < \varepsilon_1 < \varepsilon_{\theta i} \leq \varepsilon_u$
۳	$\varepsilon_u < \varepsilon_{\theta o} \leq \varepsilon_{\theta i}$	۶	$\varepsilon_{ct} < \varepsilon_{\theta o} < \varepsilon_{\theta i} \leq \varepsilon_1$



شکل ۳. رابطه‌ی تنش - کرنش در بتن در حالت کشش. [۱۴]



شکل ۶. میزان مقاومت کششی باقیماندهی بتن ترک خورده. [۱۵]



شکل ۴. عمل محصورشدگی در اطراف آرماتور آج دار. [۱۵]

۴.۲. فشار ناشی از محصورشدگی توسط بتن ترک خورده

فشار محصورشدگی توسط بتن ترک خورده نیز به صورت رابطه ی ۱۷ بیان می شود: [۱۵]

$$p_{c,c}(x) = \frac{(b - n_p \phi_p) \Delta z}{A_p^*} \sigma_{rc} \quad (17)$$

که در آن، b عرض مقطع، n_p تعداد آرماتورهای طولی، ϕ_p قطر آرماتور طولی، Δz فاصله ی خاموت ها، و A_p^* سطح مقطع طولی آرماتورهای طولی موجود در طول تأثیرگذار Δz ($A_p^* = n_p \phi_p \Delta z$) است. σ_{rc} نیز مقاومت کششی باقیمانده ی بتن ترک خورده است که از طریق رابطه ی ۱۸ محاسبه می شود:

$$\sigma_{rc} = \frac{f_{ct0}}{k \frac{\phi_p}{\phi_a} \frac{w}{\phi_p} + 1} \quad (18)$$

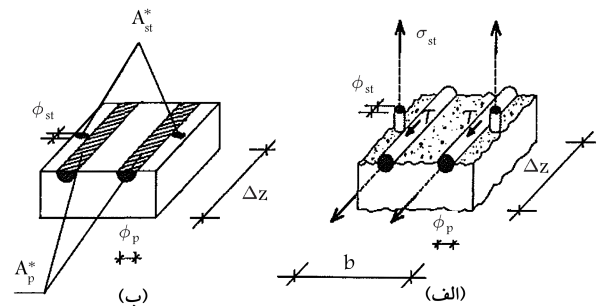
که در آن، w عرض ترک، f_{ct0} مقاومت کششی در زمانی که بتن شروع به ترک خوردن می کند ($w = 0$)، ϕ_p قطر آرماتور طولی، و ϕ_a اندازه ی بیشینه ی سنگ دانه است. مقادیر k و f_{ct0} از طریق شکل ۶ محاسبه می شوند.

تعیین مقاومت چسبندگی کاهش یافته در سطح تماس بین آرماتور و بتن به منظور ارزیابی پارامترهای سازه یی مطرح در یک سازه ی در معرض خوردگی جایگاه ویژه یی دارد. در ارائه ی مدل توسعه یافته در این مطالعه تلاش شده است تا با در نظر گرفتن اثر توأمان خوردگی و ترک خوردگی، محصورشدگی حاصل از وجود خاموت و نیز چسبندگی طبیعی بین آرماتور و بتن - که در مدل و به آن پرداخته نشده است، مدلی واقع بینانه تر ارائه شود که در مرحله ی انتشار خوردگی بتواند در تعیین ظرفیت باقیمانده ی عضو مورد استفاده قرار گیرد.

