مجله مهندسی مکانیک مدرس، اسفند 1396، دوره 17، شماره 12، ص‌ص 505-513

ماهنامه علمی پژوهشی

مهندسی مکانیک مدرس

mme.modares.ac.ir

مدل‌سازی فروریزش جاذب انرژی کامپوزیتی تحت بار ضربه‌ای با به‌کارگیری روابط آسیب در محیط‌های پیوسته

مهدی ابراهیم‌خانی[1]، غلامحسین لیاقت[2*]، حامد احمدی[3]

1- دانش‌آموخته کارشناسی ارشد، مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران
2- استاد، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران
3- استادیار، دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه تربیت مدرس، تهران
* تهران، صندوق‌پستی 111-14115، ghlia530@modares.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل
دریافت: 27 شهریور 1396
پذیرش: 10 آذر 1396
ارائه در سایت: 01 دی 1396

کلید واژگان:
ضربه‌پذیری
شکست کامپوزیت
جذب انرژی
آنالیز اجزاء محدود
بار ضربه‌ای

چکیده

در این مقاله فروریزش جاذب انرژی تیوب‌مانند کامپوزیتی تحت بار ضربه‌ای به‌صورت تجربی مورد بررسی قرار گرفته و شبیه‌سازی شده است. تیوب موردنظر، توسط چند لایه المان پوسته‌ی مقید شده مدل‌سازی شده و اثر آغازگر با کاهش پیوسته طول لایه‌های پوسته نسبت به یکدیگر در نظر گرفته شده است. شبیه‌سازی آسیب داخل لایه‌ای با استفاده از مدل ساختاری برحسب روابط آسیب در محیط‌های پیوسته صورت گرفته که در آن شکست، مطابق معیارهای تسلیم LaRC03-04 آغاز و با رفتاری خطی در راستای ماتریس و دوخطی در راستای الیاف، گسترش می‌یابد. در این مدل برای در نظر گرفتن اثرات اندازه مش از قانون پهنای ترک استفاده می‌گردد که در آن انرژی جذب شده برحسب طول مشخصه المان نرمالیزه می‌شود. ترک‌های بین لایه‌ای با اتصال قید جداشونده، طبق فرمول‌بندی نیرو-جدایش مدل شده و برای از بین بردن اثرات اندازه مش از معیار طول ناحیه چسبندگی بهره برده شده است. اکثر خواص مکانیکی موردنیاز برای مدل‌سازی با استفاده از تست‌های استاندارد به‌دست آورده شده است. برای صحت‌سنجی نتایج عددی، تست‌های ضربه در دستگاه سقوط وزنه انجام شده است. قطعات به روش تزریق رزین توسط پمپ خلاء ساخته شده و داده‌های خروجی با استفاده از کانال فرکانسی کلاس 600 فیلتر شده است. تطابق قابل قبولی بین داده‌های تجربی و مدل‌سازی به‌دست آمده است.

Simulation of crushing performance of Composite Energy Absorber under impact loading using Continuum Damage Mechanics approach

Mahdi Ebrahimkhani, Gholamhossein Liaghat*, Hamed Ahmadi

Department of Mechanical Engineering, Tarbiat Modares University, Tehran, Iran
* P.O.B. 111 – 14115, Tehran, Iran, ghlia530@modares.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 17 October 2017
Accepted 09 December 2017
Available Online 22 December 2017

Keywords:
Crashworthiness
Composite Fracture
Energy Absorption
Finite Element Analysis
Impact Loading

ABSTRACT

This paper details the experimental testing and numerical simulation of crushing performance of laminated composite tube under impact loading. Composite tube is modeled as multiple layers of shell elements and chamfered trigger is accounted for by sequentially reducing the length of the layers. The simulation is performed using a Continuum Damage Mechanics material model for representing the intralaminar behavior in which damage activates according to LaRC03-04 failure criteria and propagates according to a set of linear and bi-linear softening laws. Mesh objectivity is accounted for by incorporating crack band law and regularizing dissipated energy by element characteristic length. Interlaminar fractures are modeled using Tiebreak contact based on traction-separation law while a mesh-independent energy based method, utilizing cohesive zone length criterion, is implemented to effectively simulate the delamination. Most of the laminate properties, required for simulation, are obtained by standard tests. To validate the simulation results, impact tests are performed in drop tower machine. Specimens are made of cross-ply laminate using vacuum assisted resin transfer molding procedure and output data is filtered using channel frequency class 600. A good agreement is achieved between numerical and experimental data.

1- مقدمه

امروزه، استفاده از مواد کامپوزیتی در حوزه‌های گوناگون صنعتی از جمله صنایع هوافضا (شامل بال، بدنه و پروانه موتور هواپیما)، خودروسازی (شامل بدنه و سپرها)، دریایی (شامل قایق‌ها و تجهیزات فراساحلی) و تجهیزات ورزشی (شامل دوچرخه، راکت تنیس، تخته اسکی و ...) افزایش چشمگیری داشته است. کامپوزیت‌ها به دلایل مختلف، جایگزین مناسبی برای قطعات فلزی محسوب می‌شوند که برجسته‌ترین آن‌ها، نسبت استحکام و سفتی به وزن بالاست (به‌طوری که نشان داده شده است که نسبت استحکام به وزن یک نمونه کامپوزیت کربن/اپوکسی 4 تا 6 برابر بیشتر از نمونه فولادی و آلومینیومی است). علاوه‌بر خواص مکانیکی قابل توجه، انعطاف زیاد در

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

Please cite this article using:

M. Ebrahimkhani, Gh. Liaghat, H. Ahmadi, Simulation of crushing performance of Composite Energy Absorber under impact loading using Continuum Damage Mechanics approach, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 17, No. 12, pp. 505-513, 2018 (in Persian)

طراحی از دیگر مزیت‌های کامپوزیت‌هاست که با استفاده از این مواد، هر سازه‌ای را می‌توان متناسب با کاربرد آن با دقت بالا طراحی، چینش و بهینه‌سازی کرد. با وجود همه این مزیت‌ها، هنوز موانعی در استفاده از این‌گونه مواد در کابردهای عملی بخصوص در حوزه کرش‌ورتینس[1] وجود دارد و بیشتر تحقیقات این حوزه بر روی قطعات فلزی انجام شده است [2,1]. به عنوان مهمترین موانع می‌توان به عدم اطمینان نسبت به عملکرد پیش‌بینی شده، هزینه ساخت زیاد و عدم وجود راهنمای طراحی جامع و ساده اشاره کرد. این مسئله موجب شده است طراحی قطعات کامپوزیتی بر پایه تست‌های فیزیکی صورت گیرد. هرچند راهکارهای عملی از جمله روش بلوک‌های ساختاری[2][3] برای حداقل‌سازی تست‌های فیزیکی لازم برای دستیابی به طراحی بهینه ارائه شده است، اما تکیه بر این تست‌ها نیازمند صرف زمان و هزینه زیادی است. از همین رو تحقیقات فراوانی در راستای مدل‌سازی عددی فروریزش، آسیب و جذب انرژی در سازه های کامپوزیتی انجام شده است.

یکی از این قطعاتی که در دو دهه اخیر تمایل گسترده‌ای برای جایگزینی آن با مواد کامپوزیتی نشان داده شده است، ریل جلویی خودروست که یکی از وظایف آن جذب انرژی حاصل از تصادفات است. این گونه جاذب‌های انرژی معمولا به‌صورت یک سازه جدار نازک توخالی (تیوب) طراحی می‌شوند و فروریزی و جذب انرژی در آن‌ها از طریق مجموعه‌ای از مکانیزم‌های شکست شامل شکست کششی الیاف، کمانش و پیچ خوردگی فشاری الیاف، شکست ماتریس، لایه‌لایه‌شدگی، جدایش الیاف از ماتریس، مقاومت لایه‌های کامپوزیت در مقابل خم‌شدن و اصطکاک انجام می‌شود. همین پیچیدگی در مکانیزم‌های فروریزی باعث شده است مدل‌سازی اینگونه قطعات مورد توجه محققین قرار گیرد و استراتژی‌های مدل‌سازی و روابط ساختاری بسیاری در زمینه فروریزی این‌گونه جاذب‌ها و پیش‌بینی رفتار آن‌ها مورد بررسی قرار گیرد.

