



بررسی رفتار تیرهای بتن مسلح با میلگردهای پلیمری (FRP)

سید روح ... موسوی، محمد رضا اصفهانی
دانشجوی دکتری دانشگاه فردوسی مشهد
استاد دانشگاه فردوسی مشهد

S_r_musavi@yahoo.com
esfahani@ferdowsi.um.ac.ir

چکیده

در تیرهای بتنی مسلح شده با میلگردهای FRP، خیز بیشتری نسبت به تسلیح با فولاد مشاهده می گردد. در این مقاله، بیشتر به بررسی معادلات خیز ارائه شده برای این تیرها پرداخته می شود. از سوی دیگر، در تیرهای مسلح شده با فولاد، شکل پذیری از نسبت انحنای شکست نهایی به انحنای تسلیم فولادها به دست می آید ولی در تسلیح با میلگردهای FRP تسلیم آرماتور وجود ندارد، بنابراین باید شاخص جدیدی برای تعیین حدود شکل پذیری معرفی شود. هدف از این پژوهش مطالعه رفتار خمشی، معادلات خیز و حدود شکل پذیری این تیرها می باشد. برای این منظور نمونه های آزمایشگاهی تیرهای مسلح شده با میلگردهای GFRP ساخته شده است. در نمونه های مذکور، نسبت آرماتور به عنوان متغیر در نظر گرفته شده است. در این آزمایش ها، منحنی بار- تغییر مکان و کرنش دورترین تار فشاری بتن برداشت شده اند تا معادلات خیز تیرهای مسلح شده با میلگردهای GFRP بحث و بررسی شوند.

کلمات کلیدی: تیرهای بتن مسلح، میلگردهای FRP، خیز، شکل پذیری.

۱- مقدمه

یکی از مهم ترین مشکلات به کارگیری فولادها در مسلح نمودن بتن، خوردگی آنها در شرایط بد محیطی است. در میان مواد جایگزین، میلگردهای FRP دارای دوام بالایی هستند. در تیرهای مسلح شده با FRP، تنها برآورده شدن مقاومت کافی نمی باشد. زیرا به خاطر مدول الاستیسیته کم میلگردها، خیز آنها از تیرهای مسلح شده با فولاد بیشتر است. از سوی دیگر، به خاطر خطی بودن رفتار آرماتورهای FRP، شکل پذیری آنها کمتر از تیرهای مسلح شده با فولاد می باشد. بنابراین، در طراحی این تیرها، علاوه بر معیار مقاومت، معیارهای شکل پذیری و خیز نیز مطرح می شوند. یکی از عوامل مهم در روابط خیز اثر سخت شوندگی کششی^۱ میلگردها است. بر اساس این پدیده، مقداری از بتن اطراف میلگردها در کشش کار می کند و به دنبال آن ممان اینرسی مؤثر مقطع افزایش و خیز تیر کاهش می یابد. به نظر می رسد که این عامل به نسبت آرماتور وابسته است. همچنین، نسبت آرماتور بر شکل پذیری تیرهای بتنی مسلح شده با میلگردهای FRP تاثیر زیادی می گذارد. هدف این مقاله بررسی اثر نسبت آرماتور در معادلات خیز تیرهای مذکور می باشد.

وقتی یک تیر مسلح شده با FRP تحت لنگر خمشی می شکنند، دو نوع شکست محتمل است. یکی شکست ناشی از خرد شدن بتن در فشار و دیگری شکست کششی (پارگی) ماده مسلح کننده است. اگر در زمانی که کرنش فشاری بتن به 0.0035 رسیده باشد، میلگردهای FRP نیز به تنش کششی نهایی خود برسند، حالت بالانس اتفاق افتاده است. اگر نسبت مسلح کننده ρ_f از ρ_{fb} بیشتر باشد، شکست با خرد شدن بتن در ناحیه فشاری روی می دهد و اگر نسبت مسلح کننده ρ_f از ρ_{fb} کمتر باشد، شکست در اثر پارگی FRP اتفاق می افتد. شکست ناشی از پارگی بسیار تردتر از شکست ناشی از خرد شدن بتن فشاری است. بنابراین، در طراحی تیرهای مسلح شده با FRP حداقل نسبت آرماتور به ρ_{fb} محدود می شود. بنا به توصیه ACI 440 [5] بهتر است حداقل