۳. مقایسه ی مدل اصلاحی پیشنهاد شده با یک مدل

آزمایشگاهی

مدل اصلاح شده در این نوشتار با یک مدل آزمایشگاهی صحت سنجی شده است. برای این منظور مقادیر تنش چسبندگی حاصل از مدل تحلیلی اصلاح شده در این نوشتار با نتایج به دست آمده از کارهای آزمایشگاهی اسمیت، [۱۹] که مربوط به مرحله ی انتشار خوردگی است، مقایسه شده اند. آزمایش صورت گرفته در کار اسمیت بر روی ۱۲ نمونه تیر صورت گرفته است. این تیرها مقطعی با عرض ۱۵۶ میلی متر، ارتفاع ۱۷۶ میلی متر، ۲ آرماتور ۱۵



شکل ۵. پارامترهای هندسی آرماتورهای طولی و عرضی. [۱۵]

در شکل های ۴ و ۵، σ_{st} تنش بیشینه در خاموت های نزدیک به ترک خوردگی شکافته است، که به صورت رابطه ی ۱۵ قابل محاسبه است:

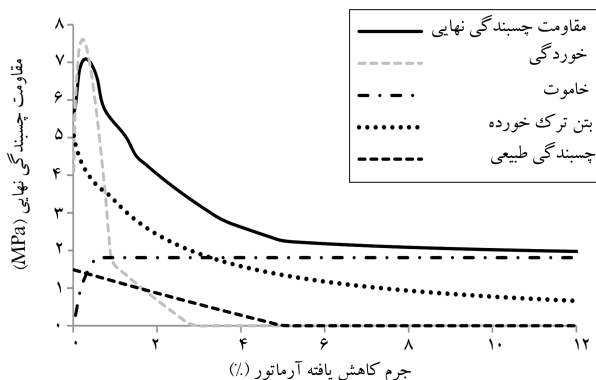
$$\sigma_{st} = E_s \sqrt{\frac{a_2}{\left(\alpha \frac{\phi_{st}}{\phi_p}\right)^2} \left(\frac{w}{\phi_p}\right)^2 + \frac{a_1}{\alpha \frac{\phi_{st}}{\phi_p}} \frac{w}{\phi_p} + a_0} \quad (15)$$

که در آن، a_0 ، a_1 و a_2 ضرایب مربوط به قانون چسبندگی - لغزش محلی سه جانبه ی ایده آل خاموت ها، ϕ_p قطر آرماتور طولی، ϕ_{st} قطر خاموت، E_s مدول کشسانی فولاد، w عرض ترک، و α ضریب شکل مربوط به خاموت هاست که برابر ۲ در نظر گرفته می شود. [۱۵] جهت برآورد عرض ترک کلی (مجموع) در امتداد سطح و در $r = R_i$ از رابطه ی ۱۶ می توان استفاده کرد: [۱۶]

$$\sum w = 2\pi u R_i \quad (16)$$

در فرمول محاسبه ی تنش بیشینه در خاموت، مقدار عرض یک ترک اصلی مورد نیاز است. مطابق مطالعات صورت گرفته ی مولینا معمولاً عرض ترک کلی (مجموع) شامل ۳ ترک اصلی است. بنابراین عرض هر ترک اصلی در مقطع برابر یک سوم عرض ترک کلی (مجموع) باید در نظر گرفته شود. [۱۷]

در یک مقطع بتنی مسلح با وجود آرماتور عرضی، مقاومت چسبندگی نهایی حاصل برآیند عملکرد بتن و خاموت است که بخش حاصل از مقاومت چسبندگی مربوط به خاموت ها، یک حد بیشینه دارد که در شرایط مختلف، نباید از آن تجاوز کند. روابط ارائه شده در آیین نامه ی ACI 408 (2003) [۱۶] و نیز روابط ارائه شده در کار زوو و داروین، [۱۸] معیارهای مناسبی برای تعیین حد بیشینه ی مقاومت چسبندگی تأمین شده توسط خاموت ها هستند که در بررسی نمونه ی ارائه شده در بخش ۴ این نوشتار از آن ها استفاده شده است.



شکل ۹. تغییرات تنش چسبندگی نهایی در مقابل کاهش درصدی جرم آرماتور براساس مدل اصلاح شده.