مملیس و همکاران [4] با استفاده از مدل ساختاری 55-54 در ال‌اس-داینا سه مود فروریزی تیوب‌های کامپوزیتی شامل مود فروریزی پیوسته با تشکیل لایه‌های خم شونده به داخل و بیرون[3]، مود کمانش محلی و مود شکست میانه تیوب را مدل کردند. در مدل‌سازی فروریزی پیوسته از سه لایه المان پوسته به هم چسبیده استفاده کردند به طوری که دو لایه بیرونی و درونی نقش لایه‌های خم‌شونده و لایه وسطی با فروریزی خود نقش گوه حاصل از خرده‌های الیاف و رزین[4]، که در حین فرآیند فروریزی در بین لایه ها جمع می‌شود و نقش مهمی در افزایش اصطکاک و جذب انرژی دارد، را ایفا کنند. مدل آن‌ها پیش‌بینی مناسبی از نیروی ماکزیمم ارائه داد ولی مشاهده شد که المان‌های لایه وسط بعد از تخریب، حذف شده و عملا نقشی را در ادامه فرآیند فروریزی ایجاد نمی‌کنند. همین مسئله را دلیل کمتر بودن نیروی متوسط و جذب انرژی در مدل‌سازی نسبت به مقدار تجربی دانستند.

هانگ و همکاران [5] فروریزی شبه‌استاتیکی تیوب‌های کامپوزیتی کربن/اپوکسی را به‌صورت تجربی و عددی بررسی کردند. در تست‌های فیزیکی مود فروریزی پیوسته را مشاهده کردند. آن‌ها نیز در مدل‌سازی عددی از مدل ساختاری 55-54 در ال‌اس-داینا و دو لایه المان پوسته استفاده کردند و برای شبیه‌سازی آغازگر[5] به صورت پخ 45 درجه، المان‌های ردیف‌های آغازین را با زاویه 45 درجه نسبت به محور تیوب مدل کردند. علی‌رغم این‌که با تنظیم پارامترهای مدل، نمودار نیرو-جابجایی را با تطابق مناسبی نسبت به داده های تجربی به‌دست آوردند ولی مود فروریزی شبیه‌سازی به صورت کمانش محلی به‌دست آمد.

سیرومانی و همکاران [6] نیز به مدل‌سازی فروریزی شبه‌استاتیکی تیوب دایروی با استفاده از مدل ساختاری 55-54 پرداختند. در این مدل‌سازی از سه لایه المان پوسته استفاده کردند که در نهایت دو لایه به داخل و یک لایه به سمت بیرون فروریختند. در این مدل، از آن‌جا که الیاف به صورت 15/-15/15 درجه لایه‌چینی شده بودند تنها با تغییرات پارامتر مربوط به شکست ماتریس[6] و حذف المان بعد از تخریب در راستای عرضی، توانستند خروجی نیرو- جابجایی منطبق با داده‌های تجربی ارائه دهند. در این شبیه‌سازی تعداد ترک‌های طولی داخل‌لایه‌ای پیش‌بینی شده بسیار کمتر از تعداد ترک‌های تجربی بود و همچنین المان‌های پوسته بعد از گذر از ناحیه فروریزی[7]، به جای خم شدن و جذب انرژی ناشی از خمیدگی، به‌صورت مماس به دیواره‌های تیوب فروریختند.

فرابولی و همکاران [7] به تفصیل به بررسی مدل 55-54 ال‌اس-داینا پرداختند و فروریزی شبه‌استاتیکی تیوب کربنی با مقطع باز را با استفاده از یک لایه المان پوسته مدل‌سازی کردند. آن‌ها در بررسی پارامتریک نشان دادند که این مدل ساختاری وابستگی بسیار زیادی به پارامترهای آن، شامل 15 متغیر فیزیکی و 6 متغیر عددی محض، دارد و برای به‌دست آوردن جواب دقیق نیازمند سعی و خطای فراوان است و نتیجه گرفتند که توانایی این مدل در پیش‌بینی تخریب در کامپوزیت‌ها به اندازه کافی قابل اعتماد نیست و نیاز به تست‌های تجربی را کم نمی‌کند.

بوسادوری و همکاران [8] با استفاده از نرم‌افزار پم-کرش[8] فروریزی شبه استاتیکی تیوب‌های کامپوزیتی را با دو استراتژی مدل‌سازی عددی بررسی کردند. استراتژی اول به صورت لایه‌های پوسته به هم چسبیده بود که تاثیرات پارامترهایی از جمله اندازه مش‌بندی، ضریب اصطکاک، تعداد لایه‌های پوسته و خواص بین لایه‌ای را روی آن بررسی کردند و نتیجه گرفتند که مدل ارائه شده بسیار به تغییر پارامترها حساس است و همچنین مقدار نیرو و جذب انرژی در مدل‌سازی، کمتر از مقدار تجربی به‌دست آمد که دلیل آن عدم توانایی مدل عددی در به حساب آوردن برخی مکانیزم های جذب انرژی بیان شده است. استراژی دوم به‌صورت یک تک‌لایه پوسته و حذف پیوسته المان های ناحیه فروریزی بود. آن‌ها نشان دادند که با استفاده از این استراتژی هرچند مود فروریزی عددی شبیه مود تجربی نیست ولی می‌توان خروجی نیرو- جابجایی مناسبی را استخراج کرد.

جوستن و همکاران[9] با استفاده از مدل نوع 7 نرم‌افزار پم-کرش فروریزی شبه‌استاتیکی جاذب انرژی هت‌شکل[9] با آغازگر استیپل[10] را مدل‌سازی کردند و تطابق خوبی بین نتایج عددی و تجربی به‌دست آوردند و نتیجه گرفتند که با صحت‌سنجی بیشتر این مدل با تست‌های تجربی روی سازه‌هایی با مقاطع دیگر، ضخامت‌های دیگر و نوع آغازگرهای دیگر، می‌توان از آن برای پیش‌بینی رفتار این‌گونه سازه‌ها بدون نیاز به تست‌های تجربی استفاده کرد.

زیآو و همکاران [10] در بررسی مدل‌سازی فروریزی تیوب‌های

[1] Crashworthiness
[2] Building-Block-Approach
[3] Progressive crushing in Splaying mode with bending layers
[4] Debris wedge
[5] Trigger
[6] DFAILM
[7] Crush zone
[8] Pam-Crash
[9] Hat Shape
[10] Steeple Trigger

کامپوزیتی ساخته شده از الیاف بافته شده سه بعدی تحت بار ضربه‌ای نشان دادند که مدل 58 نرم‌افزار ال‌اس-داینا برای مدل‌سازی مناسب نیست و به جای فروریزی پیوسته حاصل از تست‌های تجربی، مود فروریزی را به صورت کمانش محلی پیش‌بینی می‌کند. ولی مدل ارائه شده آن‌ها[1] که در آن رفتار بعد از شروع تخریب تنظیم شده است، می‌تواند با دقت خوبی فروریزی تیوب-ها را مدل‌سازی کند و مک‌گریگور و همکاران [11] از همین مدل برای شبیه-سازی استفاده کردند و در راستای ایجاد مود فروریزی پیوسته با در نظر گرفتن دو لایه پوسته، المان‌های ردیف اول لایه‌های بیرونی و درونی را با ترتیب با زاویه به سمت بیرون و داخل مدل کردند و نتایجی منطبق با داده‌های تجربی به‌دست آوردند.

سوکولینسکی و همکاران [12] و چیو و همکاران [13] معادلات ساختاری شکست در کامپوزیت را با استفاده از روابط تخریب در محیط‌های پیوسته برای المان‌های دو بعدی پوسته و سه‌بعدی حجمی ارائه دادند و با پیاده‌سازی آن‌ها به صورت سابروتین در نرم‌افزار آباکوس، فروریزی تیوب‌های کامپوزیتی را مدل‌سازی کردند و نشان دادند که با استفاده از این‌گونه روابط می‌توان با دقت خوبی تخریب و فروریزی سازه‌های کامپوزیتی را مدل‌سازی کرد.

همان‌طور که بیان شد قابلیت بسیاری از معادلات ساختاری موجود در نرم‌افزارهای تجاری از جمله آباکوس، ال‌اس-داینا و پم‌کرش در پیش‌بینی فروریزش جاذب‌های کامپوزیتی مورد بررسی قرار گرفته است. از طرفی بیشتر تمرکز بر روی مدل‌سازی فروریزش شبه‌استاتیکی این‌گونه جاذب‌ها بوده است. در حالی‌که که مسئله برخورد و تصادف یک فرآیند دینامکی با نرخ کرنش بالاست. همچنین از دیدگاه هندسه جاذب، تنها مقاطع ساده از جمله دایروی و مربعی مورد بررسی قرار گرفته است. در این مقاله رفتار تیوب‌های کامپوزیتی با مقطع آورگلس[2] که به عنوان جاذب انرژی در ریل جلویی خودروهای کامپوزیتی به‌کار می‌رود [14]، تحت بار ضربه‌ای با استفاده از مدل ساختاری 262[3] نرم‌افزار ال‌اس-داینا که به تازگی به این نرم‌افزار اضافه شده است و در ادامه به تفصیل مور بحث قرار خواهد گرفت، مدل‌سازی شده و توانایی این مدل ساختاری در پیش‌بینی پارامترهای فروریزش مورد ارزیابی قرار گرفته و نتایج حاصل با مقادیر تجربی مقایسه شده است. تست‌های تجربی با استفاده از دستگاه سقوط وزنه انجام شده و پارامترهای فروریزی مربوطه شامل مود فروریزی، نیروی ماکزیمم، نیروی میانگین و جذب انرژی ویژه به‌دست آورده شده است.

