

تأثیر فواصل خاموت بر مقاومت خمشی تیرهای وصله‌دار تحت شرایط خوردگی

آیلین زمانی^۱، سید روح اله موسوی^{۲*}، حسین بهشتی نژاد^۳

۱- دانشجوی کارشناسی ارشد مهندسی عمران- سازه، موسسه آموزش عالی هاتف

۲- دانشیار گروه مهندسی عمران، دانشگاه سیستان و بلوچستان

۳- گروه مهندسی عمران، واحد بیرجند، دانشگاه آزاد اسلامی، بیرجند، ایران

*s.r.mousavi@eng.usb.ac.ir

تاریخ دریافت: [۹۶/۰۹/۰۴]

تاریخ پذیرش: [۹۷/۰۳/۲۱]

چکیده

تأمین پیوستگی کافی بین بتن و میلگرد در طول وصله یک نیاز ضروری برای طراحی سازه‌های بتن مسلح بشمار می‌آید. یکی از عوامل کاهش مقاومت پیوستگی، خوردگی میلگردهای فولادی سازه‌های بتن مسلح است. در این پژوهش به منظور بررسی تأثیر همزمان فاصله خاموت و خوردگی بر مقاومت پیوستگی میلگرد و بتن در تیرهای بتن مسلح با میلگردهای وصله شده تعداد ۱۲ عدد تیر به ابعاد $100 \times 150 \times 1500$ میلی‌متر در سه گروه، S: خوردگی خاموت، T: خوردگی میلگرد کششی، W: خوردگی توأم خاموت و میلگرد کششی ساخته و تحت آزمایش قرار گرفتند. فواصل خاموت در ناحیه وصله ۱۶۰، ۸۰ و ۵۳ میلیمتر و درجه خوردگی در کلیه تیرها ۱۰٪ بود. پس از اتمام زمان خوردگی و رسیدن به درجه خوردگی هدف، کلیه تیرها تحت آزمایش خمش چهار نقطه‌ای شکسته شدند. با توجه به نتایج بدست آمده نشان داده شد که به‌طور میانگین کاهش مقاومت تیرهای T، S و W پس از خوردگی به ترتیب ۱۵/۳، ۷/۵ و ۱۴/۳ درصد است. افزایش تعداد خاموت در ناحیه وصله سبب افزایش مقاومت در تیرهای گروه T و W گردیده که این روند در تیرهای گروه S به‌صورت معکوس است.

واژگان کلیدی: خوردگی، وصله، مقاومت پیوستگی، خاموت

۱- مقدمه

محصور کننده آن لازمه عملکرد کامپوزیت اعضای بتن مسلح بوده و خوردگی میلگرد عامل کاهش و حذف این پیوستگی است [3]. با توجه به تأثیر اقتصادی و آثار خوردگی بر عمر

خوردگی میلگرد یک مسأله مهم و موثر در عملکرد دراز مدت سازه‌های بتنی مسلح است [1] که می‌تواند منجر به آسیب‌های جدی شود [2]. پیوستگی میان میلگرد و بتن

کم محصورشدگی توسط میلگردهای عرضی از جمله این عوامل است که نهایتاً سبب شکست وصله به دلیل از دست دادن انتقال پیوستگی می‌شوند و در نتیجه آن خردشدگی پوشش بتن قبل از رسیدن به نقطه تسلیم در میلگردهای طولی رخ خواهد داد. خواص فولاد، مقاومت بتن، پوشش بتنی میلگردها، طول وصله و تعداد میلگردهای عرضی تأثیر قابل توجهی بر رفتار وصله میلگردها دارند [1].

میزان تأثیر این عوامل بر پیوستگی بین بتن و میلگرد در تیرهای بتن مسلح وصله‌دار با میلگرد جانبی در کار پژوهشگران مختلفی مورد مطالعه قرار گرفته است. در سال ۱۹۹۷ اورنگان و همکاران [10] با استفاده از روش‌های آماری، رابطه‌هایی برای تعیین مقاومت پیوستگی بین میلگرد و بتن در تیرهای بتن مسلح در نمونه‌های بدون میلگرد جانبی و دارای میلگرد جانبی در ناحیه وصله، ارائه نمودند که این رابطه مبنای روابط پیشنهادی آیین‌نامه آمریکا شد. داروین و همکاران در سال ۱۹۹۷ [11] با تحلیل مجدد داده‌های آزمایشگاهی به‌کارگیری شده توسط اورنگان، اثر بیشینه و کمینه ضخامت پوشش میلگردها را در محاسبات مقاومت پیوستگی لحاظ نمودند. به منظور درستی‌آزمایی روابط، آزمایش‌های متعددی انجام شد و نهایتاً اثر مقاومت فشاری بتن f_c بر مقاومت پیوستگی وصله در رابطه جدید پیشنهادی مطرح شد. آنها همچنین اثر مشخصات سطحی میلگرد (نوع آج) را در محاسبات وارد کرده و نشان دادند که این مشخصات تأثیر قابل توجهی بر مقاومت پیوستگی نمونه‌های دارای میلگرد عرضی دارند. با انجام پژوهش‌ها توسط داروین و همکاران [12] و زوو و داروین [13] رابطه جدیدی برای تعیین مقاومت پیوستگی وصله در نمونه‌های با مقاومت فشاری بیشتر از ۵۵ مگا پاسکال ارائه شد. پس از آن در گزارش آیین‌نامه آمریکا ACI 408R-03 [14] با اعمال تغییرات اندکی بر روابط زوو و داروین رابطه‌ای برای محاسبه مقاومت پیوستگی بین بتن و میلگرد فولادی در نمونه‌های تیری وصله‌دار پیشنهاد شد. اصفهانی و رنگان در سال ۲۰۰۰ [15]، رابطه‌ای برای تعیین مقاومت پیوستگی وصله در نمونه‌های بتنی مسلح با میلگرد عرضی ارائه کردند. آنها نشان دادند که اثر میلگرد عرضی بر مقاومت پیوستگی نمونه‌های

سازه‌های بتن مسلح، دوام بتن و مقاومت پیوستگی بین میلگرد و بتن به یک موضوع تحقیقاتی و علمی تبدیل شده است [4].

خوردگی معمولاً به وسیله‌ی عوامل مهاجم مانند یون‌های کلرید در محیط دریایی اتفاق می‌افتد. علاوه بر کاهش سطح مقطع ناشی از خوردگی، افزایش تنش اطراف میلگردهای فولادی خورده شده ممکن است باعث ترک‌خوردگی، جداشدگی پوشش بتن و کاهش پیوستگی بین فولاد و بتن شود [5]. در نمونه‌های غیر محصور شده، کاهش مقاومت پیوستگی میلگرد و بتن ناشی از خوردگی بسیار بحرانی تر از کاهش سطح مقطع میلگرد در آنها می‌باشد [6].