از شکل ۹ که نشان دهنده سهم پارامترهای فشار خوردگی، فشار محصورشدگی توسط بتن ترک خورده، خاموتها، و نیز چسبندگی طبیعی است، می توان نتیجه گرفت که فشار خوردگی نقش اصلی را در شکل گیری نمودار رفتاری مقاومت چسبندگی به صورت داشتن یک پیک افزایشی در حوالی کاهش جرم ۱٪ دارد. این رفتار به وجود آمده در مقاومت چسبندگی را می توان با بیان افزایش زبرشدگی در سطح بیرونی آرماتورها که ناشی از رشد لایه ی نازک حاصل از خوردگی است، توجیه کرد. با گسترش دامنه ی خوردگی، آج های آرماتورها دچار تخریب و بقایای پوسته شده ی باقیمانده از فولاد در سطح تماس بتن و آرماتور سبب ایجاد اثر روانکاری در سطح تماس می شوند، و درکنار اثر کاهشی، محصورشدگی حاصل از بتن ترک خورده سبب کاهش کلی مقاومت چسبندگی می شوند.

۴. ظرفیت خمشی یک تیر نمونه

در این بخش برای نشان دادن لزوم توجه به آثار میزان و شدت خوردگی در هنگام طراحی اولیه ی سازه ها، به محاسبه ی ظرفیت خمشی باقیمانده در یک تیر ساده مطابق شکل ۱۰ پرداخته شده است. جهت بررسی های بیشتر درخصوص دوره ی عمر مربوط به مرحله ی انتشار خوردگی این تیر نمونه فرض شده است که این عضو بتنی در شرایط مشابه منطقه ی خلیج فارس قرار داشته است. نمودار تغییرات تنش چسبندگی نهایی در مقابل درصد جرم کاهش یافته ی آرماتور برای این تیر براساس رابطه ی ۲ به صورت شکل ۱۱ است.

در هر سطح مشخصی از خوردگی، میزان محاسبه ی ظرفیت خمشی باقیمانده ی این تیر با توجه به تشخیص وقوع تسلیم شدگی در آرماتورها و یا وقوع شکست مهاری امکان پذیر است. در این نمونه از تیر در عمق خوردگی ۰/۳۳ میلی متر که متناظر با ۵/۴۲٪ کاهش سطح مقطع آرماتورهاست، به دلیل ارضاء نشدن کمینه ی تنش چسبندگی متوسط مورد نیاز جهت جلوگیری از وقوع شکست مهاری، فرضیات مربوط به شکست مهاری حاکم است و در خوردگی های بیش از این حد، کلیه ی مراحل محاسبه ی ظرفیت خمشی باقیمانده ی تیر با این فرض محاسبه شده است. در این نوشتار نتایج بررسی ها براساس یک بازه ی وسیع از جرم کاهش یافته ی آرماتور، نمودی عمومی از نتایج خوردگی در مرحله ی انتشار خوردگی است.

هر سطح از خوردگی در هر سازه متناسب با شرایط محیطی خاص خود متناظر با زمانی از عمر خدمت رسانی سازه است. به عبارت دیگر، هر سطح از خوردگی را می توان به صورت یک مقطع زمانی از عمر سازه معرفی کرد. با این دید می توان

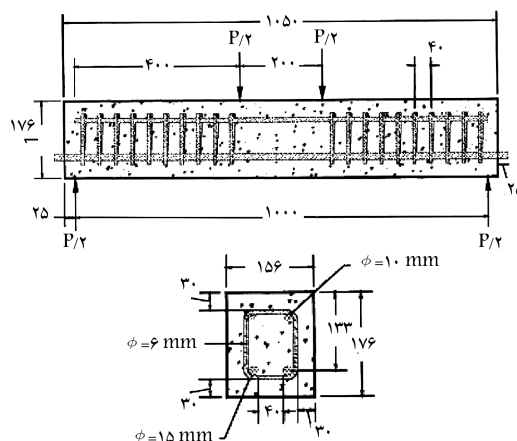
در پایین مقطع، ۲ آرماتور $\phi 10$ در بالای مقطع، خاموت های $\phi 6$ با فاصله های ۴۰ میلی متر در ناحیه ی برشی، پوشش بتن (کاور) برابر ۳۰ میلی متر، طول دهانه ی ۱۰۰۰ میلی متر، و مقاومت فشاری بتن ۳۹ مگاپاسکال دارند (شکل ۷).