2- پژوهش‌های تجربی

2-1- روش ساخت قطعات

تیوب‌های کامپوزیتی با سطح مقطع آورگلس[2] به روش تزریق رزین با استفاده از پمپ خلاء[4] با پارچه تک جهته الیاف شیشه نوع E و رزین اپوکسی E8127 ساخته شد. برای این کار یک قالب آلومینیومی با هندسه مورد نظر به بوسیله دستگاه فرز سی ان سی ساخته شد. برای جلوگیری از چسبیدگی لایه‌های کامپوزیت به قالب آلومینیومی، روی قالب با یک لایه تفلون نسوز پوشانده شده و لایه‌های الیاف با آرایش $[0/90]_{2s}$، در مجموع 8 لایه، روی آن پیچیده شد. برای جلوگیری از چسبیدگی الیاف به لایه‌های بالایی، یک لایه پارچه داکرون بر روی الیاف پیچیده شد و به ترتیب لایه‌های توری تنفسی و کیسه

Fig. 1 Final composite tube specimen

شکل1 نمونه نهایی تیوب‌های کامپوزیتی آماده شده برای تست

خلاء روی آن قرار داده شد و فرآیند آب‌بندی با استفاده از چسب مخصوص انجام شد. بعد از انجام فرآیند کشش رزین، قطعه به مدل 24 ساعت در فشار پمپ (یک بار) رها شد تا پخت سرد قطعه انجام گردد و بعد از خروج قطعه و و بریدن آن به اندازه مناسب با استفاده از اره نواری، به مدت 2 ساعت در کوره با دمای 100 درجه قرار داده شد تا پخت قطعات کامل گردد.

در انتها برای اطمینان از پایداری کامل تیوب در حین تست، تیوب حاصل در یک پایه اپوکسی، که قالب آن با استفاده از سیلیکون ساخته شده بود، قرار داده شد و آغازگر به صورت پخ 45 درجه با استفاده از سوهان بر روی لبه بالایی آن ایجاد گردید. "شکل1" تیوب نهایی را نشان می‌دهد.

2-2- خواص مکانیکی

برای انجام مدل‌سازی عددی، مجموعه‌ای از خواص مکانیکی کامپوزیت مورد استفاده نیاز بود که اکثر آن‌ها با استفاده از تست‌های تجربی استاندارد به دست آورده شد. استحکام کششی و مدول یانگ در راستاهای الیاف و رزین از استاندارد ASTM D3039، پروفایل برش، استحام برشی و مدول برشی داخل صفحه با استفاده از استاندارد ASTM D3518، استحکام فشاری با استفاده از استاندارد ASTM D695 و همچنین چقرمگی شکست مورد I و II شکست بین‌لایه‌ای به ترتیب از استانداردهای ASTM D5528 و ASTM D7905 به‌دست آورده شد. جدول 1 مجموعه این خواص را نشان می‌دهد. همچنین برای مدل‌سازی، مقادیر چقرمگی شکست داخل‌لایه‌ای در راستاهای الیاف و ماتریس در حالات کششی، فشاری و برشی هم مورد نیاز بود. مقادیر چقرمگی شکست ماتریس برابر با خواص بین‌لایه‌ای در نظر گرفته شد و مقادیر چقرمگی شکست در راستای الیاف از منابع موجود با خواص مشابه استخراج شده و در جدول1 آورده شده است.

2-3- تست های ضربه

تست‌های ضربه سرعت پایین در دستگاه سقوط وزنه انجام شد و شتاب خروجی با استفاده از شتاب‌سنجی که به سر ضربه زننده متصل می‌شود اندازه گرفته شد و دیگر پارامترهای مورد بررسی از خروجی شتاب به‌دست آمد. با استفاده از دستگاه سقوط وزنه، انرژی برخورد با تغییرات جرم ضربه زننده و ارتفاع آن قابل تنظیم است. در تست‌های انجام شده جرم ضربه زننده 81 کیلوگرم و ارتفاع آن 2.5 متر در نظر گرفته شد که انرژی برخورد 1984 ژول و سرعت برخورد 7 متر بر ثانیه را در پی داشت. "شکل2" دستگاه تست سقوط وزنه و قطعه مورد تست را نشان می‌دهد. همچنین برای حصول اطمینان بیشتر از عدم جابجایی تیوب‌ها در حین تست، تیوب‌ها با استفاده از چسب به صفحه زیرین دستگاه متصل شدند.

[1] CODAM
[2] Hourglass
[3] Mat 262-Laminated Fracture Daimler Camanho
[4] VARTM

جدول 1 خواص مکانیکی کامپوزیت شیشه/اپوکسی

Table1 Mechanical properties of Eglass/Epoxy

خواص مکانیکی	نماد	مقدار
چگالی (kg/m^3)	ρ	2000
مدول الاستیک در راستای الیاف (GPa)	E_1	42.68
مدول الاستیک در راستای عرضی (GPa)	$E_2=E_3$	11.24
ضریب پوآسون درون صفحه‌ای	υ_{12}	0.25
مدول برشی (GPa)	G_{12}	4.86
استحکام کششی در راستای الیاف (MPa)	X_T	703.33
استحکام فشاری در راستای الیاف (MPa)	X_C	500
استحکام کششی در راستای عرضی (MPa)	Y_T	24.48
استحکام فشاری در راستای عرضی (MPa)	Y_C	90.23
استحکام برشی داخل صفحه‌ای (MPa)	S_{12}	40.47
چقرمگی شکست بین‌لایه‌ای مود I (J/m^2)	G_{IC}	254.03
چقرمگی شکست بین‌لایه‌ای مود II (J/m^2)	G_{IIC}	1182.6
تنش شکست نرمال (بین لایه‌ای) (MPa)	$NFLS$	25
تنش شکست برشی (بین لایه‌ای) (MPa)	$SFLS$	55
چقرمگی شکست کششی الیاف (KJ/m^2) [12]	G_{XT}	125
چقرمگی شکست فشاری الیاف (KJ/m^2) [12]	G_{XC}	250

Fig. 2 Impact tests setup using Drop Tower machine

شکل 2 تست‌های ضربه با استفاده از دستگاه سقوط وزنه

3- مدل‌سازی عددی

3-1- استراتژی مدل‌سازی

"شکل 3" تیوب مدل‌سازی شده را نشان می‌دهد. تیوب کامپوزیتی 8 لایه، به صورت 4 لایه المان پوسته مدل شده است. برای هر المان دو نقطه انتگرال گیری در راستای ضخامت در نظر گرفته شد که هر نقطه بیانگر یک لایه از پارچه الیاف کامپوزیت است. تماس بین لایه‌ها به صورت قید جداشونده[1] در نظر گرفته شد. با استفاده از این نوع تماس، که از ویژگی‌های آن قابلیت استفاده در بین لایه‌های پوسته است، می‌توان لایه‌لایه‌شدگی را با حجم محاسباتی بسیار کمتر از المان‌های حجمی چسبنده[2] شبیه‌سازی کرد. تماس بین تیوب و صفحه بارگذاری نیز با استفاده از تماس سطح به سطح[3] تعریف شد. برای مدل‌سازی تیوب از مدل ساختاری 262 و المان پوسته نوع 16 با

