Amirkabir Journal of Mechanical Engineering

Amirkabir J. Mech. Eng., 52(8) (2020) 521-524
DOI: 10.22060/mej.2019.15299.6089

Experimental and Numerical Investigation of Second Mode of Failure in Unlike End Notch Flexure Samples

S. Maleki, A. Andakhshideh*, A. Seyfi

Department of Mechanical Engineering, Quchan University of Technology, Quchan, Iran

ABSTRACT: Localized lamination using composites is one of the effective solutions to repair damaged metallic pipelines. The connection of composite repair to the metal substructure in this method is one of the most important design parameters. Therefore, deriving the important parameters at the junction will help engineers in designing and predicting the interlaminar crack initiation and propagation at the composite/metal interface. In this paper, to investigate the second mode of failure in this method, the strain energy release rate is calculated experimentally and numerically in a steel/composite bond. According to an experimental standard for calculating the second mode strain energy release rate, ASTM-D7905, experimental tests are accomplished for three symmetric and asymmetric unlike end-notched flexure specimens and a relationship for the thickness of each material to have symmetric specimens is proposed. To validate the thickness calculation relationship, the finite element modeling of unlike samples using virtual crack closure technique is used which indicates the good agreement of experimental and numerical results. Comparing the experimental results showed that the strain energy release rate of symmetric samples is more than asymmetric ones and about 1.6 times as large.

Review History:

Received: 2018/11/17
Revised: 2019/02/04
Accepted: 2019/03/11
Available Online: 2019/03/18

Keywords:

Crack propagation
Second mode of failure
Strain energy release rate
Virtual crack closure technique
Unlike end-notched flexure specimen

1- Introduction

There are over 1.1 million miles of gas, petroleum, and crude oil pipelines worldwide. The corrosion of these pipelines is a significant problem, impacting both the operational safety and the economics of the pipeline. The repair methods based on bonded composite materials have recently gained popularity [1]. The connection of composite repair to the metal substructure is one of the most important design parameters. Investigating the delamination toughness and strain energy release rate of failure in the metal/composite interface can help designers in this regales. The Virtual Crack Closure Technique (VCCT) is widely used to compute the energy release rate, G, in the finite element analysis of fracture mechanics problems [2].

Moura et al. [3] proposed a new data reduction scheme for measuring the critical fracture energy of adhesive joints under pure mode II loading using the End Notched Flexure (ENF) test. The method was based on the crack equivalent concept and did not require crack length monitoring during propagation. Mollón et. al. [4] carried out pure modes I and II and mixed-mode ratio tests, respectively by means of the following methods: Double Cantilever Beam (DCB), End Notch Flexure (ENF), and Asymmetric Double Cantilever Beam (ADCB). In Mollón et al. [4] the Finite Element Method (FEM) was used to analyze the stress state ahead of the crack to better explain the fracture micromechanisms acting under different loading modes and their influence on delamination fracture toughness.

in this paper, the interlaminar strain energy release rate is calculated experimentally and numerically in a steel/composite bond. ASTM-D7905 [5], is an experimental standard for calculating the strain energy release rate in the second mode of failure for symmetric end-notched flexure specimens. In this paper, due to the unlike of the upper and lower beams, first, the relationships for the thickness calculation of composite and steel beams to have symmetric samples is obtained and experimental tests are carried out. Next, the finite element modeling of unlike samples using virtual crack closure method is applied to validate thickness calculation relationship which indicates its accuracy.

2- Experimental Procedure

2- 1- The thickness of steel and composite beams in unlike end-notched flexure specimen

To find relationships for thickness ratio of steel and composite, the curvature radius of beams is assumed to be equal. We have,

$$\frac{h_{comp}}{h_{st}} = \sqrt[3]{\frac{E_{st}\left(1-\upsilon_{21}\upsilon_{12}\right)E_2}{E_1E_2-\upsilon_{12}^2E_2^2}} \tag{1}$$

Where, h_{comp} is composite thickness, h_{st}, steel thickness, E_{st}, elasticity module of steel, E_1, E_2, elasticity module of

*Corresponding author's email: a.andakhshideh@qiet.ac.ir

Copyrights for this article are retained by the author(s) with publishing rights granted to Amirkabir University Press. The content of this article is subject to the terms and conditions of the Creative Commons Attribution 4.0 International (CC-BY-NC 4.0) License. For more information, please visi https://mej.aut.ac.ir/article_3343.html.

composite in 1,2 directions and $\upsilon_{21}, \upsilon_{12}$ are possession ratios of the composite.

2- 2- 2.2. Sample fabrication

Samples are unidirectional glass fiber epoxy composite/ steel. In composite section, 6 and 8 layers are used in symmetric Unlike End-Notched Flexure (UENF) specimens and Asymmetric Unlike End-Notched Flexure (AUENF) specimens, respectively. Steel $(E = 208 \text{ GPa}, \upsilon = 0.3)$ thickness is 2 mm and composite thickness is calculated using Eq. (1) for UENF samples and is equal to 3 mm in AUENF samples (Fig. 1). Three symmetric and asymmetric samples in similar laboratory conditions and the same material are made to increase test result precision. Mechanical properties of composite beams are listed in Table 1.

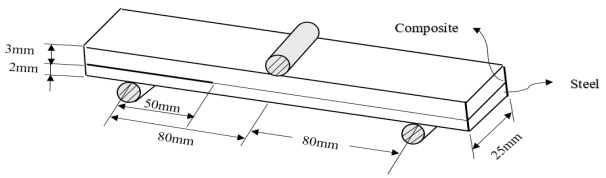


Fig. 1. AUENF schematic

Table 1. Mechanical properties of composite (Unidirectional glass fiber /epoxy resin) [6]

E_1 (GPa)	E_2 (GPa)	E_3 (GPa)	$\upsilon_{12} = \upsilon_{23} = \upsilon_{13}$	$G_{12} = G_{13} = G_{23}$ (GPa)
30	3	2	0.3	4

2- 3- Test procedure

Three-point bending test of end notch flexure samples are conducted according to ASTM-D7905. Quasi-static mode II tests were performed under the displacement control condition. The crosshead speed was set at 1.6 mm/min to ensure steady crack propagation and easy data recording. All tests are performed at 25oC and initial crack length, a, is 50 mm. A ZWICK/Z250 testing machine was used to conduct the ENF tests. A high precise load cell with a capacity of 50kg was utilized to record the load. The force–displacement (P-δ) curve, was recorded by the tensile machine. Both delamination length and local crack opening displacement in simultaneous with P and δ during the test was recorded using a Canon EOS 100D camera.

2- 4- Data reduction for the experimental tests

2- 4- 1- Compliance Calibration Method (CCM)

As suggested in standard ASTM-D7905, the CCM can be used to determine G_{II} experimentally as:

$$G_{II} = \frac{P^2}{2b}\frac{dC}{da} \tag{2}$$

In Eq. (2), $C = \delta / P$, P and δ are the load and load line deflection respectively. In addition, b is beam width and a is crack length. Assuming $C = A + ma^3$ leads to:

$$G_{II} = \frac{3mP^2a^2}{2b} \tag{3}$$

In Eq. (3), m is the slope of C-a3 curve. This relation can be used to determine G_{II} in UENF [5] and AUENF [4].

