مجله مهندسی مکانیک مدرس، فروردین 1396، دوره 17، شماره 1، ص‌ص 241-252

ماهنامه علمی پژوهشی

مهندسی مکانیک مدرس

mme.modares.ac.ir

بررسی تجربی و عددی رفتار تیرهای ساندویچی کامپوزیتی تحت خمش چهار نقطه

فتح‌اله طاهری بهروز[1*]، محسن منصوری‌نیک

1- استادیار، مهندسی مکانیک ، دانشگاه علم و صنعت ایران، تهران

2- کارشناسی ارشد، مهندسی مکانیک، دانشگاه علم و صنعت ایران، تهران

* تهران، صندوق پستی 16846-13114، taheri@iust.ac.ir

اطلاعات مقاله

مقاله پژوهشی کامل

دریافت: 01 آبان 1395

پذیرش: 25 آذر 1395

ارائه در سایت: 26 دی 1395

کلید واژگان:

تیر ساندویچی کامپوزیتی

رفتار خمشی

فرورفتگی

مدل‌سازی عددی

چکیده

در این مقاله رفتار خمشی تیرهای ساندویچی کامپوزیتی تحت بارگذاری خمش چهار نقطه به‌صورت تجربی و عددی مورد بررسی قرار گرفته است. پوسته‌ها و هسته‌ی تیر ساندویچی به ترتیب از الیاف شیشه بافته شده با رزین اپوکسی و فوم پلی وینیل کلرید با چگالی 70 کیلوگرم بر مترمکعب ساخته شده است. آزمون خمش چهار نقطه بر روی تیرهایی با طول‌های مختلف با در نظر گرفتن دو نوع لایه چینی 0/90 و 45± برای پوسته ها انجام شده است. مکانیزم تخریب در تیرهای آزمایش شده، ناشی از فرو رفتگی فوم و در ادامه شکست پوسته در زیر محل بارگذاری بوده است. به منظور بررسی صحت نتایج تجربی، شبیه‌سازی عددی تیر ساندویچی با استفاده از نرم‌افزار تجاری آباکوس انجام گرفته است. در تحلیل‌های عددی از مدل‌های مادی غیر خطی برای شبیه‌سازی رفتار برشی فوم و پوسته‌ها استفاده شده است. علاوه بر آن به‌دلیل بروز تغییر شکل‌های بزرگ در تیرهای ساندویچی تحت خمش، از فرض غیرخطی هندسی در تحلیل المان محدود استفاده شده است. پیش‌بینی شروع تخریب در المان‌های پوسته به‌وسیله‌ی معیار هشین اصلاح‌شده انجام شده است. با استفاده از زیرروال یواس‌دی‌اف‌ال‌دی تحلیل غیرخطی تنش و تخریب پوسته‌ها در نرم‌افزار آباکوس وارد شده است. همچنین مدل لهیدگی فوم برای شبیه‌سازی رفتار پلاستیک هسته‌ی فومی استفاده شده است. منحنی‌های نیرو- جابه‌جایی و مکانیسم‌های تخریب پیش‌بینی شده با روش عددی تطابق خوبی را با نتایج آزمایشگاهی نشان دادند.

Experimental and numerical analysis of sandwich composite beam under four-point bending

Fathollah Taheri-Behrooz[*], Mohsen Mansourinik

School of Mechanical Engineering, Iran University of Science and Technology, Tehran, Iran.
* P.O.B. 16846-13114 Tehran, Iran, taheri@iust.ac.ir

ARTICLE INFORMATION

Original Research Paper
Received 22 October 2016
Accepted 15 December 2016
Available Online 15 January 2017

Keywords:
Sandwich composite beam
Flexural bending
Indentation
Numerical modeling

ABSTRACT

In this paper, flexural behavior of composite sandwich beams under four point bending loading has been studied experimentally and numerically. The skins and the core of the sandwich composite beam have been made of woven glass/epoxy composites and polyvinylchloride foam with 70 kg/m^3 density, respectively. The experiments were performed on the beams with different lengths and two different types of layup sequence for the skins as 0/90 and ±45. Failure was initiated in the beams due to indentation of the foam and extended to the face sheet failure under the loading roller. Numerical simulation of the sandwich beam has been performed using ABAQUS commercial software to verify experimental results. During the numerical simulations, the nonlinear material models were employed for shear stress-strain behavior modeling of the foam and the face sheets. In addition, due to the large deformation during bending test geometrical nonlinearity assumption was used in FE analysis. Failure initiation was predicted in the face sheets using modified Hashin criteria. Nonlinear stress analysis and failure predictions in the face sheets and the foam were conducted using USDFLD subroutine in ABAQUS software. Also, crushable foam model was employed to simulate the plastic behavior of the foam core. The load-displacement curves and failure mechanisms predicted by the numerical simulations illustrated good correlation with the experimental data.

1- مقدمه

یک سازه ساندویچی معمولاً از پوسته‌هایی سفت و نسبتاً متراکم مانند فلز و یا الیاف کامپوزیتی متصل به ماده‌ای سبک‌وزن و نرم به نام هسته ساخته شده است. این ساختار در واقع تداعی‌کننده تیری I شکل است که در آن صفحه‌ها در بالا و پایین هسته بارهای خمشی را تحمل می‌کنند و هسته منتقل‌کننده نیروی برشی بین صفحه‌ها می‌باشد [1]. سازه‌هایی ساندویچی را می‌توان به‌عنوان سازه‌هایی که از نظر وزن بهینه می‌باشند در مکان‌هایی که وزن سازه دارای اهمیت است، مورد استفاده قرارداد. در صفحه‌های ساندویچی به دلیل قرار گرفتن پوسته‌هایی با سفتی و استحکام بالا در فاصله‌ی زیاد نسبت به محور خمش، سفتی خمشی نسبت به وزن بالا است. به همین دلیل از این سازه‌ها در صنایع هوایی و دریایی و در ساخت خودروها، لوازم ورزشی، پره‌های توربین بادی و دیگر سازه‌هایی که در آن‌ها وزن کم و توانایی تحمل

Please cite this article using:

برای ارجاع به این مقاله از عبارت ذیل استفاده نمایید:

F. Taheri-Behrooz, M. Mansourinik, Experimental and numerical analysis of sandwich composite beam under four-point bending, *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 17, No. 1, pp. 241-252, 2017 (in Persian)

نیروی زیاد مورد توجه است، استفاده می‌شود.

1-1- مروری بر رفتار خمشی و مکانیزم‌های تخریب در تیرهای ساندویچی

تیرهای ساندویچی می‌توانند از چندین راه شامل واماندگی کشش یا فشار صفحات، برش در هسته، چین‌خوردگی[1] ناشی از فشار صفحات، فرورفتگی[2] موضعی، جدا شدن سطح مشترک هسته و صفحه دچار واماندگی شوند. آغاز، رشد و تعامل مدهای شکست بستگی به نوع بارگذاری، ویژگی مواد تشکیل‌دهنده و ابعاد هندسی دارد. محققان زیادی مکانیزم‌های تخریب در تیرهای ساندویچی را بررسی کرده‌اند. آلن، زنکرت، گیبسون و اشبی [2-4] ازجمله اولین افرادی بودند که مدهای تخریب پایه را در سازه‌های ساندویچی مورد مطالعه قرار دادند. تعداد زیادی مطالعه به‌صورت تجربی، تحلیلی و عددی بر روی رفتار خمشی و مکانیزم‌های تخریب در تیرهای ساندویچی ساخته شده از پوسته‌های کامپوزیتی و هسته‌ی فوم انجام شده است. دانیل [5] و همکارانش رفتار خمشی تیرهای ساندویچی ساخته شده از هسته‌های مختلف فومی و لانه‌زنبوری دارای صفحات کامپوزیتی با الیاف کربن را تحت خمش سه‌نقطه و چهار نقطه مورد مطالعه قرار دادند و اثرات مواد تشکیل‌دهنده تیر ساندویچی، ابعاد هندسی و نوع بارگذاری را روی مکانیزم تخریب بررسی کردند. استیوس و فلک [6] رفتار تیرهای ساندویچی ساخته شده از صفحات کامپوزیتی با الیاف شیشه و هسته از جنس فوم پلی وینیلد کلرید[3] (پی‌وی‌سی) را تحت خمش سه‌نقطه بررسی کردند. مکانیزم‌های تخریب در این مطالعه شامل فرورفتگی در زیر غلتک بارگذاری، برش در هسته، کمانش میکرو و له‌شدگی هسته بود. استیوس و فلک [6] اثرات تغییر ابعاد تیر را به‌صورت ترسیم مکانیزم تخریب ارائه کردند. همچنین برای مدل‌سازی رفتار فوم در شبیه‌سازی عددی از مدل ساختاری ارائه شده توسط دشپند و فلک استفاده کردند [7]. مانالو و همکاران [8] رفتار خمشی نسل جدید تیرهای ساندویچی ساخته شده از صفحات الیاف شیشه و هسته‌ای از جنس فنولیک اصلاح شده را بررسی کردند. تیر ساندویچی تحت بارگذاری استاتیکی خمش چهار نقطه برای تعیین استحکام و مکانیزم‌های واماندگی در حالت طولی و پهنا آزمایش شد. مانالو همچنین شبیه‌سازی خمش استاتیکی چهار نقطه را با استفاده از نرم‌افزار المان محدود انجام داد. تحلیل غیرخطی با در نظر گرفتن اثر ترکیبی از رفتار الاستیک خطی پوسته‌ها و رفتار غیرخطی هسته و تغییر شکل بزرگ قبل از واماندگی نهایی انجام گرفت. پوسته‌ها به‌صورت مواد ارتوتروپیک الاستیک و هسته با رابطه‌ی تنش-کرنش خطی در کشش و رابطه‌ی تنش-کرنش دوخطی در فشار مدل شده بود. به‌علاوه فرض شد که هسته به‌طور کامل به پوسته چسبیده است. مکانیزم‌های واماندگی مشاهده شده از نتایج تجربی که شامل واماندگی برشی هسته و واماندگی پوسته در سمت فشاری بود، به‌خوبی با استفاده از مدل المان محدود قابل‌مشاهده بود. عواد و همکاران [9] اثر نسبت دهانه به عمق تیر را روی ظرفیت برش، رفتار خمشی و رفتار واماندگی در تیرهای تحت خمش چهار نقطه بررسی کردند. سورسن و همکاران [10] نتایج تجربی و شبیه‌سازی عددی را برای پاسخ خمشی و مکانیزم واماندگی تیرهای ساندویچی تحت خمش سه نقطه برای بارگذاری شبه استاتیکی و ضربه ارائه کردند. شبیه‌سازی عددی برای پیش‌بینی رشد ترک در هسته و جدایش بین هسته و پوسته با استفاده از روش ترک اندود[4] انجام گرفت. شبیه‌سازی عددی انجام‌گرفته تطابق خوبی با نتایج آزمایشگاهی داشت.