پیوستگی، انتقال بار را در طول فولاد و بتن آسان نموده که این موضوع برای سازه‌های بتن مسلح ضروری است. پیوستگی عمدتاً به عوامل مقاومت فشاری بتن، پوشش بتن، قطر میلگرد، طول مدفون میلگرد، محصورشدگی و سطح جانبی میلگرد (آجدار و بدون آج) وابسته است [7, 8]. در اثر حمله یون کلراید و یا کربناتاسیون به سازه بتنی مسلح و خوردگی میلگردها، مقاومت پیوستگی میلگرد و بتن محصور کننده آن تحت تأثیر قرار می‌گیرد [8]. نتایج حاصل از آزمون پیوستگی روی میلگردهای خورده شده داخل سازه‌های بتن مسلح و میزان تأثیر منفی خوردگی بر مقاومت سازه‌های بتن مسلح هنوز به طور قطعی مشخص نیست، لیکن در اثر افزایش مواد حاصل از خوردگی و ترک ایجاد شده ناشی از آن و از طرفی کاهش آج میلگرد مقاومت پیوستگی به طور قابل ملاحظه‌ای کاهش می‌یابد [8]. آیویونگ در سال ۲۰۰۱ [9]، نشان داد ده درصد کاهش سطح مقطع میلگرد در اثر خوردگی می‌تواند منجر به کاهش مقاومت پیوستگی میلگرد و بتن تا ۸۰٪ شود. تأثیر پیوستگی بر رفتار سازه‌ای اعضای بتن مسلح می‌تواند در مقاومت نهایی سازه‌ها موثر باشد. بنابراین، هرگونه ضعف در ناحیه وصله مانند خوردگی منجر به یک رفتار غیر انعطاف‌پذیر در عضو می‌شود و آسیب‌پذیری سازه‌های بتنی را به ویژه در مناطق لرزه‌ای به دنبال خواهد داشت. در وصله میلگردها، پیوستگی مساله مهمی است و عوامل متعددی سبب تأثیر منفی بر عملکرد سازه در محل وصله می‌شود. طول کوتاه وصله، پوشش کم میلگرد، مقدار

جدول ۱. جزئیات نمونه‌ها

Name	Number of stirrups in the splice zone	Stirrup distance in lap splice zone (cm)	Corrosion type	Corrosion level (%)
D1S	0	16	Stirrup	10%
D2S	1	8		
D3S	2	5.33		
D1W	0	16	Stirrup and Tensile	
D2W	1	8		
D3W	2	5.33		
D1T	0	16	Tensile	
D2T	1	8		
D3T	2	5.33		
D1N	0	16	Non corroded	0%
D2N	1	8		
D3N	2	5.33		

Table 1. Details of specimens

در طراحی ناحیه وصله، طول وصله کمتر از مقدار آیین‌نامه ACI در نظر گرفته شد تا مد شکست از نوع پیوستگی باشد و مقاومت پیوستگی نمونه‌ها مورد بررسی قرار گیرد.

در نام‌گذاری تیرها، T بیانگر خوردگی میلگرد کششی، S بیانگر خوردگی خاموت در ناحیه وصله و W بیانگر خوردگی توأم خاموت و میلگرد کششی است. همچنین N بیانگر نمونه‌های شاهد آزمایش است. اعداد ۱ تا ۳ به ترتیب بیانگر قرارگیری خاموت به فواصل ۱۶، ۸، و ۵/۳۳ سانتی‌متر است.

۲-۱- ویژگی‌های هندسی و جزئیات طرح‌ها

در شکل (۱) چگونگی آرایش تیرها و همچنین فاصله تکیه‌گاه‌ها و بارگذاری خمشی به صورت شماتیک ترسیم شده است. همچنین در مرحله شکست چگونگی بارگذاری به گونه‌ای بوده که تیر در ناحیه خمشی دچار شکست شود. فاصله تکیه‌گاه‌ها ۱۲۵ سانتی‌متر و فاصله بار ۳۵ سانتی‌متر طراحی شده است.

خمشی بتن مسلح وصله‌دار تابعی از مشخصات سطحی میلگرد است. رخشانی مهر و همکاران در سال ۲۰۱۴ [16]، نشان دادند که تیرهای طراحی شده بر مبنای رابطه اصفهانی و رنگان شکل‌پذیری خوبی دارند.

وو و ژائو در سال ۲۰۱۳ [17] رابطه‌ای برای تعیین مقاومت پیوستگی میلگرد و بتن در دو حالت با خاموت و بدون خاموت در تیرهای خمشی وصله‌دار ارائه نمودند. رابطه توسعه یافته آنها با سایر روابط موجود مقایسه شد و نشان داده شد که نسبت به سایر روابط نتایج دقیق‌تری را پیش‌بینی می‌نماید. با این حال، اطلاعات کمی در مورد اثر خوردگی بر مقاومت پیوستگی تیرهای وصله‌دار شده با حضور میلگرد جانبی در دسترس است.

در این پژوهش به منظور بررسی تأثیر هم‌زمان میلگرد جانبی و خوردگی در ناحیه وصله بر مقاومت پیوستگی میلگرد و بتن و در نتیجه تعیین مقاومت خمشی نهایی تیرهای بتن مسلح تعداد ۱۲ عدد تیر به ابعاد $1500 \times 150 \times 100$ میلی‌متر ساخته و تحت خوردگی تسریع شده هدف (۱۰ درصد) مورد آزمایش قرار گرفتند.

۲- برنامۀ آزمایشگاهی

این مطالعه با هدف بررسی اثر خوردگی میلگردهای ناحیه وصله در تیرهای بتن مسلح با فاصله خاموت‌های متفاوت در ناحیه وصله انجام گرفته است. برای انجام آزمایش ۱۲ نمونه $1500 \times 150 \times 100$ میلی‌متر با دو عدد میلگرد فشاری به قطر ۱۲ میلی‌متر، دو عدد میلگرد کششی به قطر ۱۶ میلی‌متر ساخته شده که میلگردهای کششی در بخش میانی دارای وصله پوششی بودند. طول وصله ۱۶ سانتی‌متر بوده که با سه فاصله خاموت متفاوت ۱۶، ۸، و ۵/۳ سانتی‌متر تقویت شده است. ۹ عدد نمونه در ناحیه وصله تحت سه نوع خوردگی خاموت، میلگرد کششی و خوردگی هم‌زمان خاموت و میلگرد کششی قرار گرفته‌اند. همچنین، برای کنترل آزمایش‌ها سه عدد نمونه با مشخصات مشابه نمونه‌های خوردگی ساخته شده است. در جدول (۱) مشخصات دقیق نمونه‌ها آورده شده است.

۲-۲- مصالح

مقاومت فشاری بتن مورد استفاده در ساخت تیرها $290 \frac{Kg}{Cm^2}$ بوده است. مشخصات میلگردهای طولی و خاموت‌ها در جدول (۲) ارائه شده است. در تیرهای مورد آزمایش از میلگرد استیل زنگ نزن بر اساس توصیه مرجع [18] به عنوان کاتد در داخل نمونه‌ها استفاده شده است.

