

بررسی عددی رفتار خمشی لوله‌های پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی

زهره رحمانی^۱، مرتضی نقی‌پور^{۲*}، مهدی نعمت‌زاده^۳

۱. دانشجوی دکتری دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل

۲. استاد، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه صنعتی نوشیروانی بابل

۳. دانشیار، دانشکده مهندسی عمران، دانشگاه مازندران

* m-naghi@nit.ac.ir

تاریخ دریافت: [۹۸/۱۱/۲۳]

تاریخ پذیرش: [۹۹/۴/۱۶]

چکیده

در این پژوهش، با قرار دادن لوله‌های فولادی پر شده با بتن در ناحیه فشاری و کابل پیش‌تندیده در ناحیه کششی، مفهوم جدیدی به نام تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی بصورت عددی مورد مطالعه قرار گرفتند. در این مقطع، لوله فولادی در ناحیه فشاری سبب بهبود مقاومت بتن و کابل‌های پیش‌تندیده در ناحیه کششی سبب کنترل ترک در تیرهای بتن مسلح می‌شود. با توجه به ناشناخته بودن رفتار این تیرها، هدف این پژوهش، تحلیل المان محدود پارامترهایی است که در نمونه‌های آزمایشگاهی قابل بررسی نبوده است. بنابراین بعد از درستی آزمای مدل المان محدود با نتایج آزمایشگاهی، مدل با اندازه واقعی ساخته شد تا رفتار خمشی مقطع مورد بررسی قرار گیرد و سپس مدل، به منظور بررسی شاخص‌های نسبت میلگرد طولی، نسبت کابل پیش‌تندیده، نسبت بتن هسته و نسبت لوله فولادی توسعه داده شده است. نتایج بررسی‌ها نشان‌دهنده تأثیر افزایش شاخص‌های نسبت کابل پیش‌تندیده و میلگرد طولی روی افزایش سختی خمشی و تأثیر کاهش شاخص‌های نسبت لوله فولادی و بتن هسته بر روی سختی خمشی است. افزایش در شاخص‌های نسبت کابل پیش‌تندیده، میلگرد طولی، لوله فولادی و بتن هسته، لنگر نهایی را نیز افزایش می‌دهد. قابل ذکر است، زمانی که شاخص نسبت میلگرد طولی افزایش می‌یابد، انرژی جذب شده الاستیک نیز افزایش می‌یابد. افزایش در شاخص نسبت کابل پیش‌تندیده سبب افزایش در شکل‌پذیری جابه‌جایی، انرژی جذب شده الاستیک و کل می‌شود. از میان این شاخص‌ها، شاخص نسبت کابل پیش‌تندیده، بیشترین تأثیر را روی افزایش مقاومت خمشی مقطع، شکل‌پذیری جابه‌جایی و انرژی جذب شده کل دارد.

واژگان کلیدی: تحلیل المان محدود، لوله فولادی پر شده با بتن، کابل پیش‌تندیده، رفتار خمشی.

۱- مقدمه

دوام و شکل‌پذیری بهتر، ساینز مقطع کوچکتر، مقاومت در برابر آتش مناسب‌تر به دلیل حضور بتن مسلح بیرونی در مقایسه با مقطع لوله‌ای پر شده با بتن، جلوگیری از کماتش موضعی و خوردگی لوله فولادی و اتصال راحت‌تر به تیرهای فولادی یا بتن مسلح در سازه‌های بلند مرتبه و پل‌ها در دنیا کاربرد دارد [۴]. پژوهش‌های زیادی روی رفتار فشاری اعضای متشکل از لوله پر شده با بتن و بتن مسلح انجام شده ولی هنوز رفتار

پژوهش‌های زیادی روی رفتار خمشی و فشاری اعضای لوله‌ای پر شده با بتن انجام شده که در آنها بهبود در مقاومت این اعضا مشاهده شده است [1-3]. اعضای لوله‌ای پر شده با بتن محاط در بتن نیز به دلیل مقرون به صرفه بودن و مزایایی مانند محصورشدگی بیشتر بتن هسته، سختی و مقاومت نهایی بالاتر،

ارائه شده است. هدف اصلی از ترکیب لوله فولادی و کابل پیش‌تندیده از یک طرف این است که مقاومت فشاری بتن هسته با ایجاد تنش سه محوره بتن هسته افزایش یابد و از طرفی دیگر ترک ناحیه کششی بتن کنترل شود. همچنین از نتایج تجربی که بوسیله رحمانی و همکاران [15] و هان و همکاران [7] گزارش شده به منظور درستی‌آزمایی مدل‌سازی المان محدود غیرخطی استفاده شده است.

۲- مدل‌سازی المان محدود

۲-۱ المان‌ها و مش‌ها

به منظور شبیه‌سازی ورق‌های بارگذاری، تکیه‌گاه و مولفه‌های بتن، المان‌های هشت گرهی Solid به کار گرفته شد. به منظور شبیه‌سازی لوله فولادی از المان ۴ گرهی Shell استفاده شد. میلگردها و کابل‌های پیش‌تندیده نیز بوسیله المان‌های دو گرهی Truss شبیه‌سازی شده‌اند. در این مقاله برای اتصال میلگرد و کابل پیش‌تندیده به بتن از روش المان مدفون در نرم‌افزار آباکوس استفاده شده است [16]. سازه‌های متفاوتی از شبکه مش‌بندی و پارتیشن‌های متفاوتی نیز به منظور تعیین مش مناسب امتحان شد (همانطور که در شکل (۱) مشاهده می‌شود).

شکل ۱. مدل‌سازی المان محدود تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش

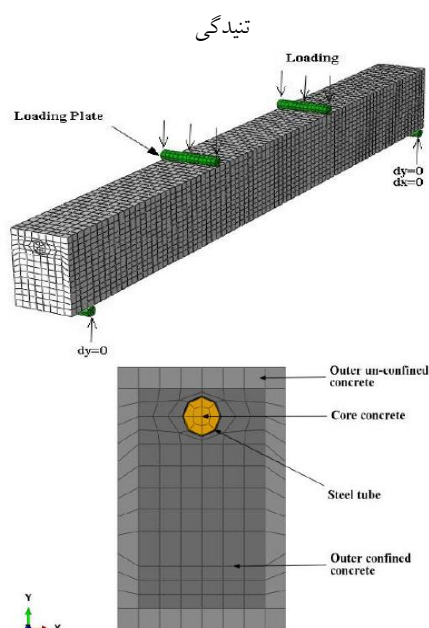


Fig. 1. FE modelling of prestressed concrete-encased CFST beams

خمشی و برشی این اعضا بخوبی شناخته شده نیست [5]. پژوهش‌هایی نیز توسط آن [6] و همکاران و هان و همکاران [7] روی اعضای لوله‌ای پر شده با بتن محاط در بتن به صورت آزمایشگاهی و تحلیلی انجام شده است که در آنها لوله‌های فولادی پر شده با بتن، در مرکز، در ناحیه کششی یا در ناحیه فشاری به ترتیب قرار گرفته است. اعضای بتنی پیش‌تندیده در سازه‌های ساختمانی و تسهیلات زیرساختی از دهه ۱۹۶۰ میلادی به دلیل مزایایی از جمله کیفیت بالا، بازدهی اقتصادی، کاهش در مدت زمان ساخت و زیبایی پایا به کار می‌روند [8]. با دنبال کردن تاریخچه استفاده از پس‌کشیدگی به عنوان یکی از انواع پیش‌تندگی در مقاطع مرکب، دیده می‌شود که برای اولین بار، از مفهوم پس‌کشیدگی در هسته بتنی مقاطع مرکب در ساخت پل قوسی آئورا استفاده شده است [9]. پژوهش‌هایی نیز روی اعضای لوله‌ای پر شده با بتن پیش‌تندیده توسط کریستوفر [10]، توآن [11]، دنگ و همکاران [12]، ژو و همکاران [13] و ژان و همکاران [14] انجام شده که در آنها کابل پیش‌تندیده در مرکز یا ناحیه کششی مقطع و به صورت داخلی یا خارجی قرار گرفته است. همانگونه که گفته شد، پژوهش‌های در دسترس روی اعضای لوله‌ای پر شده با بتن محاط در بتن محدود است که در آنها لوله پر شده با بتن در مرکز، در ناحیه کششی یا در ناحیه فشاری قرار گرفته است که از میان این حالات، حضور لوله پر شده با بتن در ناحیه فشاری، سبب ایجاد المان فشاری محصور شده با مقاومت بالا و افزایش در عملکرد خمشی اعضای لوله‌ای پر شده با بتن محاط در بتن می‌شود. همچنین، پژوهش‌های در دسترس بر تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن پیش‌تندیده نیز محدود است که در آنها کابل در مرکز یا ناحیه کششی مقطع و به صورت داخلی یا خارجی قرار گرفته است که نشان می‌دهد، حضور کابل پیش‌تندیده به خصوص در قسمت کششی، ظرفیت خمشی مقطع را افزایش می‌دهد. از اینرو برای دستیابی به فواید لوله پر شده با بتن و کابل پیش‌تندیده به طور توأم، در این پژوهش با قراردادن لوله پر شده با بتن در ناحیه فشاری و جایگذاری کابل‌های پیش‌تندیده در ناحیه کششی تیر بتن مسلح، مفهوم جدیدی از ترکیب لوله‌ای پر شده با بتن محاط در بتن و کابل‌های پیش‌تندیده با عنوان تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی

۲-۲ شرایط مرزی و اعمال بار

شرایط مرزی مطابق شکل (۱) به صورت تکیه‌گاه ساده اعمال شده است. تیرها در دو مرحله، بارگذاری شده‌اند. در مرحله اول، پیش‌تندگی اولیه به وسیله اعمال بار متمرکز در کابل پیش‌تندیده شبیه‌سازی می‌شود و در مرحله دوم، بار خارجی به صورت ۴ نقطه‌ای با اعمال جابه‌جایی روی ورق‌های بارگذاری شبیه‌سازی شده است به گونه‌ای که جابه‌جایی وسط دهانه مدل برابر با جابه‌جایی وسط دهانه نمونه آزمایشگاهی شود (همانطور که در شکل (۱) مشاهده می‌شود). فرض شده است که ورق بارگذاری، یک قطعه صلب با سختی بزرگ است که می‌توان تغییرشکل آن را نادیده گرفت.

۲-۳ مدل‌سازی مصالح

در نرم‌افزار آباکوس، برای توصیف رفتار کابل پیش‌تندیده، از معادلاتی که توسط رامبرگ-اسکود پیشنهاد شد و نشان دهنده پاسخ یک سیستم الاستوپلاستیک و رفتار تنش-کرنش فلزات بدون نقطه تسلیم واضح است، استفاده شد [17]. همچنین، به منظور مدل‌سازی رفتار لوله فولادی و میلگرد، از مدل تنش-کرنش ساده شده دوخطی (الاستیک و سخت‌شوندگی کرنشی) استفاده شد که اولین بخش از منحنی تنش-کرنش، بوسیله بخش الاستیک (که شامل حد الاستیک تا تنش حد تناسب است) تعریف می‌شود که در آن مدول الاستیک و نسبت پواسون لوله فولادی و میلگرد، به‌ترتیب برابر ۲۰۶۰۰۰ مگاپاسکال و ۰/۳ در نظر گرفته شد و بخش دوم آن به وسیله بخش پلاستیک (که شامل رفتار سخت‌شوندگی کرنشی مصالح است) تعریف می‌شود. مدول سخت‌شوندگی برای لوله فولادی برابر $0.005E_s$ (که E_s مدول الاستیک لوله فولادی است) در نظر گرفته شد [18] و مدل تنش-کرنش دوخطی که توسط ژاوو [19] پیشنهاد شد، برای رابطه تنش-کرنش میلگرد بکار گرفته شد [6].

در این مقاله از مدل رفتاری خسارت خمیری لوبلینر و همکاران (۱۹۸۹) [20] که توسط لی و فنوس (۱۹۹۸) [21] اصلاح شده و در نرم‌افزار آباکوس موجود است، برای مدل‌سازی بتن استفاده شده است. مدول الاستیسیته بتن بر اساس

استاندارد ACI318-11 [22]، از رابطه $E_c =$

$4730\sqrt{f'_c}$ تعیین شد که در آن f'_c ، مقاومت فشاری نمونه استوانه‌ای بتن است و نسبت پواسون بتن نیز برابر ۰/۲ در نظر گرفته شد. به منظور مدل‌سازی رفتار غیرخطی بتن در نرم‌افزار آباکوس از مدل خسارت پلاستیک استفاده شده است [16]. پلاستیسیته بتن نیز به وسیله پارامترهایی با عنوان زاویه اتساع (ψ) ، خروج از مرکزیت سطح پتانسیل پلاستیک، نسبت مقاومت فشاری دومحوره به تک‌محوره $(f = f_{bo}/f_c)$ ، پارامتر انحرافی (K_c) و پارامتر تنظیم کننده ویسکوپلاستیک، تعریف شد [23]. با توجه به عدم حساسیت جواب‌ها به خروج از مرکزیت سطح پتانسیل پلاستیک $(0/1)$ ، پارامتر انحرافی $(0/67)$ ، نسبت مقاومت فشاری دومحوره به تک‌محوره $(1/16)$ و پارامتر تنظیم‌کننده ویسکوزیته (0) مقادیر پیش‌فرض انتخاب شده است. مقدار زاویه اتساع نیز پس از کالیبره کردن با نتایج آزمایشگاهی برابر ۳۶ درجه بدست آمده است. همان‌گونه که در شکل (۱) مشاهده می‌شود، بتن به ۳ بخش بتن محصورنشده بیرونی، بتن محصورشده بیرونی و بتن هسته لوله پر شده با بتن تقسیم شده است. به دلیل شرایط محصورشدگی متفاوت، روابط تنش-کرنش فشاری تک‌محوره ۳ نوع بتن متفاوت است. بنابراین مدل تنش-کرنش تک‌محوره هاگنستاد [24]، هان [25] و هان [26] به‌ترتیب برای بتن محصورنشده بیرونی، محصورشده بیرونی و بتن هسته لوله پر شده با بتن در مدل المان محدود غیرخطی بکارگرفته شد. به منظور شبیه‌سازی رفتار پس گسیختگی بتن بعد از ترک، تحت کشش، از رابطه تنش-کرنش پیشنهادی توسط شن استفاده شده است [27].

۲-۴ مدل اینتراکشن بتن و فولاد

به منظور معرفی اتصال میان لوله فولادی با بتن هسته و بتن بیرونی در جهت نرمال، اینتراکشن Hard contact و در جهت عمودی، مدل اصطکاک مور-کلومب بکار گرفته شد. در مدل اصطکاک مور-کلومب، شیب نسبی میان سطوح تشکیل شد تا اینکه تنش بزرگتر از حد تنش برشی شود، بعد از اینکه شیب نسبی تشکیل شد نیروی برشی بوسیله ضریب اصطکاک

شکل ۲. جزئیات و ابعاد نمونه‌های تست (میلی‌متر)

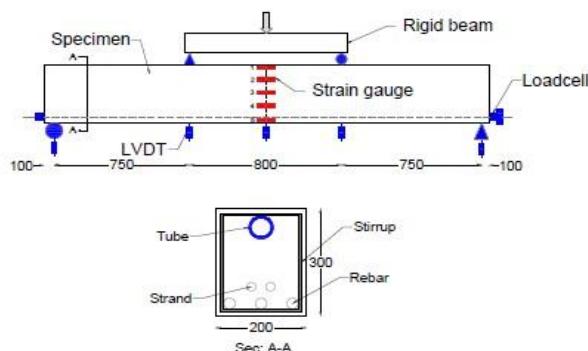


Fig. 2. Overview of test arrangement and dimension of test specimens (unit: mm).

بتن از نوع خودمتراکم با مقاومت فشاری ۲۸ روزه بتن استوانه‌ای ۶۰/۵ مگاپاسگال است. مشخصات مکانیکی مصالح در جدول (۱) ارائه شده است. باقی مشخصات مدلسازی نیز، بر اساس بخش ۲ در نرم‌افزار آباکوس اعمال شده است.

جدول ۱. ویژگی‌های مصالح

Material	E_s (MPa)	F_y (MPa)	F_u (MPa)
Steel tube (d=50mm, t=1 mm)	2.19×10^5	270	325
Steel tube (d=47mm, t=2 mm)	2.10×10^5	330	395
Rebar (d=25 mm)	2.21×10^5	500	656
Rebar (d=8 mm)	2.17×10^5	350	490
Rebar (d=6.5 mm)	2.15×10^5	260	396
Prestressing strand (d=15 mm or 0.6 in)	2.06×10^5	1674	1860

Table 1. Material properties.