در مطالعه انجام شده در مقاله حاضر، مکانیزم تخریب مشاهده شده در تمام نمونه‌ها، فرورفتگی در زیر غلتک بارگذاری بود. گدوتوس و همکاران [11] مطالعه تجربی و تحلیلی بر روی مکانیزم فرورفتگی پنل‌های ساندویچی و تیرهای ساندویچی انجام دادند. نمونه‌ی موردمطالعه برای تیر ساندویچی از هسته فوم پی‌وی‌سی و صفحات کامپوزیتی با الیاف کربن و رزین اپوکسی ساخته شده بود. گدوتوس جابه‌جایی کل میدان درون صفحه را به کمک روش مویره[5] بررسی کرد و به این نکته اشاره کرد که آغاز مکانیزم فرورفتگی موقعی اتفاق می‌افتد که زیر ناحیه بارگذاری در هسته به نقطه تسلیم برسد و واماندگی نهایی موقعی اتفاق می‌افتد که شکست در پوسته‌ی بالایی رخ می‌دهد. مک‌کورمک [12] و همکاران تخریب فرورفتگی را در تیرهای ساندویچی ساخته شده از صفحات آلیاژ آلومینیومی و پوسته‌ی آلومینیومی مشاهده کردند و از معادلات ساختاری دشپند و فلک برای تخمین بار واماندگی اولیه فرورفتگی تیرهای ساندویچی استفاده کردند. همچنین لی و پتراس [13,14] واماندگی فرورفتگی را در سازه‌های ساندویچی ساخته شده از هسته‌های لانه‌زنبوری بررسی کردند. استیوس و فلک [15] برای پیش‌بینی تغییر شکل‌های موضعی و خمش سرتاسری تیرهای ساندویچی تحت خمش سه‌نقطه از یک فونداسیون کاملاً پلاستیک در مدل خود استفاده کردند. ماینس و الیاس [16] به‌صورت عددی رفتار خمشی تیرهای ساندویچی با صفحات کامپوزیتی و فوم پی‌وی‌سی را تحت خمش سه‌نقطه بررسی کردند و از مدل لهیدگی فوم[6] برای پیشروی فرورفتگی در هسته استفاده کردند. والنزا [17] و همکاران دو نوع مکانیزم تخریب فرورفتگی در آزمایش خمش سه نقطه تیر ساندویچی با هسته فوم پی‌وی‌سی و پوسته کامپوزیتی مشاهده کردند. در فرورفتگی نوع یک، تسلیم هسته تحت بار موضعی بدون تخریب در پوسته مشاهده شد و در فرورفتگی نوع دوم بار اعمال شده سبب تغییر شکل موضعی پوسته‌ی بالایی و تخریب ناگهانی پوسته می‌شد.

در مطالعه پیش رو رفتار خمشی و مکانیزم تخریب در تیر ساندویچی تحت خمش چهار نقطه به‌صورت تجربی و عددی بررسی شده است. یکی از بررسی‌های انجام گرفته در پژوهش حاضر که منابع دیگر به آن اشاره نداشته‌اند، تأثیر نوع لایه چینی $_2$[0/90] و $_2$[45/-45] بر روی رفتار خمشی، بار نهایی در نمودار نیرو-جابه‌جایی و مکانیزم تخریب است. مکانیزم تخریب در نمونه‌های آزمایش شده، فرورفتگی و لهیدگی فوم و در ادامه شکست در پوسته‌ی کامپوزیتی بود. برای شبیه‌سازی عددی رفتار خمشی و مکانیزم تخریب از مدل لهیدگی فوم در نرم‌افزار آباکوس استفاده شد. همچنین مدل‌سازی تخریب در پوسته‌ها با استفاده از معیار هشین[7] اصلاح شده صورت گرفت. با توجه به اینکه رفتار غیرخطی مواد تأثیر زیادی بر روی بار نهایی و رفتار خمشی تیر ساندویچی دارد، شبیه‌سازی این رفتار در مدل عددی باعث بالا رفتن دقت نتایج می‌شود. منابع بررسی شده در مورد رفتار خمشی تیرهای ساندویچی، با توجه به نتایج آزمایش‌ها و رفتار مواد اکثراً رفتار تنش-کرنش برشی پوسته و هسته را در شبیه‌سازی خود در نظر نمی‌گیرند و یا در مواردی که نتایج آزمون رفتار غیرخطی ناشی از رفتار مواد را نشان می‌دهد از یک رابطه‌ی تنش-کرنش دوخطی در شبیه‌سازی خود استفاده می‌کنند. در آزمایش‌های انجام شده در مطالعه‌ی حاضر مشاهده شد که در نظر نگرفتن

[1] Wrinkle
[2] Indention
[3] Polyvinyl chloride
[4] Smeared Crack Approach (SCA)
[5] Moire
[6] Crushable foam
[7] Hashin criteria

رفتار غیرخطی مواد باعث می‌شود نتایج به‌دست آمده از شبیه‌سازی عددی از دقت قابل قبولی نسبت به نتایج آزمایش برخوردار نباشد. با کوتاه شدن طول تیر تنش‌های برشی در هسته افزایش پیدا کرده و با توجه به غیرخطی بودن رابطه‌ی تنش کرنش برشی برای فوم انتخاب شده، این رفتار بر روی نمودار نیرو- جابه‌جایی تأثیرگذار است. از این‌رو رفتار غیرخطی پوسته و هسته در برش، در شبیه‌سازی عددی در نظر گرفته شده است. رفتار غیرخطی در برش با استفاده از تعریف یک پارامتر آسیب و نسبت دادن پارامتر غیرخطی به آن انجام گرفت. رفتار غیرخطی تنش کرنش برشی برای پوسته‌های کامپوزیتی و فوم با استفاده از تعریف پارامتر آسیب به همراه معیار اصلاح شده هشین در زیرروال یواس‌دی‌اف‌ال‌دی[1] پیاده‌سازی شده است.

2- مطالعه تجربی

2-1- خواص ماده

نوع هسته‌ی انتخاب شده برای تیرهای ساندویچی در این بررسی از نوع فوم پلی وینیل کلرید (پی‌وی‌سی) با چگالی 70 کیلوگرم بر مترمکعب و ضخامت 10 میلی‌متر متعلق به شرکت دیاب[2] است و با نام تجاری دی‌وی‌نی‌سل[3] HT70 در بازار عرضه می‌شود. خواص فوم در جدول 1 ارائه شده است. صفحه‌های کامپوزیتی از دولایه الیاف شیشه‌ی بافته شده تویل[4] 223 گرمی با کد 92125 متعلق به شرکت اینتر گلس[5] آلمان و رزین اپوکسی L20 و سخت‌کننده اپیکور 960 به‌وسیله‌ی تکنیک لایه چینی دستی به کمک خلأ ساخته شده است که ضخامت هر لایه 0.25 میلی‌متر بود. نمونه‌ها بعد از لایه چینی به مدت 24 ساعت در دمای اتاق پخت شده و به مدت 15 ساعت در دمای 60 درجه، باز پخت شدند. خواص پوسته کامپوزیتی در جدول 2 آورده شده است. خواص مکانیکی پوسته‌ها از طریق آزمون نمونه‌ها مطابق استاندارد ای‌اس‌تی‌ام به‌دست آمده است.

2-2- نمونه‌های آزمایش

نمونه‌های لازم برای آزمون از دو پنل ساندویچی ساخته شده به ابعاد 30×30 میلی‌متر مربع بریده شد. لایه چینی پوسته‌ی این پنل‌ها به‌صورت $[0/90]_2$ و دیگری $[45/-45]_2$ بود. پهنا و ضخامت نمونه‌های بریده شده ثابت و به ترتیب برابر با 35 و 11 میلی‌متر در نظر گرفته شد. طول نمونه‌ها و نام‌گذاری آن‌ها در جدول 3 نمایش داده شده است. نمونه‌ها با سه طول مختلف بریده شد. تکرار آزمایش با 4 نمونه برای طول کوتاه و متوسط و 3 نمونه برای طول بلند انجام شد.

2-3- آزمون فشار فوم

آزمون فشار بر اساس استاندارد ای‌اس‌تی‌ام C365-11a [18] روی نمونه‌ی مربعی شکل از فوم به ابعاد 44×44 میلی‌متر مربع و ضخامت 10 میلی‌متر انجام گرفت. بر اساس این استاندارد، نمونه باید سطح مقطع مربعی یا دایره‌ای با مساحت حداکثر 10000 و حداقل 625 میلی‌متر مربع داشته باشد. ضخامت نمونه نیز باید برابر با ضخامت هسته در پنل ساندویچی باشد. این آزمایش با استفاده از دستگاه آزمون یونیورسال 20 کیلو نیوتن با نرخ بارگذاری 2 میلی‌متر بر دقیقه انجام گرفت. در شکل 1 دستگاه آزمون و نمونه در حالت بارگذاری نشان داده شده است.

[1] USDFLD
[2] DIAB
[3] Divinycell
[4] Twill- woven E-glass fabric
[5] Interglass

جدول 1 خواص مکانیکی فوم

Table 1 Mechanical property of foam

خواص	مقدار
چگالی (kg/m^3)	70
استحکام فشاری (MPa)	0.86
مدول فشاری (MPa)	36
استحکام کششی (MPa)	1.5
مدول کششی (MPa)	45
مدول برشی (MPa)	26
استحکام برشی (MPa)	0.9
کرنش برشی (٪)	17
کرنش کششی نهایی (٪)	7.5

جدول 2 خواص مکانیکی پوسته کامپوزیتی

Table 2 Mechanical property of composite sheet

خواص	مقدار (GPa)	انحراف معیار (GPa)
مدول طولی	17.83	3.81
مدول عرضی	17.83	3.81
مدول برشی	2.537	0.667
استحکام کششی	0.221	0.011
استحکام فشاری	0.366	0.05
استحکام برشی	0.043	0.016

شکل 2 منحنی تنش کرنش به‌دست‌آمده از آزمون فشار را نشان می‌دهد. همان‌گونه که مشخص است منحنی تنش کرنش فشاری شامل سه قسمت متمایز است. در محدوده AB تغییر شکل خطی است. با رسیدن به حد کرنش الاستیک خطی (نقطه B) له شدن هسته در یک تنش تقریباً ثابت شروع می‌شود (محدوده BC). متراکم شدن پلاستیک فوم مرتبط با تغییر شکل دیواره‌های سلول توسط کمانش، تسلیم پلاستیک یا له‌شدگی ترد است. این تغییر شکل سلول‌ها تقریباً در یک بار ثابت پیش می‌رود (ناحیه هموار) تا دیواره‌های مقابل هم در سلول با یکدیگر تماس پیدا کنند. این پدیده له‌شدگی فوم نامیده می‌شود. هنگامی‌که تمام سلول‌ها له شدند، پاسخ فوم با افزایش شدید در سفتی و تنش مشخص شده است (چگالش یا قفل شدن ناحیه CD).

