

تأثیر چیدمان لایه‌ها بر مود دوم نرخ رهایی انرژی کرنشی در قطعه ENF کامپوزیتی

محمود مهرداد شکریه^{۱*}، حمیدرضا جراح^۱ و محمد حیدری رارانی^۲

۱. دانشگاه علم و صنعت ایران، دانشکده مهندسی مکانیک، قطب علمی مکانیک جامدات تجربی و دینامیک،

آزمایشگاه تحقیقاتی کامپوزیت

۲. گروه مهندسی مکانیک، دانشکده فنی و مهندسی، دانشگاه اصفهان

(دریافت مقاله: ۱۳۹۲/۰۳/۸ - دریافت نسخه نهایی: ۱۳۹۳/۰۳/۱۱)

چکیده - در این مقاله اثر چیدمان لایه‌ها بر توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی در قطعه خمشی با ترک انتهایی (ENF) به صورت عددی بررسی شده است. ابتدا نمونه ENF در نرم‌افزار المان محدود ABAQUS به صورت سه بعدی مدل‌سازی شده و سپس مود دوم نرخ رهایی انرژی کرنشی (G_{II}) با استفاده از روش مجازی بسته شدن ترک (VCCT) در امتداد پیشانی تورق محاسبه شده است. نتایج عددی به ازای لایه‌چینی‌های مختلف نشان می‌دهد که کمیت غیر یکنواختی معرفی شده توسط محققان دیگر ($D_c = D_{12}^2 / D_{11}D_{22}$) که فقط تابعی از سفتی‌های خمشی است، برای بررسی تغییرات G_{II} در امتداد پیشانی تورق کفایت نمی‌کند. لذا کمیت جدیدی که تابعی از سفتی‌های خمشی و کششی نمونه ENF متقارن است ارائه شده است. همچنین روشی برای محاسبه مود دوم نرخ رهایی انرژی کرنشی بحرانی در نمونه‌های ENF چند جهته متقارن با ترک بین دولایه صفر درجه با استفاده از روش لایه‌چینی معادل ارائه شده است. در واقع در این روش، هر چیدمان چند جهته دلخواه با یک چیدمان تک جهته که دارای ضخامتی متفاوت با قطعه اصلی می‌باشد، معادل‌سازی می‌شود.

واژگان کلیدی: مود دوم تورق، قطعه ENF، نرخ رهایی انرژی کرنشی، مدل‌سازی المان محدود، لایه‌چینی معادل.

Effect of Stacking Sequence on Mode II Strain Energy Release Rate of Composite ENF Specimens

M. M. Shokrieh^{1*}, H. Jarrah¹ and M. Heidari-Rarani²

1. Composites Research Laboratory, Center of Excellence in Experimental Solid Mechanics and Dynamics, School of Mechanical Engineering, Iran University of Science and Technology
2. Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, University of Isfahan

Abstract: In this paper, the effect of stacking sequence on strain energy release rate (SERR) distribution is numerically investigated in the laminated end notch flexure (ENF) specimens. ENF specimens are three-dimensionally modeled in finite element software ABAQUS, and strain energy release rate is calculated by virtual crack closure technique (VCCT). Numerical results for different lay-ups showed that the available non-uniformity ratio ($D_c = D_{12}^2 / D_{11}D_{22}$) in the literature only depends on bending moduli and does not consider the effects of other moduli. Therefore, a new parameter which is dependent on both flexural and extensional moduli is proposed for symmetric ENF specimens. Finally, a method for estimation of critical

*: مسئول مکاتبات، پست الکترونیکی: shokrieh@iust.ac.ir

SERR in multidirectional ENF specimens is introduced based on the equivalent layup approach. In fact, each multidirectional laminate is simplified by an equivalent unidirectional laminate so that both layups have the same flexural rigidities.

Keywords: Mode II delamination, ENF specimen, strain energy release rate, finite element modeling, equivalent layup.

۱- مقدمه

تورق یکی از مودهای تخریب اصلی در چندلایه‌های کامپوزیتی است که در صورت بروز در یک سازه موجب کاهش چشمگیر سفتی و عمر سازه خواهد شد. اهمیت بررسی پدیده تورق به این دلیل است که رشد تورق اغلب همراه با دیگر مودهای تخریب به خصوص ترک ماتریس است. در سال‌های گذشته تحقیقات قابل توجهی برای بررسی رفتار تورق در چندلایه‌های کامپوزیتی با استفاده از اصول مکانیک شکست انجام شده است. این مطالعات نشان می‌دهند که برخی از اصول مکانیک شکست سنتی در مورد ترک در چندلایه‌های کامپوزیتی صادق نیست. به عنوان مثال، تمایل به رشد ترک در فلزات و در چندلایه‌های کامپوزیتی متفاوت است. در مواد همسانگرد تمایل به رشد ترک در جهت باز شدن دهانه ترک (مود اول) است در حالی که در کامپوزیت‌های لایه‌ای با ترک بین لایه‌ای این گونه نیست. لذا لازم است تا انواع مودهای شکست شناخته شوند. روش معمول محاسبه نرخ رهایی انرژی کرنشی در هر یک از مدهای شکست برای بارگذاری و هندسه مشخص است که از مقایسه آن با چقرمگی شکست بین لایه‌ای، پیش‌بینی شروع رشد تورق صورت می‌گیرد. در این تحقیق بر مود دوم تورق در چندلایه‌های کامپوزیتی تمرکز شده است. تاکنون چهار هندسه مختلف برای انجام آزمایش مود دوم تورق در کامپوزیت‌های لایه‌ای پیشنهاد شده است [۱]. اما به دلیل مشکلاتی از قبیل رشد ناپایدار ترک، تأثیر اصطکاک و نحوه تعریف ترک اولیه هنوز استاندارد مشخصی برای مود دوم تورق ارائه نشده است.