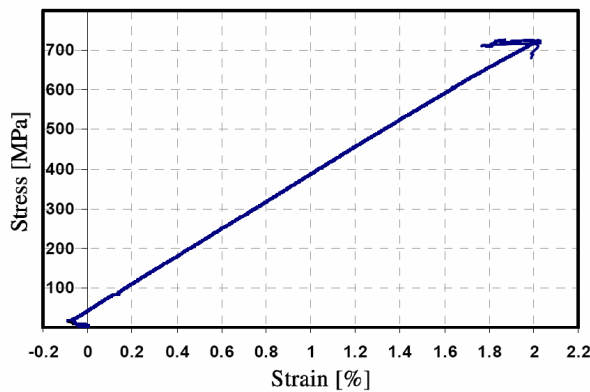
¹ - Tension Stiffening



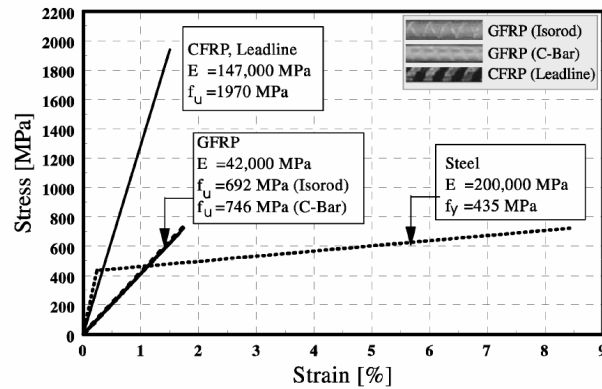
نسبت مسلح کننده ۱/۴ برابر ρ_{fb} انتخاب گردد. نیو هوک^۱ [۱] مقادیر شکل پذیری را برای درصد های متفاوت تسلیح در تیرهای مستطیلی و T شکل مسلح شده با هر سه نوع FRP و فولاد ترسیم کرد. در این پژوهش، حداکثر نسبت میلگردهای مسلح کننده به گونه ای محدود شده است که شکل پذیری نمونه ها در حد قابل قبولی باشد.

۲- خصوصیات میلگردهای پلیمری

این میلگردها نسبت به فولاد، دارای مقاومت بیشتر و مدول الاستیسیته کمتر بوده و در برابر خوردگی مقاوم تر هستند. منحنی تنش- کرنش این میلگردها خطی است و شکست آنها ترد می باشد. همچنین، قطع و خم این میلگردها کارخانه ای است و یکی از نقاط ضعف آنها به شمار می آید. برای اطمینان از مشخصات مکانیکی ارائه شده توسط کارخانه، تست کشش روی نمونه ای از این میلگردها انجام شده است که نمودار تنش- کرنش نمونه، چگونگی آماده سازی آن و نحوه شکست میلگرد در شکل های (۲) تا (۴) نمایش داده شده اند.



شکل ۲- نمودار تنش - کرنش GFRP نمونه آزمایش شده



شکل ۱- مقایسه نمودار های تنش - کرنش فولاد و FRP



شکل ۴- شکست GFRP در تست کشش



شکل ۳- نمونه GFRP آماده شده برای تست کشش

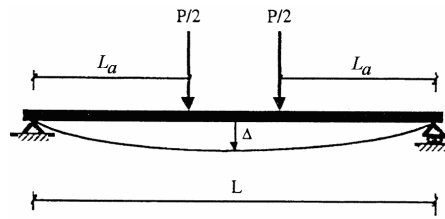
جدول ۱- مشخصات مکانیکی میلگرد GFRP

	مدول الاستیسیته GPa	تنش نهایی MPa	کرنش نهایی %
مشخصات کارخانه	42	689	1.8
مشخصات آزمایش	41	726	1.99

۳- طرح نمونه های آزمایش

برای بررسی معادلات خیز سه نمونه تیر بتنی با مشخصات هندسی یکسان و آرماتورگذاری متفاوت طرح شده اند. عرض و ارتفاع مقطع نمونه ها، به ترتیب، ۱۵۰ و ۲۰۰ میلیمتر می باشد. این نمونه ها تحت خمش چهار نقطه ای که طول کل دهانه تیر ۲۰۰۰ میلیمتر و طول دهانه برشی آن ۷۰۰ میلیمتر است، قرار می گیرند. در ساخت نمونه ها از بتن رده C20 استفاده شده است.