2- 4- 2- 2.4.2. Direct Beam Theory (DBT)

In this method, GII in UENF is calculated as [7-8],

$$G_{II} = \frac{P^2}{2b}\frac{dC}{da} = \frac{9P^2a^2}{8b^2\left(\bar{Q}_{11}h^3_{Composite} + E_{Steel}h^3_{Steel}\right)} \tag{4}$$

2- 4- 3- Virtual crack closure technique

In 2D VCCT, the mode I, II components of the strain energy release rate, G_I and G_{II} are calculated for four noded elements as [2]:

$$G_I = \frac{1}{2b\Delta a}F_y\left(\upsilon_{comp} - \upsilon_{st}\right) \tag{5}$$

$$G_{II} = \frac{1}{2b\Delta a}F_x\left(u_{comp} - u_{st}\right) \tag{6}$$

where Δa is the length of the elements at the crack front and F_x, F_y are the forces at the crack tip. The relative displacements behind the crack tip are calculated from the nodal displacements at the upper crack face u_{comp}, υ_{comp} and the nodal displacements u_{st}, υ_{st} at the lower crack face, respectively [2].

3- Results and Discussion

In order to calculate the experimental strain energy release rate, the force-displacement curves of the symmetric and asymmetric unlike end notched flexure specimens are illustrated in Figs. 2 and 3, respectively. Next, using the data reduction schemes presented in the previous section, R-curve of UENF and AUENF samples are plotted in Figs. 4, 5, respectively. Crack growth path of unlike composite/steel ENF sample is shown in Fig. 6. It is seen in Fig. 6 that the crack propagation is occurred in the interface of composite/ steel and is not penetrated in composite or steel beams. The values of experimental and numerical (VCCT) strain energy release rate of unlike composite/steel ENF samples are listed in Table 3. Good agreement between experimental and numerical results are achieved which shows the validity of Eq. (1) for thickness ratio calculation of unlike materials in ENF tests to have symmetric samples.

4- Conclusion

In this paper, the experimental strain energy release rate of unlike symmetric and asymmetric composite/steel ENF samples was studied. To obtain symmetric unlike ENF samples, new relation (Eq. (1)) was suggested for steel and composite beams thicknesses in pure mode II experimental tests. Comparing the final experimental and numerical (VCCT) results shows that using Eq. (1) leads to the pure second mode of failure in unlike samples with 98% accuracy and can be used for further similar studies.

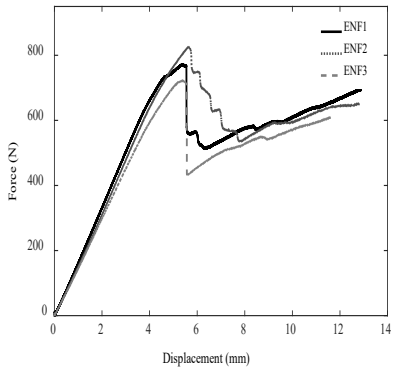


Fig. 2 Experimental force-displacement curves of the UENF specimens

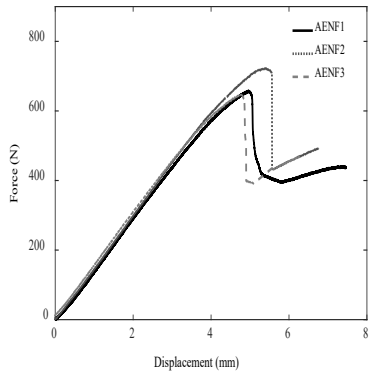


Fig. 3 Experimental force -displacement curves of the AUENF specimens

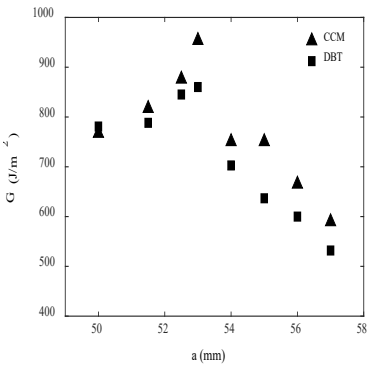


Fig. 4 Experimental R-Curve of the UENF specimen

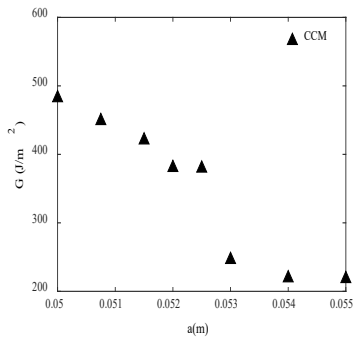


Fig. 5 Experimental R-Curve of the AUENF specimen

Fig. 6. Crack growth path in UENF sample

Table 3. The values of the strain energy release rate of UENF samples

	$G_{\exp(\mathrm{DBT})}$	$G_{\exp(\mathrm{CCM})}$	G_{vcct}	$G_{I\mathrm{vcct}}$	$G_{II\mathrm{vcct}}$
UENF	770.88	767.27	781.37	11.11	770.26
AUENF	--	482.4	480.62	144.21	336.41

5- References

[1] J.R. McCready, M. Knofczynski, M.W. Keller, Survivability of composite repairs of piping subjected to flexural loads, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 152 (2017) 7-14.

[2] R. Krueger, Virtual crack closure technique: history, approach, and applications, Applied Mechanics Reviews, 57(2) (2004) 109-143.

[3] M. F. S. F. De Moura, R. D. S. G. Campilho, J. P. M. Gonçalves, Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints, International Journal of Solids and Structures, 46(6) (2009) 1589-1595.

[4] V. Mollón, J. Bonhomme, A. Argüelles, J. Viña, Influence of the crack plane asymmetry over GII results in carbon epoxy ENF specimens, Composite Structures, 94(3) (2012) 1187-1191.

[5] ASTM, D7905/D7905M: Standard test method for mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites, American Standard of Testing Methods, Vol. 4, pp. 1-18, 2014. doi: 10.1520/D7905_D7905M-14.

[6] A. Kariman Moghadam, S. Rahnama, S. Maleki, Experimental and numerical investigation of crack growth in adhesive bonding of two composites plates under mode I, Modares Mechanical Engineering, 16(5) (2016) 271-280. (in Persian)

[7] W.S. Kim, J.J. Lee, Fracture characterization of interfacial cracks with frictional contact of the crack surfaces to predict failures in adhesive-bonded joints, Engineering Fracture Mechanics, 76 (2009) 1785–1799.

[8] F. Asgari Mehrabadi, Fracture Mechanic Analysis In Adhesive Composite/Aluminum Joints, MSc Thesis, University of Tabriz, Mechanical Engineering Department, September 2011.

This page intentionally left blank

نشریه مهندسی مکانیک امیرکبیر

نشریه مهندسی مکانیک امیرکبیر، دوره ۵۲، شماره ۸، سال ۱۳۹۹، صفحات ۲۰۹۳ تا ۲۱۰۶
DOI: 10.22060/mej.2019.15299.6089

بررسی تجربی و عددی مود دوم شکست در نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس (کامپوزیت/ فولاد)

ستار مالکی ، عطیه اندخشیده*، علیرضا سیفی

دانشکده مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی قوچان، قوچان، ایران

خلاصه: تقویت موضعی خطوط لوله فلزی آسیب دیده با استفاده از کامپوزیت‌ها یکی از راهکارهای کارآمد می‌باشد. اتصال لایه کامپوزیتی به زیرلایه فلزی در این روش، یکی از مهمترین پارامترهای طراحی می‌باشد. لذا استخراج پارامترهای مهم در محل اتصال، کمک شایانی به مهندسان در طراحی و پیش‌بینی زمان شروع و توسعه ترک بین‌لایه‌ای در فصل مشترک لایه کامپوزیتی به زیرلایه فلزی می‌کند. در این مقاله، برای بررسی مود دوم شکست در این روش، به محاسبه‌ی تجربی و عددی نرخ رهاسازی انرژی کرنشی برشی بین لایه‌ای در اتصال فولاد/کامپوزیت پرداخته شده است. بر اساس استاندارد تجربی محاسبه نرخ انرژی کرنش مود دوم شکست ASTM-D ۷۹۰۵، برای سه نمونه خمشی انتها ترک‌دار متقارن و نامتقارن آزمون تجربی انجام گرفته و رابطه‌ای برای محاسبه ضخامت هر جنس جهت داشتن نمونه‌های متقارن ارائه شده است. جهت اعتبارسنجی رابطه محاسبه ضخامت از مدل‌سازی اجزای محدود نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس به روش بستن مجازی ترک، استفاده شده که نتایج آن با نتایج آزمایش تطابق خوبی نشان داده است. مقایسه نتایج تجربی نشان می‌دهد که نرخ رهایی انرژی کرنشی نمونه‌های متقارن بیشتر از نمونه‌های نامتقارن و حدود ۱/۶ برابر آن است.