جدول ۲. مشخصات میلگردها

Rebar	Type	Yield strength (kg/cm ²)	Ultimate strength (kg/cm ²)	Young modulus (kg/cm ²)
Tensile	AIII	4000	6000	2×10^6
Lateral	AII	3400	5000	2×10^6

Table 2. Properties of steel rebars

۳-۲- خوردگی تسریع شده

در شکل (۲) چگونگی اتصال به منبع تغذیه و انجام خوردگی تسریع شده در تیرها نشان داده شده است. به منظور اعمال

خوردگی نزدیک به شرایط واقعی براساس مرجع [18] کاتد در داخل بتن قرار گرفت. جریان الکتریسیته با شدت $\frac{\mu A}{Cm^2}$ به وسیله منبع تغذیه به نمونه‌ها اعمال شد. براساس شکل (۲) میلگرد استیل زنگ نزن به عنوان کاتد به قطب منفی و میلگرد کششی و یا خاموت به عنوان آنود به قطب مثبت متصل شدند. از آب نمک (0.5% NaCl) در داخل حوضچه‌ها به عنوان محلول الکترولیت استفاده شد. از آنجایی که اکسیژن‌رسانی برای انجام فرایند خوردگی نمونه‌ها و نزدیک شدن به شرایط واقعی لازم بود، هر ۱۲ ساعت آب روی نمونه‌ها اسپری شده و هر ۷ روز محلول NaCl داخل حوضچه‌ها تعویض شده است.

۴-۲- شکست خمشی

پس از اتمام زمان خوردگی و رسیدن به سطح خوردگی مورد نظر، نمونه‌ها از منبع تغذیه جدا شده و پس از حذف مواد حاصل از خوردگی، تیرها رنگ‌آمیزی شد و در نهایت تحت بارگذاری جهت شکست و تعیین میزان مقاومت نهایی قرار گرفتند.

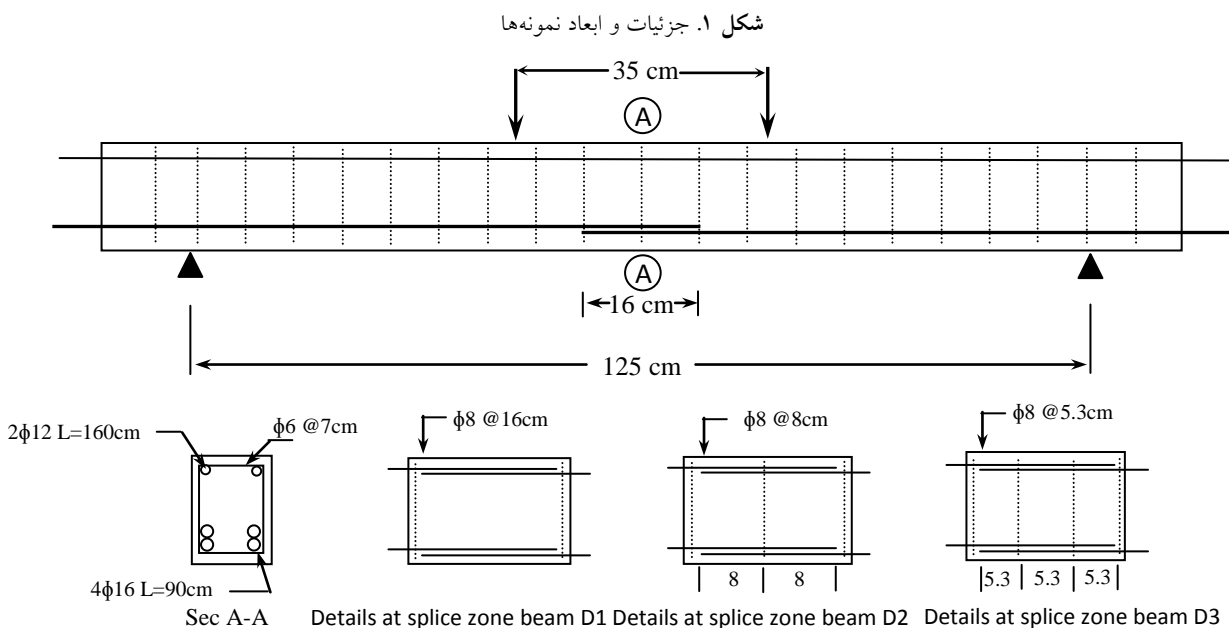


Fig.1. Details and dimensions of specimens

شکل ۲. طرح شماتیک خوردگی تسریع شده نمونه‌های آزمایشگاهی

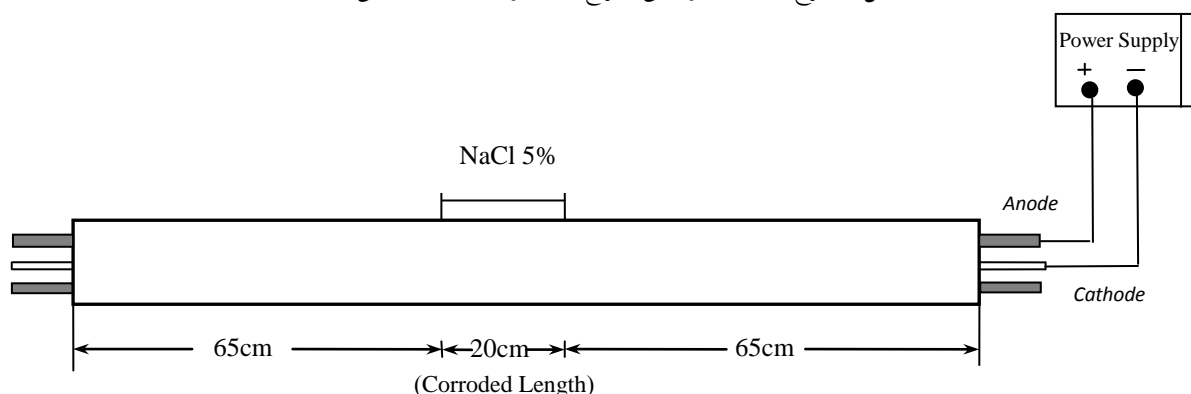
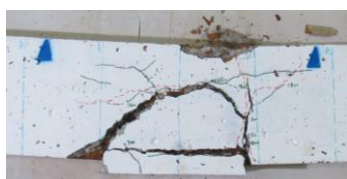


Fig. 2. Schematic representation of the accelerated corrosion test

هم‌افزایی آنها افزایش یافته و سبب بروز خرابی‌های بیشتری در عضو بتنی می‌شود. در شکل (۴) سه تیر گروه W با فواصل خاموت مختلف پس از اعمال بار نشان داده شده است. ترک‌هایی که با خط ممتد نشان داده شده‌اند، ترک‌های ناشی از خوردگی و خط چین‌ها ترک‌های ناشی از اعمال بار است.