در واقع موقعی که فوم تحت تخریب فرورفتگی قرار می‌گیرد. بعد از اینکه به حد کرنش الاستیک در بارگذاری فشاری می‌رسد، ضعیف‌ترین لایه در فوم شروع به له شدن می‌کند و تمام تغییر شکل پلاستیک به‌صورت موضعی در این لایه است درحالی‌که باقی حجم فوم در وضعیت کرنش پلاستیک باقی می‌ماند. موقعی که سلول‌ها در این لایه شروع به فشرده شدن می‌کنند، یعنی هنگامی‌که کرنش در این لایه به کرنش تراکم می‌رسد، تنش به‌سرعت افزایش می‌یابد و لایه بعدی شروع به له‌شدگی می‌کند. در طول این مرحله تنش ثابت باقی می‌ماند. بعد از اینکه تمام سلول‌ها قفل شوند، پاسخ فشاری فوم کاملاً فشرده شده به‌وسیله رشد سریع تنش مشخص می‌شود. یعنی سخت‌شوندگی ماده اتفاق می‌افتد [19].

2-4- تنظیم دستگاه و روش آزمون خمش چهار نقطه

آزمون خمش چهار نقطه روی تیرهای ساندویچی کامپوزیتی بر اساس استاندارد ای‌اس‌تی‌ام C393 [20] انجام گرفت. در شکل 3 نحوه بارگذاری

جدول 3 نام‌گذاری و ابعاد نمونه‌ها

Table 3 Specimens code and dimensions

نمونه	طول (mm)	پهنا (mm)	ضخامت (mm)	لایه چینی
A	100	35	11	$(0/90)_2$
B	180	35	11	$(0/90)_2$
C	280	35	11	$(0/90)_2$
A45	100	35	11	$(45/-45)_2$
B45	180	35	11	$(45/-45)_2$
C45	280	35	11	$(45/-45)_2$

Fig. 1 Fixture of pressure test

شکل 1 فیکسچر آزمون فشار فوم

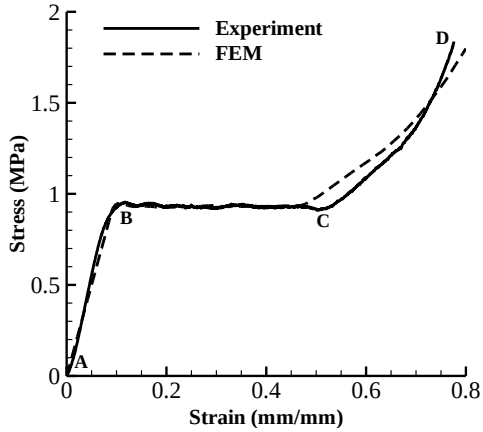

Fig. 2 Stress-strain curve for PVC foam under uniaxial compression

شکل 2 منحنی تنش-کرنش فشاری فوم PVC تحت‌فشار تک‌محوره

روی تیر مشخص شده است. فاصله‌ی دهانه‌ی بارگذاری یک‌سوم طول دهانه در نظر گرفته شده است. همچنین فاصله‌ی بین تکیه‌گاه‌ها تا سر آزاد تیر 20 میلی‌متر است. آزمایش‌های انجام‌گرفته روی نمونه‌ها با استفاده از دستگاه آزمون یونیورسال 15 تن با نرخ بارگذاری 2 میلی‌متر بر دقیقه انجام گرفت. قطر غلتک‌های بارگذاری و تکیه‌گاه در حدود 10 میلی‌متر بود. برای جلوگیری از تمرکز تنش و توزیع یکنواخت نیرو در زیر غلتک‌های بارگذاری، یک قطعه فولادی 35×20 میلی‌متر مربع با ضخامت 2 میلی‌متر برای نمونه‌های بلندتر و یک قطعه کامپوزیتی 35×15 میلی‌متر مربع با ضخامت 1.5 میلی‌متر برای نمونه‌ی کوچک‌تر در زیر غلتک استفاده شد. بارگذاری به‌صورت کنترل جابه‌جایی بر روی نمونه‌ها اعمال شد و جابه‌جایی در نقطه بارگذاری و بار اعمال شده به‌وسیله‌ی لودسل خوانده شد. شکل 4 دستگاه و تجهیزات لازم برای آزمون تیر ساندویچی کامپوزیتی را نشان می‌دهد.

5-2- نتایج آزمون

در شکل‌های 5 و 6 نمودارهای نیرو- جابه‌جایی تیرهای ساندویچی نشان داده شده است. شکل 5 نمودارهای نیرو–جابه‌جایی مربوط به سه طول مختلف تیر ساندویچی با لایه چینی $[0/90]_2$ برای پوسته‌ها است. همان‌گونه که مشخص است با کوتاه‌تر شدن طول تیر، مقاومت در مقابل تغییر شکل افزایش پیداکرده و با افزایش سفتی سازه، نیروی لازم برای شروع تخریب در تیر افزایش پیدا می‌کند.

نمونه‌ی A رفتار خطی تا نیروی 410 نیوتن نشان می‌دهد. بعد از این منحنی نیرو–جابه‌جایی به دلیل رفتار غیرخطی هسته‌ی فومی به‌خصوص در برش و همچنین شروع پلاستیسیته و لهیدگی در لبه‌های کناری صفحه‌ی فولادی در زیر غلتک بارگذاری وارد ناحیه‌ی غیرخطی می‌شود. با ادامه‌ی بارگذاری، نیروی وارد شده صرف پلاستیک شدن فوم و افزایش فرورفتگی خواهد شد و باعث می‌شود نمودار تقریباً شیب افقی پیدا کند. شکل (A-7) نشان‌دهنده لهیدگی فوم بین تکیه‌گاه و غلتک بارگذاری است. با ادامه‌ی بارگذاری به دلیل کم شدن سطح مقطع تیر که منجر به کم شدن ممان اینرسی سطح می‌شود، سفتی معادل تیر ساندویچی کاهش پیدا کرده و با افزایش جابه‌جایی، نیرو روند کاهشی را طی خواهد کرد. فرورفتگی در فوم بین غلتک و تکیه‌گاه باعث به وجود آمدن تنش‌های کششی در پوسته‌ی

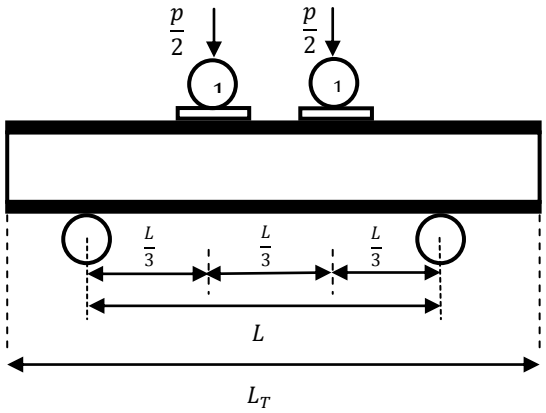

Fig. 3 Schematic illustration of flexural test of composite sandwich beams

شکل 3 تصویر شماتیک آزمون خمش تیر ساندویچی کامپوزیتی

Fig. 4 Fixture loading for four point test

شکل 4 فیکسچر بارگذاری برای خمش چهار نقطه

بالایی شده و مقدار این تنش‌ها با بیشتر شدن فرورفتگی، افزایش پیدا کرده و باعث می‌شود پوسته‌ی بالایی در زیر لبه‌ی صفحه‌ی فولادی دچار شکست شود و افت ناگهانی در بار اتفاق بیفتد. در مورد نمونه‌ی B نمودار تا بار 365 نیوتن و جابه‌جایی 1.85 میلی‌متر رفتار خطی نشان می‌دهد و بعد از آن به علت رفتار غیرخطی فوم به‌خصوص در برش و همچنین به علت پلاستیسیته و لهیدگی به‌صورت غیرخطی افزایش می‌یابد. در حدود بار 528 نیوتن و در جابه‌جایی 3.9 میلی‌متر مقدار بار به حداکثر خود رسیده و بعدازآن نمودار افقی می‌شود. در نمونه B نیز همانند نمونه A با کاهش سطح مقطع به علت لهیدگی، نیرو به‌تدریج کاهش پیداکرده و با افزایش جابه‌جایی و افزایش تنش کششی در پوسته‌ی بالایی در لبه‌ی صفحه‌ی فولادی شکست در پوسته اتفاق می‌افتد. نمونه‌ی C تا بار 250 نیوتن به‌صورت خطی رشد کرده و سپس رفتار نمودار غیرخطی شده تا اینکه مقدار بار تا 458 نیوتن افزایش پیدا می‌کند. در این نقطه به علت فرورفتگی در لبه‌ی کناری صفحه‌ی غلتک بار به‌طور ناگهانی افت می‌کند و به دنبال آن با افزایش سریع تنش در پوسته‌ی کامپوزیتی شکست در لبه‌ی صفحه‌ی فولادی اتفاق می‌افتد.

شکل 6 نمودارهای نیرو – جابه‌جایی تیر ساندویچی مربوط به لایه چینی $[45/-45]_2$ برای صفحات را نشان می‌دهد. نمودار A45 تا 450 نیوتن رفتار خطی نشان داده و سپس وارد ناحیه‌ی غیرخطی می‌شود و تا مقدار 775 نیوتن افزایش می‌یابد.