شکل (۳) مقایسه‌ای را میان منحنی لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه برای نمونه‌های T1P1E1 و T2P1E1 به صورت آزمایشگاهی و عددی نشان می‌دهد. توافق خوبی میان نتایج آزمایشگاهی و عددی مشاهده می‌شود. شکل (۴) مقایسه‌ای را میان ترک‌خوردگی بتن و مدگسیختگی نمونه‌های T1P1E1 و T2P1E1 به صورت آزمایشگاهی و عددی نشان می‌دهد، مدگسیختگی نمونه، برشی-خمشی است. ترک‌خوردگی بتن به صورت عمود بر جهت ماکزیمم کرنش پلاستیک در مدل المان محدود تعیین شده است. به طور کلی توافق خوبی در توزیع ترک میان نمونه‌های آزمایشگاهی و عددی مشاهده شد.

و فشار تماسی محاسبه می‌شود که ضریب اصطکاک پس از کالیبره کردن با نتایج آزمایشگاهی معادل با ۰/۴ در نظر گرفته شده است [6].

۳- درستی آزمای مدل عددی

به منظور درستی‌آزمایی مدلسازی، از آزمایش‌هایی که توسط زهره رحمانی و همکاران روی تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی انجام شد، استفاده شده است [15]. نمونه‌های آزمایشگاهی شامل ۶ تیر است که ۴ تیر متشکل از لوله پر شده با بتن در ناحیه فشاری و کابل پیش‌تیده در ناحیه کششی است باشد، یک تیر شامل لوله پر شده با بتن در ناحیه فشاری و فاقد نیروی پیش‌تندگی کابل کششی می‌باشد و یک تیر نیز فقط شامل کابل پیش‌تیده در ناحیه کششی و فاقد لوله پر شده با بتن در ناحیه فشاری می‌باشد بطوریکه در آن، ۶ عدد میلگرد طولی با قطر ۸ میلی‌متر و با خاموت‌هایی به قطر ۸ میلی‌متر و فواصل ۲۰۰ میلی‌متری جایگزین لوله فولادی شده است. تمامی تیرها به طول ۲۵۰۰ میلی‌متر می‌باشد و دارای ۳ میلگرد طولی با قطر ۲۵ میلی‌متر در ناحیه کششی (تراز تحتانی)، ۲ کابل پیش‌تیده با قطر ۱۵ میلی‌متر (۰/۶ اینچ) در ناحیه کششی (تراز فوقانی) همراه با خاموت‌هایی به قطر ۸ میلی‌متر با فاصله ۱۰۰ میلی‌متر است. فاصله مرکز به مرکز تراز کابل‌های پیش‌تیده از تراز میلگردهای طولی ۶۸ و ۹۵ میلی‌متر است. جزئیات ابعاد و مقطع تیرها در شکل (۲) نشان داده شده است. نمونه‌ها با ۳ حرف و ۳ عدد، نامگذاری می‌شوند، حرف T مخفف Tube معرف لوله فولادی است، اعداد ۱ و ۲ نشان‌دهنده دو نسبت متفاوت برای نسبت قطر به ضخامت لوله فولادی است. حرف P مخفف Prestressed معرف کابل پیش‌تیده است که اعداد ۱ و ۲ نشان‌دهنده دو مقدار متفاوت برای نیروی پیش‌تندگی است. حرف E مخفف Eccentrically معرف خروج از مرکزیت کابل پیش‌تیده است که اعداد ۱ و ۲ جلوی آن نشان‌دهنده دو خروج از مرکزیت متفاوت برای کابل پیش‌تیده است که این خروج از مرکزیت در واقع فاصله مرکز به مرکز تراز کابل‌های پیش‌تیده از تراز میلگردهای طولی است.

فولادی و میلگرد طولی برابر ۰/۲۸۰ است. از بتن خودمتراکم با دو نوع طرح اختلاط متفاوت استفاده شده است که برای بتن بیرونی، مقاومت فشاری ۲۸ روزه نمونه مکعبی ($f_{cu,28day}$) برابر ۵۲/۳ مگاپاسگال و برای بتن هسته، مقاومت فشاری ۲۸ روزه نمونه مکعبی ($f_{cu,28day}$) برابر ۵۸/۴ مگاپاسگال است. بارگذاری به صورت ۴ نقطه‌ای با جک هیدرولیکی با ظرفیت ۵۰۰۰ کیلونیوتن انجام شده است و جابه‌جایی درون صفحه‌ای نیز در طول نمونه به وسیله ۳ تغییرمکان‌سنج اندازه‌گیری شده است. مقادیر کرنش، بار و جابه‌جایی نیز بطور اتوماتیک ثبت شده است.

شکل ۵. مقایسه روابط لنگر-انحنای اندازه‌گیری و پیش‌بینی شده به وسیله هان و همکاران [7] و درستی آزمایشی شده

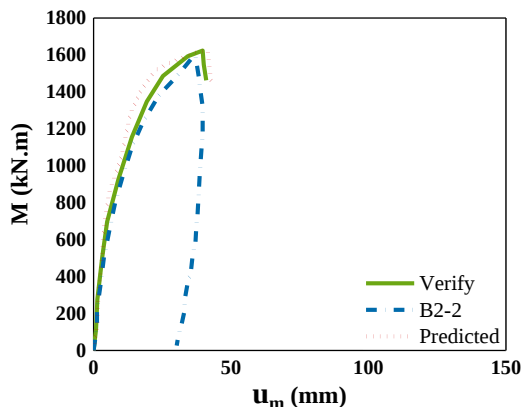


Fig. 5. Comparison of predicted and measured M-curvature relations by Han et al [7] and verified.

همانگونه که در شکل (۵) مشاهده می‌شود، مقایسه‌ای میان نمودار لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه آزمایشگاهی و نرم‌افزاری هان و همکاران و مدلسازی انجام شده و توافق خوبی میان نتایج مشاهده می‌شود، بنابراین مشخصات مدلسازی و مصالح برای مدل با اندازه واقعی نیز مناسب است و تغییر اندازه روی چگونگی مدلسازی تأثیری ندارد. بنابراین، مطابق با مدل المان محدودی که با نمونه آزمایشگاهی تأیید شد، مدل با اندازه واقعی از تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی ساخته شد و به منظور توسعه و ارزیابی پروپوزال طراحی و رفتار آن شامل مدگسیختگی، توزیع لنگر مقطع، جذب انرژی، سختی خمشی و شکل‌پذیری و تأثیر پارامترهای مختلف تحت خمش مورد بررسی و تحلیل قرار گرفت.

شکل ۳. مقایسه روابط لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه اندازه‌گیری شده [15] و پیش‌بینی شده

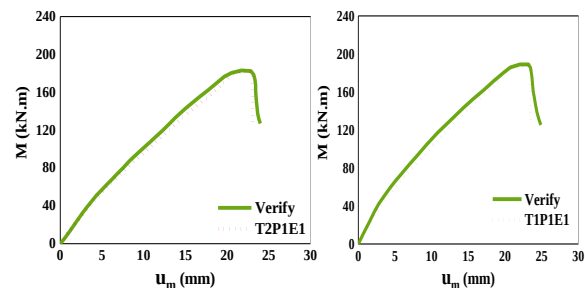
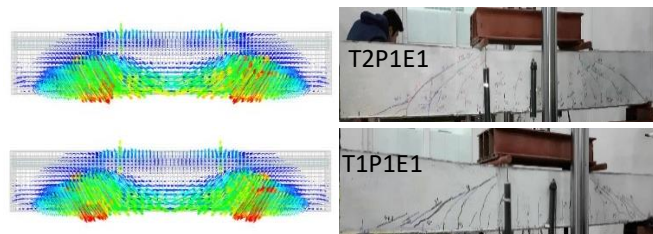


Fig. 3. Comparison of predicted and measured [15] M- u_m relations.

شکل ۴. مقایسه مدهای گسیختگی میان نمونه‌های تست [15] و پیش‌بینی شده



a) T1P1E1, b) T2P1E1

Fig. 4. Comparison of failure modes between predicted and test specimens [15].