متداول‌ترین روش برای آزمایش مود دوم، قطعه خمش با ترک انتهایی (ENF^۱) است [۲]. قطعه ENF به دلیل سادگی ساخت و انجام آزمایش (شبهه یک نمونه تحت خمش سه نقطه‌ای آزمایش می‌شود) بسیار شناخته‌تر و پرکاربردتر است و

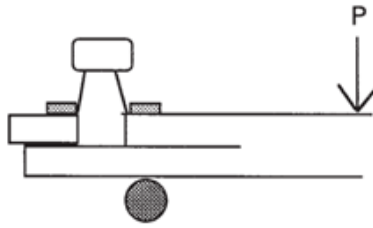
تاکنون تلاش‌هایی برای تدوین استاندارد برای این آزمایش توسط ESIS [۷-۳] و JIS [۸] انجام شده است و ASTM نیز از آن حمایت کرده است. هندسه این نمونه در شکل (۱) نشان داده شده است. در این نمونه مود دوم خالص در نوک ترک ایجاد می‌شود. اما عیب اساسی آن رشد ناپایدار ترک برای طول‌های کوچک ترک است. اما برخی تحقیقات نشان داده‌اند که اگر نسبت طول ترک اولیه به طول قطعه ENF (a/L) از 0.7 بزرگ‌تر باشد رشد ترک پایدار خواهد بود [۹].

در ژاپن برای پایدار کردن رشد ترک در آزمایش ENF نمونه جدیدی به نام SENF^۲ پیشنهاد شده است [۱۱ و ۱۲]. شکل (۲) قطعه SENF را نمایش می‌دهد.

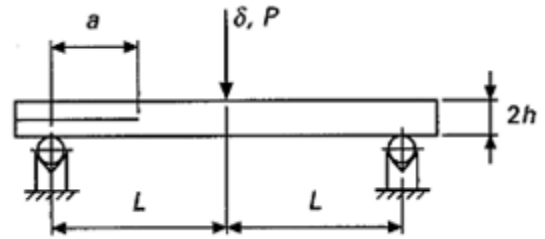
ژردن و همکاران در سال ۱۹۸۷ [۱۳] برای اولین بار قطعه ELS^۳ را برای انجام آزمایش مود دوم ارائه کردند و به دنبال آن محققان دیگر [۱۵ و ۱۶] سعی بر توسعه آن داشتند. عیب اصلی این روش آزمایش، شرایط مرزی غیر قابل اطمینان آن است. هندسه این آزمایش در شکل (۳) نمایش داده شده است.

نمونه دیگر انجام آزمایش مود دوم قطعه 4ENF است که اخیراً توسط مارتین و دیویدسن [۱۶] ارائه شده است. تفاوت قطعه 4ENF با قطعه 3ENF فقط در نوع اعمال بار است که در 3ENF از آزمایش خمش سه نقطه‌ای استفاده می‌شود در حالی که در 4ENF از آزمایش خمش چهار نقطه‌ای استفاده شده است. این قطعه دارای رشد ترک پایدار است اما کارهای آزمایشگاهی انجام شده در این زمینه محدود است. شرایط تنظیم این آزمایش بسیار مهم است و تأثیرات اصطکاک باید در نظر گرفته شود [۹]. شکل (۴) شمای کلی قطعه 4ENF را نمایش می‌دهد.

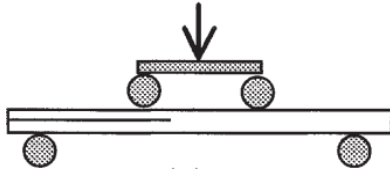
از بین قطعات مختلف معرفی شده آزمایش مود دوم تورق،



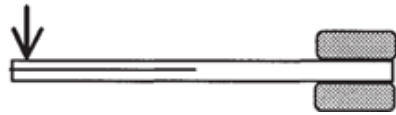
شکل ۲- شمای کلی قطعه SENF [۹]



شکل ۱- شمای کلی نمونه ENF [۱۰]



شکل ۴- شمای کلی قطعه 4ENF [۹]



شکل ۳- شمای کلی قطعه ELS [۹]

نرم‌فزار المان محدود ABAQUS مدل‌سازی شده است. المان استفاده شده C3D8R است که یک المان مکعبی ۸ گرهی است. تعداد ۶۱ گره در امتداد پیشانی ترک قرار داده شده است. اندازه المان‌های جلوی پیشانی ترک نصف ضخامت یک تک لایه است ($\Delta a = t_{ply}/2$). مدل المان محدود قطعه ENF بارگذاری شده در شکل (۵) نمایش داده شده است.

برای محاسبه نرخ رهایی انرژی کرنشی از روش بسته شدن مجازی ترک (VCCT) استفاده شده است (شکل ۶). بر اساس این روش G_{II} برابر است با:

$$G_{II} = \frac{1}{2b \Delta a} X_{Li} (u_{Li} - u_{Li}^*) \quad (3)$$

که Δa طول المان‌ها در جلوی ترک، b پهناي المانها، X_{Li} نیروی نوک ترک در ستون L و سطر i ، u_{Li} و u_{Li}^* به ترتیب جابجایی در راستای لبه بالایی و پایینی ترک هستند. از آنجا که مقادیر نرخ رهایی انرژی کرنشی به مدل المان محدود به‌خصوص اندازه المان‌ها حساسیت دارد، ابتدا نتایج المان محدود با نتایج تجربی موجود برای نمونه ENF در مرجع [۲۱] ارزیابی شده است. نمونه‌های ENF انتخابی از جنس الیاف شیشه/پلی‌استر بوده که خواص مکانیکی و هندسی آن در جدول (۱-الف) نشان داده شده است. نتایج المان محدود برای سه چیدمان $6[0^\circ]$ ، $5[\pm 30^\circ]$ و $5[\pm 45^\circ]$ با نتایج تجربی در جدول ۲ مقایسه شده است. از جدول ۲ مشاهده می‌شود که نتایج میانگین نرخ رهایی