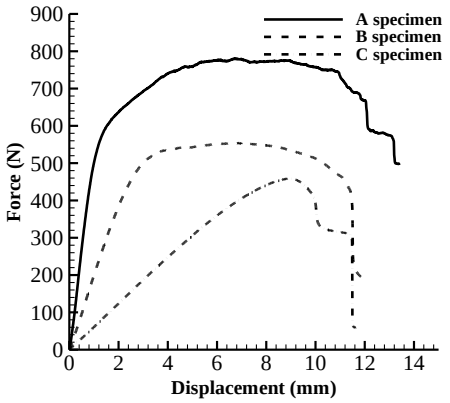

Fig. 5 Load-deflection curves obtained from test for sandwich beam with three length A=100, B=180 and C=280 (layup $[0/90]_2$)

شکل 5 نمودارهای نیرو-جابه‌جایی به‌دست‌آمده از آزمایش تیرهای ساندویچی با سه طول A=100، B=180 و C=280 (لایه چینی $[0/90]_2$)

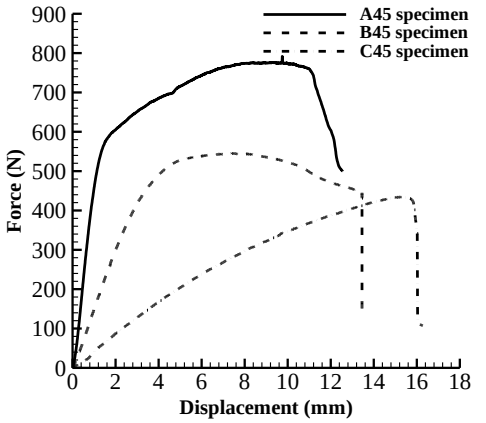

Fig. 6 Load-deflection curves obtained from test for sandwich beam with three length A45=100, B45=180 and C45=280 (layup $[45/-45]_2$)

شکل 6 نمودارهای نیرو-جابه‌جایی به‌دست‌آمده از آزمایش تیرهای ساندویچی با سه طول A45=100، B45=180 و C45=280 (لایه چینی $[45/45]_2$)

با مقایسه شیب نمودار A45 در شکل 6 با نمونه A در شکل 5 می‌توان چنین برداشت کرد به دلیل باربرداری پایین پوسته‌ها نوع لایه چینی تأثیر چندانی روی سفتی خمشی ندارد. شیب اولیه نمودار، رفتار خمشی و مکانیزم تخریب در نمونه A45 مشابه A می‌باشد و نشان‌دهنده‌ی این است که رفتار فوم در تیرهای کوتاه غالب است. در نمونه‌ی B45 رفتار نمودار تقریباً از بار 360 نیوتن غیرخطی شده و در بار 527 نیوتن به دلیل فرورفتگی در لبه‌های کناری صفحه‌ی فولادی در زیر غلتک بارگذاری، شیب نمودار تقریباً افقی می‌شود. با رسیدن نیرو به مقدار حداکثر 545 نیوتن، بار به‌تدریج کم می‌شود تا اینکه شکست در پوسته اتفاق بیفتد. رفتار غیرخطی در نمونه‌ی C45 خیلی بیشتر از نمونه‌ی C در شکل (5) است. این رفتار از حدود بار 180 نیوتن شروع می‌شود. دلیل این غیرخطی بودن را می‌توان به رفتار غیرخطی تنش-کرنش برشی در کامپوزیت نسبت داد. این رفتار برای کامپوزیت‌های متعامد تحت برش و لایه چینی $[\pm\theta]$ تحت کشش یا فشار قابل مشاهده است. در شکل 9 رفتار تنش کرنش برشی برای کامپوزیت مورداستفاده در تیر ساندویچی نشان داده شده است. در نهایت با رسیدن بار به مقدار حداکثر 434 نیوتن در نمونه‌ی C45 افت ناگهانی در بار رخ‌داده و به دنبال آن پوسته دچار شکست می‌شود. با توجه به نمودارهای شکل 6 می‌توان گفت به دلیل اینکه نمونه C45 دارای طول بیشتری نسبت به دو نمونه‌ی دیگر است، صفحات در معرض تنش بالاتری قرار می‌گیرند و رفتار غیرخطی ناشی از تنش – کرنش برشی پوسته‌ی کامپوزیتی در نمونه‌ی بلند مشهودتر است. در جدول 4 مقادیر حداکثر نیرو و جابه‌جایی مربوط به آن در نقطه بارگذاری برای نمونه‌ها آورده شده است. همان‌گونه که از نتایج مشاهده می‌شود مقادیر بار نهایی برای نمونه‌های با طول‌های یکسان و لایه چینی متفاوت، به یکدیگر نزدیک می‌باشد. در نتیجه می‌توان گفت که نوع لایه چینی بر روی بار نهایی تأثیر ندارد. در مورد جابه‌جایی در تیرهای ساندویچی با لایه چینی $[45/-45]_2$ به دلیل غالب بودن سفتی برشی که مقدار کمتری نسبت به سفتی طولی و عرضی در کامپوزیت دارد، جابه‌جایی در این نمونه‌ها بیشتر است و هر چه طول تیر بلندتر باشد، این تفاوت در جابه‌جایی نمایان‌تر است.

در شکل 7 مکانیزم تخریب در تیر ساندویچی برای سه نمونه نشان داده شده است. در تمام نمونه‌ها به علت فرورفتگی هسته و له شدن آن در لبه‌های صفحه‌ی فولادی یا کامپوزیتی در زیر غلتک بارگذاری و به دنبال آن شکست پوسته‌ی بالایی از همین نقطه تیر ساندویچی دچار تخریب شده است. در نمونه‌ی بلندتر فرورفتگی کمتر قابل تشخیص است. درواقع برای نمونه‌ی بلندتر مقدار وارد شدن به ناحیه‌ی پلاستیک و لهیدگی تا قبل از بار نهایی

جدول 4 مقادیر بار حداکثر و جابه‌جایی مرتبط به آن به‌دست‌آمده از نتایج آزمایش و تحلیلی عددی

Table 4 Maximum load and displacement values that obtained from tests and numerical analysis

نمونه	مقدار بار در شروع رفتار غیرخطی (N)	حداکثر بار تجربی (N)	جابه‌جایی تجربی (mm)	حداکثر بار عددی (N)	جابه‌جایی عددی (mm)
A	410	780	6.6	800	8.4
B	365	554.76	6.85	543.6	6.58
C	250	458.62	9	492.6	8.86
A45	450	775	9.5	774	7.83
B45	360	545.44	7.4	532	7.22
C45	180	434	15.4	458	15.78

قابل‌تشخیص نیست ولی برای نمونه‌ی متوسط و کوتاه، فرورفتگی در لبه‌های صفحه‌ی زیر غلتک به‌خوبی مشخص است.

3- شبیه‌سازی عددی

شبیه‌سازی عددی به‌منظور مقایسه با رفتار خمشی به‌دست آمده از نتایج آزمایش انجام شد. برای این منظور، شبیه‌سازی آزمون خمش چهار نقطه با استفاده از نرم‌افزار آباکوس انجام شد. با توجه به اینکه تیر ساندویچی در راستای طولی و در راستای پهنا دارای تقارن است برای کاهش زمان تحلیل نرم‌افزار، تنها یک‌چهارم تیر مدل‌سازی شده است. همچنین رفتار غیرخطی هندسه ناشی از تغییر شکل‌های بزرگ با فعال کردن گزینه‌ی غیرخطی هندسی[1] در نظر گرفته شد. صفحات کامپوزیتی در بالا و پایین هسته به‌صورت ناهمسانگرد با المان‌های پوسته‌ای پیوسته[2] سه‌بعدی 8 گره‌ای SC8R شبیه‌سازی شده است.. المان‌های پوسته پیوسته، المان‌های تنش/جابه‌جایی سه‌بعدی هستند که در مدل‌سازی سازه‌هایی که معمولاً بلند و باریک هستند استفاده می‌شوند و پاسخی شبیه به پوسته‌ها دارند. همچنین رفتار هسته، همسانگرد و برای آن المان‌های حجمی 6 وجهی 8 گره‌ای C3D8R در نظر گرفته شده است. برای پوسته‌ها با توجه به المان انتخاب شده، تنها می‌توان یک المان در راستای ضخامت در نظر گرفت و برای هسته 7 المان در راستای ضخامت استفاده شد. در شکل 8 تیر مدل شده همراه با شرایط مرزی نشان داده شده است.

3-1- بارگذاری و شرایط مرزی

با توجه به متقارن بودن تیر در دو راستای طول و پهنا، از هر دو جهت نمونه نصف شده است و شرط مرزی تقارن برای هر دو جهت قرار داده شده است.

همان‌گونه که در آزمون‌های انجام شده روی تیر کامپوزیتی در زیر غلتک‌های بارگذاری یک قطعه فولادی قرار داده شده بود، در مدل ایجاد شده نیز این قطعه در نظر گرفته شده است. تکیه‌گاه‌ها و غلتک‌های بارگذاری به‌صورت صلب مدل شده‌اند. برای تکیه‌گاه‌ها، همه‌ی شرایط جابه‌جایی و چرخش بسته شده است. در مورد غلتک بارگذاری فقط جابه‌جایی در راستای عمودی امکان‌پذیر است. بارگذاری به‌صورت جابه‌جایی به مدل اعمال شده است و با توجه به نتایج آزمایش این مقدار برابر 2 سانتی‌متر در نظر گرفته

Fig. 7 Failure mechanism in sandwich beams with different length due to indentation

شکل 7 مکانیزم تخریب در تیرهای ساندویچی ناشی از فرورفتگی

[1] NLGEOM
[2] Continuum shell element

شده است.

3-2- مدل‌های ساختاری برای مواد

3-2-1- مدل‌سازی پوسته‌ی کامپوزیتی

برای بررسی تخریب در پوسته‌های تیر ساندویچی از مدل اصلاح شده تخریب هشین استفاده شده است. معیار اصلاح شده توسط چانگ ارائه شد [21]. چانگ با توجه به رابطه‌ی تنش-کرنش برشی غیرخطی کامپوزیت، مکانیزم‌های تخریب هشین را اصلاح کرد. به‌علاوه با توجه به اینکه یکی از لایه چینی‌های انجام شده برای پوسته‌ی تیر ساندویچی $[45/-45]_2$ است که رفتار تنش کرنش برشی آن غیرخطی است، این رفتار باید در مدل‌سازی در نظر گرفته شود. به‌منظور پیاده‌سازی مدل اصلاح شده هشین و رفتار غیرخطی تنش کرنش برشی در کامپوزیت از زیرروال یواس‌دی‌اف‌ال‌دی استفاده شده است. مدل‌سازی رفتار غیرخطی برش با استفاده از مدل هان و تسای انجام شد. این مدل برای حالت تنش برشی داخل صفحه‌ای ارائه شده و به‌راحتی قابل استفاده در کد اجزا محدود است. معادله ساختاری برش داخل صفحه‌ای به شکل معادله (1) ارائه شده است.

$$\varepsilon_{xy} = \frac{\sigma_{xy}}{G_{xy}} + \alpha\sigma_{xy}^3 \tag{1}$$

در رابطه‌ی (1) σ_{xy} و ε_{xy} به ترتیب تنش برشی و کرنش برشی است. G_{xy} مدول برشی و α نشان‌دهنده ضریب غیرخطی است.