به منظور مدلسازی با اندازه واقعی تیر لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی و مشاهده اثر اندازه روی این تیر، یک مدل با اندازه واقعی از کاری که توسط هان و همکاران انجام شد درستی آزمایشی شده است [7]. هان و همکاران عملکرد اعضای جعبه‌ای لوله‌ای پر شده با بتن محاط در بتن را تحت خمش به صورت آزمایشگاهی و نرم‌افزاری بررسی نمودند. از نمونه B2-2 به منظور درستی آزمایشی و بررسی اثر اندازه استفاده شده است. نمونه دارای ضخامت جان و بال مشابه به ترتیب برابر با ۸۷ و ۶۶ میلی‌متر، طول ۶ متر، پهنا و ارتفاع مقطع ۹۵۶ و ۱۲۶۰ میلی‌متر، قطر و ضخامت لوله فولادی داخلی ۱۰۲/۲ و ۲۹ میلی‌متر است. قطر میلگرد طولی ۶/۴ میلی‌متر و خاموت با قطر ۶۵ میلی‌متر است. مقاومت تسلیم متوسط لوله فولادی و میلگرد طولی به ترتیب برابر ۳۲۰ و ۲۹۰ مگاپاسگال، مقاومت نهایی لوله فولادی و میلگرد طولی به ترتیب برابر ۴۴۵ و ۴۶۲ مگاپاسگال، مدول الاستیسیته لوله فولادی و میلگرد به ترتیب برابر $۲/۱۲ \times ۱۰^۵$ و $۲/۲۰ \times ۱۰^۵$ مگاپاسگال و نسبت پواسون لوله

۴- رفتار خمشی مدل با اندازه واقعی

تست‌های آزمایشگاهی به منظور درک مدهای گسیختگی، بارگذاری و تغییر شکل انجام شد. بررسی تأثیر پارامترهای دیگر این اعضا، شامل نسبت میلگرد طولی (α_l) که برابر با نسبت سطح مقطع کل میلگردهای طولی کششی به مساحت کل مقطع است، نسبت کابل پیش‌تندیده (α_{ps}) که برابر با نسبت سطح مقطع کل کابل پیش‌تندیده به مساحت کل مقطع است، نسبت بتن هسته (α_c) که برابر با نسبت سطح مقطع بتن هسته به مساحت کل مقطع است و نسبت لوله فولادی (α_s) که برابر با نسبت سطح مقطع لوله فولادی به مساحت کل مقطع است، روی ظرفیت خمشی، شکل‌پذیری جابه‌جایی و سختی خمشی، نیاز به تحلیل به وسیله مدل‌سازی المان محدود دارد. از این رو، به منظور بررسی رفتار خمشی تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی با اندازه واقعی، از مدل درستی‌آزمایی شده به وسیله نرم‌افزار المان محدود غیرخطی آباکوس / استاندارد استفاده شده (بخش ۳) و سپس مدل بر اساس بخش ۲ توسعه داده شده است. قابل ذکر است، باقی مشخصات نمونه‌ها مطابق بخش ۴-۱ بیان شده است. در این مطالعه، ۹ تیر متشکل از لوله پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی با تغییر پارامترها به منظور بررسی عملکرد خمشی مدل‌سازی شده است که خلاصه‌ای از مشخصات پارامترها در جدول (۲) مشاهده می‌شود. تیرها با پهنای ۵۰۰ میلی‌متر، طول ۱۰۰۰۰ میلی‌متر و ارتفاع ۸۰۰ میلی‌متر، دهانه برشی ۳۲۰۰ میلی‌متر، پوشش بتن مقطع برابر ۵۰ میلی‌متر است. همچنین تیر دارای میلگرد طولی در ناحیه کششی با مقاومت تسلیم (f_{yl}) برابر با ۴۰۰ مگاپاسگال، لوله فولادی با مقاومت تسلیم (f_{ys}) برابر با ۳۴۵ مگاپاسگال، کابل پیش‌تندیده در ناحیه کششی با مقاومت نهایی (f_{ps}) برابر با ۱۸۶۰ مگاپاسگال، مقاومت نمونه مکعبی بتن هسته ($f_{cu,core}$) برابر با ۶۰ مگاپاسگال، مقاومت نمونه مکعبی بتن بیرونی ($f_{cu,out}$) برابر با ۶۰ مگاپاسگال و خاموت با قطر ۱۰ میلی‌متر با فاصله ۱۵۰ میلی‌متر و مقاومت تسلیم (f_{yh}) برابر با ۲۳۵ مگاپاسگال، نسبت دهانه برشی به عمق ۴ است. فاصله مرکز به مرکز کابل پیش‌تندیده از تراز میلگردهای طولی برابر ۹۵

میلی‌متر است و نیروی پیش‌تندگی موثر هر کابل (f_{ps}) ۱۵۰ کیلونیوتن است. همچنین تیر تحت بارگذاری ۴ نقطه‌ای مطابق شکل (۱) قرار گرفته است.

در جداول (۳ تا ۶) مقادیر بار نهایی (P_u)، ظرفیت خمشی ترک‌خوردگی (M_{cr})، ظرفیت خمشی تسلیم (M_y)، ظرفیت خمشی نهایی (M_u)، شکل‌پذیری جابه‌جایی، سختی خمشی، میزان انرژی جذب شده الاستیک و کامل برای تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی با اندازه واقعی ارائه شده است. شکل‌پذیری جابه‌جایی، μ_Δ ، به صورت نسبت جابه‌جایی در بار نهایی بدون افت قابل توجه بار، Δ_u ، به جابه‌جایی در اولین نقطه‌ای که آرماتور طولی تسلیم می‌شود، Δ_y ، تعریف می‌شود. سختی خمشی تیر برابر با شیب نمودار بار-جابه‌جایی وسط دهانه تیر در مرحله الاستیک تعریف شده است. از پارامترهای جدول برای مقایسه آثار ناشی از تأثیر پارامترهای ذکر شده در بخش‌های بعدی استفاده می‌شود. در تیر لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی با اندازه واقعی و مد گسیختگی خمشی، اولین ترک بتن بطور متوسط در ۱۶/۷۰ درصد لنگر نهایی اتفاق می‌افتد و تسلیم میلگرد طولی نیز بطور متوسط در لنگری معادل ۷۵ درصد لنگر نهایی اتفاق می‌افتد. در صورتی که در کار قبلی [15] در این تیر با مد گسیختگی خمشی-برشی بطور متوسط، لنگر ترک‌خوردگی ۱۵/۶ درصد لنگر نهایی و لنگر تسلیم ۹۸ درصد لنگر نهایی بود. همچنین در تیر لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی با اندازه واقعی متوسط شکل-پذیری برابر ۳/۴۸ است که نشان می‌دهد این تیر با اندازه واقعی دارای شکل‌پذیری متوسطی می‌باشد در حالی که در کار قبلی [15] در تیر لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی متوسط شکل‌پذیری برابر با ۱/۱۲۵ شده است که این نشان‌دهنده شکل-پذیری تیر با اندازه کوچک است. انرژی جذب شده الاستیک و کامل به ترتیب برابر با سطح زیر منحنی بار-جابه‌جایی وسط دهانه ناحیه الاستیک (تا وقوع اولین ترک) و کل سطح زیر منحنی بار-جابه‌جایی وسط دهانه است. قابل ذکر است که نتایج، مربوط به تیرهای این پژوهش است و عمومیت ندارد و فقط به منظور راهنمایی برای سایر نویسندگان است.

جدول ۲. اطلاعات نمونه‌ها

Specimens	α_{PS}	α_l	α_c	α_s
PCE-CFST1-1	0.00228	0.00856	0.07799	0.00615
PCE-CFST1-2	0.000569	0.00856	0.07799	0.00615
PCE-CFST1-3	0.00912	0.00856	0.07799	0.00615
PCE-CFST2-2	0.00228	0.00286	0.07799	0.00615
PCE-CFST2-3	0.00228	0.0257	0.07799	0.00615
PCE-CFST3-2	0.00228	0.00856	0.0281	0.00615
PCE-CFST3-3	0.00228	0.00856	0.206	0.00615
PCE-CFST4-2	0.00228	0.00856	0.07799	0.000385
PCE-CFST4-3	0.00228	0.00856	0.07799	0.01385

Table 2. Specimen information

۱-۴ رفتار تحلیلی تیر PCE-CFST1-1

به منظور بررسی رفتار تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تنیدگی با اندازه واقعی، تیر PCE-CFST1-1 (همان‌گونه که در جدول (۲) مشاهده می‌شود) انتخاب شد و مورد بررسی قرار گرفت. تیر PCE-CFST1-1 دارای ۷ میلگرد طولی در ناحیه کششی با قطر ۲۵ میلی‌متر، لوله فولادی با قطر ۱۰۰ میلی‌متر و ضخامت ۴ میلی‌متر، ۵ کابل پیش‌تنیده با قطر ۶/۰ اینچ (۱۵/۲ میلی‌متر) در ناحیه کششی است. باقی مشخصات نمونه در بخش ۴ ارائه شده است.