تاریخچه داوری:
دریافت: ۲۶-۰۸-۱۳۹۷
بازنگری: ۱۵-۱۱-۱۳۹۷
پذیرش: ۲۰-۱۲-۱۳۹۷
ارائه آنلاین: ۲۷-۱۲-۱۳۹۷

کلمات کلیدی:
رشد ترک
مود دوم شکست
نرخ رهاسازی انرژی کرنشی
روش بستن ترک مجازی
نمونه خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس

۱- مقدمه

بیش از ۱٫۱ میلیون مایل خطوط نفت و گاز در سراسر جهان وجود دارد. بسیاری از خطوط لوله عمر پنجاه ساله دارند که با بهبود روش‌های بازرسی عمرشان افزایش پیدا می‌کند. در ایالت متحده آمریکا ۳/۳ میلیارد دلار آسیب ناشی از خوردگی لوله‌های انتقال سیال تخمین زده شده است [۱]. لوله‌های آسیب دیده با پیچاندن لایه‌های کامپوزیتی به قسمت آسیب دیده لوله، تقویت می‌شود. این روش به دلیل راحتی کار و صرفه جویی هزینه در ۷۵ کشور دنیا مورد استفاده قرار می‌گیرد. کیت‌های تعمیر لوله شامل دو یا چند نوع کامپوزیت می‌باشند. در کامپوزیت استفاده شده این خطوط فلزی، الیاف شیشه عمدتاً به عنوان تقویت کننده، بار خارجی را تحمل می‌کند و ماتریس (رزین) برای ایجاد مقاومت شیمیایی و حفظ شکل کامپوزیت ایفای نقش می‌کند. همچنین چسب یا رزین می‌تواند یکی از عوامل ارزیابی عمر خستگی باشد [۲].

در سال‌های اخیر استفاده از کامپوزیت دربسیاری زمینه‌های مهندسی مانند هواپیما، پل‌سازی و... گسترش یافته است. دنی و همکاران [۳]، با انجام آزمایش بر روی ورق آلومینیوم ترک خورده تقویت شده با کامپوزیت بورون/ اپوکسی[1]، به این نتیجه رسیدند که عمر خستگی، ۹۰۰٪ افزایش می‌یابد. اسکوب و مال [۴] یک نوع آزمایش بر روی صفحه آلومینیومی نوع ۲۰۲۴-T۳ انجام دادند که با وصله کامپوزیت بورون/ اپوکسی تعمیر شده بود. این آزمایش با هدف بررسی اثرات ضربه بر روی صفحات ضخیم آلومینیومی انجام شد. آن‌ها به این نتیجه رسیدند که عمر خستگی صفحات آلومینیومی بعد از اتصال کامپوزیت حدود ۷/۱۲ برابر افزایش یافته است. سئو و لی [۵] به صورت تجربی تعدادی از آزمایش‌های مربوط به عملکرد خستگی در صفحات نوع ۷۰۷۵-T۶ که با وصله کامپوزیتی[2] تقویت شده باشند را انجام دادند. نتایج آزمون نشان داد که عمر خستگی نمونه آلومینیومی بعد از اتصال کامپوزیت حدود پنج برابر افزایش یافته است. بررسی خستگی لوله آلومینومی ترک خورده تقویت شده

1 Boron/epoxy composite
2 Composite patch

* نویسنده عهده‌دار مکاتبات: a.andakhshideh@qiet.ac.ir

حقوق مؤلفین به نویسندگان و حقوق ناشر به انتشارات دانشگاه امیرکبیر داده شده است. این مقاله تحت لیسانس آفرینندگی مردمی (Creative Commons License) در دسترس شما قرار گرفته است. برای جزئیات این لیسانس، از آدرس https://www.creativecommons.org/licenses/by-nc/4.0/legalcode دیدن فرمائید.

با استفاده از وصله کامپوزیتی نیز در سال‌های اخیر انجام گرفته است [۶].

برخی مقالات نیز به بهینه‌سازی و طراحی تقویت کامپوزیتی سازه‌های فلزی آسیب دیده، پرداختند. بریتگی [۷]، روش جدیدی مبتنی بر الگوریتم ژنتیک[1] برای مطالعه شکل مطلوب آستر برای تقویت ورق ترک خورده پیشنهاد کرد. روش آن‌ها مبتنی بر کدهای المان محدود و شبیه‌سازی عددی بود. کومار و هاکیم [۸] نیز طراحی بهینه آسترهای کامپوزیتی متقارن و متعادل را برای تقویت یک صفحه آلومینیومی (بیضوی مربعی و دایروی) ترک‌خورده پیشنهاد کردند. آن‌ها به این نتیجه رسیدند که بهینه‌ترین طرح زمانی است که صفحه دارای حداقل حجم باشد. جونز و همکاران [۹]، به بررسی صفحات دارای ترک که با آسترهای کامپوزیتی تقویت شده‌اند، پرداختند. آن‌ها به این نتیجه رسیدند که برای طول ترک‌های کوتاه، رابطه خطی بین طول ترک و عمر خستگی وجود دارد. سابلکین و همکاران [۱۰]، به بررسی اثرات محل اتصالات و اندازه آستر بر روی عمر خستگی صفحات آلومینیومی ترک‌خورده پرداختند. در سال‌های اخیر، کاراتاز و همکاران [۱۱] نیز آزمایش‌های مشابهی را برای خستگی صفحات فولادی تقویت شده با کامپوزیت انجام دادند.

تکنیک بسته شدن ترک مجازی[2] به طور گسترده برای محاسبه نرخ رهایی انرژی در تحلیل المان محدود در مسائل مکانیک شکست استفاده می‌شود. این تکنیک ابتدا توسط ریبیکی و کانینن [۱۲] برای مسائل دو بعدی و سپس توسط شیواکومار و همکاران [۱۳] برای مسائل سه بعدی ارائه شد. برای مسائل مود ترکیبی شکست از قبیل جدایش مواد کامپوزیتی، روش بستن ترک مجازی نه تنها مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی کل، بلکه نرخ رهایی مود یک و مود دو شکست را محاسبه می‌کند [۱۴]. والوو [۱۵]، مسائل مربوط به مود ترکیبی شکست را با استفاده از روش بستن ترک مجازی مورد بررسی قرار داد. مورا و همکاران [۱۶] نیز به بررسی تجربی مود دوم شکست در نمونه‌های خمشی سه نقطه‌ای انتها ترک‌دار[3] و نمونه‌های تیر کنسول انتها ترک‌دار[4] با استفاده از روش‌های ترک معادل[5] پرداختند. مزایای روش فوق در این است که نیاز به رشد ترک در طول آزمون نمی‌باشد.