قطعه ENF به دلیل سادگی ساخت نمونه و انجام آزمایش که باعث محبوبیت آن برای اکثر محققان شده، انتخاب گردیده است. تاکنون محققان سعی بر ارائه روابط تحلیلی ساده و در عین حال دقیق با استفاده از تئوری‌های مختلف از قبیل تئوری تیر کلاسیک [۱۷]، تئوری تیر تیموشنکو [۱۸]، تئوری تیر با تغییر شکل برشی مرتبه بالا و تئوری ورق‌ها [۱۹] برای پیش‌بینی مود دوم نرخ رهایی انرژی کرنشی (G_{II}) داشته‌اند. در ادامه به دو رابطه تئوری پرکاربرد برای محاسبه G_{II} اشاره شده است:

تئوری تیر کلاسیک:

$$G_{II} = \frac{9a^2 p^2}{16B^2 h^3 E_1} \quad (1)$$

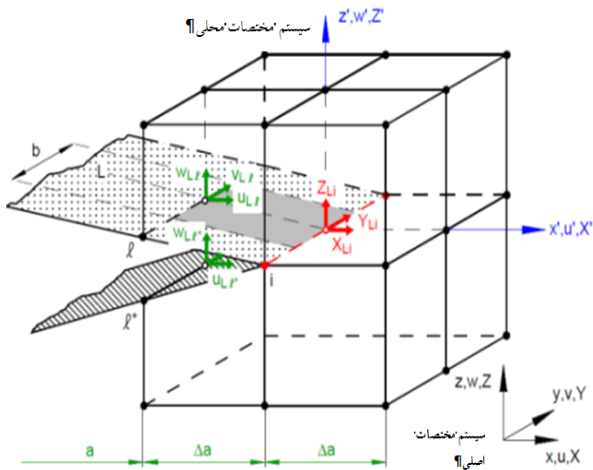
تئوری تیر کلاسیک با طول ترک اصلاح شده

$$G_{II} = \frac{9(a + 0.42\Delta_1)^2 p^2}{16B^2 h^3 E_1} \quad (2)$$

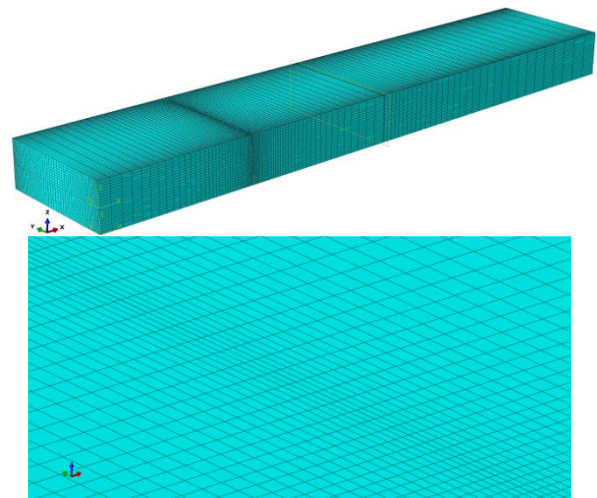
که $\Gamma = 1.18 \frac{\sqrt{E_1 E_2}}{G_{13}}$ و $\Delta_1 = h \sqrt{\frac{E_1}{11G_{13}} \left[3 - 2 \left(\frac{\Gamma}{1+\Gamma} \right)^2 \right]}$ همچنین a طول ترک اولیه، b عرض نمونه، h نصف ضخامت قطعه و P بار اعمالی است.

۲- مدل‌سازی المان محدود نمونه ENF

در این تحقیق به منظور بررسی توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی در امتداد پیشانی تورق، قطعه ENF به صورت سه بعدی در



شکل ۶- روش VCCT برای المان مکعبی ۸ گرهی [۲۰]



شکل ۵- مدل المان محدود نمونه ENF

جدول ۱- خواص مکانیکی و ابعاد هندسی دو نوع کامپوزیت

(الف) الیاف شیشه / پلی استر [۲۱]

$E_{11}(\text{GPa})$	$E_{22}(\text{GPa})$	ν_{12}	$G_{12}(\text{GPa})$	$E_{11}(\text{GPa})$
۳۴/۷	۸/۵	۰/۲۷	۴/۳۴	۲۹/۱
ابعاد هندسی نمونه ENF				
a(mm)	b(mm)	l(mm)	$t_{ply}(\text{mm})$	h(mm)
۲۵	۲۰	۱۰۰	۰/۷۳	۱/۶۸

(ب) الیاف کربن / اپوکسی T300/977-2 [۲۲]

$E_{11}(\text{GPa})$	$E_{22}(\text{GPa})$	ν_{12}	$G_{12}(\text{GPa})$	
۱۵۰	۱۱	۰/۲۵	۶	
ابعاد هندسی قطعه ENF				
a(mm)	b(mm)	l(mm)	$t_{ply}(\text{mm})$	h(mm)
۲۵	۲۰	۱۳۰	۰/۱۴	۱/۶۸