² - Newhook



شکل ۵- تیر در خمش چهار نقطه‌ای

جدول ۲- جزئیات نمونه های آزمایشگاهی

نمونه ها	$f'_c (MPa)$	آرماتورهای کششی (GFRP)	$\left(\frac{\rho_f}{\rho_{fb}}\right)$	آرماتورهای فشاری فولادی	فاصله آرماتورهای عرضی (mm)	$d (mm)$	$d' (mm)$
B1	20	$2\phi 10$	1.546	$2\Phi 10$	80	175	25
B2	20	$2\phi 16 + 1\phi 10$	5.126	$2\Phi 10$	80	175	25
B3	20	$3\phi 16 + 1\phi 10$	7.303	$2\Phi 10$	80	175	25

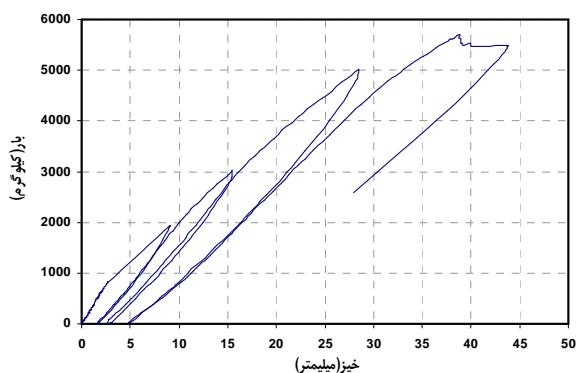
۴- چگونگی آزمایش

در این آزمایش تیرهای مسلح شده با FRP تحت بار استاتیکی چهار نقطه‌ای بر روی تکیه‌گاه‌های ساده قرار می‌گیرند. تغییر مکان وسط تیر توسط LVDT و نیرو توسط Load Cell به دستگاه ثبت داده منتقل می‌شوند و خیز تجربی تیر در طی مراحل مختلف بارگذاری و باربرداری برداشت می‌شود.

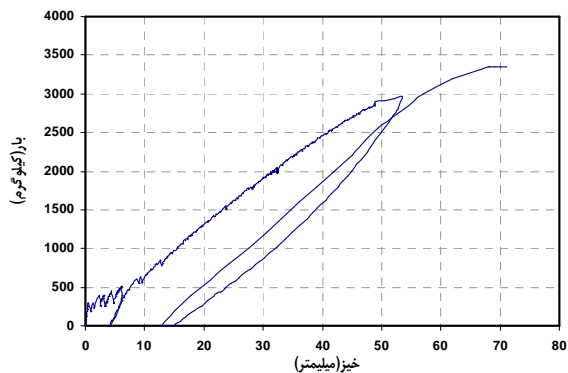


شکل ۶- معرفی Setup و دستگاه های آزمایش

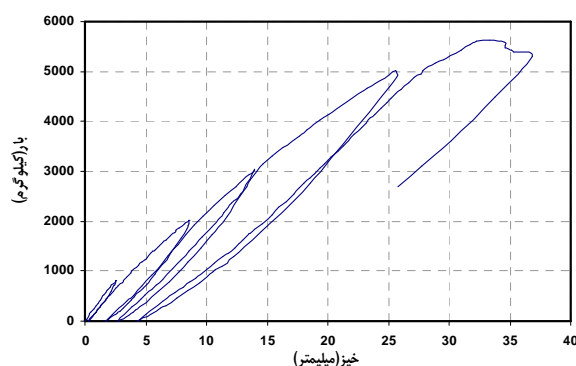
شکل های (۷) تا (۹)، نشان می‌دهند که افزایش نسبت آرماتور تأثیر شدیدی بر افزایش سختی و کاهش خیز می‌گذارد. بنابراین، باید اثر آن در روابط خیز وارد گردد. همچنین، شیب نمودارها نشان می‌دهند که تیرهای با نسبت آرماتور کمتر، در مراحل مختلف بارگذاری و ایجاد خسارت، دچار کاهش سختی شدیدتری می‌شوند.