[1] Tiebreak
[2] Cohesive
[3] Automatic surface to surface

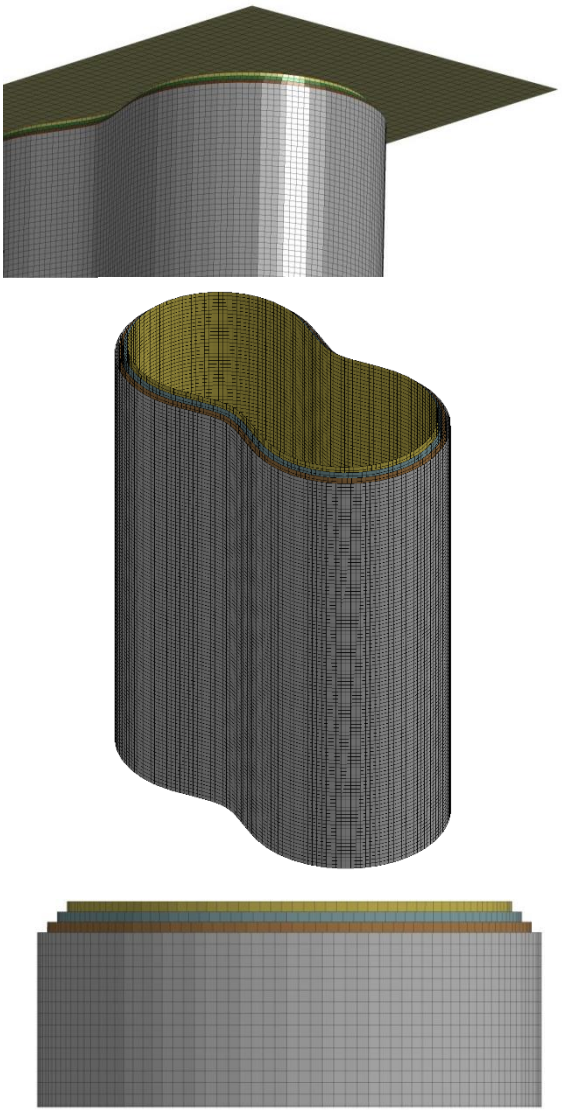


Fig. 3 Numerical model of composite tube, loading platen and the chamfered trigger

شکل 3 مدل عددی تیوب کامپوزیتی، صفحه بارگذاری و آغازگر به صورت پخ 45 درجه

اندازه 1 میلی‌متر در 1 میلی‌متر و ضخامت 0.9 میلی‌متر استفاده گردید. برای جلوگیری از اختلال در مدل‌سازی به دلیل منفی شدن ژاکوبین المان‌هایی که تغییر شکل زیاد داده‌اند آپشن حذف این‌گونه المان‌ها[4] فعال گردید. برای در نظر گیری تکیه‌گاه ثابت پایین و پایه اپوکسی، کلیه گره‌ها پایین تیوب در تمام جهات مقید شدند. صفحه ضربه زننده با مدل ماده صلب و المان پوسته نوع 2 مدل‌سازی شد و خواص فولاد معمولی به آن اختصاص داده شد. ابعاد هندسی این صفحه به گونه‌ای تنظیم گردید که جرم آن برابر جرم ضربه زننده باشد و سرعت اولیه 7 متر بر ثانیه بر گره‌های آن اعمال گردید. همچنین برای در نظر گرفتن آغازگر، طول لایه‌های پوسته به ترتیب تقریبا به اندازه طول یک المان کاهش داده شده است. این روش موجب افزایش تدریجی نیروی اولیه و جلوگیری از کمانش تیوب می‌شود. نحوه در نظر گیری آغازگر در "شکل 3" نشان داده شده است.

[4] NFAIL

3-2- مدل ساختاری 262

این مدل براساس روابط ساختاری ارائه شده توسط مایمی و همکاران [15, 16] برای حالت تنش دوبعدی در نرم‌افزار ال‌اس-داینا پیاده‌سازی شده است. برای در نظرگیری آغاز شکست در این مدل 4 سطح تسلیم در فضای تنش شامل شکست کششی و فشاری در راستاهای الیاف و ماتریس ($\Phi_{1\pm}$ و $\Phi_{2\pm}$) به عنوان آستانه ناحیه الاستیک در نظرگرفته شده است که با رسیدن این توابع به 1 شکست آغاز می‌شود و مطابق معیارهای آسیب در محیط‌های پیوسته[1] گسترش می‌یابد. "شکل 4" سطوح توابع تنش، که در ادامه به تفصیل توضیح داده شده‌اند، و ناحیه الاستیک محصور شده را نشان می‌دهد. پس از شروع شکست، خواص الاستیک برمبنای پارامترهای d_1، d_2 و d_6 و تا شکست کامل کاهش می‌یابند و ماتریس نرمی مطابق رابطه (1) می‌گردد. مقادیر d_1 و d_2 مطابق رابطه (2) خود به دو حالت کششی و فشاری در راستای الیاف و ماتریس تفکیک می‌شوند.

$$H=\begin{bmatrix}\frac{1}{(1-d_1)E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & 0\\ -\frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{(1-d_2)E_2} & 0\\ 0 & 0 & \frac{1}{(1-d_6)G_{12}}\end{bmatrix} \quad (1)$$

$$d_1=d_{1+}\frac{\langle\sigma_{11}\rangle}{|\sigma_{11}|}+d_{1-}\frac{\langle-\sigma_{11}\rangle}{|\sigma_{11}|}$$
$$d_2=d_{2+}\frac{\langle\sigma_{22}\rangle}{|\sigma_{22}|}+d_{2-}\frac{\langle-\sigma_{22}\rangle}{|\sigma_{22}|} \quad (2)$$

با مشخص بودن مقادیر استحکام و چقرمگی شکست به عنوان ورودی، پارامترهای d توسط نرم‌افزار به گونه‌ای محاسبه می‌شوند که نمودار تنش-کرنش، همانند "شکل 5"، بعد از شروع تخریب در راستای ماتریس و راستای برشی به‌صورت خطی و در راستای الیاف به صورت دوخطی باشد. رفتار دو خطی برای دقیق‌تر در نظر گرفتن رفتار شکست الیاف تحت کشش و فشار است. به‌عنوان مثال در حالت کششی مقدار X_O برابر تنش بیرون کشیده شدن الیاف از ماتریس[2] است. در این مقاله برای سادگی مقادیر X_O و G_{XO} چه در حالت کششی و چه در حالت فشاری برابر نصف مقادیر کل در نظر گرفته شده است.

همچنین برای در نظر گرفتن اثر اندازه مش و به‌دست آوردن پارامترهای تخریب براساس رابطه ارائه شده توسط بازانت و همکاران [18]، انرژی شکست المان (G)(سطح زیر نمودار تنش-کرنش) بر طول مشخصه المان تقسیم می‌شود. این رابطه طبق قانون پهنای ترک به‌صورت G/l اعمال می‌شود و مقدار

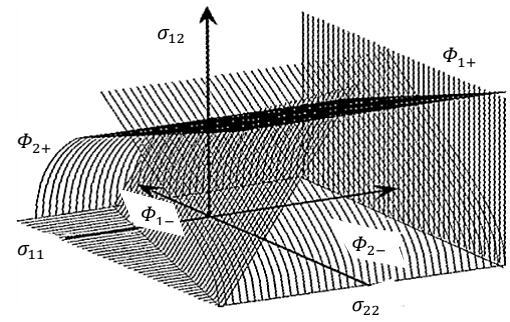


Fig. 4 failure plains and elastic domain[16]

شکل 4 صفحات تسلیم و محدوده الاستیک[16]

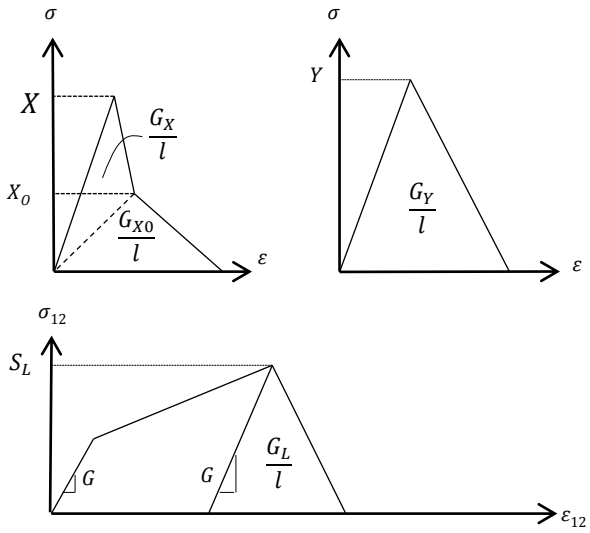


Fig. 5 Stress-Strain curves in fiber, transverse and shear directions with linear and bilinear damage evolution[17]

شکل 5 رفتار تنش-کرنش در جهات الیاف، عرضی و برشی و نحوه رشد آسیب به صورت خطی و دوخطی[17]

طول مشخصه (l) برای المان‌های چهارگوش برابر $\sqrt{A}$ در نظر گرفته می‌شود که A مساحت المان است [15].

3-2-1-معیار شروع تخریب فشاری در راستای عرضی ($\Phi_0 = 53^0$)

در کامپوزیت‌های تک‌جهته، ماکزیمم تنش برشی تحت فشار در راستای عرضی در صفحه 45 درجه ایجاد می‌شود. اما به‌دلیل تاثیر نیروی اصطکاک بر صفحه شکست معمولا شکست در صفحاتی که با راستای اعمال نیرو زاویه $\Phi_0 = 53 \pm 2^o$ دارند اتفاق می‌افتد (شکل 6a).