شکل ۴. وضعیت ترک‌ها در نمونه‌های خوردگی هم‌زمان میلگرد کششی و

خاموت



DIW



D2W



D3W

Fig. 4. Crack pattern in specimens by simultaneous corrosion in stirrups and tensile bars

شکل ۳. آزمایش خمش چهار نقطه‌ای



Fig. 3. Four-point bending test

نمونه‌ها با جک GOTECHGT-7001-LS100 به روش خمش چهار نقطه‌ای که فاصله دو نقطه بارگذاری و دو تکیه‌گاه به ترتیب ۳۵ و ۱۲۵ سانتی‌متر است، شکسته شدند (شکل ۳). در طی فرآیند آزمایش مقدار بار و تغییر مکان نقطه میانی تیر ثبت شد. پس از شکست نمونه‌ها، بارگذاری ناحیه برگشتی تا ۷۵٪ ماکزیمم بار قابل تحمل تیر ادامه پیدا کرد. سرعت بارگذاری به طور متوسط 2mm/min در طی فرآیند آزمایش بود.

۳- بحث و بررسی نتایج

۳-۱- چگونگی توزیع ترک‌ها

به هنگام خوردگی به دلیل افزایش حجم مواد حاصل از آن و اعمال فشار به بتن ترک‌هایی در امتداد آرماتورها ایجاد می‌شود هر چه فاصله‌ی میلگردها به یکدیگر نزدیکتر باشد اثر

خوردگی گسترش یافته و با توسعه این ترک‌ها نهایتاً منجر به خرابی تیر به دلیل شکافت پوشش بتن می‌شود. شایان توجه است که پس از شکافت بتن انحنا افزایش یافته و بتن در فشار منهدم شده است.

نکته قابل توجه در این پژوهش آن است که کم کردن فواصل خاموت در محل وصله در شرایط خوردگی باید به گونه‌ای باشد که ترک‌های ناشی از خوردگی خاموت‌ها اثر منفی بر مقاومت نهایی تیر نگذارد، زیرا این ترک‌ها می‌توانند خود در مرحله بارگذاری خمشی سبب خرابی نهایی تیر شوند.

در شکل (۵) سه عدد تیر $D3S$ ، $D3T$ و $D3W$ با اعمال بارگذاری خمشی مورد بررسی و ارزیابی قرار گرفتند. در تیر $D3S$ ترک‌های ناشی از خوردگی در راستای میلگردهای عرضی بوده و در حین بارگذاری یکی از این ترک‌ها باز شده و نهایتاً خرابی تیر صورت پذیرفته است. در تیر $D3T$ ترک‌های ناشی از خوردگی در امتداد میلگرد طولی است.

طول ترک‌های عرضی ناشی از بار نسبت به تیر $D3S$ بیشتر بوده ولی بازشدگی عرض ترک‌ها نسبت به آن کمتر است. در تیر $D3W$ گستردگی و توزیع غیریکنواخت ترک‌های ناشی از خوردگی به دلیل اثر متقابل ترک‌های عرضی و طولی در شکل مشاهده می‌شود. ترک‌های ناشی از بار نیز در امتداد ترک‌های عرضی ناشی از خوردگی صورت پذیرفته و سبب بازشدگی این ترک‌ها شده است. این اثر هم افزایی ترک‌ها سبب کاهش مقاومت نهایی تیرهای گروه W می‌گردد. در شکل (۶) میلگردهای خورده شده در گروه T نشان داده شده است.

شکل ۵. نحوه توزیع ترک‌های ناشی از بار در نمونه‌های با سه خاموت در ناحیه وصله

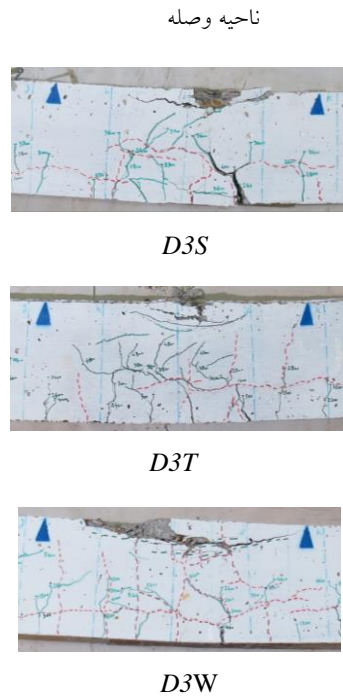


Fig. 5. Crack pattern in specimens contained three stirrups in lap spliced zone

همان‌گونه که مشاهده می‌شود در تیر DIW ترک‌های ناشی از خوردگی در امتداد عرضی کم بوده، لیکن به دلیل کم بودن تعداد آرماتورهای عرضی در محل وصله قبل از باز شدن ترک‌های خمشی خرابی تیر به دلیل شکافت پوشش بتن صورت گرفت. در تیر $D2W$ تعداد ترک‌های ناشی از خوردگی در امتداد آرماتورها نسبت به DIW بیشتر بوده و با افزایش اعمال بار ترک‌های خمشی ناشی از آن گسترش یافته است.

این موضوع در تیر $D3W$ کاملاً مشخص است به گونه‌ای که ترک‌های خمشی در راستای ترک‌های عرضی ناشی از

شکل ۶. میلگردهای خورده شده در گروه T (اندازه‌ها بر حسب cm)

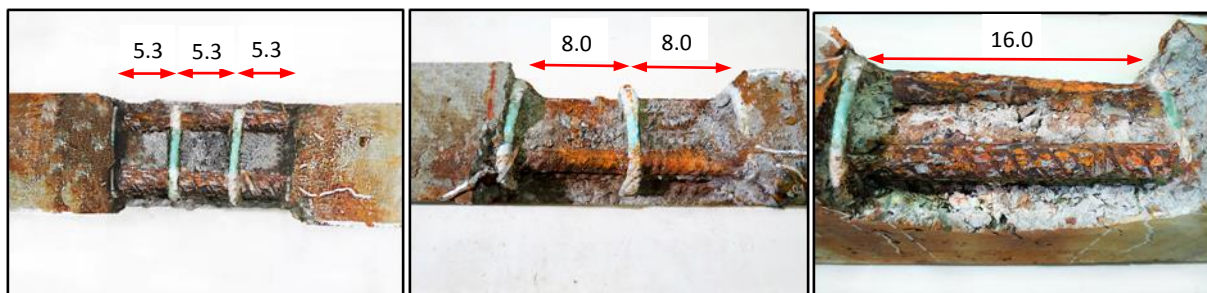


Fig. 6. Corroded rebar in Group T (unit: cm)

۳-۲- اثر خوردگی

مقاومت در نمونه‌های D1T، D2T و D3T نسبت به تیر مرجع به ترتیب برابر با ۱۵، ۶ و ۱/۵ درصد است. این بدان معناست که افزایش خاموت در ناحیه‌ی وصله در تیرهای با خوردگی میلگرد کششی می‌تواند سبب افزایش باربری نهایی تیر شود و کاهش مقاومت پیوستگی ناشی از خوردگی را جبران کند. میانگین مقاومت کاهش یافته نیز مقدار ۷/۵ درصد است.

در نمونه‌های D1W، D2W و D3W به طور میانگین مقاومت پیوستگی به میزان ۱۴/۳ درصد کاهش یافته است. مقادیر کاهش ۲۰، ۱۶ و ۷ درصد به ترتیب مربوط به تیرهای D1W، D2W و D3W است.