شکل ۶. مد گسیختگی تیر PCE-CFST1-1

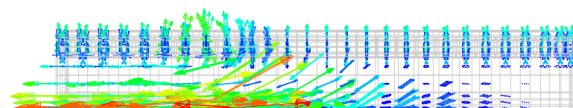


Fig. 6. Failure mode of PCE-CFST1-1 beam

گسیخته می‌شوند به طوری که شروع ترک‌ها در دهانه خمش خالص به صورت ترک‌های عمودی است و سپس ترک‌های قطری در دهانه برشی، در نزدیکی بار نقطه‌ای اتفاق می‌افتد که سبب کاهش در ظرفیت باربری می‌شود [15].

پاسخ لنگر-جابجایی وسط دهانه تیر PCE-CFST1-1 در شکل (۷) نشان داده شده است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود، ۵ نقطه مشخصه روی نمودار نشان داده شده که نقطه A، نقطه شروع ترک‌خوردگی بتن بیرونی، نقطه B، نقطه شروع تسلیم میلگرد طولی در ناحیه کششی، نقطه C، نقطه شروع تسلیم فولادی در ناحیه فشاری، نقطه D، نقطه شروع تسلیم کابل پیش‌تنیده در ناحیه کششی است و نقطه E، نقطه‌ای است که در آن کرنش در دورترین تار فشاری بتن به کرنش شکست بتن رسیده و بتن، بیشترین مقاومت فشاری را از خود نشان می‌دهد و با خرد شدن بتن ناحیه فشاری، شکست خمشی مقطع اتفاق می‌افتد. لنگر متناظر با کرنش شکست بتن (۰/۰۰۳۵) به عنوان لنگر نهایی تعریف شده است [17].

منحنی دارای سه مرحله است؛ مرحله اول، قسمت OA، ناحیه الاستیک است که در این مرحله، همه مصالح مقطع در مرحله الاستیک قرار دارند و لنگر به صورت خطی با تغییرشکل افزایش می‌یابد تا به نقطه A می‌رسد. در این نقطه، اولین ترک بتن، به دلیل اینکه تنش عمودی بتن در ناحیه تحتانی دهانه خمشی، بیشتر از مقاومت کششی بتن می‌شود، ایجاد می‌شود که همراه با کاهش سختی عضو و افزایش تغییرشکل در سیستم می‌شود. ناحیه بین نقاط A و B به عنوان ناحیه بعد از ترک-خوردگی در نظر گرفته می‌شود که مرحله الاستوپلاستیک و به

شکل (۶) الگوی ترک و مد گسیختگی تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تنیدگی را نشان می‌دهد. همانطور که مشاهده می‌شود ابتدا ترک‌ها در ناحیه خمش خالص به صورت ترک-های عمودی و سپس ترک‌های ریز قطری در دهانه برشی ایجاد می‌شود. میلگرد طولی و کابل پیش‌تنیده در ناحیه کششی تسلیم می‌شوند و در نهایت، با ایجاد خردشدگی بتن در ناحیه فشاری و نزدیک بار متمرکز و ترک خمشی در ناحیه کششی، با مد گسیختگی خمشی گسیخته می‌شود. در حالی که در پژوهش قبلی، نمونه‌های دارای لوله پر شده با بتن و کابل پیش‌تنیده همراه، با مد برشی-خمشی همراه با خردشدگی فشاری بتن

۲-۴ تأثیر نسبت کابل پیش‌تندیده

به منظور بررسی اثر کابل پیش‌تندیده روی رفتار خمشی مقطع، شاخص α_{ps} ، نسبت کابل پیش‌تندیده، با مقادیر ۰/۰۰۰۵۶۹، ۰/۰۰۲۲۸ و ۰/۰۰۹۱۲ بررسی شد که نمودار لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه این تیرها در شکل (۸) ارائه شده است.

با افزایش نسبت کابل پیش‌تندیده، رفتار تیر انعطاف‌پذیرتر می‌شود که در شکل (۸) مشهود است. همان‌گونه که در جدول (۳) مشاهده می‌شود، با افزایش نسبت کابل پیش‌تندیده، شکل‌پذیری جابه‌جایی به اندازه ۴۷ درصد افزایش یافته، سختی خمشی به اندازه ۵/۹ درصد افزایش یافته، لنگر ترک‌خوردگی و تسلیم میلگرد طولی به ترتیب به اندازه ۵/۸ و ۴۴ درصد افزایش یافته و لنگر نهایی نیز به اندازه ۱۰۰ درصد افزایش یافته است. همچنین می‌توان گفت که سختی خمشی برای تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۲۲۸، یک درصد بیشتر از تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۰۵۶۹ است و برای تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۹۱۲، ۵ درصد بیشتر از تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۲۲۸ است. شکل‌پذیری برای تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۲۲۸، ۱۳ درصد بیشتر از تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۰۵۶۹ است و برای تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۹۱۲، ۳۰ درصد بیشتر از تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۲۲۸ می‌باشد. لنگر نهایی نیز برای تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۲۲۸، ۲۸ درصد بیشتر از تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۰۵۶۹ است و برای تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۹۱۲، ۵۶ درصد بیشتر از تیر با نسبت کابل پیش‌تندیده برابر با ۰/۰۰۲۲۸ می‌باشد. انرژی جذب شده الاستیک و کل مقطع با افزایش نسبت کابل پیش‌تندیده، به ترتیب، ۱/۰۳ و ۲/۴۱ برابر شده است.

دنبال آن مرحله غیرخطی بتن در این ناحیه ایجاد می‌شود. در نقطه انتهایی این مرحله، نقطه B، تنش میلگردهای طولی به تنش تسلیم می‌رسد. مرحله سوم، ناحیه BE، مرحله پلاستیک می‌باشد که در آن شیب منحنی ابتدا به دلیل مقاومت لوله فولادی و کابل پیش‌تندیده با نرخ کمتری افزایش می‌یابد تا اینکه در نقطه C، لوله فولادی تسلیم می‌شود و سپس در نقطه D، کابل پیش‌تندیده تسلیم می‌شود و شیب و در نتیجه، نرخ افزایش لنگر کاهش می‌یابد تا اینکه به دلیل رسیدن دورترین تار فشاری بتن به مقاومت نهایی، دچار شکست خمشی می‌شود. در حالی که در تحقیق قبلی، تیرهای دارای لوله پر شده با بتن و کابل پیش‌تندیده، بدون تسلیم لوله فولادی و کابل پیش‌تندیده، به دلیل رسیدن بتن به کرنش نهایی تحت ترکیب خمش و برش در دهانه برشی دچار شکست برشی-خمشی همراه با خردشدگی فشاری بتن (اصطلاحاً گسیختگی برشی-فشاری) می‌گردد. قابل ذکر است نمونه تیر بدون پیش‌تندگی و نیز نمونه تیر بدون لوله پر شده با بتن، فاقد ناحیه پلاستیک می‌باشند و آرماتورهای طولی در آنها به مرحله تسلیم نمی‌رسند [15].

شکل ۷. پاسخ لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه تیر با اندازه واقعی

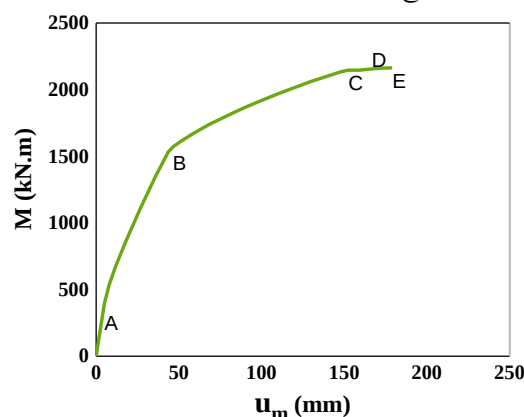


Fig. 7. Typical $M-u_m$ response of prestressed concrete-encased CFST.

جدول ۳. نتایج شکل‌پذیری، سختی خمشی و جذب انرژی مدل‌های عددی

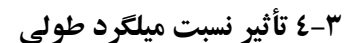
α_{ps}	Ultimate Load (kN)	μ_{Δ}	$K (kN/m)$	$M_{cr} (kN.m)$	$M_y (kN.m)$	$M_u (kN.m)$	$\frac{M_{cr}}{M_u}$	$\frac{M_y}{M_u}$	Elastic absorbed energy (kN.m)	Entire absorbed energy (kN.m)
0.00228	1352.03	4.1%	50479.09	396.95	1534.37	2163.26	0.183	0.71	660.88	195691.14
0.000569	1090.23	3.6%	49924.49	392.19	1434.39	1689.52	0.232	0.85	654.37	146306.72
0.00912	2180.44	5.3%	52847.92	414.82	2070.95	3379.37	0.123	0.61	683.66	471794.83

Table 3. Results of flexural capacity, displacement ductility and stiffness.