در بررسی اسمیت، [۱۹] بار نهایی به مقاومت چسبندگی تبدیل شده است. برای تیری مشابه این کار آزمایشگاهی و به کمک مدل اصلاح شده در این مطالعه، مقادیر تنش چسبندگی نهایی محاسبه و با مقادیر به دست آمده از مدل وو، [۹] و نیز نتایج حاصل از آزمایش تیر اسمیت مطابق شکل ۸ مقایسه شده اند.

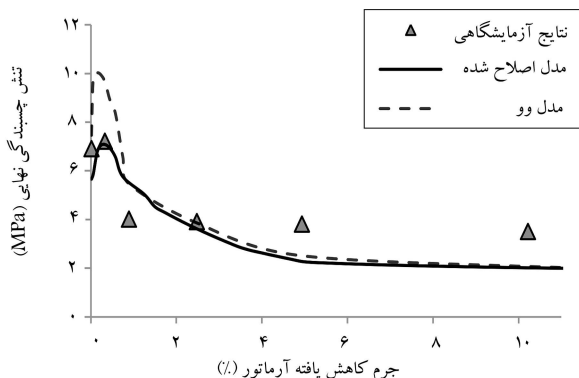
روند کلی دو نمودار حاصل از مدل وو، [۹] و مدل ارائه شده ی اصلاحی یکسان است و مخصوصاً در مرحله ی پس از ترک خوردگی سراسری هم پوشانی خوبی دارند؛ در حالی که مدل اصلاح شده به ویژه در محدوده ی کمتر از ۲٪ جرم کاهش یافته، پاسخ های واقع بینانه تری ارائه می کند.

به منظور بررسی بهتر، نمودار تغییرات تنش چسبندگی نهایی در مقابل کاهش درصدی جرم آرماتور براساس مدل اصلاح شده در شکل ۹ نشان داده شده است. در این نمودار علاوه بر رسم تغییرات تنش چسبندگی نهایی، هر یک از ۴ مؤلفه ی تأثیرگذار در آن نیز رسم شده است.

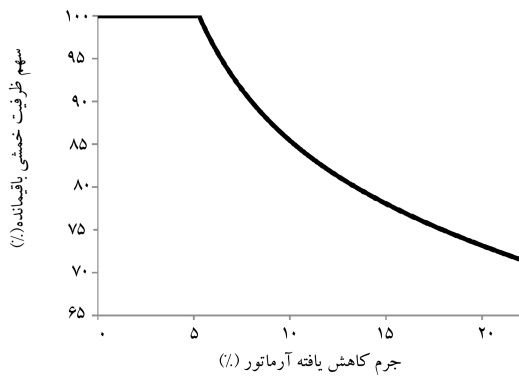
مطابق این نمودار با شروع خوردگی، میزان مقاومت چسبندگی در ابتدا افزایش می یابد. این افزایش در مقادیر عمق خوردگی ۱/۰ میلی متر است که تقریباً متناظر با کاهش جرم ۱٪ است، به بیشترین حد خود می رسد و سپس شروع به کاهش می کند.



شکل ۷. جزئیات تیر مورد بررسی در آزمایش اسمیت. [۱۹]



شکل ۸. مقایسه ی مقادیر تنش چسبندگی نهایی محاسبه شده در مدل های تحلیلی و آزمایشگاهی.