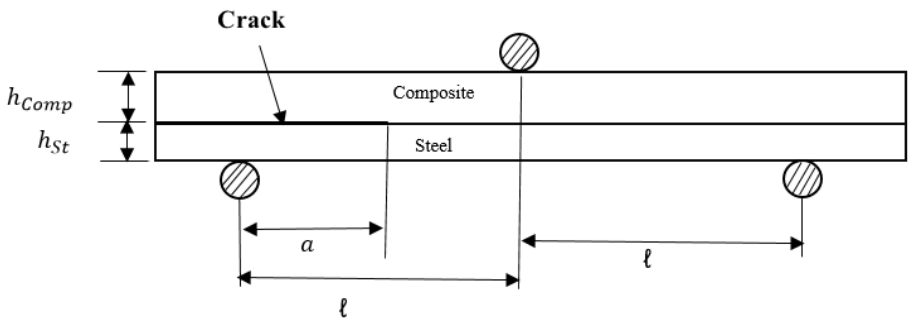
1 Genetic algorithm
2 Virtual crack closure technique
3 End Notch Flexure (ENF)
4 End-Loaded Split (ELS)
5 Crack equivalent

در این مقاله، دو روش ترک معادل استفاده شد که روش اول توسط بلک من و همکاران[۱۷ و ۱۸]در مقالات ارائه شده بود و روش دوم مبتنی بر اصلاح تئوری تیر با طول مؤثر ترک[6] بود که در آن نیاز به اندازه‌گیری مدول خمشی می‌باشد. ایشان همچنین به بررسی عددی مود دوم شکست در نمونه‌های فوق با استفاده به روش المان محدود مدل‌سازی ناحیه چسبنده[7] پرداختند.

در تحقیقی دیگر مورا و همکاران [۱۹] به صورت تجربی مود دو شکست در اتصالات مواد کامپوزیتی را بررسی کردند. آن‌ها اندازه‌گیری انرژی شکست مود دو اتصالات چسبی را با استفاده از آزمون نمونه انتها ترک تحت بار عرضی با استفاده از روش ترک معادل[8] پیشنهاد دادند. این روش بر پایه مفهوم ترک معادل بوده و نیازی به رصد ترک در هنگام انتشار که کار دشواری است، ندارد. آن‌ها نتایج خود را با روش کالیبراسیون نرمی[9] و تئوری تیر ساده[10] مقایسه کردند. مقایسه نتایج نشان داد که روش پیشنهادی آن‌ها نسبت به دو روش دیگر، نتایج دقیق‌تری را ارائه می‌دهد و انتخاب مناسبی برای مشخصه‌سازی شکست در اتصالات می‌باشد. در این تحقیق، با استفاده از مهندسی معکوس و نتایج به دست آمده از محاسبات عددی، مقادیر σ_u و δ_2 در مود دو را برای چسب به دست آوردند. سپس با نتایج عملی از آزمایش کشش چسب، مقایسه شده و G معادل محاسبه و نتایج به دست آمده از سه روش مذکور را با G معادل مقایسه کردند.

آرگویل و همکاران [۲۰] به بررسی نقش ماتریس در بارگذاری استاتیکی و دینامیکی برای رشد ترک خستگی در مود یک و دو شکست کامپوزیت‌های کربن/ اپوکسی پرداختند. آن‌ها به این نتیجه رسیدند که در مود اول و دوم شکست برای بارگذاری با سیکل‌های بالا، ماتریس با چقرمگی بیشتر، تنش خستگی بالاتری را تحمل می‌کند. مولون و همکاران [۲۱]، به صورت تجربی و عددی نمونه خمشی انتها ترک نامتقارن تماماً کامپوزیتی متشکل از الیاف کربن تک جهته[11] و رزین اپوکسی را با تغییر موقعیت نوک ترک مورد مطالعه قرار دادند. در سال‌های اخیر، پاندورانگا و شیواکومار[۲۲]، به صورت تجربی به بررسی مدل کامل عمر خستگی[12] برای کامپوزیت‌های تک جهته

6 Equivalent crack lenght
7 Cohesive Zone Modeling (CZM)
8 Equivalent crack method
9 Compliance Calibration Method (CCM)
10 Direct Beam Theory (DBT)
11 Unidirectional
12 Fatigue life



شکل ۱: شماتیک نمونه خمشی انتها ترک‌دار متقارن

Fig. 1. UENF schematic

کربن/ اپوکسی تحت مود دو شکست پرداختند. آن‌ها با استفاده از تست خمش سه نقطه‌ای، مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی را برای نمونه خمش انتها ترک متقارن به دست آوردند.

در این مقاله، هدف محاسبه تجربی نرخ رهاسازی انرژی کرنشی مود دوم شکست در اتصال وصله‌ی کامپوزیتی به زیر لایه فولادی است. با توجه به اینکه ابعاد و مشخصات ارائه شده در استاندارد تست تجربی نرخ رهاسازی انرژی کرنشی مود دوم شکست (ASTMD۷۹۰۵/D۷۹۰۵M) [۲۳]، برای نمونه‌های تیر یکسرگیردار متقارن هم‌جنس می‌باشد، نیاز به ارائه اصلاحاتی در ضخامت نمونه جاری که ناهم‌جنس و در نتیجه نامتقارن است، می‌باشد. به این منظور، ابتدا رابطه محاسبه ضخامت هر یک از دولایه کامپوزیت و فولاد ارائه می‌گردد. صحت این رابطه در مدل‌سازی عددی نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس با استفاده از تکنیک بسته شدن ترک مجازی در نرم‌افزار اجزای محدود آباکوس[1] بررسی می‌گردد. در پایان، نتایج تجربی و عددی پژوهش جاری برای نرخ رهاسازی انرژی کرنشی مد خالص دوم با یکدیگر مقایسه و اعتبارسنجی می‌گردد.

۲- روش تحقیق

۲-۱- ضخامت هر یک از دو تیر در نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار متقارن ناهم‌جنس

برای داشتن تیر متقارن در مود دوم شکست، باید انحنای دو تیر کامپوزیتی و فولادی یکسان باشد. در اینجا هدف محاسبه ضخامت‌های تیر کامپوزیتی و فلزی برای داشتن چنین شرایطی است. شکل ۱ شماتیک نمونه یکسرگیردار دولبه متقارن را نشان می‌دهد که تیر بالایی کامپوزیتی و تیر پایینی فولادی می‌باشد.

مقدار شعاع انحنای تیر فلزی ρ_{st} و کامپوزیتی ρ_{comp} ، به ترتیب در روابط (۱) و(۲) ارائه شده است [۲۴].

$$\frac{1}{\rho_{st}} = \frac{M_{st}}{EI} \tag{۱}$$

$$\kappa_x = \frac{1}{\rho_{comp}} \tag{۲}$$

در این روابط، M_{st} ممان خمشی تیر فولادی، E مدول الاستیسیته فولاد و I ممان اینرسی دوم سطح تیر فولادی می‌باشد. رابطه منتجه‌های گشتاور کامپوزیت در رابطه (۳) ارائه شده است [۲۴]:

$$\{M\} = \sum_{k=1}^{N}\int_{h_{k-1}}^{h_k}[Q]\{\varepsilon_0\}zdz + \sum_{k=1}^{N}\int_{h_{k-1}}^{h_k}[Q]\{\kappa\}z^2dz \tag{۳}$$

در رابطه (۳)، Q ماتریس سختی تیر کامپوزیتی است. رابطه (۳)، به صورت زیر ساده می‌شود [۲۴]:

$$\{M\} = \sum_{k=1}^{N}\int_{h_{k-1}}^{h_k}z^2dz[Q]\{\kappa\} = \frac{1}{3}\sum_{k=1}^{N}\left(h_k^3 - h_{k-1}^3\right)[Q]\{\kappa\} = \frac{h_{comp}^3}{12}[Q]\{\kappa\} \tag{۴}$$