همچنین برای اطمینان بیشتر از مدل المان محدود ایجاد شده، نتایج آن با نتایج تحلیلی نمونه ENF تک جهته ساخته شده از جنس کربن / اپوکسی T300/977-2 [۲۲] مقایسه شده است. جدول (۱-ب) خواص مکانیکی کامپوزیت تک جهته کربن / اپوکسی و ویژگی های هندسی قطعه ENF را نشان می دهد. همان طور که در بخش مقدمه بیان شد حل های تحلیلی مختلفی تاکنون با استفاده از تئوری های تیر و ورق برای قطعه

انرژی کرنشی در امتداد پیشانی ترک در المان محدود اختلاف قابل توجهی با مقدار میانگین آن در نتایج تجربی دارد. اما با توجه به آنکه نتایج تجربی دارای پراکندگی داده زیادی هستند، مشاهده می شود که نتایج المان محدود به حد بالای چقرمگی شکست نزدیک تر است و درصد اختلاف آنها بسیار کم است. لذا می توان نتیجه گرفت که مدل المان محدود، نرخ رهایی انرژی کرنشی را با دقت خوبی پیش بینی می کند.

جدول ۲- مقایسه نتایج المان محدود و آزمایشگاهی به‌ازای بار بحرانی

چیدمان	$G_{IIc} (J/m^2)$		درصد اختلاف با حد بالای آزمایش (%)
	المان محدود	آزمایش [۲۲]	
$[0^\circ]_6$	۶۸۰/۰۶	496 ± 135	۷
$[\pm 30^\circ]_5$	۱۱۳۶/۴۱	976 ± 71	۹
$[\pm 45^\circ]_5$	۱۷۴۵/۸۵	1485 ± 158	۵

جدول ۳- مقایسه نتایج المان محدود و حل تحلیلی برای نمونه ENF تک‌جهته

تئوری	$G_{II} (J/m^2)$	درصد اختلاف نسبت به VCCT (%)
تیر کلاسیک	۳۹۰/۵۲	۸/۳
تیر کلاسیک اصلاح شده	۳۹۹/۳۵	۶/۲

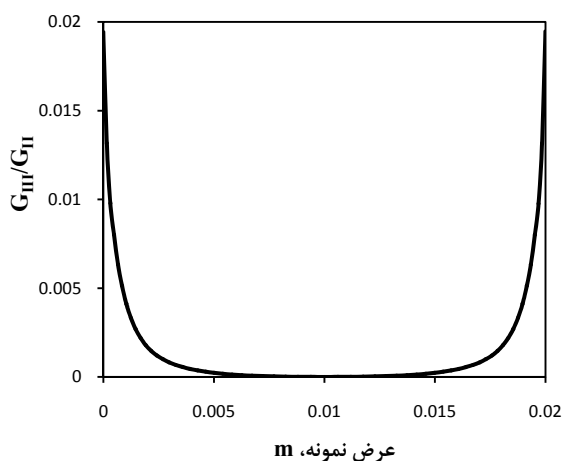
۳- تخمین نرخ رهایی انرژی کرنشی با معرفی کمیت

جدید غیریکنواختی

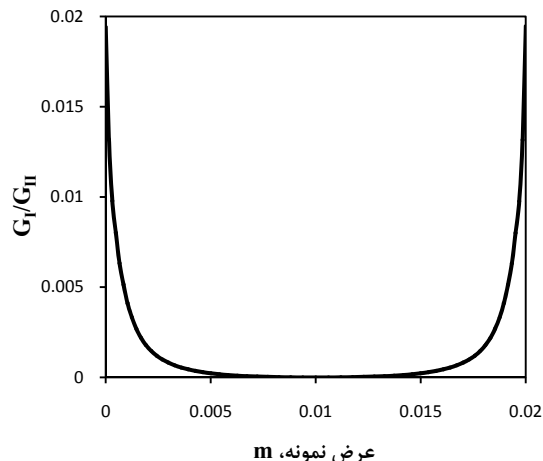
توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی در امتداد پیشانی تورق در نمونه‌های تیر یک سرگردار دولبه (DCB) [۲۳] و [۲۲ENF] نشان می‌دهد که این توزیع در قطعه ENF برخلاف نمونه DCB که بیشترین مقدار آن در مرکز و کمترین آن در لبه‌ها است، بیشترین مقدار در لبه‌ها و کمترین مقدار آن در مرکز اتفاق می‌افتد. دلیل این پدیده وابستگی محورهای بارگذاری است. دیویدسن و همکاران [۲۴] برای بیان ریاضی این وابستگی کمیت بدون بعد (که D_{ij} ها درایه‌های ماتریس سفتی خمشی [D] هستند) را معرفی کردند. این کمیت اختلاف بین بیشترین و کمترین مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی را در نمونه‌های DCB و ENF یا به‌عبارت دیگر غیریکنواختی توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی در امتداد پیشانی ترک را به‌طور کیفی بیان می‌کند. نتایج المان محدود در این تحقیق نشان می‌دهد که غیریکنواختی توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی در نمونه ENF تنها به کمیت D_c وابسته نیست (شکل ۹). لذا کمیت جدیدی به نام β شبیه آنچه در مرجع [۲۳] آمده است، تعریف شده که بیانگر اختلاف بین کمترین مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی و

ENF ارائه شده است. در جدول ۴ مقدار G_{II} میانگین به‌دست آمده از المان محدود با روش VCCT ($G_{II-avg} = 426/12 J/m^2$) با نتایج تیر کلاسیک (رابطه ۱) و تیر کلاسیک اصلاح شده (رابطه ۲) برای یک نمونه ENF تک‌جهته به‌ازای بار بحرانی $P=54N$ مقایسه شده است. جدول ۳ نشان می‌دهد که مقادیر G_{II-avg} پیش‌بینی شده از VCCT با نتایج تحلیلی در نمونه ENF تک‌جهته بسیار نزدیک است. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت مدل المان محدود با دقت قابل قبولی توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی را محاسبه می‌کند و با اطمینان خاطر می‌توان از این مدل در هدف‌های بعدی استفاده نمود.