به همین دلیل، در این مدل، تخریب در راستای عرضی طبق معیار مور-کولمب و با استفاده از تنش‌های برشی در صفحه شکست (τ_T و τ_L) (شکل 6c)، که از روابط انتقال تنش (روابط 3) محاسبه می‌شوند، همراه با تنش‌های برشی ناشی از اصطکاک ($\tau_{T\,\mathrm{friction}}$ و $\tau_{L\,\mathrm{friction}}$)، در نظر گرفته شده است (رابطه 4).

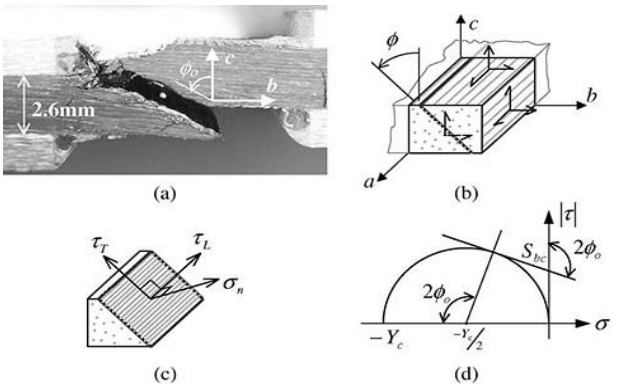
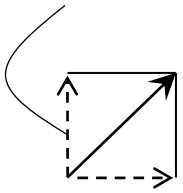


Fig. 6 Fracture under pure compression in transverse direction (a) fracture plane under 3D state of stress (b) stresses on fracture plane(c) geometric model of Mohr-Coulomb criterion (d) [19]

شکل 6 شکست در راستای عرضی تحت بارفشاری خالص (a)، صفحه شکست تحت حالت سه‌بعدی تنش (b)، تنش‌ها بر روی صفحه شکست (c)، معیار دایره مور-کولمب [19](d)

[1] Continuum Damage Mechanic
[2] Fiber Pull-out

$$\tau_{T\ \text{Friction}} = \mu_T \times \sigma_n \times \text{Cos}(\theta)$$



$$\tau_{\text{Friction}} = \mu \times \sigma_n \quad \text{with } \mu = \sqrt{(\mu_T \text{Cos}(\theta))^2 + (\mu_L \text{Sin}(\theta))^2}$$

$$\tau_{L\ \text{Friction}} = \mu_L \times \sigma_n \times \text{Sin}(\theta)$$

Fig. 7 Transverse shear caused by friction on fracture plane and its components in shear stress directions[19]

شکل 7 تنش برشی ایجاد شده به دلیل اصطکاک بر روی صفحه شکست و اجزاء آن [19]

$$\begin{aligned}\sigma_n &= \frac{\sigma_b+\sigma_c}{2} + \frac{\sigma_b-\sigma_c}{2}\cos(2\Phi_0) + \tau_{bc}\sin(2\Phi_0)\\ \tau_T &= -\frac{\sigma_b-\sigma_c}{2}\sin(2\Phi_0) + \tau_{bc}cos(2\Phi_0)\\ \tau_L &= \tau_{ab}\cos(\Phi_0) + \tau_{ca}\sin(\Phi_0)\end{aligned} \quad (3)$$

$$\left(\frac{\langle|\tau_T| + \tau_{T\ \text{friction}}\rangle}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\langle|\tau_L| + \tau_{L\ \text{friction}}\rangle}{S_L}\right)^2 = 1 \quad (4)$$

در رابطه (4)، $S_L = S_{ab} = S_{12}$ و S_T استحکام صفحه شکست در مقابل تنش‌های برشی هستند که مستقل از زاویه این صفحه‌اند. مقادیر تنش‌های حاصل از اصطکاک ($\tau_{T\ \text{friction}}$ و $\tau_{L\ \text{friction}}$) مطابق "شکل 7" در جهت‌های طولی و عرضی (در راستای الیاف و عمود بر راستای الیاف) در نظر گرفته می‌شوند و از روابط (5) به‌دست می‌آیند (θ زاویه اعمال تنش برشی ناشی از اصطکاک با راستای طولی است).

$$\tau_{T\ \text{friction}} = \mu_T \sigma_n \cos(\theta),\ \ \tau_{L\ \text{friction}} = \mu_L \sigma_n \sin(\theta) \quad (5)$$

همچنین زاویه اعمال تنش برشی حاصل از اصطکاک با راستای طولی، برابر با زاویه اعمال تنش برشی کل (τ) با اجزاء آن (τ_L و τ_T) در نظر گرفته شده و طبق رابطه (6) به‌دست می‌آید.

$$\theta = \arctan\left(\frac{\tau_L}{\tau_T}\right) = \arctan\left(\frac{-|\tau_{ab}|}{\sigma_b \sin(\Phi_0)}\right) \quad (6)$$

با در نظر گرفتن تنش فشاری محض در راستای b (شکل6) و با در نظر گرفتن $\theta = 0$، رابطه (4) به رابطه (7) که معادله یک خط است تبدیل می‌شود. مطابق "شکل 6d" نقطه مماس شدن این خط با دایره مور-کولمب برای حالت تنش فشاری محض در راستای عرضی، نقطه آغاز شکست را نشان می‌دهد. با عمود قرار دادن شیب این خط و شعاع دایره مور، مقدار ضریب اصطکاک μ_T برحسب زاویه شکست فشاری یعنی $\Phi_0 = 53^o$ مطابق رابطه 8 به‌دست می‌آید.

$$|\tau_T| + \mu_T \sigma_n = S_T \quad (7)$$

$$\tan(2\Phi_0) = -\frac{1}{\mu_T} \quad (8)$$

با در نظر گرفتن $\sigma_b = Y_c$ و قرار دادن تنش‌های انتقالی (معادلات 3) در معیار مور کولمب در حالت فشار عرضی محض (معادله 7)، رابطه بین استحکام

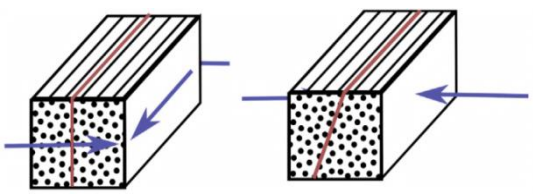


Fig. 8 difference in fracture plane orientation when in-plane shear or Transverse compressive stresses dominate[13]

شکل 8 تفاوت صفحات شکست در حالاتی که تنش فشاری عرضی و تنش برشی داخل صفحه غالب باشند [13]

فشاری ماتریس و استحکام شکست صفحه برش در راستای طولی (S_T) طبق رابطه (9) به‌دست می آید.

$$S_T = \frac{Y_c}{2\tan(\Phi_0)} \quad (9)$$

همچنین در این مدل، معادله (10) بین ضرایب اصطکاک طولی و عرضی و استحکام‌های برشی صفحه شکست در نظرگرفته شده است که با قرار دادن مقدار μ_T حاصل از رابطه (8) در معادله (10) مقدار μ_L از رابطه (11) به‌دست می‌آید.

$$\frac{\mu_L}{S_L} = \frac{\mu_T}{S_T} \quad (10)$$

$$\mu_L = -\frac{S_L\ \cos(2\Phi_0)}{Y_c\ \cos^2(\Phi_0)} \quad (11)$$

بنابراین با استفاده پارامترهای به‌دست آمده، معیار نهایی تخریب در راستای عرضی در حالت فشاری مطابق رابطه (12) است.

$$\Phi_{2-} = \left(\frac{\langle|\tau_T| + \mu_T\sigma_n\cos(\theta)\rangle}{S_T}\right)^2 + \left(\frac{\langle|\tau_L| + \mu_L\sigma_n\sin(\theta)\rangle}{S_L}\right)^2 = 1 \quad (12)$$

3-2-2-معیار شروع تخریب فشاری در راستای عرضی ($\Phi_0 = 0^o$)

همان‌طور که در "شکل 8" نشان داده شده است برخلاف حالتی که تنش فشاری در راستای عرضی غالب است، در صورت غالب بودن تنش برشی داخل صفحه‌ای، شکست در صفحه صفر درجه ایجاد می‌شود. به همین دلیل در این مدل در حالاتی که تنش برشی بر تنش فشاری غالب باشد، معیار تخریب با در نظر گرفتن $\Phi_0 = 0^o$ و $\theta = 90^o$، در روابط (3) و (12) مطابق رابطه (13) به‌دست می‌آید.

$$\Phi_{2-} = \frac{1}{S_L}\langle|\tau_{ab}| + \mu_L\sigma_b\rangle = 1 \quad (13)$$

3-2-3- معیار شروع تخریب کششی در راستای الیاف

برای در نظر گرفتن شکست در راستای الیاف از رابطه ماکزیمم کرنش مجاز، مطابق رابطه (14)، استفاده شده است.

$$\Phi_{1+} = \frac{E_1}{X_T}\epsilon_{11} = \frac{\sigma_{11} - \nu_{12}\sigma_{22}}{X_T} = 1 \quad (14)$$

3-2-4- معیار شروع تخریب فشاری در راستای الیاف

تخریب در حالت فشاری در راستای الیاف با کمانش و پیچ خوردگی الیاف[1] و شکست ماتریس نگه‌دارنده آن همراه است. برای در نظر گرفتن این اثر مقادیر تنش در راستای پیچ‌خوردگی (شکل 9) به‌دست آمده و در رابطه شکست ماتریس (رابطه 12) قرار داده می‌شود. معادلات (15) مقادیر تنش‌ها در راستای باند پیچ خوردگی الیاف را با استفاده از روابط انتقال تنش نشان می‌دهند.