در نهایت با برابر قرار دادن انحنای دو تیر کامپوزیتی و فلزی و فرض $M = M_{comp} = M_{st}$ [۲۵]، داریم:

1 Abaqus

$$\frac{M_{st}}{E_{st}I_{st}} = \frac{12}{h_{comp}^{3}} Q_{11}^{*} M_{comp} \quad (۵)$$

در رابطه (۵)، $Q_{۱۱}^{*}$، درایه اول ماتریس معکوس Q می‌باشد. با جایگذاری مقدار $Q_{۱۱}^{*}$ رابطه محاسبه ضخامت فولاد و کامپوزیت به صورت زیر به دست می‌آید.

$$\frac{h_{comp}}{h_{st}} = \sqrt[3]{\frac{E_{st}\left(1-\upsilon_{21}\upsilon_{12}\right)E_{2}}{E_{1}E_{2}-\upsilon_{12}^{2}E_{2}^{2}}} \quad (۶)$$

که در آن h_{comp} ضخامت بازوی کامپوزیتی، h_{st}، ضخامت بازوی فولادی، E_{st}، مدول الاستیسیته فولاد، $E_{۱}$، مدول الاستیسیته کامپوزیت در جهت یک (راستای طولی نمونه)، $E_{۲}$، مدول الاستیسیته کامپوزیت در جهت دو (راستای عرضی نمونه) و $\upsilon_{۱۲}$ و $\upsilon_{۲۱}$ مدول پواسون کامپوزیت می‌باشد.

از آنجایی که استاندارد تست تجربی مود دوم شکست یعنی ASTM-D ۷۹۰۵ [۲۳]، برای نمونه‌های هم‌جنس است که در آن هدف محاسبه G_{II} خالص برای رشد ترک بین لایه‌ای در نمونه‌ای می‌باشد که بالا و پایین ترک از جنس مشابه باشد، لذا ضخامت تیرها در دو سمت ترک یکسان می‌باشد. این نمونه هم به لحاظ هندسی و هم به لحاظ انحنا خمشی در دو سمت ترک مشابه می‌باشد. اما در نمونه ناهم‌جنس، وقتی نمونه با ضخامت برابر از دوجنس متفاوت ساخته شود، علی‌رغم این‌که به لحاظ هندسی تقارن وجود دارد، ولی به لحاظ انحنا خمشی تیر بالا و پایین متفاوت بوده و این باعث خواهد شد که مود ترکیبی بازشوندگی و برشی همزمان در رشد ترک ایجاد شوند و نرخ رهایی انرژی کرنشی حاصل مود دوم خالص، G_{II} نباشد. در تمام متن به نمونه‌هایی که شرط تشابه انحنا خمشی در آن‌ها اعمال نشده و نسبت ضخامت تیرها با رابطه (۶) محاسبه نشده است، نمونه نامتقارن و به نمونه‌هایی که تیرهای ناهم‌جنس به لحاظ انحنا خمشی مشابه هستند، نمونه متقارن گفته شده است.

۲-۲- مراحل ساخت نمونه‌ها

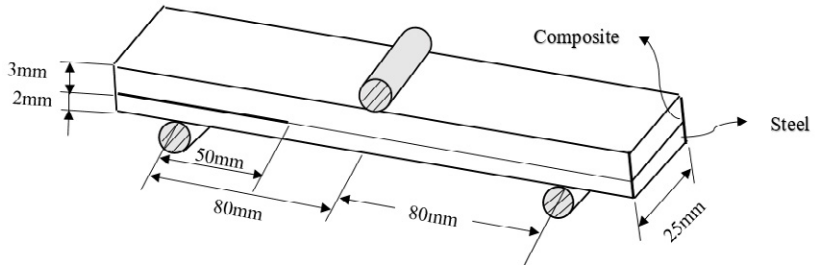
برای ساخت نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس، ابتدا بازوی فولادی با اندازه مش ۸ تا ۱۶سندبلاست شده، سپس سطح اتصال بازویی فولادی به وسیله استون تمیزکاری می‌گردد. برای

شکل ۲: آماده سازی نمونه خمشی انتها ترک‌دار
Fig. 2. Preparing UENF sample

ایجاد ترک اولیه، از ورق نچسب با ضخامت ۲۰ میکرومتر استفاده شده است. تقویت کننده بکار رفته در صفحات کامپوزیتی، الیاف شیشه تک جهته و صفحات متشکل از ۸ لایه با زاویه صفر برای نمونه خمشی انتها ترک‌دار متقارن[1] و ۶ لایه برای نمونه خمشی انتها ترک‌دار نامتقارن ناهم‌جنس[2] می‌باشند. ماتریس بکار رفته در صفحات کامپوزیتی، رزین اپوکسی به همراه سخت کننده[3] می‌باشد. ضخامت بازوی فولادی در هر دو نمونه متقارن و نامتقارن ۲ میلی‌متر، ضخامت کامپوزیت برای نمونه متقارن با استفاده از رابطه (۶) و نمونه نامتقارن معادل ۳ میلی‌متر در نظر گرفته شده است. بعد از اتمام لایه‌چینی، نمونه به مدت ۲۴ ساعت در دمای اتاق قرار داده شده است. تعداد سه عدد نمونه برای خمش انتها ترک‌دار متقارن و سه عدد برای نمونه نامتقارن تولید شده است (شکل ۲). در شکل ۱، شماتیک نمونه خمشی انتها ترک‌دار متقارن نشان داده شد که در آن فاصله بین مرکز دو تکیه‌گاه کناری و تکیه‌گاه وسط ۸۰ میلی‌متر، فاصله بین دو لبه کناری نمونه‌ها تا مرکز تکیه‌گاه مجاور ۴۰ میلی‌متر، عرض نمونه‌ها ۲۵ میلی‌متر و طول ترک اولیه ۵۰ میلی‌متر می‌باشد. ابعاد نمونه‌های نامتقارن نیز در شکل ۳ نشان داده شده است.

از آنجا که نمونه دو جنسی (رسانا/عایق) شامل کامپوزیت و فولاد می‌باشد، برای برش نمونه‌ها طبق اندازه معرفی شده در استاندارد [۲۳]، محدودیت روش برش وجود دارد. روش‌های برش از قبیل

1 Unlike End Notch Flexure (UENF)
2 Asymmetric Unlike End Notch Flexure (AUENF)
3 کد سخت کننده اپوکسی مورد استفاده در این پژوهش، NCEP25 متعلق به شرکت نوین کامپوزیت صدرا می‌باشد.



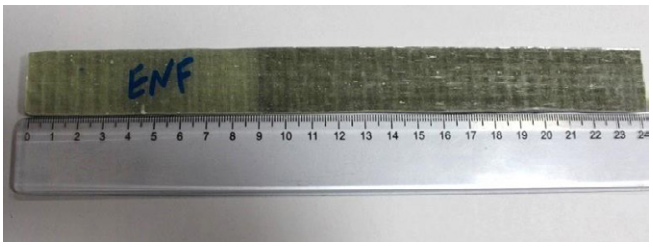
شکل ۳: شماتیک نمونه خمش انتها ترک‌دار نامتقارن
Fig. 3. AUENF schematic

شکل ۴ : نمونه خمش انتها ترک‌دار در حین برش واترجت
Fig. 4. ENF speciman during water jet cutting

پلاسما[1]، وایرکات[2]، لیزر[3] و... برای برش نمونه‌هایی استفاده می‌شوند که بازوهای نمونه رسانا باشد. بهترین و دقیق‌ترین روش برش برای نمونه‌های رسانا/عایق، برش واترجت[4] می‌باشد. شکل ۴ نمونه خمش انتها ترک‌دار حین برش واترجت را نشان می‌دهد. نمونه به حالتی روی دستگاه گذاشته شده است که بازوی کامپوزیتی در بالا و بازوی فولادی در پایین باشد. دلیل این کار، عدم جدایش بین لایه‌ای کامپوزیت حین برش واتر جت می‌باشد. نمونه‌ها با فشار ۲۰۰۰ psi و بامخلوط ماسه و آب به وسیله دستگاه واترجت برش‌کاری شده‌اند.