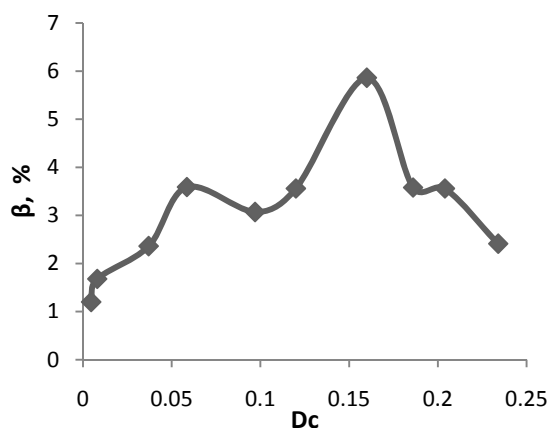
همچنین برای اطمینان از اینکه در قطعه ENF، تورق تقریباً در مود دوم خالص رشد می‌کند، نرخ رهایی انرژی کرنشی مود اول و سوم محاسبه شده با روش VCCT در شکل‌های (۷) و (۸) نشان داده شده است. لذا می‌توان نتیجه گرفت که به‌جز در لبه‌ها توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی در وسط قطعه ثابت و برابر $0/098$ (تقریباً صفر) است. بنابراین می‌توان از اثرات مود اول و سوم نسبت به مود دوم در قطعه ENF صرف‌نظر کرد.



شکل ۸- نسبت G_{III}/G_{II} در امتداد عرض نمونه ENF



شکل ۷- نسبت G_I/G_{II} در امتداد عرض نمونه ENF



شکل ۹- توزیع β نسبت به پارامتر D_c

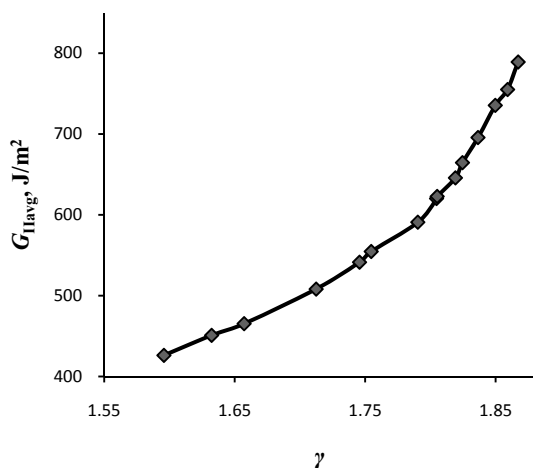
میانگین آنها است:

$$\beta = \frac{G_{IImin} - G_{IIavg}}{G_{IIavg}} \times 100 \quad (4)$$

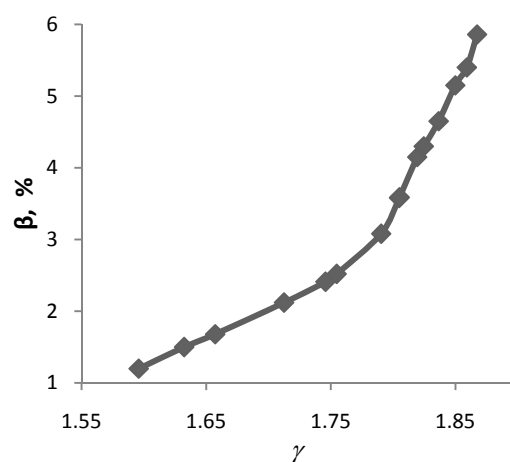
که G_{IImin} و G_{IIavg} به ترتیب حداقل نرخ رهایی انرژی کرنشی و میانگین آن در مود دوم است. به منظور بررسی تغییرات β نسبت به D_c ، چیدمان‌های مختلف برای نمونه ENF انتخاب و توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی و به دنبال آن کمیت β محاسبه شده است (شکل ۹). نتایج المان محدود در شکل (۹) نشان می‌دهد که روند تغییرات کمیت β نسبت به D_c منظم و مشخص نیست. همچنین به‌ازای دو چیدمان مختلف با کمیت D_c یکسان، مقادیر β متفاوت خواهند بود.

با بررسی هندسی نمونه ENF می‌توان دریافت که عامل تغییرات ناگهانی کمیت β ، می‌تواند عدم لحاظ کردن کمیت‌های

سفتی دیگر در D_c باشد. در نمونه ENF برخلاف قطعه DCB که تحت خمش خالص قرار دارد، اگر به‌صورت محلی به پیشانی تورق نگاه شود تحت بارگذاری داخل صفحه‌ای برشی است. لذا ماتریس‌های سفتی کششی [A] و وابستگی کشش-خمش [B] که متأثر از چیدمان لایه‌ها هستند می‌توانند بر β اثرگذار باشند. به این منظور نمونه‌های ENF با چیدمان‌های متقارن مختلف که ترک در وسط قطعه و بین دو لایه صفر درجه است تحلیل شدند و اثرات هر یک از درایه‌های ماتریس سفتی کششی بررسی شدند. شایان ذکر است که به‌دلیل انتخاب چیدمان‌های متقارن در این تحقیق، ماتریس [B] صفر است. بنابراین کمیت جدید دیگری به‌جای D_c به نام γ به‌صورت زیر تعریف شده است که اثرات سفتی کششی و خمشی را



شکل ۱۱- تغییرات G_{IIavg} بر حسب کمیت γ



شکل ۱۰- تغییرات β نسبت به کمیت جدید γ

اثباتی بر وابستگی β به G_{IIavg} است.