به‌منظور به کار بردن رابطه غیرخطی در کد کامپیوتری بایستی مدول برشی لحظه‌ای (مماسی) محاسبه شود. با مشتق‌گیری از طرفین معادله (1) نسبت به تنش برشی مدول لحظه‌ای (مماسی) از رابطه (2) به دست می‌آید:

$$\frac{\partial\sigma_{xy}}{\partial\varepsilon_{xy}} = \frac{1}{\frac{1}{G_{xy}} + 3\alpha\sigma_{xy}^2} \tag{2}$$

برای محاسبه رابطه‌ی غیرخطی بین تنش و کرنش برشی، رابطه تنش-کرنش باید در یک‌شکل متفاوت شرح داده شود. تنش در انتهای نمو باید به‌عنوان یک تابع خطی از کرنش داده شود. مشخص‌ترین راه برای انجام این کار، خطی سازی عبارات غیرخطی است که منجر به رابطه (3) می‌شود [22].

$$\gamma_{xy}^{(i+1)} = \left(G_{xy}^{-1} + \alpha\left(\sigma_{xy}^{i}\right)^2\right)\sigma_{xy}^{(i+1)} \tag{3}$$

در رابطه‌ی (3)، i شماره نمو را نشان می‌دهد.

به دلیل اینکه در سطوح کرنش بالاتر استفاده از رابطه‌ی (3) باعث ناپایداری می‌شود، می‌توان از رابطه‌ی (4) که یک الگوریتم بهینه شده از رابطه‌ی (3) است، استفاده کرد. در نهایت این رابطه برحسب پارامتر آسیب به‌صورت رابطه (6) نوشته می‌شود. رابطه (6) در داخل زیرروال یواس‌دی‌اف‌ال‌دی پیاده‌سازی می‌شود و مقدار پارامتر آسیب به‌طور مستقیم به

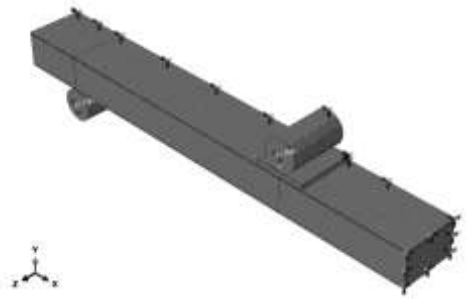

Fig. 8 Geometric model and boundary condition used in numerical analysis

شکل 8 مدل هندسی و شرایط مرزی استفاده شده در تحلیل عددی

متغیر میدانی استفاده شده برای تعریف خواص الاستیک تخصیص داده می‌شود.

$$\sigma_{xy}^{(i+1)} = \frac{1+\frac{2\alpha\left(\sigma_{xy}^{(i)}\right)^3}{\gamma_{xy}^{(i)}}}{1+3\alpha G_{xy}\left(\sigma_{xy}^{i}\right)^2} G_{xy}\gamma_{xy}^{(i+1)} \quad (4)$$

$$\sigma_{xy}^{(i+1)} = (1-d)G_{xy}\gamma_{xy}^{(i+1)} \quad (5)$$

$$d = \frac{3\alpha G_{xy}\left(\sigma_{xy}^{i}\right)^2 - \frac{2\alpha\left(\sigma_{xy}^{(i)}\right)^3}{\gamma_{xy}^{(i)}}}{1+3\alpha G_{xy}\left(\sigma_{xy}^{i}\right)^2} \quad (6)$$

شکل 9 نمودار تنش کرنش برشی به‌دست‌آمده از آزمایش، معادله‌ی (1) و تحلیل نرم‌افزار است. همان‌گونه که مشاهده می‌شود تطابق خوبی بین نتایج به‌دست آمده وجود دارد. پارامتر α از برازش منحنی آزمایش با استفاده از رابطه‌ی (1) برابر با 2.4×10^{-25} به‌دست آمده است که این مقدار در معادله (6) قرار داده شده است.

با توجه به رفتار غیرخطی برش، چانگ مدل هشین را اصلاح کرد و پارامترهای غیرخطی نیز در معیارهای واماندگی در نظر گرفته شد. معیارهای واماندگی در جدول 5 آورده شده است.

3-2-2- مدل ساختاری فوم

رفتار هسته‌ی فومی با توجه به نتایج آزمایش با استفاده از مدل لهیدگی

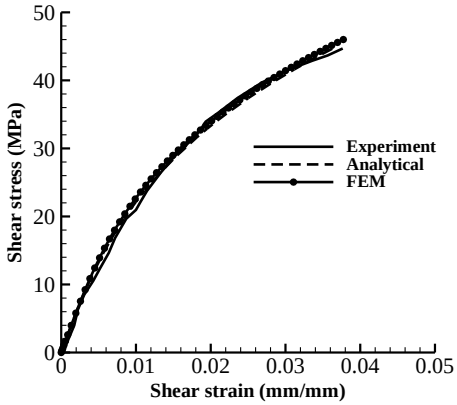

Fig. 9 Shear stress-strain curve of woven glass/epoxy composite

شکل 9 منحنی تنش-کرنش برشی کامپوزیت بافته شده شیشه/اپوکسی

جدول 5 معیارهای تخریب هشین اصلاح شده [21]

Table 5 Modified Hashin failure criteria [21]

نوع تخریب	شرط	معیار تخریب
شکست کششی الیاف	$\sigma_x \geq 0$	$e_{ft}^2 = \left(\frac{\sigma_x}{X_t}\right)^2 + \frac{\frac{\sigma_{xy}}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha\sigma_{xy}^4}{\frac{S_{xy}^2}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha S_{xy}^4}$
شکست فشاری الیاف	$\sigma_x < 0$	$e_{fc}^2 = \left(\frac{\sigma_x}{X_c}\right)^2$
شکست کششی ماتریس	$\sigma_y \geq 0$	$e_{mt}^2 = \left(\frac{\sigma_y}{Y_t}\right)^2 + \frac{\frac{\sigma_{xy}}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha\sigma_{xy}^4}{\frac{S_{xy}^2}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha S_{xy}^4}$
شکست فشاری ماتریس	$\sigma_y < 0$	$e_{mc}^2 = \left(\frac{\sigma_y}{Y_c}\right)^2 + \frac{\frac{\sigma_{xy}}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha\sigma_{xy}^4}{\frac{S_{xy}^2}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha S_{xy}^4}$
برش بین الیاف و ماتریس	$\sigma_x < 0$	$e_{fm}^2 = \left(\frac{\sigma_x}{X_c}\right)^2 + \frac{\frac{\sigma_{xy}}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha\sigma_{xy}^4}{\frac{S_{xy}^2}{2G_{xy}} + \frac{3}{4}\alpha S_{xy}^4}$

فوم در نرم‌افزار آباکوس شبیه‌سازی شد. این مدل اولین بار توسط دشپند و فلک برای فوم‌های فلزی ارائه شد [23]. ریزو و ماینس [16,19] از افرادی بودند که از مدل لهیدگی فوم در شبیه‌سازی تیرهای ساندویچی استفاده کردند. آن‌ها نشان دادند که استفاده از مدل لهیدگی همراه با سخت‌شوندگی برای شبیه‌سازی رفتار فوم مناسب است. عواد و همکاران [24] نیز برای شبیه‌سازی رفتار فوم فنولیک در پنل‌های ساندویچی تحت بار متمرکز از مدل لهیدگی فوم استفاده کردند. همچنین توایر و همکاران [25] رفتار تیر ذوزنقه‌ای شکل ساخته شده از فوم پلی‌اورتان چگالی پایین و پوسته‌ی کامپوزیتی را تحت خمش چهار نقطه با استفاده از مدل لهیدگی فوم، شبیه‌سازی کردند. ازجمله خاصیت‌های رفتار پلاستیک فوم این است که می‌توانند تحت بارگذاری هیدرو استاتیک تسلیم شوند. بنابراین مدل پلاستیک کلاسیک که به‌طور عمده برای فولادها استفاده می‌شوند، برای فوم‌ها نمی‌توانند استفاده شوند. برخلاف مواد جامد، حجم سازه‌های فومی تحت تغییر شکل پلاستیک ثابت باقی نمی‌ماند. یعنی فوم‌ها تحت بارگذاری هیدرو استاتیک (به‌علاوه بارگذاری انحرافی) تسلیم می‌شوند. بنابراین، معیار تسلیم فوم‌ها باید شامل وابستگی به فشار هیدرو استاتیک نیز باشد (تنش میانگین). برای رفتار قسمت پلاستیک در صفحه‌ی تنش انحرافی، سطح تسلیم یک دایره میزز و در صفحه تنش نصف انهاری[1] (p-q)، یک بیضی است. دو مدل سخت‌شوندگی در دسترس است. مدل سخت‌شوندگی حجمی، که نقطه روی بیضی تسلیم در صفحه نصف‌النهاری، نشان‌دهنده‌ی بارگذاری کششی هیدرو استاتیکی ثابت است و سیر تکاملی سطح تسلیم به‌وسیله‌ی تراکم حجمی کرنش پلاستیک تحریک شده است. در مدل سخت‌شوندگی همسانگرد، بیضی تسلیم در مرکز صفحه تنش p-q متمرکز شده است و به شیوه‌ای خود مشابه هندسی تکامل می‌یابد.

در این مطالعه از مدل سخت‌شوندگی همسانگرد استفاده شده است. در شکل 10 این مدل نشان داده شده است. شکل 10 سه سطح را نشان می‌دهد که شامل سطح اصلی، سطح تسلیم و جریان پتانسیل است. سطح تسلیم به‌صورت روابط (7) تعریف می‌شود.

$$F = \sqrt{q^2 + \alpha^2(p-p_0)^2} - B = 0 \quad \text{(7- الف)}$$

$$p = -\frac{1}{3}\mathrm{trace}(\sigma) \quad \text{(7- ب)}$$

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}\,S:S} \quad \text{(7- ج)}$$

p نشان‌دهنده تنش فشاری و q تنش میزز است. α ضریب شکل سطح تسلیم و B اندازه محور q از سطح تسلیم بیضی است. p_0 مرکز سطح بیضی، p_c تنش فشاری هیدرو استاتیک و σ_c مقدار مطلق تنش تسلیم در فشار تک‌محوره می‌باشند. همچنین تنش تسلیم ابتدایی در فشار تک‌محوره با σ_c^0 و تنش تسلیم ابتدایی در فشار هیدرو استاتیک به‌صورت p_c^0 نشان داده می‌شود. جزئیات بیشتر در مرجع [22] ارائه شده است.