لازم به ذکر است که لایه کامپوزیتی روی زیرلایه فلزی تولید و پخت شده است، این امر به این دلیل است که در تقویت سازه‌های فلزی با کامپوزیت نیز همین فرآیند صورت می‌گیرد. لذا امکان تولید صفحات کامپوزیتی جداگانه و اتصال با چسب یا رزین به زیرلایه فلزی نبوده است. از طرفی، به جهت اینکه در فرآیند برش‌کاری با واترجت

1 Plasma
2 Wire cut
3 Laser
4 Water jet



شکل ۵: نمونه خمش انتها ترک‌دار متقارن
Fig. 5. UENF speciman

نیاز به فشار بالا نباشد که منجر به جدایش بین لایه کامپوزیت و فلز شود، ابتدا نمونه‌های فلزی برش‌کاری شده سپس لایه کامپوزیت روی آن‌ها کارشده و با برش واترجت لبه‌های کامپوزیت چیده شده است. به این ترتیب سالم‌ترین اتصال حاصل می‌گردد. اما کلیه نمونه‌ها به طور همزمان و در شرایط مشابه آزمایشگاهی و رزین و الیاف مشابه و شرایط پخت مشابه ساخته شده‌اند.

نمونه ساخته شده خمشی انتها ترک‌دار متقارن در شکل ۵ نشان داده شده است. خواص مکانیکی الیاف شیشه تک‌جهته در جدول ۱ [۲۶] ارائه شده است. خواص مکانیکی نمونه فولادی (شکل۶) از طریق آزمون کشش، طبق استاندارد ASTM-E۸ مطابق شکل ۷ و جدول ۲ به دست می‌آید.

۳-۲- روش انجام آزمون تجربی

آزمایش‌های نمونه‌های خمش انتها ترک‌دار متقارن بر مبنای از استاندارد ASTM-D۷۹۰۵ انجام شده است. بار اعمالی به نمونه‌ها به صورت جابه‌جایی کنترل با نرخ ثابت ۱/۶ میلی‌متر بر دقیقه به تکیه‌گاه وسط و رو به پایین وارد می‌شود. از آن جا که برای نمونه خمش انتها ترک‌دار نامتقارن استاندارد مشخصی وجود ندارد، برای ساخت این نمونه‌ها از استاندارد نمونه متقارن استفاده شده است. تمامی آزمایش‌ها در دمای ۲۵ درجه سانتی‌گراد با طول

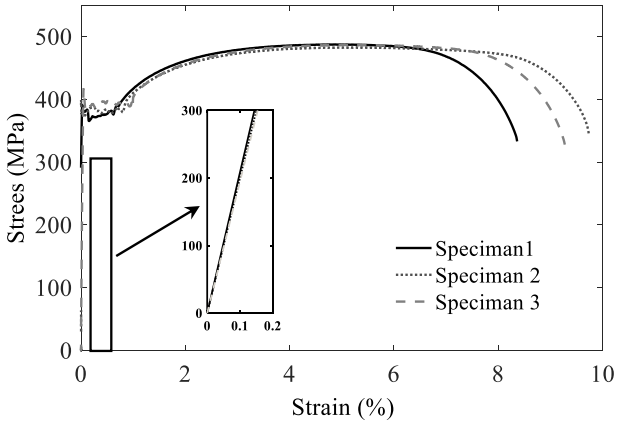
جدول ۱: خواص مکانیکی کامپوزیت (الیاف تک‌جهته شیشه/ رزین اپوکسی) [۲۶]

Table 1. Mechanical properties of composite (Unidirectional glass fiber /epoxy resin) [26]

E_1(GPa)	E_2(GPa)	E_3(GPa)	$\upsilon_{12}=\upsilon_{23}=\upsilon_{13}$	$G_{12}=G_{13}=G_{23}$(GPa)
30	3	2	0/3	4

Fig. 6. Steel specimen for tensile test according to ASTM E8 standard

شکل۶: نمونه فولادی برای تست کشش طبق استاندارد ASTM E 8



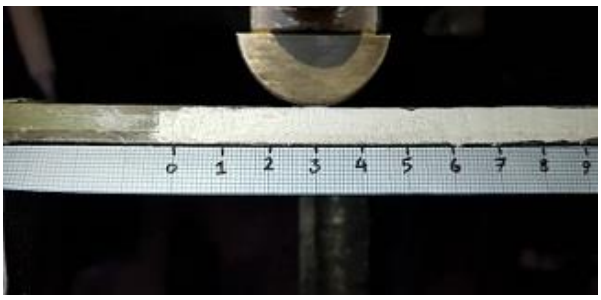
شکل ۷: منحنی تنش- کرنش نمونه‌های فولادی

Fig. 7. Stress-Strain curve of steel samples

جدول ۲: خواص مکانیکی نمونه فولادی

Table 2. Mechanical properties of steel sample

E (GPa)	ν
208	0/3



شکل ۸: نمونه انتها ترک‌دار متقارن تحت آزمایش خمش سه نقطه‌ای

Fig. 8. UENF specimen under three-point flexural test

ترک اولیه ۵۰ میلی‌متر انجام شده است. برای رصد رشد ترک از دوربین Canon EOS ۱۰۰D استفاده شده است. آزمایشات با دستگاه تست کشش زوئیک-۲۵۰ آزمایشگاه خواص مکانیکی دانشگاه فردوسی مشهد و با استفاده از نیروسنج ۵۰ کیلونیوتون صورت گرفته است. شکل ۸ نمونه خمش انتها ترک‌دار متقارن را حین آزمون خمش سه نقطه‌ای نشان می‌دهد.

۳- روش محاسبه نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست

۳-۱- روش کالیبراسیون نرمی[1]

این روش یکی از روش‌های معرفی شده در استاندارد ASTM-D۷۹۰۵ می‌باشند که در آن نرخ رهایی انرژی کرنشی بحرانی به صورت زیر محاسبه می‌شود [۲۳].

$$G_{II}=\frac{P^2}{2b}\frac{dC}{da} \qquad (۷)$$

که در آن $C=\delta/P$ نرمی تیر، P نیرو، δ جابجایی و a طول ترک می‌باشد. معادله نرمی بر حسب طول ترک به صورت یک معادله درجه سه به شکل $C=A+ma^3$ می‌باشد که با مشتق‌گیری از معادله و قرار دادن در معادله بالا بر حسب a، مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی بحرانی مود دو به صورت زیر به دست می‌آید [۲۳].

$$G_{II}=\frac{3mP^2a^2}{2b} \qquad (۸)$$

که در آن m شیب نمودار نرمی C برحسب توان سوم طول ترک a^3 و b عرض نمونه می‌باشد. این رابطه هم برای تیر متقارن [۲۳] و هم غیر متقارن [۲۱] صحت دارد.