شکل ۸- نمودار بار- تغییر مکان نمونه B2



شکل ۷- نمودار بار- تغییر مکان نمونه B1



شکل ۹- نمودار بار- تغییر مکان نمونه B3

۵- شکل پذیری

در تیرهای مسلح شده با FRP، باید شاخص جدیدی برای تعیین حدود شکل پذیری ارائه گردد. در بسیاری از پژوهش ها از شاخص عملکردی آیین نامه کانادایی (CHBDC) بهره جویی شده است [به نقل از مراجع ۲ و ۳].

$$J = \frac{\psi_n M_n}{\psi_c M_c} \quad (1)$$

در این رابطه لنگر M_n و انحنای ψ_n ، به ترتیب، لنگر مقاوم اسمی مقطع و انحنای متناظر با شکست تار فشاری بتن می باشند. لنگر M_c و انحنای ψ_c نیز به گونه ای تعیین می شوند که کرنش در دورترین تار فشاری بتن ۰/۰۰۱ گردد. در استاندارد CSA کانادا نیاز است که شاخص J برای تیرهای مستطیلی بزرگتر از ۴ و برای تیرهای T شکل بزرگتر از ۶ باشد. نیوهوک و همکاران [۱] شاخص عملکردی DF را معرفی کردند که در آن M_s و ψ_s ، به ترتیب، لنگر و انحنای متناظر با ایجاد کرنش مجاز ۰/۰۰۲ در میله های FRP هستند. این شاخص از رابطه زیر به دست می آید:

$$DF = \frac{\psi_n M_n}{\psi_s M_s} \quad (2)$$

در تیرهای مسلح شده با FRP منحنی لنگر- انحنای تقریباً خطی است. بنابراین، شاخص انعطاف پذیری بالا با نسبت انرژی کرنشی در شکست نهایی به انرژی کرنشی در حالت سرویس برابر است. این پژوهشگران حداکثر نسبت تسلیم را به گونه ای محدود کردند که شاخص مذکور از ۴ بیشتر باشد.



۶- معادلات خیز

مدول الاستیسیته FRP کمتر از فولاد است. بنابراین، پس از ترک خوردگی سختی تیرهای مسلح شده با FRP کمتر و خیز آنها بیشتر از تیرهای مسلح شده با فولاد خواهد بود. در این تیرها خیز یک عامل تعیین کننده است و باید در طراحی لحاظ شود. ممان اینرسی موثر برای محاسبه خیز تیرهای بتنی مسلح شده با فولاد در آیین نامه بتن آمریکا (ACI 318) از رابطه زیر حساب می شود [۴]:

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3 I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3\right] I_{cr} \leq I_g \quad (۳)$$

در رابطه بالا، M_{cr} لنگر حد ترک خوردگی، M_a لنگر اعمالی، I_g و I_{cr} ، به ترتیب، ممان اینرسی مقطع تبدیل یافته بدون ترک و ترک خورده می باشند. پژوهش های بسیاری نشان دادند که در تخمین خیز تیرهای مسلح شده با FRP رابطه بالا نمی تواند به کار رود. بنابراین، نسخه ACI 440 در سال ۲۰۰۳ میلادی [۵] ممان اینرسی موثر بتن مسلح شده با میلگردهای FRP را با رابطه زیر معرفی کرد:

$$I_e = \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3 \beta_d I_g + \left[1 - \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^3\right] I_{cr} \leq I_g \quad (۴)$$