شکل ۱۲. سهم ظرفیت خمشی باقیمانده‌ی تیر از میزان ظرفیت خمشی اولیه در مقابل عمر سازه در مرحله‌ی انتشار خوردگی.

آغاز خوردگی است. روابط به دست آمده از مدل و و استوارت بیان‌گر آن است که در این مدل، نرخ خوردگی به صورت وابسته با زمان کاهش می‌یابد. در نمونه‌ی مورد مطالعه در این نوشتار عمق پوشش بتن برابر ۴ سانتی‌متر است و نسبت w/b نیز برابر 0.50 فرض شده است.

سطح مقطع آرماتورها در اعضای بتن مسلح با شروع مرحله‌ی انتشار خوردگی و با گذشت زمان، متناسب با نرخ خوردگی دچار کاهش می‌شوند. چنانچه میزان کاهش قطر که نمایان‌گر کاهش سطح مقطع آرماتور است، یکنواخت در نظر گرفته شود، مقدار قطر کاهش‌یافته‌ی آرماتور با توجه به قانون فارادی می‌تواند از رابطه‌ی ۲۱ به دست آید:

$$D(t) = D_0 - k_{corr} \int_0^t i_{corr}(t) dt \quad (21)$$

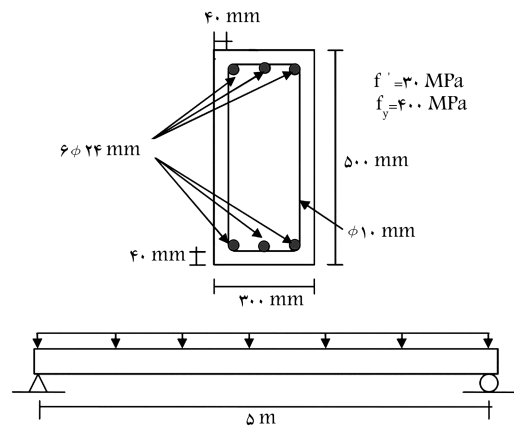
که در آن، $D(t)$ قطر کاهش‌یافته‌ی آرماتور (در واحد طول) در هر زمان مشخص، D_0 قطر اولیه‌ی آرماتور (در واحد طول)، $i_{corr}(t)$ نرخ خوردگی (جریان بر سطح مقطع)، t زمان پس از آغاز خوردگی، و k_{corr} ضریبی برای تبدیل واحد i_{corr} از $\mu A \cdot cm^2$ به $mm \cdot year$ است که باید برابر 0.23 در نظر گرفته شود. [۲۰]

با توجه به روابط ارائه‌شده و ارتباط نرخ خوردگی با پارامترهای معرف میزان خوردگی در مرحله‌ی انتشار خوردگی می‌توان ضمن محاسبه‌ی زمان متناظر با پارامترهای معرف، میزان خوردگی میزان ظرفیت خمشی باقیمانده‌ی عضو را در یک مقطع بحرانی از دوره‌ی عمر (مرحله‌ی پس از آغاز خوردگی) محاسبه کرد.

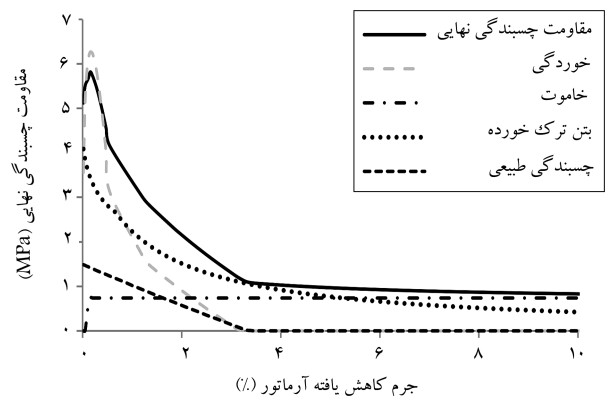
در شکل ۱۲، سهم ظرفیت خمشی باقیمانده‌ی تیر از میزان ظرفیت خمشی اولیه در مقابل عمر سازه در مرحله‌ی انتشار خوردگی برای تیر مورد بررسی نشان داده شده است.