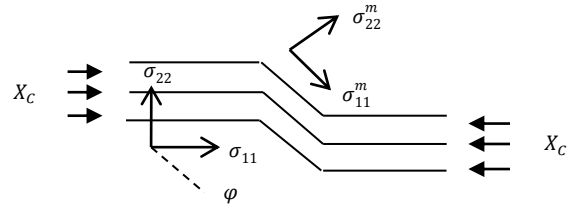


Fig. 9 Kink band stresses under pure compression mode[20]

شکل 9 تنش های حاصل از پیچ‌خوردگی الیاف بر اثر فشار در راستای الیاف [20]

[1] Fiber Kinking

$$\sigma_{11}^{m} = \sigma_{11}\cos^2(\varphi^c) + \sigma_{22}\sin^2(\varphi^c) + 2|\sigma_{12}|\sin(\varphi^c)\cos(\varphi^c)$$
$$\sigma_{22}^{m} = \sigma_{11}\sin^2(\varphi^c) + \sigma_{22}\cos^2(\varphi^c) - 2|\sigma_{12}|\sin(\varphi^c)\cos(\varphi^c)$$
$$\sigma_{12}^{m} = (\sigma_{22} - \sigma_{11})\sin(\varphi^c)\cos(\varphi^c) + |\sigma_{12}|(\cos^2(\varphi^c) - \sin^2(\varphi^c)) \quad (15)$$

برای به‌دست آوردن مقدار φ^c، با نظر گرفتن تنش فشاری محض $\sigma_{11} = -X_c, \sigma_{22} = 0, \sigma_{12} = 0$ و با قرار دادن مقادیر به‌دست آمده از رابطه (15) در رابطه شکست ماتریس (رابطه 12) و حل معادله، مقدار زاویه کمانش الیاف مطابق رابطه (16) محاسبه می‌شود [19].

$$\varphi^c = \arctan\left[\frac{1 - \sqrt{1 - 4(\frac{S_L}{X_C} + \mu_L)\frac{S_L}{X_C}}}{2(\frac{S_L}{X_C} + \mu_L)}\right] \quad (16)$$

با داشتن مقادیر σ_{22}^m و σ_{12}^m در راستای کمانش الیاف، شروع تخریب با استفاده از رابطه (17) به‌دست می‌آید:

$$\Phi_{1-} = \frac{\langle|\sigma_{12}^m| + \mu_L\sigma_{22}^m\rangle}{S_L} = 1 \quad (17)$$

3-2-5- معیار شروع تخریب کششی در راستای عرضی ($\Phi_0 = 0^o$)

تخریب در حالت کشش، با درنظر گرفتن تنش‌های نرمال $\sigma_{22} > 0$ و برشی σ_{12}، مطابق رابطه (18) به‌دست می‌آید. این معادله از روابط مکانیک شکست، با محاسبه نرخ آزاد شدن انرژی برای ترک اولیه در نظر گرفته شده در ماتریس در مودهای I و II و قرار دادن آن‌ها در رابطه هان [20]، استخراج شده است.

$$\Phi_{2+} = \sqrt{(1-g)\frac{\sigma_{22}}{Y_T} + g\left(\frac{\sigma_{22}}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_L}\right)^2} = 1 \quad (18)$$

که در آن $g = G_{IC}/G_{IIC}$ نسبت چقرمگی‌های شکست درون لایه‌ای در جهت عرضی است که برابر مقادیر بین لایه‌ای در نظر گرفته می‌شوند. Y_T برابر استحکام کششی در راستای عرضی و $S_L = S_{12}$ استحکام برشی داخل صفحه است.

3-3- اتصال بین لایه‌ای جداشونده[1]

برای مدل‌سازی اتصال بین‌لایه‌ای و همچنین لایه‌لایه‌شدگی از اتصال جداشونده[2] استفاده شده است. جدایش بین‌لایه‌ای در این نوع اتصال طبق رابطه (19) آغاز می‌شود.

$$\left(\frac{|\sigma_n|}{NFLS}\right)^2 + \left(\frac{|\sigma_s|}{SFLS}\right)^2 = 1 \quad (19)$$

در این رابطه σ_n و σ_s تنش‌های نرمال و برشی سطح تماس و $NFLS$ و $SFLS$ استحکام نرمال و برشی قید هستند. بعد از برقرار شدن رابطه آغاز تخریب، تنش‌ها به صورت خطی با افزایش فاصله جدایش کاهش پیدا می‌کنند. قابل توجه است که مدل‌سازی لایه‌لایه‌شدگی به روش اجزاء محدود به شدت به اندازه مش‌بندی وابسته است. برای از بین بردن این اثر از مدل ناحیه چسبندگی[3] ارائه شده توسط تورن [21] استفاده شده است. در این مدل از رابطه رایس (20) برای به‌دست آوردن طول ناحیه چسبندگی استفاده شده است تا رابطه‌ای بین استحکام باند، نرخ آزاد شدن انرژی بین‌لایه‌ای و تعداد المان‌های ناحیه چسبندگی به‌دست آید.

$$l_{cz} = \frac{9\pi}{32}E\frac{G_c}{(\tau^0)^2} \quad (20)$$

$$N_e = \frac{l_{cz}}{l_e} \quad (21)$$

[1] Tie-Break
[2] Contact automatic surface to surface - Tiebreak
[3] Cohesive Zone

$$\tau^0 = \sqrt{\frac{9\pi E G_C}{32 N_e l_e}} \quad (22)$$

طبق این رابطه، برای از بین بردن اثرات اندازه مش، با ثابت در نظر گرفتن چقرمگی بین‌لایه‌ای به عنوان خاصیتی فیزیکی و با در نظر گرفتن طول ناحیه چسبندگی که از ضرب طول المان (l_e) در تعداد المانی که در این ناحیه وجود دارد (N_e)، یعنی با قرار دادن رابطه (21) در (20)، مقدار استحکام باند (رابطه 22) به‌دست می‌آید. در این مقاله طول ناحیه چسبندگی تقریبا برابر 4 میلی‌متر ($N_e = 4$) در نظر گرفته شد. با قرار دادن مقادیر چقرمگی مود I و II در این رابطه به ترتیب مقادیر $NFLS$ و $SFLS$ به‌دست می‌آیند. همچنین برای تعریف این نوع تماس، پارامتر $CCRIT$ نیز باید معین گردد که نشان‌دهنده حداکثر جدایش بین دو سطح متصل شده قبل از حذف شدن قید و معین‌کننده سطح زیر نمودار نیرو-جدایش و میزان انرژی جذب شده (E_{tie}) است (شکل 10). از آن‌جا که برخلاف استحکام بین‌لایه‌ای، میزان جذب انرژی بین لایه‌ای در فروریزی چندان موثر نیست [11]، مقدار این پارامتر در مدل‌سازی برابر صفر قرار داده شد.