استفاده از این مدل در نرم‌افزار نیازمند منحنی تنش-کرنش فشاری فوم برای واردکردن تنش تسلیم فشاری برحسب کرنش پلاستیک لگاریتمی است. اعتبارسنجی این مدل با شبیه‌سازی یک المان به ابعاد نمونه‌ی آزمایش شده و واردکردن نیروی فشاری بر روی المان و مقید کردن طرف دیگر آن انجام شد. همان‌گونه که در شکل 2 مشاهده می‌شود تطابق خوبی بین نتیجه‌ی آزمایش و شبیه‌سازی المان محدود وجود دارد.

در تیرهای ساندویچی، هسته معمولاً تحت تنش‌های برشی قرار دارد و

[1] Meridional stress

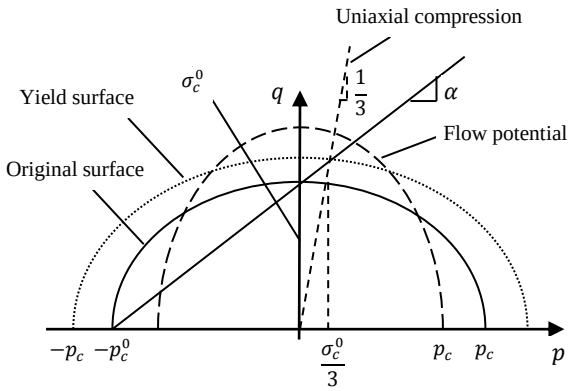

Fig. 10 Crushable foam model with isotropic hardening: yield surface and flow potential in the p–q stress plane

شکل 10 مدل فوم له شده با سخت‌شوندگی همسانگرد: سطح تسلیم و جریان پتانسیل در صفحه تنش p-q

مقدار این تنش‌ها نسبت به تنش‌های نرمال غالب است. همچنین با کوتاه‌تر شدن طول تیر مقدار تنش برشی افزایش می‌یابد. با توجه به اینکه رفتار تنش-کرنش برشی فوم‌های پی‌وی‌سی به‌صورت غیرخطی می‌باشد، شبیه‌سازی این رفتار می‌تواند به افزایش دقت نتایج عددی کمک کند. برای شبیه‌سازی این رفتار از رابطه‌ی (1) استفاده شد. با توجه به اینکه آزمایشی برای به دست آوردن نمودار تنش-کرنش برشی انجام نشده بود، با استفاده از مقاله‌ی دانیل که اثرات خواص هسته‌های مختلف را روی مکانیزم تخریب در تیر ساندویچی بررسی می‌کرد، نمودار تنش کرنش برشی مربوط به پی‌وی‌سی H80 استخراج شد [26]. با برازش معادله‌ی (1) به نمودار تنش – کرنش برشی، مقدار α برابر با 2×10^{-20} به دست آمد. در شکل 11 نمودار به‌دست‌آمده از تحلیل عددی و رابطه‌ی (1) نشان داده شده است.

3-2-3- شرایط تماسی بین سطح‌ها

برای شبیه‌سازی رفتار سطح مشترک هسته و پوسته از قانون کشش-جدایش برای سطح چسبنده استفاده شد. یکی از مزایای نرم‌افزار آباکوس، امکان استفاده از سطح چسبنده به‌جای المان چسبنده است. این رفتار ویژگی‌هایی را ارائه می‌کند که بسیار شبیه رفتار المان‌های چسبنده است. بااین‌وجود، تعریف سطح چسبنده ساده‌تر بوده و اجازه شبیه‌سازی رفتار دامنه‌ی وسیع‌تری از برهم‌کنش‌های چسبنده را فراهم می‌آورد.

رفتار الاستیک مدل به‌صورت یک ماتریس الاستیک نوشته می‌شود. این ماتریس تنش‌های نرمال و برشی را به جدایش نرمال و برشی در سطح

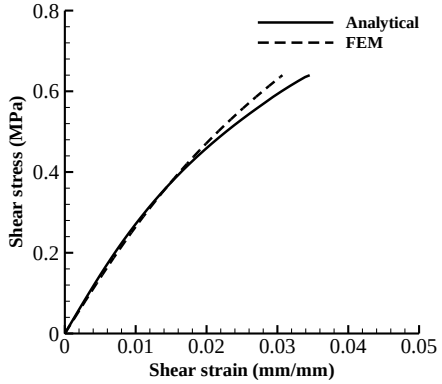

Fig 11. Shear stress-strain curve for PVC foam

شکل 11 نمودار تنش کرنش برشی برای فوم PVC

مشترک مرتبط می‌کند. مؤلفه‌های جدایش با δ_n، δ_s و δ_t نشان داده می‌شود، که n و s به جابه‌جایی‌های دوبعدی و t به سه‌بعدی برمی‌گردد. رفتار الاستیک را می‌توان با رابطه‌ی (8) نشان داد.

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{pmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{pmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \tag{8}$$

در رابطه‌ی (8) t_n، t_s و t_t تنش‌های کشش و K سفتی لایه‌ی چسبنده است. فرض شده است آسیب زمانی شروع می‌شود که حداکثر نسبت تماس به مقادیر حداکثر خود برسند. این رابطه با معادله (9) نشان داده شده است که t_n^0، t_s^0 و t_t^0 به ترتیب تنش‌های حداکثر نرمال و برشی اول و دوم برای سطح تماس هستند. پرانتز ماکولی نشان‌دهنده این است که تنها تنش‌های نرمال مثبت سبب جدایش می‌شود. اما پس از شروع آسیب، پیشروی آسیب با استفاده از روابط (10) انجام می‌شود.

$$\max\left[\frac{\langle t_n\rangle}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0}\right] = 1 \tag{9}$$

$$t_n = (1-R)\bar{t}_n \ , \quad \bar{t} \geq 0$$
$$t_n = \bar{t}_n \ , \quad \bar{t} < 0 \tag{10-الف}$$

$$t_s = (1-R)\bar{t}_s \tag{10-ب}$$

$$t_t = (1-R)\bar{t}_t \tag{10-ج}$$

که مؤلفه‌های $\bar{t}_n$، $\bar{t}_s$ و $\bar{t}_t$ تنش تماسی محاسبه شده در همین مرحله از بارگذاری برای رفتار الاستیک هستند و R متغیر آسیب اسکالر است ($0 \leq R \leq 1$). بین تکیه‌گاه و صفحات کامپوزیتی، غلتک بارگذاری و صفحه فولادی و همچنین بین صفحه فولادی و صفحه کامپوزیتی، تماس سطح به سطح تعریف شده است. خواص تماسی تعریف شده برای این تماس‌ها، شامل یک رفتار لغزشی با ضریب اصطکاک 0.01 و یک رفتار عمودی با تماس سخت و بدون نفوذپذیری در نظر گرفته شد [18].

3-3- نتایج شبیه‌سازی عددی

3-3-1- مقایسه نمودار بار- جابه‌جایی

در شکل‌های 12 تا 14 نتایج به‌دست‌آمده از آزمایش و تحلیل المان محدود برای سه نمونه A، B و C45 آمده است. شکل 12 برای نمونه C45 نشان می‌دهد که نمودار نیرو - جابه‌جایی به‌دست‌آمده از تحلیل المان محدود تطابق خوبی با نتایج آزمایش دارد. همان‌گونه که در بخش (3-2) گفته شد و از شکل 9 قابل‌مشاهده است، کامپوزیت مورد نظر در برش دارای رفتار

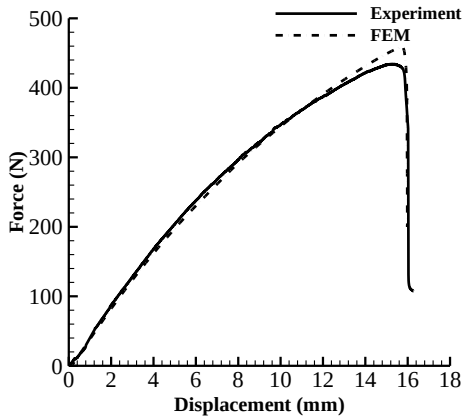

Fig. 12 Comparison between experiment and FEM load-displacement curve for C45 specimen

شکل 12 مقایسه بین نتایج تجربی و تحلیل المان محدود نمودار نیرو – جابه‌جایی برای نمونه‌ی C45

غیرخطی است. بنابراین نمونه‌ی C45 به دلیل لایه چینی $[45/-45]_2$ برای پوسته‌ها در تیر ساندویچی که تحت کشش یا فشار می‌باشند، دارای رفتار غیرخطی است.

حل المان محدود بار نهایی را بالاتر از آزمایش نشان می‌دهد اما جابه‌جایی در بار نهایی به‌درستی پیش‌بینی شده است. در نمودار نیرو-جابه‌جایی به‌دست‌آمده از آزمایش، قسمت انتهایی نمودار با شیب بیشتری نسبت به نمودار تحلیل المان محدود افت می‌کند که می‌تواند به دلیل لهیدگی بیشتر فوم یا رخ دادن زودتر آسیب در پوسته و رشد تدریجی آن باشد. در شکل 13 مقایسه‌ی بین نمودارها، برای نمونه‌ی B آورده شده است. منحنی به‌دست آمده از شبیه‌سازی عددی به‌خوبی با نتیجه‌ی آزمایش تطابق دارد. منحنی شروع غیرخطی شدن، بار نهایی و همچنین پیشروی تخریب و لهیدگی را به‌خوبی نشان می‌دهد. در مورد نمونه‌ی A در شکل 14 شروع غیرخطی شدن و فرورفتگی زودتر اتفاق افتاده و مقدار بار نهایی بیشتر از نتیجه‌ی آزمون پیش‌بینی شده است.