۳-۲- روش تیر ساده

روش دیگری که در این پژوهش برای محاسبه نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست استفاده شده، روش تیر ساده[2] است. با

1 Compliance Calibration Method (CCM)
2 Direct Beam Theory (DBT)

استفاده از قضیه کاستیگیلیانو، خیز مرکز تیر و رابطه $C=\delta/P$، انرژی شکست به صورت زیر محاسبه می‌شود [۲۵ و ۲۷].

$$U=\int_0^{2l}\frac{1}{2}\frac{M^2}{EI}d=\int_0^{a}\frac{M_{comp}^2}{2\bar{Q}_{11}I_{comp}}dx+\int_0^{a}\frac{M_{st}^2}{2E_{st}I_{st}}dx+\int_a^{2L}\frac{M^2}{2(EI)_{eff}}dx \quad (۹)$$

در این رابطه، $\bar{Q}_{11}$ درایه اول ماتریس سختی دوران یافته تیر کامپوزیتی، I_{comp} ممان اینرسی دوم سطح مقطع تیر کامپوزیتی، I_{st} ممان اینرسی دوم سطح مقطع تیر فولادی و $(EI)_{eff}$ سختی خمشی مؤثر سطح مقطع قسمت به هم چسبیده تیر می‌باشد. با فرض $M_{comp}=M_{st}$ و $M=M_{comp}+M_{st}$ [۲۵]، با برابر قرار دادن شعاع انحنای دو بازوی تیر ($\bar{Q}_{11}h_{comp}^3=E_{st}h_{St}^3$) **و استفاده از قضیه کاستیگیلیانو** $\delta=\frac{\partial U}{\partial P}$ [۲۷] ، می‌توان نرمی تیر را به صورت زیر محاسبه کرد:

$$C=\frac{\delta}{P}=\frac{a^3}{12\left(\bar{Q}_{11}I_{Composite}+E_{Steel}I_{Steel}\right)}+\frac{\left(2l^3-a^3\right)}{12(EI)_{eff}} \quad (۱۰)$$

در نهایت مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست، با استفاده از رابطه اروین-کیس[1] به دست می‌آید [۲۷]:

$$G_{II}=\frac{P^2}{2b}\frac{dC}{da}=\frac{9P^2a^2}{8b^2\left(\bar{Q}_{11}h_{Composite}^3+E_{Steel}h_{Steel}^3\right)} \quad (۱۱)$$

رابطه (۱۱) برای تیر متقارن ارائه شده است [۲۵ و ۲۷].

۴- روش المان محدود بستن ترک مجازی

تکنیک بسته شدن ترک مجازی برای تفکیک میزان نرخ رهایی انرژی کرنشی براساس نتایج حاصل از مطالعات دو بعدی در مود ترکیبی، مورد استفاده قرار می‌گیرد. این روش، براساس انتگرال بسته شدن ترک اروین[2] است که در آن فرض می‌شود که انرژی آزاد شده ΔE، هنگامی که ترک به میزان Δa رشد کند یعنی طول آن از a به $a+\Delta a$ گسترش پیدا می‌کند، به اندازه انرژی لازم برای بستن ترک به طول $a+\Delta a$ به طول a است [۲۸].

در این پژوهش، به دلیل بزرگی عرض نمونه نسبت به ضخامت رزین واسط که ترک در آن رشد می‌کند، از مدل المان محدود دو بعدی استفاده شده است که در آن گره‌ها در سطح بالا و پایین ناپیوستگی، مختصات یکسانی دارند. با این حال به یکدیگر متصل نیستند و باعث می‌شوند المان‌های متصل به سطح بالای ترک به طور مستقل از گره‌هایی که به سطح پایین متصل شده‌اند، تغییر شکل داده و ترک باز شود. نرخ رهاسازی انرژی کرنشی مود اول و دوم شکست، G_I و G_{II} برای اجزای چهار گرهی مدل دو بعدی عبارت است از:

$$G_I=\frac{1}{2b\Delta a}F_y\left(\upsilon_{comp}-\upsilon_{st}\right) \quad (۱۲)$$

$$G_{II}=\frac{1}{2b\Delta a}F_x\left(u_{comp}-u_{st}\right) \quad (۱۳)$$

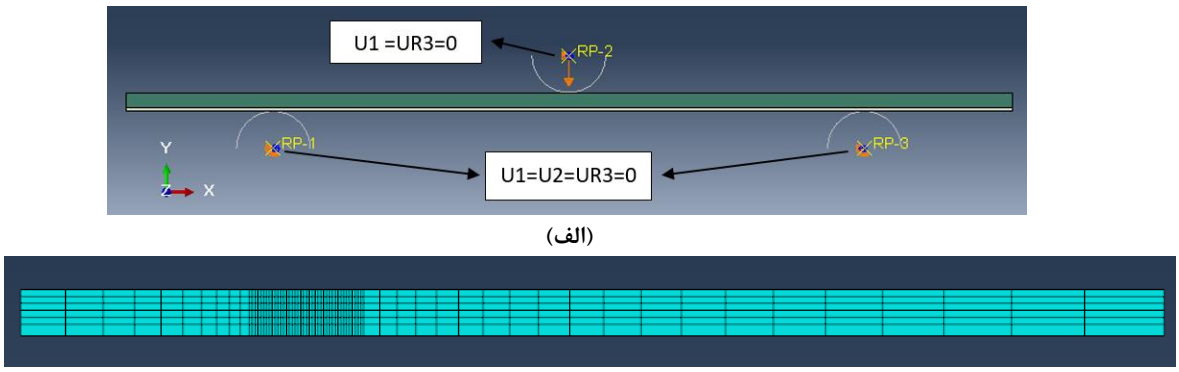
در این رابطه، b، عرض نمونه، Δa فاصله دو گره شبکه بندی، F_x و F_y نیرو در جهت عمودی و افقی، υ_{comp}، υ_{st}، u_{comp} و u_{st} به ترتیب جابه‌جایی‌های عمودی و افقی تیر کامپوزیتی و فلزی، می‌باشد [۲۸].

۴-۱- مدل‌سازی المان محدود

طبق آزمون تجربی، نمونه‌های خمش انتها ترک‌دار متقارن و نامتقارن روی دو غلتک قرار می‌گیرد. بار اعمالی از طریق غلتک وسطی و رو به پایین به نمونه اعمال می‌شود. این شرایط در مدل‌سازی المان محدود، دقیقاً پیاده‌سازی می‌گردد. غلطک‌ها به صورت نیم استوانه‌های صلب مدل‌سازی شدند. شرایط مرزی حاکم بر غلطک‌ها روی این شکل نشان داده شده و بین سطح غلطک و نمونه، تماس تعریف شده است. از اصطکاک بین غلطک و سطح نمونه صرف‌نظر شده است و تماس بدون اصطکاک فرض شده است. شکل ۹ (الف) شرایط مرزی نمونه خمش انتها ترک‌دار متقارن را در

1 Ervin-Kies

2 Irwin's crack closure integral



(الف)

(ب)

شکل ۹ : (الف) شرایط مرزی (ب) شبکه بندی نمونه‌ها در روش بسته شدن ترک مجازی

Fig. 9. (a) Boundary conditions (b) Mesh size index of samples in the virtual crack closure technique

(ب) (الف)

شکل ۱۰ (الف) بستن (ب) بازشدن نوک ترک نمونه تیر خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس

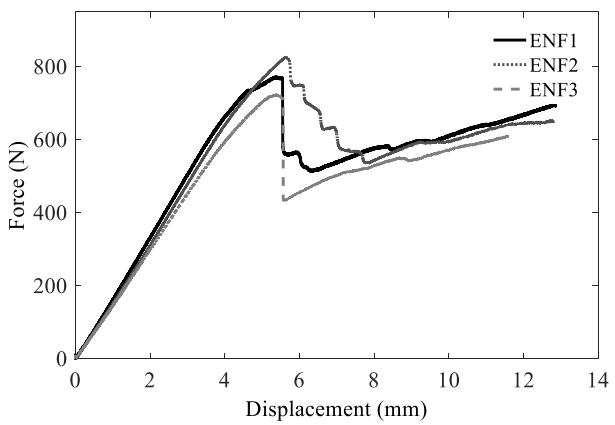
Fig. 10. (a) Closure (b) opening of crack tip in UENF sample