با بررسی شکل (۷) و بر اساس داده‌های بدست آمده نتیجه می‌شود که مقاومت ماکزیمم نمونه‌های خورده شده نسبت به مقاومت ماکزیمم نمونه‌های شاهد کاهش یافته است. دلیل این کاهش می‌تواند توسعه ترک‌های عرضی در ناحیه وصله و کاهش اثر محصورشدگی آرماتور در بتن و در نتیجه کاهش پیوستگی آرماتور با بتن باشد. به گونه‌ای که با افزایش تعداد خاموت در نمونه‌های D1S، D2S و D3S نسبت به نمونه‌ی مرجع میزان کاهش مقاومت به ترتیب برابر ۶، ۱۰ و ۳۰ درصد است. مقدار میانگین مقاومت کاهش یافته در تیرهای گروه S نسبت به تیر مرجع برابر با ۱۵/۳ درصد است. روند کاهش

شکل ۷. نمودارهای بار-تغییر مکان نمونه‌های مورد آزمایش

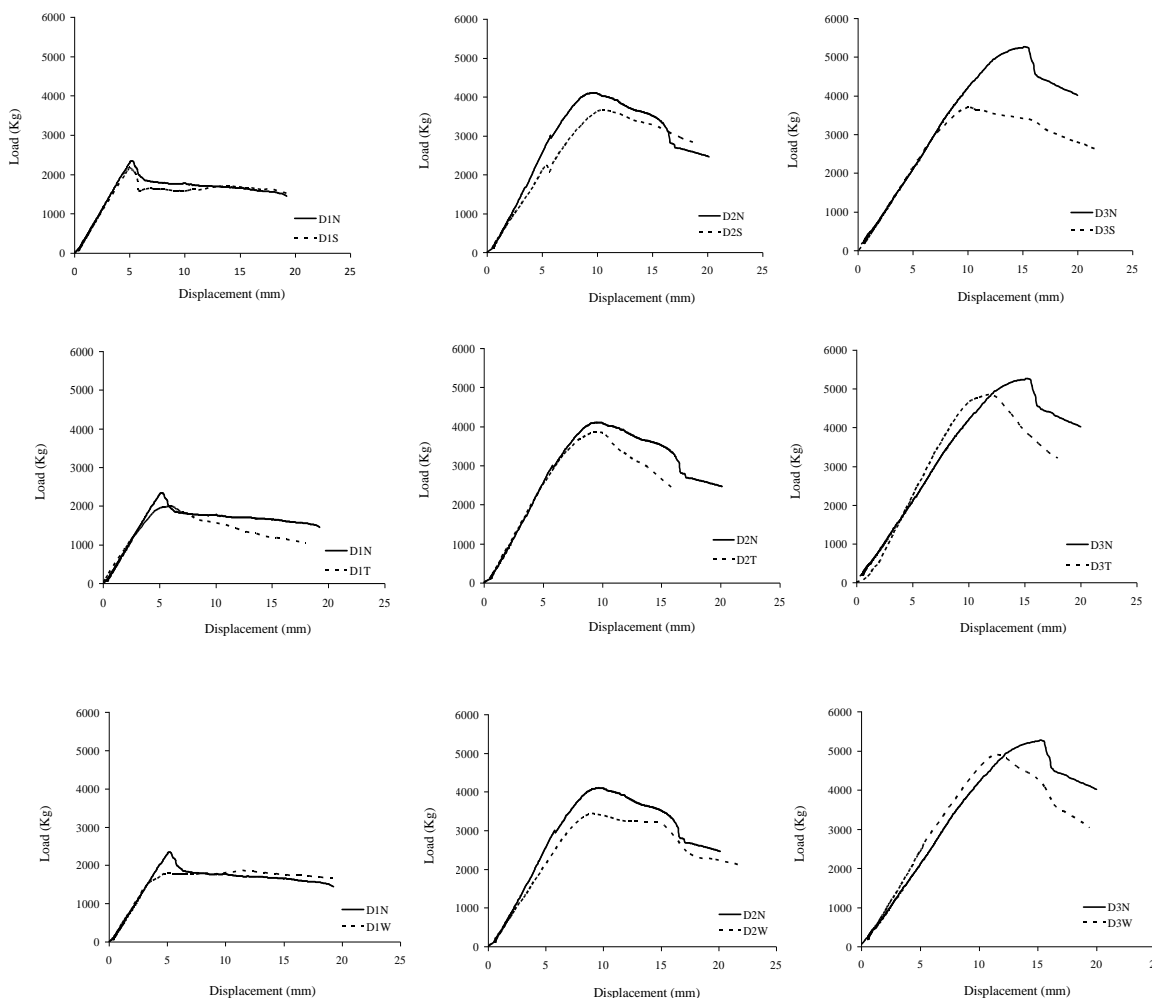


Fig. 7. Beam's load vs. displacement experimental results

شکل ۸. مقایسه درصد‌های مقاومت پیوستگی نرمال شده: a- خوردگی خاموت، b- خوردگی میلگرد کششی، c- خوردگی توام

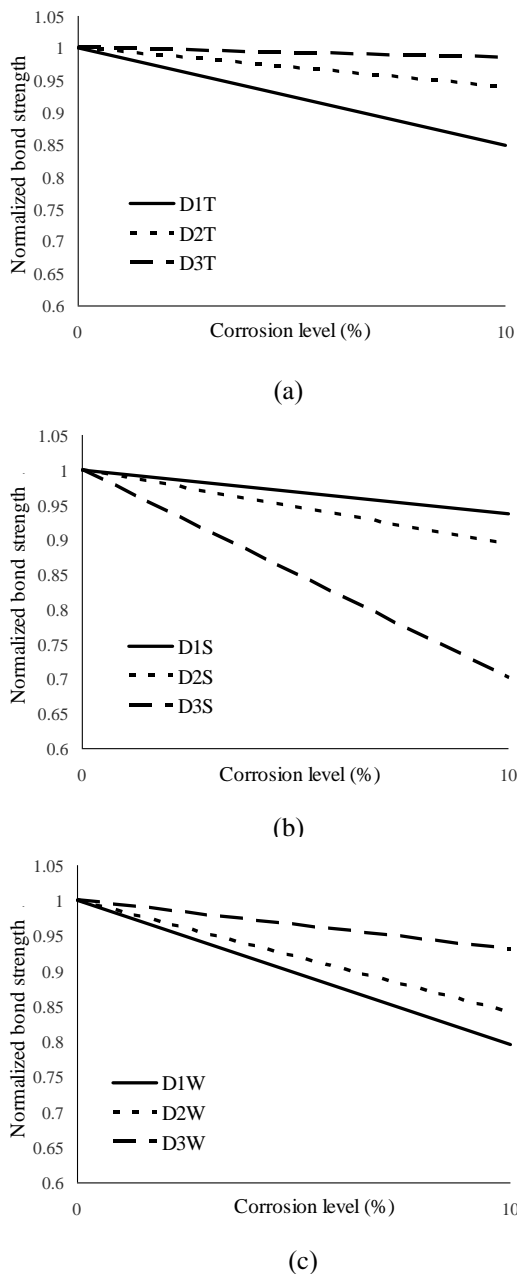


Fig. 8. Comparison of normalized bond strength (a: stirrup corrosion, b: tensile bars corrosion, c: stirrup and tensile bars corrosion)

همان‌گونه که در شکل (۸-۳) مشخص است روند کاهش مقاومت از رویه خوردگی میلگرد کششی پیروی می‌کند و با افزایش خاموت شیب کم می‌شود. این کاهش شیب در نمونه D3W مشهودتر است و می‌توان گفت هر چه تعداد خاموت در ناحیه وصله بیشتر باشد بهتر می‌توان اثر منفی خوردگی را کاهش و مقاومت پیوستگی را افزایش داد.