شکل ۱۲ نشان می‌دهد که در هر سطح از خوردگی میزان ظرفیت خمشی تیر تغییر می‌کند و ظرفیتی کمتر از میزان اولیه خواهد داشت. برای مثال در سال ۱۰م پس از آغاز مرحله‌ی انتشار خوردگی، که متناظر با کاهش 12.73% جرم آرماتورهاست، ظرفیت خمشی تیر با توجه به شرایط محیطی حاکم به میزان 19.08% کاهش می‌یابد. همچنین میزان کاهش در ظرفیت خمشی باقیمانده برای سال‌های بعدی به مراتب بیشتر است.

این نقص‌های پیش‌رونده و تدریجی که در طول عمر خدمت‌رسانی یک عضو سازه‌ی رخ می‌دهند، گاهی ممکن است به حدی رشد کنند که آن عضو را از سطح عملکردی مناسب اولیه خارج کنند و یا حتی سبب تخریب آن شوند. در این بین لزوم توجه به تغییرات ظرفیتی ذکر شده و گنجاندن دستورالعمل‌های لازم در طراحی‌های



شکل ۱۰. جزئیات تیر نمونه.



شکل ۱۱. تغییرات تنش چسبندگی نهایی در مقابل درصد جرم کاهش‌یافته‌ی آرماتور.

انتظار داشت که برای هر زمان از عمر خدمت‌رسانی یک سازه بتوان تحلیلی وابسته به زمان انجام داد که متفاوت از تحلیل آن عضو با شرایط ایده‌آل و اولیه‌ی مربوط به هنگام ساخت عضو است.

با در نظر گرفتن شرایط حاکم بر عضو و تعیین نرخ خوردگی مناسب می‌توان میزان ظرفیت خمشی باقیمانده‌ی عضو را در یک مقطع بحرانی از دوره‌ی عمر (مرحله‌ی پس از آغاز خوردگی) محاسبه کرد.

نرخ خوردگی مورد استفاده در این نوشتار با توجه به مدل و و استوارت است. مدل و و استوارت مربوط به نرخ خوردگی یون کلراید در طول مرحله‌ی انتشار خوردگی است و شرایط اولیه‌ی استفاده از آن با شرایط منطقه‌ی خلیج فارس تطابق کامل دارد.

مدل و و استوارت برای رطوبت نسبی محیط بالای 75% و دمایی بالاتر از 20 درجه‌ی سانتی‌گراد، با توجه به اثرات نسبت آب به سیمان و عمق پوشش بتن (d_c, cm) در نرخ خوردگی، تا ۱ سال ($i_{corr}, \mu A/cm^2$) پس از پایان مرحله‌ی آغاز خوردگی، نرخ خوردگی را به صورت تجربی و براساس رابطه‌ی ۱۹ بیان می‌کند:

$$i_{corr(1)} = \frac{37.8(1 - w/b)^{-1.64}}{d_c} \quad (19)$$

همچنین در طول مرحله‌ی توسعه نیز i_{corr} را به صورت رابطه‌ی ۲۰ بیان می‌کند:

$$i_{corr}(t) = i_{corr(1)} \cdot 1.85 t_p^{-0.74} \quad (20)$$

که در آن، $t_p = t - t_i$ است. t زمانی است که i_{corr} محاسبه می‌شود و t_i زمان

اولیه به گونه‌ایی که بتواند این نقص‌های مربوط به مراحل پس از ساخت سازه را نیز در نظر بگیرد، ضروری است.