در اینجا، β_d ضریبی است که اثر کاهش مدول الاستیسیته ماده مسلح کننده و پیوستگی آن را با بتن، در محاسبات خیز وارد می کند و به صورت زیر تعریف می شود:

$$\beta_d = \alpha_b \left(\frac{E_f}{E_s} + 1\right) \quad (۵)$$

در رابطه بالا، E_s و E_f ، به ترتیب، مدول الاستیسیته FRP و فولاد می باشند. ضریب α_b نیز اثر چسبندگی بین بتن و ماده مسلح کننده را وارد می کند. برای هنگامی که از FRP برای مسلح نمودن بتن استفاده شود، این ضریب ۰/۵ در نظر گرفته می شود. البته ACI 440.1R-03 تاکید دارد که مقدار ۰/۵ برای GFRP درست است و برای سایر انواع FRP نیاز به تحقیقات بیشتری است. رابطه کنونی در اغلب موارد نمی تواند به درستی خیز را تخمین بزند. تلاشهای بسیاری برای بهبود این رابطه انجام شده است که می توان به تحقیقات یاست^۲ و همکاران [۶] در سال ۲۰۰۳ میلادی اشاره کرد. آنها نمونه هایی با نسبت متفاوت تسلیح را مورد آزمایش قرار دادند و ضریب پیوستگی α_b را به صورت زیر اصلاح کردند.

$$\alpha_b = 0.064 \left(\frac{\rho_f}{\rho_{fb}}\right) + 0.13 \quad (۶)$$

در سال ۲۰۰۴ میلادی ACI 440 در ضریب β_d تجدید نظر کرد. در این بهبود، نسبت آرماتورها آمده است ولی عامل کلیدی مدول الاستیسیته حذف شده است [۷].

$$\beta_d = \frac{1}{5} \left(\frac{\rho_f}{\rho_{fb}}\right) \leq 1 \quad (۷)$$

راهنمای طراحی ISIS کانادا، رابطه ای متفاوت برای محاسبه ممان اینرسی موثر نسبت به روابط پیشین ارائه کرده است [۸].

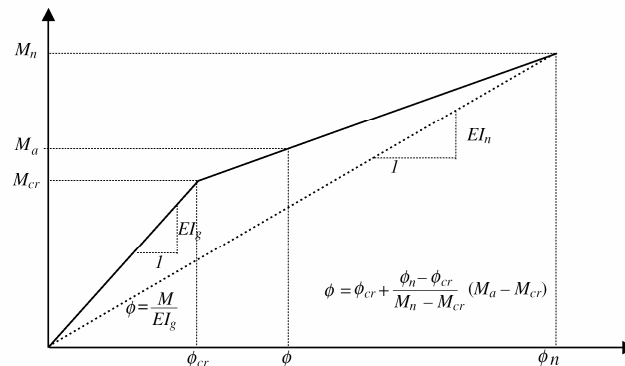
$$I_e = \frac{I_g I_{cr}}{I_{cr} + \left[1 - 0.5 \left(\frac{M_{cr}}{M_a}\right)^2\right] (I_g - I_{cr})} \quad (۸)$$

شکل کلی این رابطه از آیین نامه انگلیس (CEB-FIP- MC-90) سرچشمه گرفته شده است. در سال ۲۰۰۰ میلادی، السید و همکاران [۹] پانزده نمونه را در پنج گروه سه تایی مورد آزمایش قرار دادند. در این پژوهش گروه اول با فولاد و گروه های دوم تا پنجم با GFRP مسلح شده بودند. آنها با استفاده از این آزمایش ها توانستند دو مدل برای ممان اینرسی موثر تیرهای مسلح شده با GFRP پیشنهاد کنند. در تمام روابط پیشین، اثر سخت شوندگی کششی آرماتورها در نظر گرفته شده است. برای محاسبه خیز در خمش چهار نقطه ای از رابطه زیر استفاده می گردد:



$$\delta_{\max} = \frac{P.L_a}{48E_c I_e} (3L^2 - 4L_a^2) \quad (9)$$

برخی پژوهشگران برای محاسبه خیز تیرها، روشهای لنگر- انحنا را به کار گرفته اند. آیین نامه کانادا نیز (CSA-S806-02) روش لنگر- انحنا را برای تیرهای مسلح شده با FRP توصیه می کند [۱۰]، زیرا به خاطر خطی بودن رفتار FRP، می توان نمودار لنگر- انحنا را به دوناحیه خطی تقریب زد. بنابراین، نیازی به محاسبه لنگر و انحنا در مقاطع مختلف نمی باشد و می توان انحنا را از روی این نمودار به دست آورد.