با توجه به مقایسه میانگین کاهش پیوستگی در بین نمونه‌ها می‌توان مشاهده کرد که اثر خوردگی در نمونه‌های با خوردگی خاموت از دو حالت خوردگی دیگر بیشتر بوده است. همچنین با توجه به روند درصد‌های کاهش مقاومت پیوستگی نمونه‌ها، خوردگی توام و خوردگی میلگرد کششی از یک رویه ثابت پیروی می‌کنند اما خوردگی خاموت عکس آنها بوده و درصد‌های کاهش روند صعودی دارند. می‌توان این‌گونه نتیجه گرفت که اثر خوردگی میلگرد کششی در خوردگی توام چشم‌گیرتر از خوردگی خاموت است زیرا توانسته روندی مشابه با خوردگی میلگرد کششی تنها را در نمونه‌های خوردگی توام نمایان کند.

۳-۳- مقایسه درصد‌های افت مقاومت نمونه‌های خورده شده با نمونه‌های شاهد

در شکل (۸) مقاومت پیوستگی نرمال شده هر یک از گروه‌های خوردگی خاموت، خوردگی میلگرد کششی و خوردگی توام میلگرد کششی و خاموت در مقایسه با نمونه شاهد ارائه شده است.

با توجه به شکل (۸-۳) مشاهده می‌شود، در خوردگی خاموت با افزایش تعداد خاموت‌های ناحیه وصله، مقاومت پیوستگی با شیب بیشتری کاهش می‌یابد و می‌توان این‌گونه تعبیر کرد که با افزایش تعداد خاموت‌ها در ناحیه وصله و افزایش ترک‌های خوردگی روی وجوه تیر مقاومت پیوستگی کاهش یافته و به علت اعمال نیرو، ترک‌های خوردگی و ترک‌های بارگذاری با یکدیگر ادغام شده و عرض ترک گسترش یافته است. در نتیجه درصد کاهش مقاومت با افزایش تعداد خاموت‌ها افزایش یافته است. با مشاهده شکل (۸-۳) می‌توان نتیجه گرفت که با افزایش تعداد خاموت در محل وصله مقدار کاهش مقاومت پیوستگی نرمال ناشی از خوردگی کمتر می‌شود.

با توجه به پژوهش‌های دانشمندان در سال‌های اخیر [19] می‌توان گفت، هنگامی که فقط میلگرد کششی تحت خوردگی قرار می‌گیرد اثر محصورشدگی بر اثر خوردگی غالب می‌شود و نمونه با تعداد خاموت بیشتر در ناحیه وصله عملکرد بهتری از خود نشان می‌دهد.

میلگردهای جانبی در ناحیه وصله بر حسب mm و n تعداد میلگردهای کششی وصله شده است.

در رابطه (۵) که توسط اصفهانی و کیانوش [20] پیشنهاد شده است، u مقاومت پیوستگی بر حسب MPa است. C_{min} و C_{med} ، به ترتیب، مقادیر کمینه و میانه بین C_x ، C_y و C_z است. C_x پوشش جانبی آرماتور، C_y پوشش تحتانی، C_s فاصله خالص بین دو آرماتور وصله شده و d_b قطر آرماتور بر حسب mm هستند. A_t و A_b به ترتیب، سطح مقطع میلگردهای عرضی و میلگردهای وصله شده بر حسب mm^2 پارامتر مربوط به توزیع تنش پیوستگی در طول وصله و f_R پارامتر وابسته به مشخصات هندسی سطح جانبی آرماتور است، s فاصله بین میلگردهای جانبی در ناحیه وصله بر حسب mm و u_c پارامتر وابسته به مقاومت فشاری بتن است.

$$u = u_c \frac{(1 + \frac{1}{M})}{1.85 + 0.024 \sqrt{M}} \times (0.88 + 0.12 \frac{C_{med}}{C_{min}}) \times \quad (5)$$

$$(1 + 0.015 f_R \frac{A_t A_b}{C_{min} s})$$

رابطه دیگری که نتایج آزمایشگاهی با آن مقایسه شده است رابطه (۶) است که توسط وو و ژائو [17] ارائه شده است.

$$u = \sqrt{f'_c} \left(\frac{2.5}{1 + 3.1 e^{-0.47 \times ((C_{min} / d_b) + 33 \times K_{st})}} \right) \quad (6)$$

$$K_{st} = \frac{A_{st}}{n \times S \times d_b}$$

در این رابطه A_{st} سطح مقطع کلیه ساق‌های خاموت است. پارامتر K_{st} مربوط به اعمال آثار محصور کنندگی میلگرد توسط خاموت در رابطه است.

در جدول (۳) براساس روابط (۱) تا (۳) مقادیر M_{test} ، F_s و u_{test} براساس P_{test} بدست آمده از آزمایش تعیین شده است. همان‌گونه که در جدول (۳) مشاهده می‌شود در نمونه‌های شاهد مقدار مقاومت پیوستگی محاسبه شده با روابط وو و اصفهانی، به مقادیر آزمایش نزدیک‌تر می‌باشند. با اعمال خوردگی در نمونه‌های سری T (خوردگی میلگرد کششی) روابط اصفهانی و وو مقادیر بیشتری نسبت به رابطه اورنگان پیش‌بینی نموده‌اند.