4-نتایج و بحث

برای بررسی رفتار تیوب جاذب انرژی، چهار پارامتر شامل نیروی ماکزیمم اولیه، که بیشترین شتابی است که به سرنشین وارد می‌شود، نیروی میانگین، جذب انرژی ویژه (SEA) (رابطه 23) و بازده نیروی فروریزی (CLE) (رابطه 24) به‌دست آورده شده و با نتایج حاصل از مدل عددی مقایسه شده‌اند.

$$SEA = \frac{W}{M_c} = \frac{\int_0^{L_c} F\,dx}{\rho A L_c} = \frac{P_{\text{mean}}}{\rho A} \quad (23)$$

$$CLE = \frac{P_{\text{mean}}}{P_{\max}} \quad (24)$$

در "شکل 11" تیوب فروریخته بعد از انجام تست ضربه نشان داده شده است. همان‌طور که مشاهده می‌شود به‌دلیل به‌کارگیری آغازگر به‌صورت پخ 45 درجه و استفاده از الیاف تک‌جهته فروریزی پیوسته با ایجاد لایه‌های خم شونده به داخل و بیرون را شاهد هستیم. منحنی نیرو-تغییر مکان در "شکل 12" نشان داده شده است. داده‌های خروجی از دستگاه سقوط وزنه که توسط شتاب‌سنج اندازه‌گیری می‌شوند، به‌دلیل این‌که به‌شدت به فرکانس داده‌برداری وابسته هستند و هم این‌که مقداری نویز در حین برخورد به‌وجود می‌آید، به‌طور مستقیم قابل استفاده نیستند. خروجی شتاب در تست‌های تجربی و شبیه‌سازی با استفاده از فیلتر کانال فرکانسی کلاس 600[4] طبق استاندارد SAE J211 [22] فیلتر شده است. در این استاندارد که برای فیلتر کردن دیتای خروجی از شتاب‌سنج‌های متصل به آدمک‌ها[5] و بدنه خودرو در

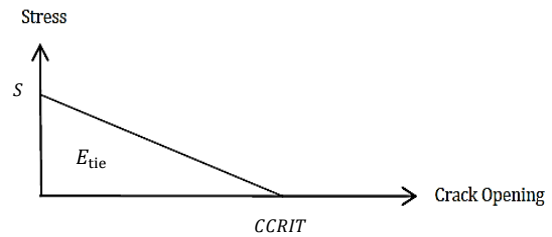


Fig. 10 Traction-separation law for Tiebreak contact

شکل 10 قانون نیرو-جدایش برای تماس جداشونده

[4] CFC 600
[5] Dummies

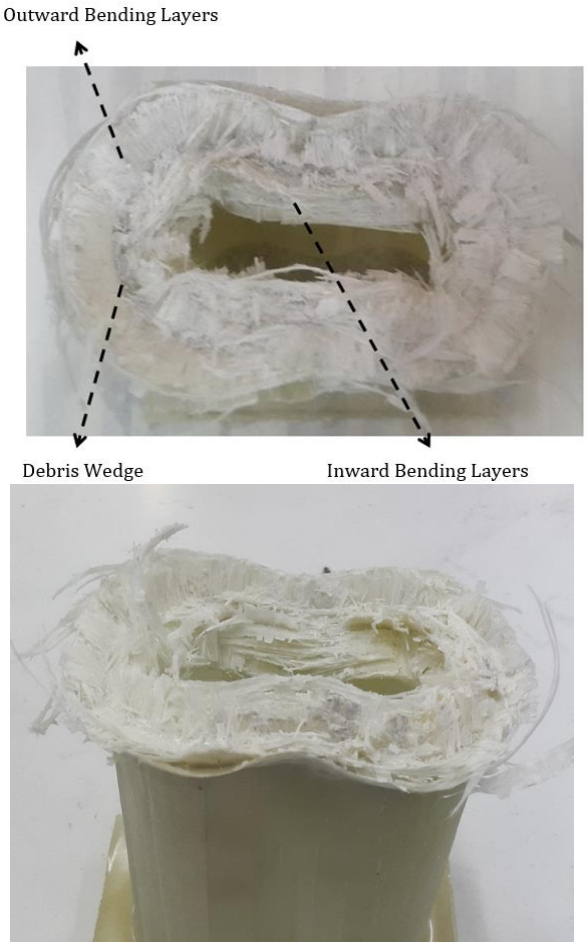


Fig. 11 Top and side view of crushed tubes under axial impact load

شکل 11 نمای بالا و کنار تیوب فروریخته تحت بار ضربه‌ای محوری

تست‌های تصادف مورد استفاده قرار می‌گیرد، اشاره شده است که برای آنالیز رفتار اجزاء بدنه از فیلتر کانال فرکانسی کلاس 600 استفاده گردد. از آن‌جا که جاذب انرژی مورد بررسی به‌عنوان ریل جلویی خودرو مورد استفاده قرار می‌گیرد، از همین روش برای به‌دست آوردن خروجی استفاده شده است. همان‌طور که در منحنی "شکل 12" مشاهده می‌شود، مقدار نیرو بعد از طی یک ناحیه خطی که مربوط به فرویزی آغازگر است به مقدار ماکزیمم رسیده و به شدت افت می‌کند. دلیل این امر را در این مسئله می‌توان یافت که بعد از ایجاد ضربه و فروریزی آغازگر ترک‌های محیطی بین‌لایه‌ای در وسط ضخامت تیوب ایجاد شده و لایه‌ها به داخل و بیرون خم می‌شوند و از آن‌جا که نرخ بارگذاری زیاد است، انرژی حاصل از ضربه باعث می‌شود که این جدایش و خمیدگی لایه‌ها با سرعت زیاد انجام شود به طوری که بعد از لحظه اولیه ضربه عملا ماده مقاوم در جلوی ضربه‌زننده حذف می‌شود که متعاقب آن، شتاب خروجی حسگر با افت شدید همراه خواهد بود [23]. این مسئله در طی فروریزی مشهود است اما از آن‌جا که انرژی ضربه زننده به مرور کمتر می‌شود، دامنه این افت و خیزها کاهش می‌یابد تا به توقف کامل ضربه‌زننده منجر شود اما در منحنی نیرو-جابجایی حاصل از شبیه‌سازی عددی این نوسانات مشهود نیست و نمودار روند هموارتری دارد (شکل 13). پارامترهای فروریزی در جدول 2 گزارش شده است. مطابق "شکل 13" تطابق قابل قبولی بین خروجی تست‌های تجربی و شبیه‌سازی عددی در فرم کلی نمودار، مقدار نیروی ماکزیمم و میزان انرژی جذب شده به‌دست آمده است. این مقادیر در جدول 3 مقایسه شده‌اند. مود فروریزی در تست‌های تجربی به صورت پیوسته با خم‌شدن لایه‌ها به بیرون و داخل است. در شبیه‌سازی عددی مود فروریزی به‌صورت پیوسته است اما به جای تشکیل لایه‌های خم‌شونده با متلاشی شدن ناحیه فروریزی همراه است (شکل 14). دلیل این امر را می‌توان در نوع مدل‌سازی جستجو کرد. المان‌های مدل، بعد از عبور از ناحیه فروریزی و جذب حداکثر انرژی از مدل‌سازی حذف می‌شوند، در صورتی که در تست فیزیکی از آن‌جا که از الیاف تک‌جهته استفاده شده است که یکپارچگی خود را تحت ضربه حفظ می کنند، قسمت‌های فروریخته بعد از عبور از ناحیه فروریزی به داخل و بیرون خم می‌شوند. نتیجه مشابه این توسط سایر محققین نیز گزارش شده است [8].

5-نتیجه‌گیری

در این پژوهش، تیوب‌های کامپوزیتی ساخته شده از الیاف شیشه و رزین اپوکسی تحت بار ضربه‌ای مورد تست قرار گرفتند و به‌صورت عددی مدل شدند. در تست‌های فیزیکی مود فروریزی پیوسته با تشکیل لایه‌های خم شونده به داخل و بیرون مشاهده شد و خروجی نتایج شبیه‌سازی، نمودار نیرو- جابجایی، تطابق مناسبی با داده‌های تجربی داشت. نحوه فروریزی و روند نمودار نیرو در حین فروریزی تجربی مورد بحث قرار گرفت. روابط ساختاری مدل به تفصیل بررسی شد و نشان داده شد که مدل عددی استفاده شده که معیارهای شروع و رشد ترک را مطابق با فیزیک شکست کامپوزیت‌ها در نظر می‌گیرد، با استفاده از خواص فیزیکی قطعه که از مجموعه‌ای از تست‌های استاندارد به‌دست می‌آیند، توانایی پیش‌بینی و مدل‌سازی آسیب و فروریزی در سازه‌های کامپوزیتی را دارد. این در حالی است که استفاده از برخی مدل‌های ساختاری موجود در نرم‌افزارهای