۵. نتیجه‌گیری

در این نوشتار پس از ارائه‌ی مدل اصلاح‌شده‌ی برای برآورد مقاومت چسبندگی کاهش‌یافته بین آرماتورها بتن در مرحله‌ی انتشار خوردگی، به اهمیت طراحی اعضای سازه براساس پیش‌بینی‌های موجود در خصوص شرایط محیطی و تغییرات پیش رو در عمر خدمت‌رسانی آن اشاره شده است. در طی مطالعه، ضمن اصلاح مدل ارائه‌شده توسط وو^[۹] برای تحلیل مدل کاهش چسبندگی سعی شده است تا با به‌کارگیری مدل اصلاح‌شده در این مطالعه، در بررسی ظرفیت خمشی باقیمانده‌ی یک عضو سازه‌یی، لزوم توجه به تغییرات وابسته به زمان در این اعضا نشان داده شود تا متناسب با این تغییرات و تعیین بازه‌ی زمانی مورد انتظار برای عمر خدمت‌رسانی یک عضو سازه‌یی، طراحی آن عضو صورت گیرد. براساس این مطالعه، این نتایج حاصل شده است:

۱. مدل اصلاحی ارائه‌شده در این نوشتار برای تحلیل کاهش چسبندگی بین آرماتورها و بتن که با افزودن اثر چسبندگی طبیعی تکمیل شده است، نسبت به مدل اولیه به واقعیت نزدیک‌تر است. میزان دقت در نتایج مدل اصلاح‌شده، که به ویژه در

محدوده‌ی کمتر از ۲٪ جرم کاهش‌یافته مشهودتر است، در برخی از نقاط این بازه به اختلاف نسبی ۱٫۶۴٪ نسبت به نتایج آزمایشگاهی نیز می‌رسد.

۲. مدل اصلاح‌شده‌ی وقوع افزایش نسبی مقاومت اعضا در ابتدای فرآیند خوردگی و سپس شروع روند نزولی را که در آزمایش‌های واقعی مشاهده و توسط پژوهشگران مختلفی گزارش شده است، واقع‌بینانه‌تر توجیه می‌کند. اختلاف نسبی گزارش‌شده توسط مدل وو برای نقطه‌ی بیشینه نسبت به نتایج آزمایشگاهی اسمیت برابر ۳۴٫۱٪ است، اما برای مدل اصلاح‌شده این مقدار به کمتر از ۱٫۸٪ کاهش یافته است.

۳. اثر محصورشدگی ایجادشده توسط خاموت‌ها که در مدل ارائه‌شده در این مطالعه نیز وجود دارد، نقش به‌سزایی در تطابق نتایج تحلیلی با نتایج آزمایشگاهی دارد. به‌عنوان مثال بدون در نظر گرفتن اثر محصورشدگی ایجادشده توسط خاموت‌ها، اختلاف نسبی نتایج مدل اصلاح‌شده برای نقطه‌ی بیشینه نسبت به نتایج آزمایشگاهی اسمیت از حدود ۱٫۸٪ به ۱۷٪ افزایش خواهد یافت.

۴. کاهش ۱۹٫۰۸٪ در ظرفیت خمشی یک تیر در زمانی که خوردگی سبب کاهش ۱۲٫۷۳٪ در جرم آرماتورها و نیز کاهش ۸۴٫۵۷٪ در چسبندگی نهایی بین آرماتورها و بتن در همین شدت از خوردگی شده است، لزوم توجه هرچه بیشتر به در نظر گرفتن عوامل محیطی وابسته به زمان در طراحی اولیه اعضای سازه‌یی را نشان می‌دهد.