3-3-2- مکانیزم تخریب

در شکل 15 مقایسه‌ی بین نحوه‌ی تخریب به‌دست آمده از آزمون و تحلیل عددی برای نمونه‌ی B آورده شده است. همان‌طور که دیده می‌شود شکل لهیدگی در مدل عددی تطابق خوبی با نتیجه‌ی آزمون دارد. در شکل 16 چگونگی لهیدگی در هسته فوم و توزیع تنش عرضی در هسته برای دو نمونه‌ی C45 و B آورده شده است. مشاهده می‌شود که در زیر ناحیه‌ی بارگذاری تنش‌های فشاری شکل‌گرفته و این ناحیه با رسیدن به تنش حدود 1 مگا پاسکال وارد ناحیه‌ی پلاستیک شده و لهیدگی در این ناحیه رخ داده است. با مراجعه به شکل 2 مشاهده می‌شود که با رسیدن تنش به حدود 1 مگا پاسکال شروع لهیدگی و پلاستیسیته در فوم رخ می‌دهد. در نتیجه می‌توان گفت در نمونه‌ی C45، تنش فشاری عرضی باعث ایجاد پلاستیسیته می‌شود. در مورد نمونه‌ی B تنش فشاری عرضی به مقدار شروع پلاستیسیته نرسیده است اما کوتاه‌تر بودن طول تیر سبب افزایش تنش برشی شده و در تعامل با تنش فشاری عرضی سبب ایجاد پلاستیک و لهیدگی می‌شود. در شکل 17، شکسته شدن پوسته‌ی بالایی برای نمونه‌ی B2 نشان داده شده است. شکست در پوسته‌ی بالایی در لبه‌ی صفحه‌ی فولادی در زیر غلتک ناشی از تنش‌های کششی بالا و تمرکز تنش اتفاق افتاده است. این تخریب با تحلیل عددی به‌خوبی پیش‌بینی شده است. SDV2 نشان‌دهنده معیار تخریب کششی الیاف است. با رسیدن این مقدار به یک، تخریب در پوسته رخ می‌دهد و سفتی در راستای الیاف به‌صورت ناگهانی به صفر میل می‌کند.

در شکل 18 با استفاده از تحلیل المان محدود نحوه‌ی تغییر مکانیزم تخریب با تغییر طول تیر و ضخامت پوسته‌های کامپوزیتی تیر ساندویچی با لایه چینی [45/-45] ترسیم شده است. با مشاهده‌ی شکل 18 می‌توان دریافت که با افزایش طول، مکانیزم تخریب از لهیدگی هسته به تخریب در

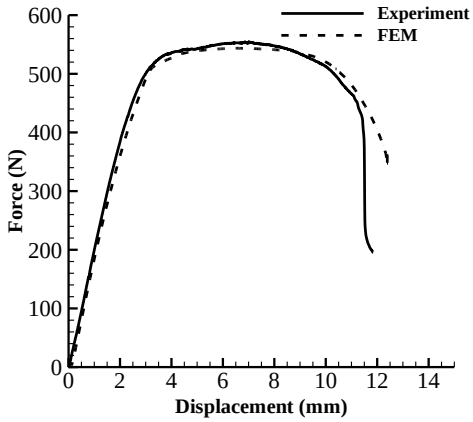

Fig. 13 Comparison between experiment and FEM load-displacement curve for B specimen

شکل 13 مقایسه بین نتایج تجربی و تحلیل المان محدود نمودار نیرو – جابه‌جایی برای نمونه‌ی B

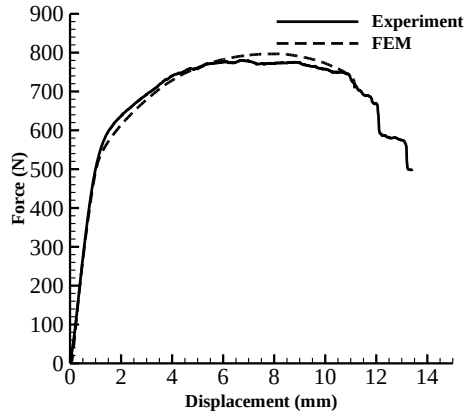

Fig. 14 Comparison between experiment and FEM load-displacement curve for A specimen

شکل 14 مقایسه بین نتایج تجربی و تحلیل المان محدود نمودار نیرو – جابه‌جایی برای نمونه‌ی A

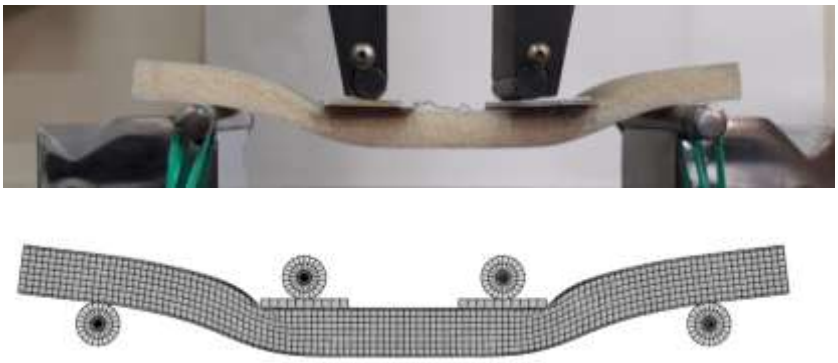

Fig. 15 Failure mechanism due to indentation in B specimen (experiment (up) and numerical simulation (down))

شکل 15 مکانیزم واماندگی ناشی از فرورفتگی در نمونه‌ی B (آزمون (بالا) و شبیه‌سازی عددی (پایین))

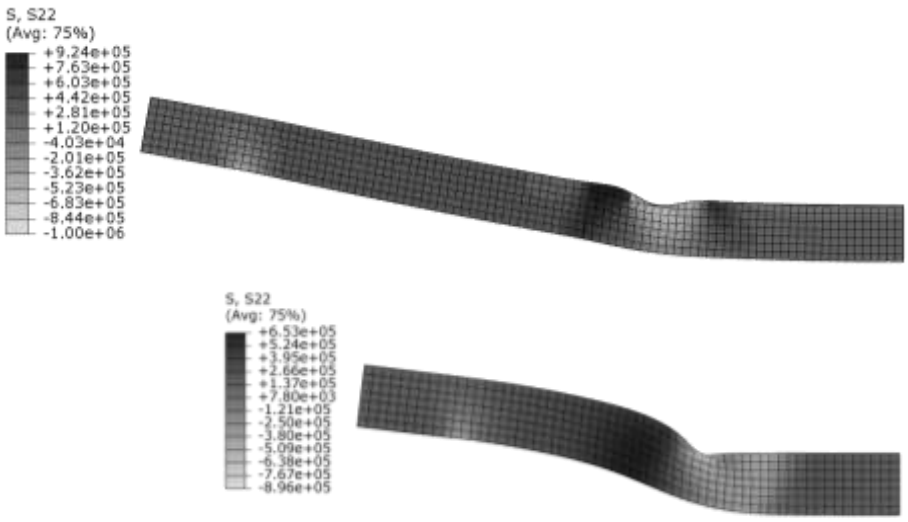

Fig. 16 Vertical stress field, S22, in core for C45 (up) and B (down) specimen

شکل 16 میدان تنش عمودی (بر حسب Pa) در هسته برای نمونه‌ی C45 (بالا) و B (پایین)

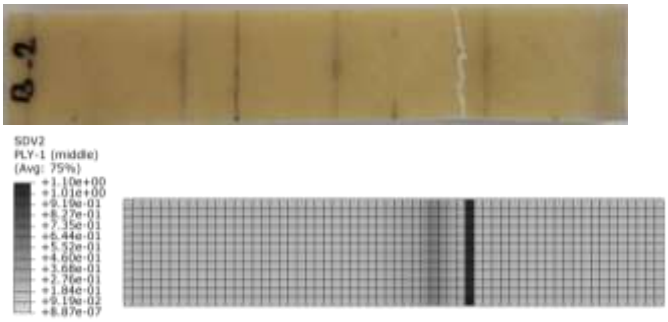

Fig. 17 Face sheet damage for B specimen (experimental (up) and numerical simulation (down))

شکل 17 آسیب در پوسته برای نمونه B (آزمایش (بالا) و شبیه‌سازی عددی (پایین))

پوسته‌ی پایینی تغییر می‌کند. درواقع با افزایش طول، تنش در پوسته‌های کامپوزیتی بالا رفته و با توجه به اینکه لایه چینی [45/-45] تحت برش هستند و پایین بودن استحکام برشی در کامپوزیت، پوسته‌ی پایینی درنتیجه‌ی تخریب الیاف دچار شکست می‌شود. همچنین با افزایش ضخامت پوسته، مکانیزم تخریب از شکست پوسته به لهیدگی هسته تغییر می‌کند. در تمام موارد مقادیر تنش برشی در هسته با مقدار استحکام برشی فوم مقایسه شد و مشاهده شد که در هیچ موردی تنش‌های برشی به استحکام برشی در هسته نمی‌رسد و درنتیجه برش در هسته نخواهیم داشت. در تیرهای ساندویچی با لایه چینی [0/90] برای پوسته‌ها، بالا بودن استحکام پوسته‌ها در کشش و فشار سبب می‌شود در طول‌های بالاتری مکانیزم تخریب از لهیدگی هسته به تخریب پوسته‌ها تغییر کند ولی افزایش بیش‌ازاندازه‌ی طول تیر سبب تغییر شکل زیاد و لغزش بیش از حد تیر بر روی غلتک‌ها می‌شود و درنتیجه نتایج ممکن است با خطا همراه شود.

در شکل 19 نمودار جابه‌جایی پوسته‌ی بالا و پایین در نصف طول تیر برای نمونه‌ی C45 ترسیم شده است. در فاصله‌ی 96 میلی‌متر که فاصله‌ای بین مرکز بارگذاری و لبه‌ی صفحه‌ی فولادی است، جابه‌جایی پوسته‌ی بالا در حدود 2.3 میلی‌متر بیشتر از پوسته‌ی پایینی است که این مقدار نشان‌دهنده‌ی فرورفتگی هسته است. همچنین در اطراف ناحیه فرورفتگی تنش‌های کششی شکل‌گرفته است.