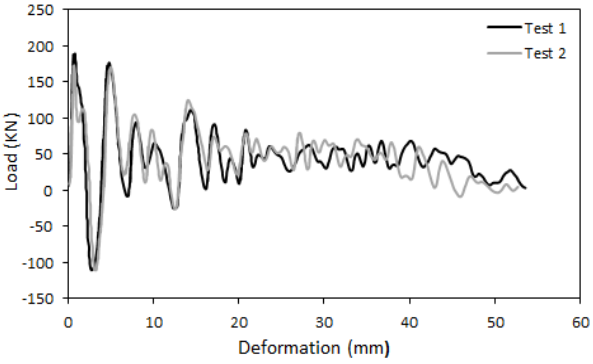


Fig. 12 Load-Deformation diagram for impact tests

شکل 12 نمودار نیرو- تغییر مکان تست‌های ضربه

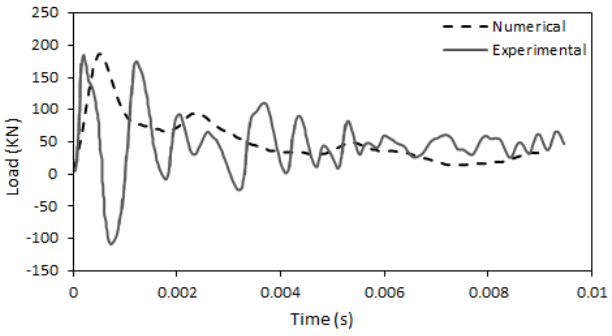


Fig. 13 comparison of numerical and experimental Load-Time diagrams

شکل 13 مقایسه نمودار های نیرو- زمان عددی و تجربی

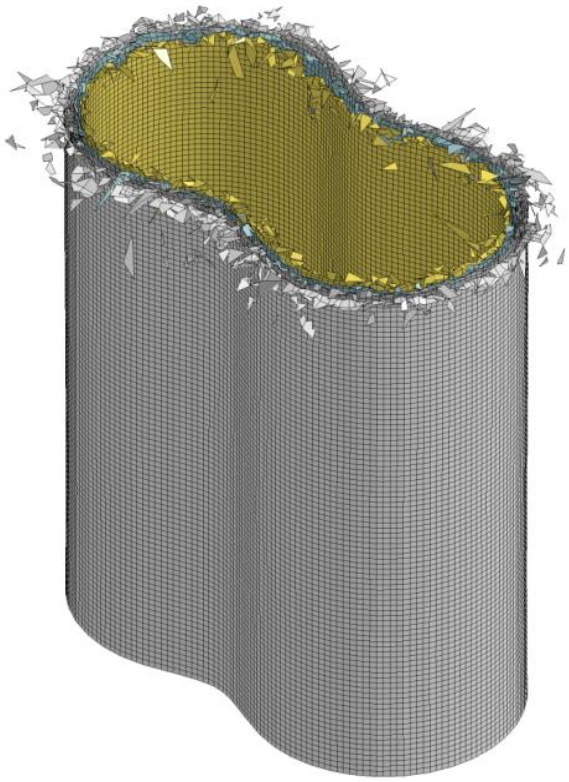


Fig. 14 Numerical crushed tubes under axial impact load

شکل 14 مدل عددی تیوب فروریخته تحت بار ضربه‌ای محوری

جدول2 نتایج حاصل از تست‌های ضربه

Table 2 Impact tests results

نمونه	نیروی ماکزیمم (KN) (CFC600)	نیروی میانگین (KN)	طول فروریزی (mm)	جذب انرژی ویژه (J/g)
1	188	44.000	47.608	
2	170	50.168	42.300	
میانگین	179	48.888	43.150	35.33

جدول 3 مقایسه نتایج شبیه‌سازی عددی و تست‌های تجربی

Table 3 Comparison of numerical and experimental results

	تجربی	عددی	درصد خطا
نیروی ماکزیمم (KN)	179	188	5.0
نیروی میانگین (KN)	48.88	49.75	1.8

شبیه‌سازی عددی، مستلزم سعی و خطا و به‌دست آوردن پارامترهای عددی متعددیست. از این استراتژی مدل‌سازی می‌توان برای بهینه‌سازی هندسی جاذب‌های انرژی کامپوزیتی استفاده کرد.

6- مراجع

[1] R. Rajabiehfard, A. Darvizeh, M. Ali Tavoli, H. Sadeghi, M. Moghadam, N. Noorzadeh, An investigation into the behavior of cylindrical shells with different thickness distributions under axial quasi-static and impact loadings, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 16, No. 12, pp. 269-280, 2016. (In Persian فارسی)

[2] M. Choubini, G. H. Liaghat, M. Pol, Investigation of energy absorption and deformation of thin walled tubes with circle and square section geometries under transverse impact loading, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 15, No. 1, pp. 75-83, 2014 (In Persian فارسی)

[3] P. Feraboli, F. Deleo, B. Wade, M. Rassaian, M. Higgins, A. Byar, M. Reggiani, A. Bonfatti, L. DeOto, A. Masini, Predictive modeling of an energy-absorbing sandwich structural concept using the building block approach, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 41, No. 6, pp. 774-786, 2010 .

[4] A. G. Mamalis, D. E. Manolakos, M. B. Ioannidis, D. P. Papapostolou, The static and dynamic axial collapse of cfrp square tubes: Finite element modelling, *Composite Structures*, Vol. 74, No. 2, pp. 213-225, 2006.

[5] J. Huang, X. Wang, Numerical and experimental investigations on the axial crushing response of composite tubes, *Composite Structures*, Vol. 91, No. 2, pp. 222-228, 2009.

[6] D. Siromani, J. Awerbuch, T. M. Tan, Finite element modeling of the crushing behavior of thin-walled cfrp tubes under axial compression, *Composites Part B: Engineering*, Vol. 64, pp. 50-58, 2014.

[7] P. Feraboli, B. Wade, F. Deleo, M. Rassaian, M. Higgins, A. Byar, ls-dyna mat 54 modeling of the axial crushing of a composite tape sinusoidal specimen, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 42, No. 11, pp. 1809-1825, 2011.

[8] B. P. Bussadori, K. Schuffenhauer, A. Scattina, Modelling of cfrp crushing structures in explicit crash analysis, *Composites Part B: Engineering*, Vol. 60, pp. 725-735, 2014.

[9] M. W. Joosten, S. Dutton, D. Kelly, R. Thomson, Experimental and numerical investigation of the crushing response of an open section composite energy absorbing element, *Composite Structures*, Vol. 93, No. 2, pp. 682-689, 2011.

[10] X. Xiao, C. McGregor, R. Vaziri, A. Poursartip, Progress in braided composite tube crush simulation, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 36, No. 5, pp. 711-719, 2009.

[11] C. McGregor, R. Vaziri, X. Xiao, Finite element modelling of the progressive crushing of braided composite tubes under axial impact, *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 37, No. 6, pp. 662-672, 2010.

[12] V. S. Sokolinsky, K. C. Indermuehle, J. A. Hurtado, Numerical simulation of the crushing process of a corrugated composite plate, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 42, No. 9, pp. 1119-1126, 2011.

[13] L. N. S. Chiu, B. G. Falzon, R. Boman, B. Chen, W. Yan, Finite element modelling of composite structures under crushing load, *Composite Structures*, Vol. 131, pp. 215-228, 2015.

[14] L. Greve, A. K. Pickett, F. Payen, Experimental testing and phenomenological modelling of the fragmentation process of braided carbon/epoxy composite tubes under axial and oblique impact, *Composites Part B: Engineering*, Vol. 39, No. 7–8, pp. 1221-1232, 2008.

[15] P. Maimí, P. P. Camanho, J. A. Mayugo, C. G. Dávila, A continuum damage model for composite laminates: part II - computational implementation and validation, *Mechanics of Materials*, Vol. 39, No. 10, pp. 909-919, 2007.

[16] P. Maimí, P. P. Camanho, J. A. Mayugo, C. G. Dávila, A continuum damage model for composite laminates: part I - constitutive model, *Mechanics of Materials*, Vol. 39, No. 10, pp. 897-908, 2007.

[17] *LS-DYNA Keywords Users Manual* pp. 1264-1274: livermore software technology corporation (lstc), 2016.

[18] Z. P. Bažant, B. H. Oh, Crack band theory for fracture of concrete, *Matériaux et Construction* ,Vol. 16, No. 3, pp. 155-177, 1983.

[19] S. T. Pinho, L. Iannucci, P. Robinson, Physically-based failure models and criteria for laminated fibre-reinforced composites with emphasis on fibre kinking: part I: development, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 37, No. 1, pp. 63-73, 2006 .

[20] C. G. Davila, P. P. Camanho, C. A. Rose, Failure criteria for frp laminates, *Journal of Composite Materials*, Vol. 39, No. 4, pp. 323-345, 2005.

[21] A. Turon, C. G. Dávila, P. P. Camanho, J. Costa, An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 74, No. 10, pp. 1665-1682, 2007.

[22] SAE, J211-1 - Instrumentation for impact test - part 1 - electronic instrumentation.

[23] Q. Liu, Z. Ou, Z. Mo, Q. Li, D. Qu, Experimental investigation into dynamic axial impact responses of double hat shaped cfrp tubes, *Composites Part B: Engineering*, Vol. 79, pp. 494-504, 2015.