۳-۴- مقایسه نتایج آزمایشگاهی با روابط پیوستگی اورنگان [10] و اصفهانی - کیانوش [20] - وو-ژائو [17]

ابتدا با توجه به معادلات زیر و با استفاده از نتایج آزمایشگاهی مقاومت پیوستگی نمونه‌های تحت آزمایش محاسبه می‌شود:

$$M_{test} = 0.45 \times P_{test} / 2 \quad (1)$$

$$F_s = \frac{M_{test}}{2 j . d} \quad (2)$$

M_{test} : حداکثر لنگر آزمایشگاهی

P_{test} : نیروی قابل تحمل توسط نمونه آزمایشگاهی

F_s : نیروی هر یک از میلگردهای وصله شده

$$j \approx 0.8$$

d : ارتفاع موثر مقطع

$$u_{test} = \frac{F_s}{\pi d_b L_d} \quad (3)$$

u_{test} : مقاومت پیوستگی آزمایشگاهی بر حسب kg/cm^2

d_b : قطر میلگرد کششی وصله شده بر حسب cm

L_d : طول ناحیه وصله بر حسب cm

پس از محاسبه u_{test} ، مقاومت پیوستگی تحلیلی با استفاده از روابط زیر تعیین و با یکدیگر مقایسه می‌گردد. نتایج این مقایسه در جدول (۳) آورده شده است.

$$\frac{u}{\sqrt{f'_c}} = 0.1 + 0.25 \frac{C_{min}}{d_b} + 4.15 \frac{d_b}{L_d} + \frac{A_{tr} f_{yt}}{41.5 s n d_b} \quad (4)$$

در رابطه (۴) که توسط اورنگان و همکاران [10] پیشنهاد شده است، u مقاومت پیوستگی بر حسب MPa ، f'_c مقاومت فشاری بتن بر حسب MPa ، C_{min} کمترین فاصله بین پوشش زیرین تا مرکز آرماتور و نصف فاصله مرکز تا مرکز آرماتورهای وصله شده بر حسب mm ، d_b قطر آرماتور بر حسب mm ، L_d طول آرماتور وصله بر حسب mm ، A_{tr} سطح مقطع یک ساق آرماتور جانبی بر حسب mm^2 ، f_{yt} تنش جاری شدن میلگرد جانبی بر حسب MPa ، s فاصله بین

جدول ۳. مقایسه مقاومت پیوستگی تخمین زده شده با روابط تحلیلی نسبت به مقادیر آزمایشگاهی

Name	P_{test} (kg)	M_{test} (kg.m)	F_s (kg)	u_{test} (MPa)	$u_{test}/u_{orangan}$	$u_{test}/u_{esfahani}$	$u_{test}/u_{wu-zhao}$
D1N	2340	526.5	2938.1	3.73	0.82	0.59	0.78
D2N	4100	922.5	5147.9	6.54	1.31	0.99	0.97
D3N	5268	1185.3	6614.4	8.39	1.55	1.21	1.08
DIS	2192	493.2	2752.2	3.49	0.77	0.56	0.73
D2S	3660	823.5	4595.4	5.89	1.17	0.88	0.86
D3S	3691	830.5	4634.3	6.88	1.08	0.85	0.75
DIT	1986	446.9	2493.6	3.16	0.69	0.50	0.66
D2T	3854	867.2	4839.0	6.14	1.23	0.93	0.91
D3T	5188	1167.3	6513.9	8.26	1.52	1.19	1.06
DIW	1862	418.9	2337.9	2.97	0.65	0.47	0.62
D2W	3449	776.0	4330.5	5.49	1.10	0.83	0.81
D3W	4900	1102.5	6152.3	7.80	1.44	1.13	1.00
Average					1.11	0.85	0.85
Standard Deviation					0.32	0.26	0.15

Table 3. Comparison of bond strength calculated by analytical equations with experimental values

پیوستگی محاسبه شده با استفاده از تمامی روابط به طور قابل ملاحظه‌ای نسبت به مقادیر آزمایشگاهی بیشتر است. در واقع میزان کاهش مقاومت پیوستگی در نمونه‌های بدون محصورشدگی با میلگردهای خورده شده نسبت به نمونه‌های محصور شده بیشتر است.

۴-نتایج

در این پژوهش تاثیر آرماتور جانبی ناحیه وصله و خوردگی در ناحیه وصله به صورت تجربی مورد بررسی قرار گرفته است. بر اساس این مطالعه نتایج زیر حاصل شد:

- در تیرهای بتن مسلح با خوردگی خاموت به تنهایی (گروه S) مقاومت ماکزیمم نمونه‌ها نسبت به نمونه‌های شاهد کاهش یافته است، براساس شکل (a-8) نمونه دارای آرماتور جانبی بیشتر، افت مقاومت بیشتری نشان می‌دهد. این موضوع به دلیل تداخل ترک‌های ناشی از خوردگی در نمونه‌های با فاصله خاموت کم است که سبب کاهش اثر محصور شدگی شده است.
- در تیرهای با خوردگی میلگرد کششی با افزایش تعداد خاموت‌ها در ناحیه وصله میزان تحمل نیرو توسط نمونه‌ها افزایش یافته است. وجود آرماتورهای عرضی در

به‌گونه‌ای که به طور میانگین مقدار نسبی مقاومت پیوستگی پیش‌بینی شده توسط رابطه اصفهانی، وو و اورنگان به ترتیب برابر ۰/۸۷، ۰/۸۸ و ۱/۱۵ است. در حالت خوردگی خاموت نتایج به دست آمده با رابطه اورنگان به صورت میانگین نسبت به دو رابطه دیگر بهتر است. مقدار نسبی متوسط مقاومت پیوستگی بدست آمده توسط رابطه اورنگان در حالت S برابر ۱/۰۰ است. در حالت خوردگی همزمان نیز رابطه اورنگان نسبت به دو روش دیگر نتایج بهتری را پیش‌بینی نموده است، البته در وضعیت محصور شدگی بالا در حالت خوردگی توام (D3W) رابطه وو نسبت به سایر روش‌ها از دقت بالاتری برخوردار است.

همان‌طور که مشاهده می‌شود در مقادیر بدست آمده از روش آزمایشگاهی و روابط ارائه شده مقداری اختلاف وجود دارد که میزان این اختلاف به صورت نسبی و به صورت متوسط برای رابطه اورنگان، اصفهانی و وو به ترتیب برابر ۱/۱۱، ۰/۸۵ و ۰/۸۵ است. دلیل کمتر بودن مقادیر مقاومت پیوستگی بدست آمده در آزمایش‌ها نسبت به مقادیر بدست آمده با استفاده از روابط اصفهانی و وو، کاهش بیشتر مقاومت پیوستگی در اثر خوردگی است، که در روابط مذکور لحاظ نشده است. در نمونه‌های بدون استفاده از خاموت، مقاومت

- [10] Orangun C. O., Jirsa J. O. & Breen J. E. 1977 Reevaluation of test data on development length and splices. *ACI Journal, Proceedings* 74(3), 114-122.
- [11] Darwin D., McCabe S. L., Idun E. K. & Schoenekase S. P. 1992 Development length criteria: bars not confined by transverse reinforcement. *ACI Structural Journal*, 89 (6), 709-720.
- [12] Darwin D., Idun E. K., Zuo J., Tholen M. L. 1998 Reliability-based strength reduction factor for bond. *ACI Structural Journal*, 95 (4), 434-443.
- [13] Zou J. & Darwin, D. 2000 Splice strength of conventional and high relative rib area bars in normal and high-strength concrete. *ACI Structural Journal*, 97 (4), 630-641.
- [14] ACI 408R-03. 2003 Bond and development of straight reinforcing bars in tension. *American Concrete Institute Committee*, Farmington Hills.
- [15] Esfahani M.R., Rangan B.V. 2000 Influence of transverse reinforcement on bond strength of tensile splices. *Cement and Concrete Composites*, 22 (3), 159-163.
- [16] Rakhshanimehr M., Esfahani M.R., Kianoush M.R., Mohammadzadeh B.A., Mousavi S.R. 2014 Flexural ductility of reinforced concrete beams with lap-spliced bars. *Canadian Journal of Civil Engineering*, 41, 596-604.
- [17] Wu, Y-F., Zhao, X-M. 2013 Unified Bond Stress-Slip Model for Reinforced Concrete. *Journal of Structural Engineering*, 139(11), 1951-1962.
- [18] Malumbela G., Moyo P., Alexander M. 2012 Step towards standardizing accelerated corrosion test on laboratory reinforced concrete specimens. *Journal of the South African Institution of Civil Engineering*, 54(2), 78-85.
- [19] Al-Hammoud R., Soudki Kh., Topper T.H. 2013 Confinement effect on the bond behavior of beams under static and repeated loading. *Construction and Building Materials* 40, 934-943
- [20] Esfahani M. R., Kianoush R. 2005 Development/splice length of reinforcing bars. *ACI Structural Journal*, 102(1), 22-30.