4- نتیجه‌گیری

رفتار خمشی و مکانیزم تخریب در تیرهای ساندویچی تحت خمش چهار

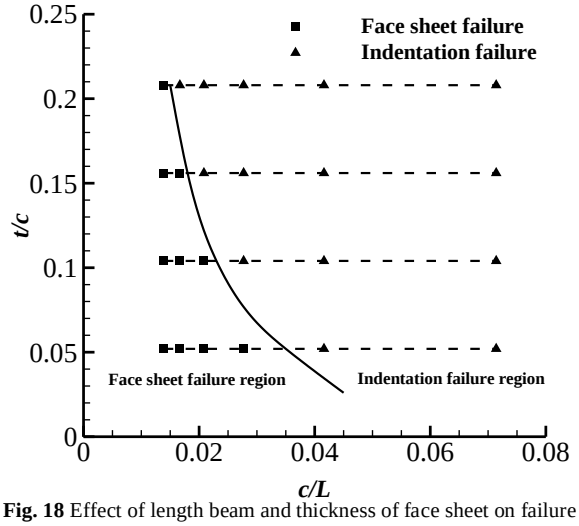

Fig. 18 Effect of length beam and thickness of face sheet on failure mechanism (FEM results)

شکل 18 اثر طول تیر و ضخامت پوسته روی مکانیزم تخریب (نتایج شبیه‌سازی عددی)

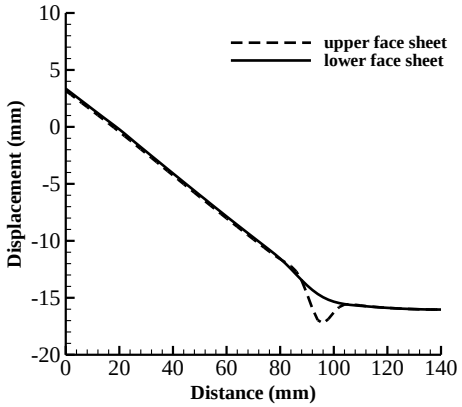

Fig. 19 Vertical displacements of upper and lower face sheets along the length of beam

شکل 19 جابه‌جایی افقی صفحه‌های بالا و پایین در امتداد طول تیر

نقطه بررسی شد. پوسته‌ها از جنس کامپوزیت با الیاف شیشه بافته شده نوع تویل بودند و هسته از نوع پی‌وی‌سی انتخاب شده بود. آزمایش بر روی سه طول مختلف و با دو نوع لایه چینی برای پوسته‌ها انجام گرفت. از نتایج به‌دست آمده از آزمایش و شبیه‌سازی عددی می‌توان به موارد زیر اشاره کرد:

- مکانیزم تخریب مشاهده شده در تمامی نمونه‌های آزمایش شده، فرورفتگی در زیر محل بارگذاری و در ادامه شکست در پوسته‌ی کامپوزیتی در لبه‌ی صفحه‌ی فولادی در زیر غلتک بارگذاری بود.
- رفتار غیرخطی مشاهده شده در نمودارهای نیرو جابه‌جایی می‌تواند ناشی از رفتار غیرخطی پوسته، هسته و ورود به ناحیه‌ی پلاستیسیته به علت لهیدگی فوم باشد. در مورد نمونه‌های دارای لایه چینی $[\pm45]_2$ و به‌خصوص طول بلند رفتار غیرخطی نمودار نیرو جابه‌جایی بیشتر ناشی از رفتار تنش کرنش برشی پوسته‌های کامپوزیتی است و با کوتاه شدن نمونه، اثر این رفتار کمتر شده و رفتار غیرخطی غالباً ناشی از رفتار تنش کرنش برشی هسته‌ی فومی و در ادامه پلاستیسیته است.
- با مقایسه‌ی نتایج به‌دست‌آمده از دو لایه چینی مشاهده شد، نوع لایه چینی بر مقدار بار نهایی تأثیرگذار نیست و بار نهایی برای طول‌های یکسان و لایه‌چینی متفاوت $[0/90]_2$ و $[\pm45]_2$ تقریباً یکسان است.
- با کوتاه شدن طول تیر، تأثیر نوع لایه چینی بر روی سفتی سازه کمتر می‌شود و می‌توان مشاهده کرد که برای طول‌های کوتاه، شیب نمودارهای نیرو جابه‌جایی برای دو نوع لایه چینی تقریباً یکسان است.
- نمودارهای نیرو-جابه‌جایی به‌دست‌آمده از آزمایش با نتایج به‌دست‌آمده از تحلیل عددی مقایسه شد. برای شبیه‌سازی رفتار فوم از مدل لهیدگی فوم استفاده شد. همچنین برای تخریب در پوسته‌ها از مدل هشین اصلاح شده استفاده شد. رفتار غیرخطی پوسته‌ها و هسته در برش و همچنین معیار اصلاح شده‌ی هشین در زیرروال یواس‌دی‌اف‌ال‌دی در نرم‌افزار پیاده‌سازی شد. تطابق خوبی بین نتایج آزمایش و تحلیل عددی مشاهده شد.
- با استفاده از شبیه‌سازی انجام شده، تأثیر تغییر طول تیر و ضخامت پوسته‌ی کامپوزیتی با تغییر تعداد لایه‌ها برای لایه چینی $[\pm45]_n$ بررسی شد. مشاهده شد با افزایش طول تیر مکانیزم تخریب از لهیدگی فوم به شکست پوسته پایینی منتقل می‌شود. همچنین افزایش ضخامت سبب تغییر مکانیزم تخریب از شکست صفحات به لهیدگی فوم می‌شود.
- مدل ارائه شده تنها برای فوم‌هایی که تنش له‌شدگی ثابت دارند کاربرد دارد درحالی‌که رفتار مواد دیگر ممکن است نیازمند رفتار سخت‌شوندگی خاصی باشد. همچنین رفتار مکانیکی فوم خیلی پیچیده‌تر از مواد جامد است. بنابراین تحلیل ارائه شده نیازمند تعیین پارامترهای مختلف به‌صورت تجربی است. برای مثال در آزمایش‌ها مشاهده شد که پس از لهیدگی و شکست پوسته، هنگام باربرداری، فوم تقریباً به حالت اولیه برمی‌گردد که این رفتار ناشی از آزاد شدن تنش و درواقع نوعی خزش هست و باید در شبیه‌سازی عددی در نظر گرفت.

5- مراجع

[1] L. A. Carlsson, G. A. Kardomateas, *Structural and failure mechanics of sandwich composites*, pp.1-3, New York: Springer Science & Business Media, 2011.
[2] H. G. Allen, *Analysis and Design of Structural Sandwich Panels*, pp. 57-75, Oxford: Pergamon, 1969
[3] L. J. Gibson, M. F. Ashby, *Cellular Solids: Structure and Properties*, pp.345-385, Cambridge: Cambridge University Press, 1999.
[4] D. Zenkert, *An introduction to sandwich construction*, pp. 20-36, West Midlands: Engineering materials advisory services, 1997.
[5] I. Daniel, E. Gdoutos, K. A. Wang, J. Abot, Failure modes of composite sandwich beams, *International journal of damage mechanics*, Vol. 11, No. 4, pp. 309-334, 2002.
[6] C. A. Steeves, N. A. Fleck, Collapse mechanisms of sandwich beams with composite faces and a foam core, loaded in three-point bending. Part II: experimental investigation and numerical modelling, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 46, No. 4, pp. 585-608, 2004.
[7] V. Deshpande, N. Fleck, Multi-axial yield behaviour of polymer foams, *Acta Materialia*, Vol. 49, No. 10, pp. 1859-1866, 2001.
[8] A. Manalo, T. Aravinthan, W. Karunasena, M. Islam, Flexural behaviour of structural fibre composite sandwich beams in flatwise and edgewise positions, *Composite Structures*, Vol. 92, No. 4, pp. 984-995, 2010.
[9] Z. K. Awad, T. Aravinthan, A. Manalo, Geometry effect on the behaviour of single and glue-laminated glass fibre reinforced polymer composite sandwich beams loaded in four-point bending, *Materials & Design*, Vol. 39, pp. 93-103, 2012.
[10] S. I. Thorsson, J. Xie, J. Marek, A. M. Waas, Matrix crack interacting with a delamination in an impacted sandwich composite beam, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 163, pp. 476-486, 2016.
[11] E. Gdoutos, I. Daniel, K. Wang, Indentation failure in composite sandwich structures, *Experimental Mechanics*, Vol. 42, No. 4, pp. 426-431, 2002.
[12] T. McCormack, R. Miller, O. Kesler, L. Gibson, Failure of sandwich beams with metallic foam cores, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 38, No. 28, pp. 4901-4920, 2001.
[13] S. M. Lee, T. K. Tsotsis, Indentation failure behavior of honeycomb sandwich panels, *Composites science and technology*, Vol. 60, No. 8, pp. 1147-1159, 2000.
[14] A. Petras, M. Sutcliffe, Failure mode maps for honeycomb sandwich panels, *Composite Structures*, Vol. 44, No. 4, pp. 237-252, 1999.
[15] C. A. Steeves, N. A. Fleck, Collapse mechanisms of sandwich beams with composite faces and a foam core, loaded in three-point bending. Part I: analytical models and minimum weight design, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 46, No. 4, pp. 561-583, 2004.
[16] R. Mines, A. Alias, Numerical simulation of the progressive collapse of polymer composite sandwich beams under static loading, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 33, No. 1, pp. 11-26, 2002.
[17] A. Valenza, V. Fiore, L. Calabrese, Three-point flexural behaviour of GFRP sandwich composites: A failure map, *Advanced Composite Materials*, Vol. 19, No. 1, pp. 79-90, 2010.
[18] ASTM C365 / C365M-11a, Standard Test Method for Flatwise Compressive Properties of Sandwich Cores, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2011,
[19] V. I. Rizov, Non-linear indentation behavior of foam core sandwich composite materials—A 2D approach, *Computational Materials Science*, Vol. 35, No. 2, pp. 107-115, 2006.
[20] ASTM C393 / C393M-11, Standard Test Method for Core Shear Properties of Sandwich Constructions by Beam Flexure, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2011,
[21] F.-K. Chang, L. B. Lessard, Damage tolerance of laminated composites containing an open hole and subjected to compressive loadings: Part I—Analysis, *Journal of Composite Materials*, Vol. 25, No. 1, pp. 2-43, 1991.
[22] ABAQUS software and documentation. V.6.13. SIMULIA: ©Dassault Systemes, 2013

[23] V. Deshpande, N. Fleck, Isotropic constitutive models for metallic foams, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 48, No. 6, pp. 1253-1283, 2000.
[24] Z. K. Awad, T. Aravinthan, Y. Zhuge, Experimental and numerical analysis of an innovative GFRP sandwich floor panel under point load, *Engineering Structures*, Vol. 41, No. 12, pp. 126-135, 2012.
[25] H. Tuwair, M. Hopkins, J. Volz, M. A. ElGawady, M. Mohamed, K. Chandrashekhara, V. Birman, Evaluation of sandwich panels with various polyurethane foam-cores and ribs, *Composites Part B: Engineering*, Vol. 79, No. 29, pp. 262-276, 2015.
[26] I. Daniel, Influence of core properties on the failure of composite sandwich beams, *Journal of Mechanics of Materials and Structures*, Vol. 4, No. 7, pp. 1271-1286, 2009.