α_l	Ultimate Load (kN)	μ_Δ	K (kN/m)	M_{cr} (kN.m)	M_y (kN.m)	M_u (kN.m)	$\frac{M_{cr}}{M_u}$	$\frac{M_y}{M_u}$	Elastic absorbed energy (kN.m)	Entire absorbed energy (kN.m)
0.00856	1352.03	4.11	50479.09	396.95	1534.37	2163.26	0.183	0.71	660.88	195691.14
0.00286	1085.94	3.65	46929.00	369.03	1063.23	1682.89	0.219	0.63	620.17	144044.84
0.0257	2252.16	1.64	55614.80	670.98	3260.82	3490.41	0.192	0.93	1770.64	175794.46

۰/۰۰۸۵۶ و ۰/۰۲۵۷ بررسی شد که نمودار لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه این تیرها در شکل (۹) ارائه شده است. همانطور که در جدول (۴) مشاهده می‌شود، با افزایش نسبت میلگرد طولی، شکل‌پذیری جابه‌جایی از قانون خاصی پیروی نمی‌کند، سختی خمشی به اندازه ۱۸/۵ درصد افزایش یافته، لنگر ترک-خوردگی و تسلیم میلگرد طولی به ترتیب به اندازه ۸۱/۸ و ۲۰۷ درصد افزایش یافته و لنگر نهایی نیز به اندازه ۵۱/۸ درصد افزایش یافته است که این افزایش در مقاومت به دلیل افزایش در تقویت ناحیه کششی است. همچنین می‌توان گفت که سختی خمشی برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۸۵۶، ۷/۵ درصد بیشتر از تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۲۸۶ است و برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۲۵۷، ۱۰ درصد بیشتر از تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۸۵۶ است. لنگر نهایی نیز برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۸۵۶، ۲۸ درصد بیشتر از تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۲۸۶ می‌باشد و برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۲۵۷، ۶۱ درصد بیشتر از تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۸۵۶ است. انرژی جذب شده الاستیک مقطع با افزایش نسبت میلگرد طولی ۲/۸۵ برابر شده است ولی انرژی جذب شده کل از قانون خاصی پیروی نمی‌کند. همچنین می‌توان گفت انرژی جذب شده الاستیک برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۸۵۶، ۶/۶ درصد بیشتر از تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۲۸۶ است و برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۲۵۷، ۱۶۸ درصد بیشتر از تیر با نسبت کابل پیش‌تیده برابر با ۰/۰۰۸۵۶ است و انرژی جذب شده کل نیز برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۸۵۶، ۳۴ درصد بیشتر از تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۰۲۸۶ است و برای تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۲۵۷، ۱۰

پیش تنیده



در این بخش، تأثیر میلگرد طولی روی رفتار خمشی تیر بوسیله تغییر شاخص α_l نسبت میلگرد طولی، با مقادیر ۰/۰۲۸۶،

تیر مذکور معرفی شد که نمودار لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه این تیرها در شکل (۱۰) ارائه شده است. همان‌گونه که در جدول (۵) مشاهده می‌شود، با افزایش نسبت بتن هسته، سختی پذیری جابه‌جایی از قانون خاصی پیروی نمی‌کند، سختی خمشی به اندازه ۵ درصد کاهش یافته، لنگر ترک‌خوردگی و تسلیم میلگرد طولی از قانون خاصی پیروی نمی‌کند و لنگر نهایی نیز به اندازه ۴/۷ درصد افزایش یافته است.

همچنین می‌توان گفت که سختی خمشی برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹، ۲ درصد کمتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۲۸۱ است و برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۲۰۶، ۳ درصد کمتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹ می‌باشد. لنگر نهایی نیز برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹، ۳ درصد بیشتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۲۸۱ می‌باشد و برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۲۰۶، ۲ درصد بیشتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹ می‌باشد.

شکل ۱۰. مقایسه رابطه لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه تیر با تغییر نسبت بتن هسته

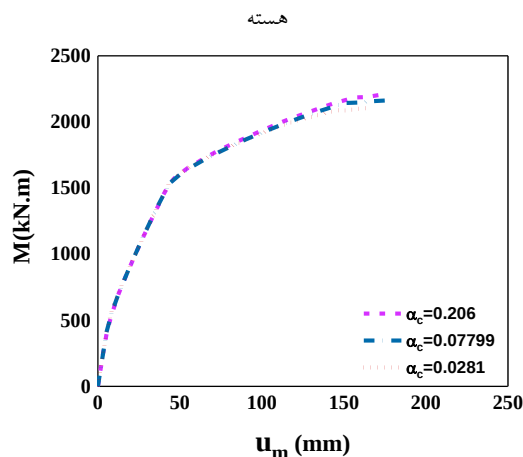


Fig. 10. Comparison of M-u_m relationships with different concrete ratio

درصد کمتر از تیر با نسبت میلگرد طولی برابر با ۰/۰۸۵۶ می‌باشد. بنابراین، نسبت میلگرد طولی، بیشترین تأثیر را روی انرژی جذب شده الاستیک و کمترین تأثیر را روی سختی خمشی مقطع دارد و روی شکل‌پذیری و انرژی جذب شده کل اثری ندارد.

هان و همکاران پس از انجام تحلیل‌های پارامتریک دریافتند که افزایش در نسبت میلگرد طولی (که برابر با مساحت میلگرد طولی تقسیم بر مجموع مساحت‌های میلگردهای طولی و بتن بیرونی است) سبب افزایش در لنگر خمشی نهایی می‌شود [7]. آن و همکاران نیز مشاهده کردند که همان‌گونه که نسبت میلگرد طولی (که برابر با مساحت میلگرد طولی تقسیم بر مجموع مساحت‌های میلگردهای طولی و بتن بیرونی است) افزایش می‌یابد، سختی خمشی بعد از ترک‌خوردگی بتن و لنگر خمشی نهایی نیز افزایش می‌یابد [6].

شکل ۹. مقایسه رابطه لنگر-جابه‌جایی وسط دهانه تیر با تغییر نسبت میلگرد طولی

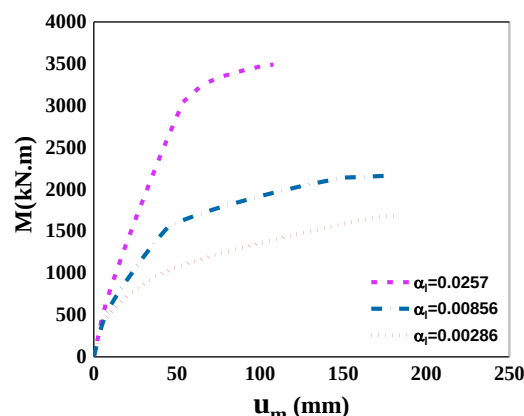


Fig. 9. Comparison of M-u_m relationships with different longitudinal rebar ratio.

۴-۴ تأثیر نسبت بتن هسته

شاخص α_c ، نسبت بتن هسته، با مقادیر ۰/۰۷۷۹۹، ۰/۲۰۶ و ۰/۰۲۸۱ به منظور مطالعه نسبت بتن هسته روی رفتار خمشی

جدول ۵. نتایج شکل‌پذیری، سختی خمشی و جذب انرژی مدل‌های عددی

α_c	Ultimate Load (kN)	μ_Δ	K (kN/m)	M_{cr} (kN.m)	M_y (kN.m)	M_u (kN.m)	$\frac{M_{cr}}{M_u}$	$\frac{M_y}{M_u}$	Elastic absorbed energy (kN.m)	Entire absorbed energy (kN.m)
0.07799	1352.03	4.10	50479.0	396.95	1534.37	2163.26	0.183	0.71	660.88	195691.14
0.0281	1358.77	2.97	51587.8	289.16	1664.39	2106.09	0.137	0.79	335.49	178475.71
0.206	1424.76	3.74	49008.7	380.38	1570.56	2205.14	0.172	0.71	640.11	187836.59

Table 5. Results of flexural capacity, displacement ductility and stiffness.