۴- روش معادل سازی لایه‌ها

تنوع چیدمان لایه‌ها در مواد مرکب لایه‌ای و تغییر رفتار قطعه با تغییر چیدمان لایه‌ها، باعث افزایش آزمایش‌های تعیین خواص، برای مشخصه‌سازی مواد مرکب لایه‌ای شده است. با توجه به تنوع و گستردگی چیدمان لایه‌ها و هزینه زیاد آزمایش خواص هر چیدمان، نیاز به ارائه روش‌های عددی کارآمد برای تخمین خواص چیدمان لایه‌ها محسوس است. یکی از روش‌های پیشرو تخمین خواص مکانیکی چیدمان لایه‌ها استفاده از خواص چیدمان مرجع است. نیاز اساسی این روش تعیین مکانیزمی برای معادل‌سازی چیدمان هدف با ضخامتی خاص از چیدمان مرجع است، به گونه‌ای که چیدمان معادل بتواند رفتار چیدمان اولیه را تحت بارگذاری مورد نظر با دقت مناسب شبیه‌سازی کند. کارایی معادل‌سازی هنگامی مشخص می‌شود که بتوان با معادل‌سازی قطعه اولیه با قطعه‌ای دیگر برای تعیین خاصیتی از قطعه اولیه، بدون انجام آزمایش بر روی قطعه اولیه با توجه به مشخص بودن آن خاصیت برای قطعه معادل ثانویه، خاصیت قطعه اولیه را به دقت تخمین زد.

اعمال نیروی خمشی در وسط قطعه ENF موجب برش در

برای یک چیدمان می‌توان در آن مشاهده کرد:

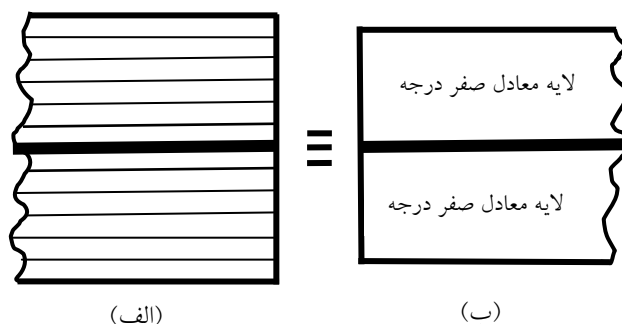
$$\gamma = \frac{A_{11}+A_{22}+A_{12}}{\sqrt{A_{11}^2+A_{22}^2}} + \frac{A_{66}}{A_{11}+A_{22}} + \frac{|D_{16}|}{D_{11}} \quad (5)$$

که A_{ij} معرف مولفه‌های ماتریس سفتی کششی و D_{ij} معرف مؤلفه‌های ماتریس سفتی خمشی در چندلایه‌های کامپوزیتی هستند. شکل (۱۰) تغییرات β را نسبت به γ نشان می‌دهد. در این شکل مشاهده می‌شود که روند تغییرات β منظم و به صورت افزایشی می‌باشد. لذا با برآزش یک نمودار بر داده‌ها می‌توان یک رابطه برای ماده استفاده شده در این تحقیق به صورت زیر ارائه کرد:

$$\beta = 302.88 \gamma^3 - 1503.16 \gamma^2 + 2492.89 \gamma - 1379.25 \quad (6)$$

به این ترتیب، با محاسبه کمیت γ (رابطه ۵) برای یک چیدمان مشخص می‌توان کمیت β که معرف غیر یکنواختی توزیع نرخ رهایی انرژی کرنشی است را محاسبه کرد.

مقایسه نتایج المان محدود و روابط تحلیلی موجود در منابع نشان داده است که مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی پیش‌بینی شده توسط روابط تئوری برای نمونه‌های تک‌جهته به مقدار G_{IIavg} در المان محدود بسیار نزدیک است [۲۳]. لذا با محاسبه β می‌توان مقدار G_{IIavg} را نیز داشت. شکل (۱۱) تغییرات G_{IIavg} را بر حسب کمیت γ نشان می‌دهد. در این شکل مشاهده می‌شود که روند تغییرات G_{IIavg} شبیه روند تغییرات β است که



شکل ۱۲- چیدمان لایه‌ها: الف) قبل از معادل‌سازی ب) بعد از معادل‌سازی

جدول ۴- خواص مکانیکی ماده کربن / اپوکسی IM7/8552 [۲۵]

E_{11} (GPa)	$E_{22}=E_{33}$ (GPa)	$G_{12}=G_{13}$ (GPa)	G_{23} (GPa)	$\nu_{12}=\nu_{13}$	ν_{23}
۱۶۰	۱۰	۴/۸	۳/۲	۰/۳۱	۰/۵۲

جدول ۵- مشخصات نمونه‌های ENF با سه چیدمان مختلف

چیدمان	سفتی خمشی معادل، GPa	β (%)
$[0^\circ]_{24}$	۱۷۵/۶	۱/۲
$[90/0]_{3s}$	۹۷/۲۴	۴/۳
$[\pm 45/90/0/-45/45]_{2s}$	۶۵/۵	۵/۲