ناحیه وصله سبب بهبود اثر محصورشدگی و در نتیجه افزایش مقاومت تیر می‌شود.

- در خوردگی هم‌زمان خاموت و میلگرد کششی نیز مشابه حالت خوردگی میلگرد کششی تنها، افزایش میلگرد عرضی سبب افزایش مقاومت نهایی تیر می‌شود. این موضوع از مقایسه افت مقاومت پیوستگی نمونه‌های خورده شده در شکل (C-8) نتیجه شده است.
- نتایج به دست آمده آزمایشگاهی در این پژوهش با نتایج حاصل از روابط اصفهانی و اورنگان نزدیک است و مقدار اختلاف موجود با اعمال ضرایب قابل اصلاح است.

References

۵-منابع

- [1] Duan A., Dai J. G. & Jin W. L. 2015 Probabilistic approach for durability design of concrete structures in marine environments. *ASCE Journal of Materials in Civil Engineering*, 27(2), 1-8.
- [2] Chung L., Cho S.-H., Kim J.-H.J., Yi S.-T. 2004 Correction factor suggestion for ACI development length provisions based on flexural testing of RC slabs with various levels of corroded reinforcing bars. *Engineering Structures*. 26 (8), 1013-1026.
- [3] Law, D. W., Molyneaux, Th.C.K. 2017 Impact of corrosion on bond in uncracked concrete with confined and unconfined rebar. *Construction and Building Materials*, 155, 550-559.
- [4] Yalciner H., Eren O., Sensoy S. 2012 An experimental study on the bond strength between reinforcement bars and concrete as a function of concrete cover, strength and corrosion level. *Cement and Concrete Research* 42, 643-655.
- [5] Cairns J., Du Y. & Law D. W. 2008 Structural performance of corrosion-damaged concrete beams. *Magazine of Concrete Research*, 60(5), 359-370.
- [6] Ma, Y., Guo, Zh., Wang, L., Zhang, J. 2017 Experimental investigation of corrosion effect on bond behavior between reinforcing bar and concrete. *Construction and Building Materials*, 152, 240-249.
- [7] Esfahani, M. R., Rakhshanimehr M., Mousavi, S. R. 2013 Bond Strength of Lap-Spliced GFRP Bars in Concrete Beams. *ASCE Journal of Composites for Construction*, 17(3), 314-323.
- [8] Lin, H., Zhao, Y. 2016 Effects of confinements on the bond strength between concrete and corroded steel bars. *Construction and Building Materials*, 118, 127-138.
- [9] Auyeeung, Y. 2001 Bond properties of corroded reinforcement with and without confinement. PhD thesis, New Brunswick Rutgers, New York, USA.

Influence of stirrups spacing on the flexural strength of lap-spliced beams in corrosion condition

A. Zamani¹, S.R. Mousavi^{2*}, H. Beheshti Nezhad³

1-Ms Student, Dept. of Civil Engineering, Univ. of Hataf

2- Associate. Prof., Dept. of Civil Engineering, Univ. of Sistan and Baluchestan

3- Department. of Civil Engineering, Birjand Branch, Islamic Azad University, Birjand, Iran

*s.r.mousavi@eng.usb.ac.ir

Abstract:

The lap-splice length of reinforcing bars is one of the practical aspects of the bond between concrete and reinforcing bars. Providing the adequate bond between the reinforcing steel and concrete in splice length is essential in structural concrete design. The bond strength of spliced bars in concrete depends on several factors such as surface deformation of reinforcing bars, embedment length, concrete cover, bar diameter, confinement, concrete strength and environment conditions. One of the major degradation processes of bond strength in reinforced concrete is the corrosion of reinforcement. In addition, to reducing the bond strength, corrosion of reinforcement leads to reduced flexural capacity and serviceability of reinforced concrete structures and ultimately affecting the structural safety. There has been little discussion about the simultaneous effect of stirrup spacing and corrosion of reinforcements on bond strength and flexural strength of lap-spliced reinforced concrete beams. Therefore, in this research, the simultaneous effect of stirrups distance and corrosion level on the flexural strength and behavior of lap-spliced reinforced concrete beams with different stirrups spacing was experimentally investigated. A total of 12 reinforced concrete beams were constructed and tested. The test beams were 150 mm deep, 100 mm wide, and 1500 mm long. The beams were divided into three main groups according to the type of reinforcement corrosion, *S*: stirrup corrosion, *T*: tensile rebar corrosion, and *W*: stirrup and tensile rebar corrosion. Three different stirrup spacing (53mm, 80mm, and 160mm in splice length) were considered in each group. After constructing and curing the specimens for 28 days, we fully immersed them in ponds containing chloride sodium 5%, and accelerated corrosion procedure was simulated for them by applying an electrochemical method. The accelerated corrosion process was induced by impressing a constant direct current $150 \mu\text{A}/\text{cm}^2$, on average, on the tensile steel bars. The degree of corrosion in all of the beams was 10%. After the accelerated corrosion process was completed, the beams were subjected to four-point loading by a 100-ton universal testing machine with a speed of 2 mm/min. The results are discussed in terms of normalized bond strength and residual ultimate strength of corroded beams with different stirrups spacing in each group. The rust products of bar corrosion had greater volume than the steel which increases stress in the concrete and results in cracks in splice length in all beams. Due to these cracks, the bonding of bar and the concrete decreased. The use of stirrups with low spacing in splice length can increase the bond strength by controlling the crack widths and maintaining the bonding of concrete surrounding reinforcement. Of course it should be noted that in specimens in group *S*, the decrease of stirrup spacing led to decline the ultimate strength capacity. Corrosion cracks interaction was the cause of reducing the confinement of longitudinal reinforcements in Group *S*. At the same degree of corrosion, the average reduction of flexural strength in Groups *S*, *T* and *W* were 15.3%, 7.5% and 14.3%, respectively. The experimental results obtained in this study are close to the results of Esfahani and Orangan equations, and the amount of existing error can be corrected using the correction factor.

Keywords: Corrosion, Lap spliced, Bond strength, Stirrup