جدول ۶. نتایج شکل پذیری، سختی خمشی و جذب انرژی مدل‌های عددی

α_s	Ultimate Load (kN)	μ_Δ	$K (kN/m)$	$M_{cr} (kN.m)$	$M_y (kN.m)$	$M_u (kN.m)$	$\frac{M_{cr}}{M_u}$	$\frac{M_y}{M_u}$	Elastic absorbed energy (kN.m)	Entire absorbed energy (kN.m)
0.00615	1352.03	4.10	50479.0	396.95	1534.37	2163.26	0.183	0.71	660.88	195691.14
0.000385	1301.11	2.67	51053.5	284.54	1579.06	2016.53	0.141	0.78	330.87	148273.92
0.01385	1418.06	3.56	48111.3	377.68	1618.38	2197.68	0.172	0.74	638.45	191150.30

Table 6. Results of flexural capacity, displacement ductility and stiffness.

با افزایش این نسبت، انرژی جذب شده الاستیک و کل مقطع از قانون خاصی پیروی نمی‌کند. همچنین می‌توان گفت انرژی جذب شده الاستیک برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹، ۹۷ درصد بیشتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۲۸۱ است و برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۲۰۶، ۳ درصد کمتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹ است و انرژی جذب شده کل نیز برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹، ۹/۶ درصد بیشتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۲۸۱ می‌باشد و برای تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۲۰۶، ۴ درصد کمتر از تیر با نسبت بتن هسته برابر با ۰/۰۷۷۹۹ است. در نتیجه، نسبت بتن هسته روی سختی خمشی و لنگر نهایی مقطع به مقدار ناچیزی اثر دارد.

۴-۵- تأثیر نسبت لوله فولادی

شاخص α_s ، به عنوان نسبت لوله فولادی، تعریف شده است و با مقادیر ۰/۰۱۳۸۵، ۰/۰۰۶۱۵ و ۰/۰۰۰۳۸۵ برای مطالعه اثر نسبت لوله فولادی بر روی رفتار خمشی تیر مذکور مورد بررسی قرار گرفته است که نمودار لنگر-جابجایی وسط دهانه این تیرها در شکل (۱۱) ارائه شده است.

شکل ۱۱. مقایسه رابطه لنگر-جابجایی وسط دهانه تیر با تغییر نسبت لوله فولادی

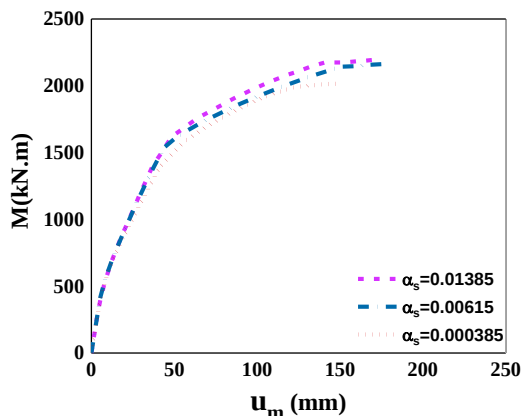


Fig. 11. Comparison of M-um relationships with different steel tube ratio.

همان‌گونه که در جدول (۶) مشاهده می‌شود، با افزایش نسبت لوله فولادی، شکل‌پذیری جابه‌جایی، لنگر ترک‌خوردگی و تسلیم میلگرد طولی از قانون خاصی پیروی نمی‌کند، سختی خمشی به اندازه ۵/۸ درصد کاهش یافته ولی لنگر نهایی به اندازه ۹ درصد افزایش یافته است که این به دلیل افزایش المان انعطاف پذیر و تقویت در ناحیه فشاری مقطع است. همچنین می‌توان گفت که سختی خمشی برای تیر با نسبت لوله فولادی برابر با ۰/۰۰۶۱۵، یک درصد کمتر از تیر با نسبت لوله فولادی برابر با ۰/۰۰۰۳۸۵ است و برای تیر با نسبت لوله فولادی برابر با ۰/۰۱۳۸۵، ۵ درصد کمتر از تیر با نسبت لوله فولادی برابر با

با افزایش آن سختی خمشی مقطع و انرژی جذب شده الاستیک نیز افزایش می‌یابد و همچنین شاخص نسبت بتن هسته کمترین تأثیر (کمتر از ۱۰ درصد) را بر روی سختی خمشی دارد. شاخص نسبت کابل پیش‌تندیده و بتن هسته به ترتیب بیشترین و کمترین اثر را بر روی لنگر نهایی دارد که با افزایش آن‌ها لنگر نهایی مقطع افزایش می‌یابد. در نتیجه، افزایش در شاخص‌های نسبت کابل پیش‌تندیده و میلگرد طولی سبب افزایش در سختی خمشی و لنگر نهایی می‌شود ولی افزایش در شاخص‌های نسبت لوله فولادی و بتن هسته سبب کاهش در سختی خمشی و افزایش ناچیز در لنگر نهایی می‌شود.

۷- نویسندگان اعلام می‌کنند که هیچ نوع تعارض منافی وجود ندارد.

References

۸- مراجع

- [1] Cai J., Pan J., Tan J., Vandevyvere B. & Li X. 2020 Nonlinear analysis of ECC-encased CFST columns under axial compression. *Journal of Building Engineering*, 101401.
- [2] Chen J.Y., Li W., Han L.H., Wang F.C. & Mu T.M. 2019 Structural behaviour of concrete-encased CFST box stub columns under axial compression. *Journal of Constructional Steel Research*, 158, 248-262.
- [3] Nematzadeh M., Hajirasouliha I., Haghinejad A. & Naghipour M. 2017 Compressive behavior of circular steel-confined concrete stub columns with active and passive confinement. *Steel and composite structures*, 24 (3), 323-337.
- [4] Li S., Han L.H. & Hou C. 2018 Concrete-encased CFST columns under combined compression and torsion: Analytical behaviour. *Journal of Constructional Steel Research*, 144, 236-252.
- [5] Yuan A., Dai H., Sun D. & Cai J. 2013 Behaviors of segmental concrete box beams with internal tendons and external tendons under bending. *Engineering Structures*, 48, 623-34.
- [6] An Y.F., Han L.H. & Roeder C. 2014 Flexural performance of concrete-encased concrete filled steel tubes. *Magazine of Concrete Research*, 66 (5), 249-267.
- [7] Han L.H., An Y.F., Roeder C. & Ren Q.X. 2014 Performance of concrete-encased CFST box members under bending. *Journal of Construction Steel Research*, 106, 138-153.
- [8] Ahmed A.A., Hassan M. & Masmoudi R. 2020 Effect of concrete strength and tube thickness on the flexural behavior of prestressed rectangular concrete-

بنابراین، نسبت لوله فولادی روی سختی خمشی و لنگر نهایی مقطع به مقدار کمی اثر دارد. هان و همکاران پس از انجام تحلیل‌های پارامتریک دریافتند که افزایش در نسبت فولاد در لوله پر شده با بتن (که برابر با مساحت کل لوله فولادی تقسیم بر مجموع مساحت بتن هسته است) سبب افزایش در لنگر خمشی نهایی می‌شود [7]. آن و همکاران نیز مشاهده کردند که همانطور که نسبت فولاد در لوله پر شده با بتن (که برابر با مساحت کل لوله فولادی تقسیم بر مجموع مساحت بتن هسته است) افزایش می‌یابد، سختی خمشی بعد از ترک‌خوردگی بتن و لنگر خمشی نهایی نیز افزایش می‌یابد [6].

۶- نتیجه‌گیری

در این پژوهش، رفتار تیرهای لوله‌ای پر شده با بتن توأم با پیش‌تندگی با اندازه واقعی به صورت عددی به وسیله نرم‌افزار آباکوس بررسی شد. متغیرهای بکار رفته، شاخص‌های نسبت کابل پیش‌تندیده، نسبت میلگرد طولی، نسبت بتن هسته و نسبت لوله فولادی بودند. بر اساس بررسی‌های انجام شده، توافقی خوبی در نمودار لنگر-جابجایی و مدگسیختگی بین نتایج آزمایشگاهی و نرم‌افزاری مشاهده شده است. بررسی شاخص‌ها نشان می‌دهد که با افزایش شاخص نسبت کابل پیش‌تندیده، شکل‌پذیری جابه‌جایی، سختی خمشی و لنگر نهایی، به ترتیب، $1/47$ ، $1/06$ و $3/22$ برابر شده است. انرژی جذب شده الاستیک و کل مقطع با افزایش شاخص نسبت کابل پیش‌تندیده، به ترتیب، $1/04$ و $3/22$ برابر شده است. با افزایش شاخص نسبت میلگرد طولی، سختی خمشی و لنگر نهایی به ترتیب، $1/18$ و $1/22$ برابر شده است. انرژی جذب شده الاستیک مقطع با افزایش نسبت میلگرد طولی $2/85$ برابر شده است. با افزایش شاخص نسبت بتن هسته، سختی خمشی و لنگر نهایی نیز به ترتیب، $0/95$ و $1/05$ برابر شده است. با افزایش نسبت لوله فولادی، سختی خمشی و لنگر نهایی به ترتیب، $0/94$ و $1/29$ برابر شده است. تنها شاخص تأثیرگذار بر روی شکل‌پذیری مقطع و انرژی جذب شده کل، شاخص کابل پیش‌تندیده است، شاخص نسبت میلگرد طولی نیز بیشترین تأثیر را بر روی سختی خمشی و انرژی جذب شده الاستیک دارد و