(۷) برقرار شود. شکل (۱۲) روش چیدمان معادل را به صورت شماتیک نمایش می‌دهد. با توجه به مقطع مستطیل شکل بازوهای تیر، ضخامت تیر معادل برابر است با:

$$h_{eqv} = \left(\sqrt[3]{\frac{E_{1f}}{E_{11}}} \right) h \quad (۸)$$

که در آن h نصف ضخامت تیر اصلی، h_{eqv} نصف ضخامت تیر معادل، E_{11} سفتی چند لایه تک جهته معادل از جنس تیر اصلی و در جهت اصلی آن است. E_{1f} سفتی خمشی تیر اصلی است که با استفاده از تئوری کلاسیک لایه‌ای (CLT) محاسبه می‌شود:

$$E_{1f} = \frac{12}{h^3 d_{11}} \quad (۹)$$

برای ارزیابی روش لایه‌چینی معادل، سه چیدمان $[0^\circ]_{24}$ ، $[90/0]_{3s}$ و $[\pm 45/90/0/-45/45]_{2s}$ ساخته شده از ماده IM7/8552 که خواص مکانیکی آن در جدول ۴ نشان داده شده، در نظر گرفته شده است. طول ترک اولیه و ضخامت هر لایه در

پیشانی ترک می‌شود. لذا معادل‌سازی لایه‌ها باید به گونه‌ای صورت پذیرد که رفتار قطعه معادل‌سازی شده با رفتار قطعه اصلی تحت بارگذاری خمشی مشابه باشد. در معادل‌سازی قطعه ENF ابعاد اصلی قطعه مانند طول، عرض و طول ترک عوض نمی‌شود. تنها تغییرات قطعه معادل با قطعه اصلی، چیدمان لایه‌ها و به پیرو آن ضخامت قطعه خواهد بود. از آنجا که رفتار قطعه اصلی و قطعه معادل‌سازی شده تحت خمش باید یکسان باشد، لذا لازم است حاصل ضرب ممان اینرسی طولی مقطع تیر در سفتی طولی تیر در دو قطعه برابر باشند. در نتیجه رابطه زیر شرط معادل‌سازی تیر اصلی خواهد بود:

$$(E_{1f}I)_{main} = (E_{11}I)_{Equivalent} \quad (۷)$$

در این رویکرد تیر اصلی با هر چیدمان با تیری با چیدمان لایه‌های صفر درجه به گونه‌ای معادل‌سازی می‌شود که رابطه

جدول ۶- مقایسه نتایج لایه چینی معادل با نتایج تجربی

چیدمان	G_{IIC} (J/m ²)	بار بحرانی تجربی	بار بحرانی معادل	چیدمان	درصد
	[۲۵]	(N)	شده (N)	معادل	اختلاف
$[0^{\circ}]_{24}$	۶۵۰	۸۳۷/۸	-	$[0_{I2}]_s$	-
$[90/0]_{3s}$	۸۹۰	۷۶۴/۳	۷۳۵/۳	$[0_{I1}]_s$	۳/۸
$[\pm 45/90/0/-45/45]_{2s}$	۱۳۰۰	۷۵۸/۴	۶۳۷/۴	$[0_{I0}]_s$	۱۶

نمونه ENF به ترتیب برابر ۲۵ و ۱۳/۰ میلی متر است. سفتی خمشی معادل و پارامتر β برای چیدمان‌های فوق در جدول ۵ محاسبه شده است. جدول ۶ نتایج لایه چینی معادل را برای سه چیدمان فوق نشان می‌دهد. برای حالتی که ترک بین دو لایه صفر درجه است، روش چیدمان معادل از دقت خوبی برخوردار است. اما برای حالتی که ترک بین دو لایه ۴۵ درجه است خطا به ۱۶ درصد افزایش می‌یابد. دلیل این امر می‌تواند این باشد که هنگامی که ترک بین دو لایه غیر از صفر درجه قرار می‌گیرد احتمال تخریب‌های محلی در محل نوک ترک مانند ترک ماتریس زیاد است و این موضوع باعث تغییر قابل توجه مقدار چقرمگی شکست و تغییر رفتار الاستیک قطعه می‌شود. لذا روش لایه چینی معادل ممکن است برای مواردی همچون مورد فوق‌الذکر صادق نباشد. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که روش لایه چینی معادل برای قطعات ENF با ترک بین دو لایه صفر درجه از اعتبار لازم برخوردار است و برای ترک بین دو لایه متفاوت باید آزمایش‌های وسیع‌تری انجام شود.

نمونه‌های تک جهت معادل به دست آورد.

نمونه ENF به ترتیب برابر ۲۵ و ۱۳/۰ میلی متر است. سفتی خمشی معادل و پارامتر β برای چیدمان‌های فوق در جدول ۵ محاسبه شده است. جدول ۶ نتایج لایه چینی معادل را برای سه چیدمان فوق نشان می‌دهد. برای حالتی که ترک بین دو لایه صفر درجه است، روش چیدمان معادل از دقت خوبی برخوردار است. اما برای حالتی که ترک بین دو لایه ۴۵ درجه است خطا به ۱۶ درصد افزایش می‌یابد. دلیل این امر می‌تواند این باشد که هنگامی که ترک بین دو لایه غیر از صفر درجه قرار می‌گیرد احتمال تخریب‌های محلی در محل نوک ترک مانند ترک ماتریس زیاد است و این موضوع باعث تغییر قابل توجه مقدار چقرمگی شکست و تغییر رفتار الاستیک قطعه می‌شود. لذا روش لایه چینی معادل ممکن است برای مواردی همچون مورد فوق‌الذکر صادق نباشد. بنابراین می‌توان نتیجه گرفت که روش لایه چینی معادل برای قطعات ENF با ترک بین دو لایه صفر درجه از اعتبار لازم برخوردار است و برای ترک بین دو لایه متفاوت باید آزمایش‌های وسیع‌تری انجام شود.