شکل ۱۰- نمودار لنگر- انحنا دوخطی در FRP-RC

با این فرضیات آیین نامه کانادا [۱۰]، رابطه زیر را برای محاسبه خیز در تیرهای دارای خمش چهارنقطه ای پیشنهاد می کند:

$$\delta_{\max} = \frac{P.L_a}{24E_c I_{cr}} \left(3L^2 - 4L_a^2 - 8 \left(1 - \frac{I_{cr}}{I_g} \right) \left(\frac{M_{cr}}{M_a} \right)^3 L_a^2 \right) \quad (10)$$

در رابطه های (۹) و (۱۰)، L_a طول دهانه برشی، P مقدار بار و E_c مدول الاستیسیته بتن می باشند.

۷- مقایسه و بررسی نتایج

بیشتر روابط خیز برای سطح بار سرویس تعریف شده اند و نمی توان آنها را برای هر سطحی از بار به کار گرفت. ضابطه طراحی در آیین نامه آمریکا $\phi.M_n \geq M_u$ می باشد که در آن M_u براساس ضرایب ۱/۴ بار مرده و ۱/۷ بار زنده (متوسط ۱/۵۵) حساب می شود. برای مقایسه معادلات خیز، ابتدا باید

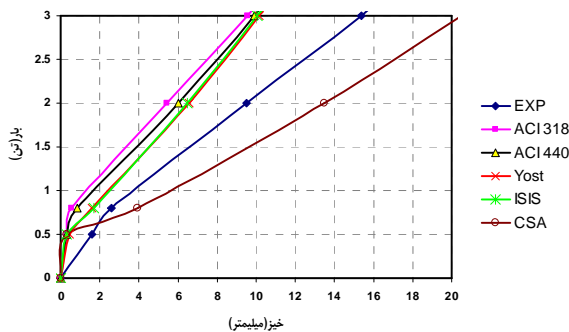
سطح بارهای سرویس تعیین شود. این سطح بار به اندازه $0.6 \cong \frac{0.9}{1.55}$ برابر بار معادل شکست نهایی تیر خواهد بود.

جدول ۳- خلاصه مقادیر بار در سطوح مختلف

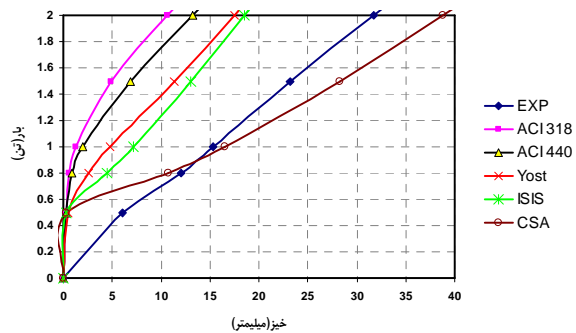
نمونه	بار نهایی (تن)	بار حد سرویس
B1	3.35	2.01
B2	5.7	3.42
B3	5.64	3.38

شکلهای (۱۱) تا (۱۳) خیز نمونه های B1، B2، و B3 را در بارهای کمتر از حد سرویس بر اساس روش های گوناگون نشان می دهند. در این

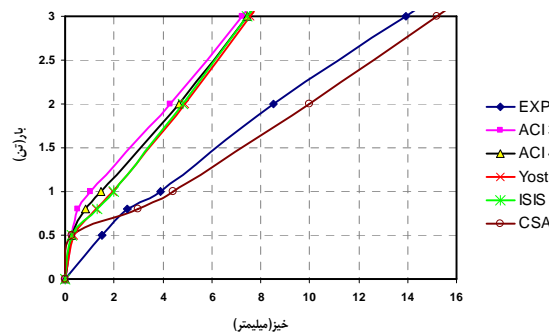
نمودارها، روش آیین نامه CSA کانادا همخوانی بیشتری با نتایج آزمایش ها نشان می دهد و سایر روشها خیز را کمتر از واقعیت تخمین می زنند.