- columns incorporating high strength materials. *Journal of Constructional Steel Research*, 102, 256-265.
- [19] Zhao X.M., Wu Y.F. & Leung A.Y.T. 2012 Analysis of plastic hinge regions in reinforced concrete beams under monotonic loading. *Engineering Structures*, 34, 466-482.
- [20] Lubliner J., Oliver J., Oller S. & Onate E. 1989A Plastic-Damage model of concrete. *International Journal of Solids and Structures*. 25, 299-329.
- [21] Lee J. & Fenves. G.L. G.L. Plastic-Damage Model for cyclic loading of concrete structures. *Journal of Engineering Mechanics*, 124(8), 892-900.
- [22] ACI 318-11. 2011 Building code requirements for structural concrete and commentary. Detroit (USA): *American Concrete Institute*.
- [23] Liu X., Xu C.h., Liu J. & Yang Y. 2018 Research on special-shaped concrete-filled steel tubular columns under axial compression. *Journal of Constructional Steel Research*, 147, 203-223.
- [24] Hognestad E. A study of combined bending and axial load in reinforced concrete members. Bulletin 399. University of Illinois Engineering Experimental Station. Urbana. 111. NOV 1951, 128.
- [25] Han L.H. & An Y.F. 2014 Performance of concrete-encased CFST stub columns under axial compression. *Journal of Constructional Steel Research*, 93, 62-76.
- [26] Han L.H., Yao G.H. & Tao Z. 2007 Performance of concrete-filled thin-walled steel tubes under pure torsion. *Thin-Walled Structures*, 45(1), 24-36.
- [27] Shen J.M., Wang C.Z. & Jiang J.J. 1993 Finite element method of reinforced concrete and limited analysis of plates and shells. Tsinghua University Press, Beijing, China (in Chinese).
- filled FRP tubes beams. *Engineering Structures*, 205, 110112.
- [9] Tuan C.Y. 2004 Aurora arch bridge-Confined concrete system speeds construction of Walkway span. *Concrete International*, 26 (4), 64-67.
- [10] Christopher Y. & Tuan C.Y. 2008 Flexural behavior of non-posttensioned and posttensioned concrete-filled circular steel tubes. *Journal of structural engineering*, 1057-1060.
- [11] Tuan C.Y. 2004 Aurora arch bridge-Confined concrete system speeds construction of Walkway span. *Concrete International*, 26 (4), 64-67.
- [12] Deng Y., Tuan C.Y., Zhou Q. & Xiao Y. 2011 Flexural strength analysis of non-posttensioned and post-tensioned concrete-filled circular steel tubes. *Journal of Constructional Steel Research*, 67, 192-202.
- [13] Xu W., Hou X.Z., Xu F. & Zhang X.F. 2011 Study on external prestressed concrete-filled steel tubular flexural member. *Appl Mech Master*, 94-96, 1066-9.
- [14] Zhan Y., Zhao R., Ma Z.J., XU T. & Song R. 2016 Behavior of prestressed concrete-filled steel tube (CFST) beam. *Engineering Structure*, 122, 144-155.
- [15] Rahmani Z., Naghipour M. & Nematzadeh M. Structural Behavior of Prestressed Self-Compacting Concrete-Encased CFST Beams, *Structural concrete*, submitted.
- [16] ABAQUS. 2012 Standard user's manual, version 6.12. Providence, RI (USA): Dassault Systemes Corp.
- [17] Hsu Thomas T.C. & Y.L.Mo. 1992 Unified theory of concrete structures. United Kingdom: John Wiley & Sons, Ltd, 2010. *Journal of Structural Engineering*. 118(5), 1312-1332.
- [18] Thai H.T., UY B., Khana M., Tao Z.h. & Mashiri F. 2014 Numerical modelling of concrete-filled steel box

Title: Numerical investigation of the flexural behavior of the concrete filled steel tubes with prestressing

Zohreh Rahmani¹, Morteza Naghipour² *, Mahdi Nematzadeh³

1. PhD Student Department of Civil Engineering, Babol Noshirvani University of Technology, Babol, Iran
2. Professor, Department of Civil Engineering, Babol Noshirvani University of Technology, Babol, Iran
3. Associate Professor, Faculty of Civil Engineering, University of Mazandaran

* m-naghi@nit.ac.ir

Abstract

Concrete-encased concrete-filled steel tube (CFST) has been presented to integrate reinforced concrete (RC) and CFSTs that have been used increasingly in high-rise buildings and bridges in the world. Concrete-encased CFST exhibits higher confinement of the concrete core, high stiffness and strength, better durability and ductility, small sectional size, higher fire resistance due to the protection of the outer RC encasement compared to CFST, avoidance of local buckling and corrosion of steel tube, and easier connection with steel RC beams. On account of the insufficient research and the unknown behavior of these beam types, in this research, prestressed concrete-encased CFST (PCE-CFST) beams that incorporate CFST in the compression zone to improve the strength of concrete, and prestressed strands in the tension zone to control cracks in reinforced concrete (RC) beams are numerically investigated. The objective of this study is the finite element analysis of parameters that are not feasible to be examined through experimental specimens. Hence, the experimental study has been done to validate the nonlinear finite element modeling and a full-scale model is constructed to explore the flexural behavior of the cross-section. The model is then developed to include parameters such as the longitudinal rebar ratio, prestressed strand ratio, core concrete ratio, and the steel tube ratio indices. Based on findings, a good agreement was observed in the moment-deflection diagrams and the failure modes between the experimental and numerical results. Then the model was developed and 9 PCE-CFST beams is modeled by finite element software of ABAQUS to investigation of longitudinal rebar ratio (0.0257, 0.00856, 0.00286), prestressed strand ratio (0.00228, 0.00912, 0.000569), core concrete ratio (0.0206, 0.07799, 0.0281), and the steel tube ratio (0.01385, 0.00615, 0.000385) indices. The beam specimens were subjected to four-point loading and the parameters of bearing capacity, moment-deflection curve, energy absorption, ductility, failure mode, bending stiffness were investigated. Examination of indices revealed that as the prestressed strand ratio increases, displacement ductility, flexural stiffness and ultimate moment increase by 1.47, 1.06 and 3.22 times, respectively. Further, the elastic and entire absorbed energy of cross-section escalate by 1.04 and 3.22 times respectively, with increasing prestressed strand ratio. Likewise, by increasing the index of longitudinal rebar ratio, flexural stiffness and ultimate moment are 1.18 and 1.22 folded, respectively. In addition, the elastic absorbed energy is increased by 2.85 times as the longitudinal rebar ratio increased. As the ratios of core concrete and steel tube increase, the flexural stiffness is reduced by 5% and 6%, respectively. While, by increasing the core concrete and steel tube ratios, the ultimate moment grow by 1.05 and 1.29 times, respectively. The only effective index on the cross-section ductility and the entire absorbed energy is the prestressed strand ratio. The longitudinal rebar ratio has also the greatest increasing impact on the flexural stiffness and the elastic absorbed energy. Moreover, the core concrete ratio has the least effect (less than 10%) on the flexural stiffness. The prestressed strand and core concrete indices have respectively the highest and lowest escalating effects on the ultimate moment. As a consequence, an increase in the prestressed strand and longitudinal rebar ratios lead to a rise in the flexural stiffness and ultimate moment. On the contrary, an increase in the steel tube and core concrete ratios, decrease the flexural stiffness and gives a marginal increase to the ultimate moment. It was also unveiled that the failure mode of full-scale beams is flexural, and shear crack and shear capacity govern the behavior of PCE-CFST beams with shear span-to-depth ratios of less than 2. As shear span-to-depth ratio increases, that is, the shear failure mode shifts to flexural, flexural stiffness decreases, yet the ultimate bending moment increases. Additionally, a strut-and-tie model was proposed to describe the load transfer mechanism of PCE-CFST beams.

Keywords: Finite Element Analysis, concrete-filled Steel Tube (CFST), Prestressed Strand, Flexural Behavior.