پانویس‌ها

1. corrosion depth
2. friction coefficient
3. corrosion-cracking model
4. rust layer
5. crack front
6. concrete cover front
7. radial pressure

منابع (References)

1. Koch, G.H., Brongers, P.H., Thompson, N.G., Virmani, Y.P. and Payer, J.H., *Corrosion Costs and Prevention Strategies in the United States*, Federal Highway Administration, Report No. FHWA-RD- 01-156, Washington, DC (2002).
2. Al-Sulaimani, G., J., Kaleemullah, M., Basunbul, I.A. and Rasheeduzzafar, "Influence of corrosion and cracking on bond behavior and strength of reinforced concrete members", *ACI Structural Journal*, **87**(2), pp. 220-231 (1990).
3. Coronelli, D. "Corrosion cracking and bond strength modeling for corroded bars in reinforced concrete", *ACI Structural Journal*, **99**(3), pp. 267-276 (2002).

4. Wang, X. and Liu, X. "Bond strength modeling for corroded reinforcements", *Construction and Building Materials*, **20**(3), pp. 177-186 (2006).
5. Ghosh, A. and Amleh, L. "Modeling the effect of corrosion on bond strength at the steel-concrete interface with finite-element analysis", *Canadian Journal of Civil Engineering*, **33**(6), pp. 673-673 (2006).
6. Bhargava, K., Ghosh, A., Mor, Y. and Ramanujam, S. "Analytical model for time to cover cracking in RC structures due to rebar corrosion", *Nuclear Engineering and Design*, **236**(11), pp. 1123-1139 (2006).
7. Hussein, L. "Analytical modeling of bond stress at steel-concrete interface due to corrosion", MSc Thesis, Ryerson University, Toronto (2011).
8. Prieto, M., Tanner, P. and Andrade, C. "Bond response in structural concrete with corroded steel bars. experimental results", Joint fib-RILEM Workshop, Modelling of Corroding Concrete Structures, Madrid, Spain, pp. 231-242 (2010).
9. Wu, H. "Bond degradation and residual flexural capacity of corroded RC beams", MSc Thesis, Ryerson University, Toronto (2012).
10. Otieno, M.B., Beushausen, H.D. and Alexander, M.G. "Prediction of corrosion rate in RC structures - a critical review", Joint fib-RILEM Workshop, Modelling of Corroding Concrete Structures, Madrid, Spain, pp. 15-36 (2010).

11. Vu, K. and Stewart, M.G. "Structural reliability of concrete bridges including improved chloride-induced corrosion models", *Structural Safety*, **22**(4), pp. 313-333 (2000).
12. Bhargava, K., Ghosh, A.K., Mori, Y. and Ramanujam, S. "Models for corrosion induced bond strength degradation in reinforced concrete", *ACI Materials Journal*, **104**(6), pp. 594-603 (2007).
13. Lundgren, K. "Modeling the effect of corrosion on bond in reinforced concrete", *Magazine Of Concrete Research*, **54**(3), pp. 165-173 (2002).
14. Pantazopoulou, S.J. and Papoulia, K.D. "Modeling cover-cracking due to reinforcement corrosion In RC structures", *Journal of Engineering Mechanics*, **127**(4), pp. 342-351 (2001).
15. Giuriani, E., Plizzari, G. and Schumm, C. "Role of stirrups and residual tensile strength of cracked concrete on bond", *Journal of Structural Engineering*, **117**(1), pp. 1-18 (1991).
16. American Concrete Institute Committee 408, *Bond and Development of Straight Reinforcing Bars in Tension*, ACI 408R-03, Farmington Hills, Mich (2003).
17. Molina, F.J., Alonso, C. and Andrade, C. "Cover cracking as a function of bar corrosion: Part 2-numerical model", *RILEM Materials and Structures*, **26**(9), pp. 532-548 (1993).
18. Zuo, J. and Darwin, D. "Splice strength of conventional and high relative rib area bars in normal and high-strength concrete", *ACI, Structural Journal*, **97**(4), pp. 630-641 (2000).
19. Smith, R. "The effect of corrosion on the performance Of reinforced concrete beams", MSc Thesis, Ryerson University, Toronto (2007).
20. Guo, Y. "Assessing the seismic performance of corroding RC bridge columns", MSc Thesis, Oregon State University, Corvallis (2011).