۵- نتیجه گیری

در این تحقیق، ابتدا نمونه ENF در نرم افزار المان محدود

واژه‌نامه

- | | | |
|--------------------------------|---------------------------------|---|
| 1. end notch flexure (ENF) | 3. end loaded split (ELS) | 5. virtual crack closure technique (VCCT) |
| 2. stability end notch flexure | 4. double cantilever beam (DCB) | |

1. Carlsson, L. A., and Gillespie, J. W, *Application of Fracture Mechanics to Composite Materials*, 81, Elsevier, Netherlands, 1989.
2. Barrett, J. D., and Foschi, R. O., "Mode II Stress-Intensity Factors for Cracked Wood Beams", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 9, No. 2, pp. 371-378, 1977.
3. Roulin-Moloney, A. C., and Davies, P., "Interlaminar Fracture of Composite Materials", *Proceeding 7th European Conference on Fracture*, ECF7, EMAS Publisher, pp. 416-426, 1988.
4. Davies, P., Moulin C., Kausch, H. H., and Fischer M., "Measurement of G_{IC} and G_{IIC} in Carbon/Epoxy Composite", *Composite Science and Technology*, Vol. 39, No. 3, pp. 193-205, 1990.
5. Davies, P. and Moore, D. R., "Glass/nylon-6.6 Composites: Delamination Resistance Testing", *Composite Science and Technology*, Vol. 38, No. 3, pp. 211-227, 1990.
6. Davies, P. et al., "Round-Robin Interlaminar Fracture Testing of Carbon-Fibre-Reinforced Epoxy and PEEK Composites", *Composite Science and Technology*, Vol. 43, No. 2, pp. 129-136, 1992.
7. O'Brien, T. K., and Martin, R. H., "Round Robin Testing for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Composite Materials", *Journal of Composites Technology and Research*, Vol. 15, No. 4, pp. 269-281, 1993.
8. JIS 7086 standard, "Testing Methods for Interlaminar Fracture Toughness of Carbon Fiber Reinforced Plastics", *Japanese Industrial Standard Group*, Japan, 1993.
9. Davies, P., Blackman, B. R. K., and Brunner, A. J., "Standard Test Methods for Delamination Resistance of Composite Materials", *Applied Composite Materials*, Vol. 5, No. 6, pp. 345-364, 1998.
10. Sridharan, S., *Delamination Behavior of Composite*, Woodhead Publishing Limited, New York, 2008.
11. Kageyama, K., Kikuchi, M., and Yanagisawa, N., "Stabilized End Notch Flexure Test: Characterization of Mode II Interlaminar Crack Growth", *Composite Materials: Fatigue and Fracture (Third Volume)*, ASTM STP 1110, pp. 210-225, 1991.
12. Tanaka, K., Kageyama, K., and Hojo, M., "Standardization of Modes I and II Interlaminar Fracture Toughness Tests for CFRP in Japan", *Proceeding of Second European Conference on Composite Testing and Standardization (ECCM-CTS-2)*, Hamburg, Germany, pp. 533-541, 1994.
13. Jordan, W. M., Bradley, A. J., and Williams J.G., "Mode II Fracture in Toughened Graphite/Epoxy Laminates", ASTM STP 937, pp. 95-114, 1987.
14. Vanderkley, P. S., "Mode I/Mode II Delamination Fracture Toughness of a Unidirectional Graphite/epoxy Composite", M. S. Thesis, Texas A&M University, 1981.
15. Russell, A. J., and Street, K. N., "Factors Affecting the Interlaminar Fracture Energy of Graphite/Epoxy Laminates", *Progress in Science and Engineering of Composites*, ICCM IV, Tokyo, pp. 27, 1982.
16. Martin R. and Davidson, B. S., "Effects of Test Conditions on Mode II Interlaminar Fracture Toughness of Four-point ENF Specimens", *Proceeding of 4th International Conference on Deformation & Fracture of Composites*, pp. 243-249, 1997.
17. Carlsson L. A., Gillespie, J. W. and Pipes, R. B., "On the Analysis and Design of the End Notched Flexure (ENF) Specimen for Mode II Testing", *Journal of Composite Materials*, Vol. 20, No. 6, pp. 594-604, 1986.
18. Carlsson L. A., Gillespie, J. W., and Whitney J. M., "Fracture Mechanics Analysis of the End Notched Flexure Specimens", *Proceedings of the first Conference on Composite Materials*, Lancaster, Pennsylvania, 1986.
19. Whitney, J. M., "Analysis of the End Notch Flexure Specimen using a Higher Order Beam Theory Based on Reissner's Principle", *Proceedings of American Society for Composites*, 3rd Technical Conference, Lancaster, Pennsylvania, 1988.
20. Krueger, R., "The Virtual Crack Closure Technique: History, Approach and Applications", *Aerospace Materials*, Vol. 7, No 07, NASA/CR-211628, 2002.
21. Ozdil, F., "Beam Analysis of Angle-Ply Laminate End-notched Flexure Specimens", *Composites Science and Technology*, Vol. 58, No. 12, pp. 1929-1938, 1998.
22. Morais de, A. B., "Analysis of Mode II Interlaminar Fracture of Multidirectional Laminates", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 35, No. 1, pp. 51-57, 2004.
23. Shokrieh, M. M., Heidari-Rarani, M., and Rahimi S., "Influence of Curved Delamination Front on Toughness of Multidirectional DCB Specimens", *Composite Structures*, Vol. 94, No. 4, pp. 1359-1365, 2012.
24. Davidson, B. D., Kruger R., and Konig, M., "Three Dimensional Analysis and Resulting Design Recommendations for Unidirectional and Multi-Directional End-Notched Flexure Tests", *Journal of Composite Materials*, Vol. 29, No. 16, pp. 2108-2133, 1995.
25. Schon, J., Nyman, T., Blomb, A., and Ansella, H., "Numerical and Experimental Investigation of a Composite ENF-Specimen", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 65, No. 4, pp. 402-433, 2000.