شکل ۱۲- مقایسه روشهای مختلف در تخمین خیز نمونه B2



شکل ۱۱- مقایسه روشهای مختلف در تخمین خیز نمونه B1



شکل ۱۳- مقایسه روشهای مختلف در تخمین خیز نمونه B3

۸- نتیجه گیری

رابطه آیین نامه ACI 318 برای تخمین خیز تیرهای مسلح شده با فولاد آمده است و خیز به دست آمده از این رابطه، از سایر روشها کمتر است. آیین نامه ACI 440 این رابطه را اصلاح کرده و اثر مدول الاستیسیته آرماتورهای FRP را در آن وارد کرده است. برای بهبود این روابط، برخی پژوهشگران اثر نسبت آرماتور را نیز در رابطه اخیر وارد کرده اند که این روشها نتایج بهتری را نسبت به ACI نشان می دهند و این بهبود در نسبتهای کم آرماتور مشهودتر است. آزمایش ها نشان می دهند که نسبت آرماتور تاثیر زیادی بر خیز تیرها می گذارد. از میان روابط موجود برای تخمین خیز، روش آیین نامه CSA کانادا در بارگذاری های زیاد محافظه کارانه است و آیین نامه آمریکا خیز را کمتر از واقعیت تخمین می زند. نتایج نشان می دهند که با افزایش نسبت آرماتور خیز به دست آمده از روش های گوناگون به هم نزدیک تر می شوند. در تمام روشهای مورد مقایسه به جز آیین نامه CSA، اثر سخت شوندگی کششی در ممان اینرسی آمده است، به همین دلیل خیز به دست آمده از این روش ها کمتر از CSA می باشد.

۹- مراجع

1. Newhook, J. , Ghali, A. , and Tadros, G., (2002), "Cracking and Deformability of Concrete Flexural Sections with Fiber Reinforced Polymer," ASCE, Journal of Structural Engineering, **128**(9), pp 1195-1201.
2. Zou, P. X. W., (2003), "Flexural Behavior and Deformability of Fiber-Reinforced Polymer Prestressed Concrete Beams", ASCE, Journal of Composites for Construction, **7**(4), pp 275-284.
3. Bakht, B., and et al., (2000), "Canadian Bridge Design Code Provisions for Fiber-Reinforced Structures", ASCE, Journal of Composites for Construction, **4**(1), pp 3-15.
4. American Concrete Institute (ACI), (1898), "Building Code Requirement for Reinforced Concrete and Commentary", ACI 318, Detroit.
5. American Concrete Institute (ACI), (2003), "Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars", ACI 440.1R-03, ACI Committee 440, Farmington Hills, Detroit.
6. Yost, J. R., Gross, S. P., and Dinehart, D. W., (2003), "Effective Moment of Inertia for Glass Fiber-Reinforced Polymer-Reinforced Concrete Beams", ACI Structural Journal, **100**(6), pp 732-739.



7. American Concrete Institute (ACI), (2004), "Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars", Proposed Revisions, ACI Committee 440, Farmington Hills, Detroit.
8. Rizkalla, S., and Mufti, A., (2001), "Reinforcing Concrete Structures with Fiber Reinforced Polymers", ISIS Canada: Design Manual No.3, The Canadian Network of Centers of Excellence on Intelligent Sensing for Innovative Structures, Winnipeg, Manitoba, Canada, pp 207.
9. Alsayed, S. H., Al-Salloum, Y. A., and Almusallam, T. H., (2000), "Performance of Fiber Reinforced Plastic Bars as a Reinforcing Material for Concrete Structures", Composites: Part B, **31**, pp 555-567.
10. Canadian Standard Association (CSA), (2002), "Design and Construction of Building Components with Fiber-Reinforced Polymers", Concrete Design Handbook, Canadian Standard –S806-02, Toronto, Ontario, Canada, pp 177.