نرم افزار آباکوس نشان می‌دهد. در مدل‌سازی نمونه‌های متقارن و نامتقارن با استفاده از روش بستن ترک مجازی و نرم افزار آباکوس، به دلیل بزرگی عرض نمونه نسبت به ضخامت پرایمری که ترک در آن رشد می‌کند، از المان‌های کرنش صفحه‌ای دوبعدی چهارگرهی برای کاهش زمان محاسبات استفاده شده است. پارامتر Δa، فاصله بین دو نقطه گره در شبکه بندی نمونه می‌باشد که از طریق محاسبات عددی و بررسی همگرایی پاسخ‌ها محاسبه می‌شود. نوع شبکه بندی نمونه از نکات مهمی است که در مدل‌سازی نمونه به روش بستن مجازی حائز اهمیت است و بایستی از توزیع غیریکنواخت مش و استفاده از تعداد زیاد گره در حوالی محل ترک استفاده نمود (شکل ۹ (ب)).

محاسبه نرخ رهایی انرژی کرنشی در مود اول و دوم با استفاده از روابط (۱۲) و (۱۳) و با استخراج ترم‌های نیرو و جابجایی در جهت x و y حاصل می‌گردد. شکل ۱۰ مراحل باز و بسته شدن نمونه‌های خمش انتها ترک‌دار به روش بستن ترک مجازی با استفاده از نرم افزار آباکوس را نشان می‌دهند.

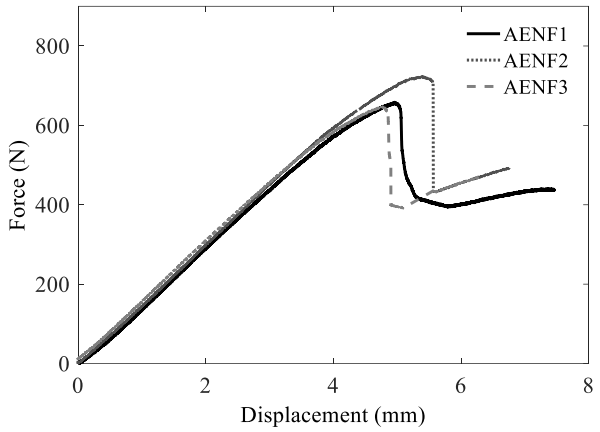
۵- نتایج

در این مقاله، هدف بررسی مود دوم شکست و محاسبه نرخ رهاسازی انرژی کرنشی برشی بین‌لایه‌ای G_{II}، در اتصال فولاد/کامپوزیت است. در ابتدا تست تجربی نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار فولاد/کامپوزیت بر مبنای استاندارد، ASTM-D7905، صورت می‌گیرد. همانطور که قبلاً گفته شد، استاندارد فوق جهت محاسبه G_{II} در نمونه‌های متقارن تماماً کامپوزیتی که صفحه ترک در وسط ضخامت نمونه واقع شده باشد، صادق است. اما در نمونه فولاد/کامپوزیت، وقتی دو جنس با ضخامت برابر ساخته شوند، علی‌رغم این‌که به لحاظ هندسی تقارن وجود دارد، انحنا خمشی تیر بالا و پایین متفاوت بوده و مود ترکیبی اول و دوم ایجاد شده و نرخ رهایی انرژی کرنشی حاصل مود دوم خالص، G_{II} نیست. لذا برای ساخت نمونه متقارن، ضخامت فولاد و کامپوزیت مطابق رابطه ۶ انتخاب می‌گردند. همچنین نمونه‌های نامتقارنی که ضخامت فولاد و کامپوزیت در رابطه (۶) صدق نکند، ساخته و تست تجربی آن‌ها نیز صورت می‌گیرد. در این پژوهش، سه



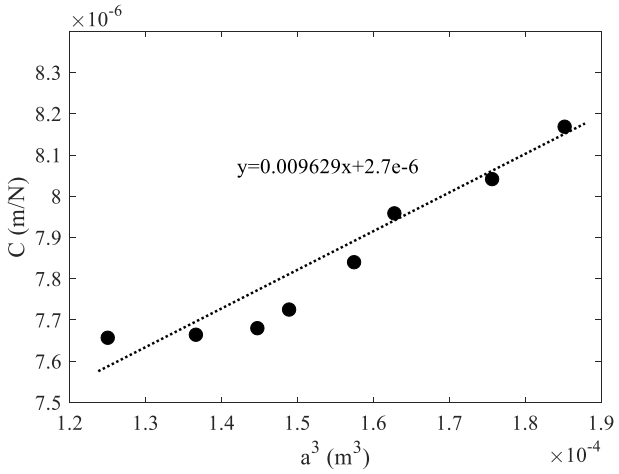
شکل ۱۱ : نمودار نیرو – جابه‌جایی نمونه‌های تیر خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس متقارن

Fig. 11. Experimental force-displacement curves of the UENF specimens



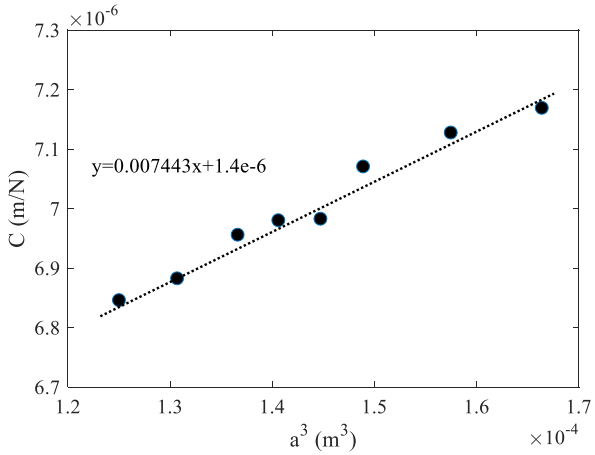
شکل۱۲: نمودار نیرو – جابه‌جایی نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس نامتقارن

Fig. 12. Experimental force -displacement curves of the AUENF specimens



شکل ۱۳: نمودار نرمی – توان سوم طول ترک برای نمونه خمشی انتها ترک‌دار متقارن

Fig. 13. Compliance - cubic crack length of UENF specimens

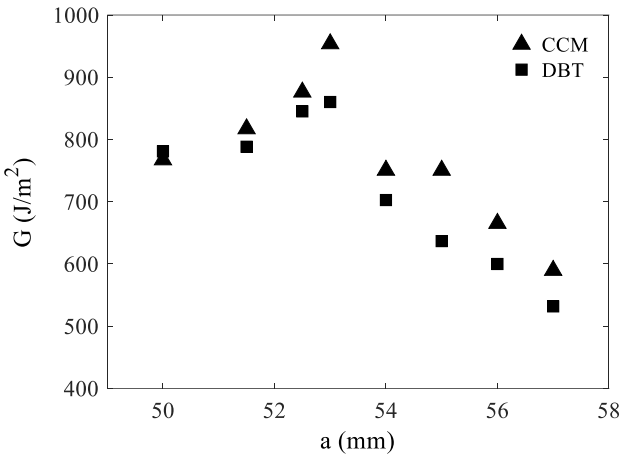


شکل ۱۴ : نمودار نرمی – توان سوم طول ترک برای نمونه خمشی انتها ترک‌دار نامتقارن

Fig. 14. Compliance - cubic crack length of AUENF specimens

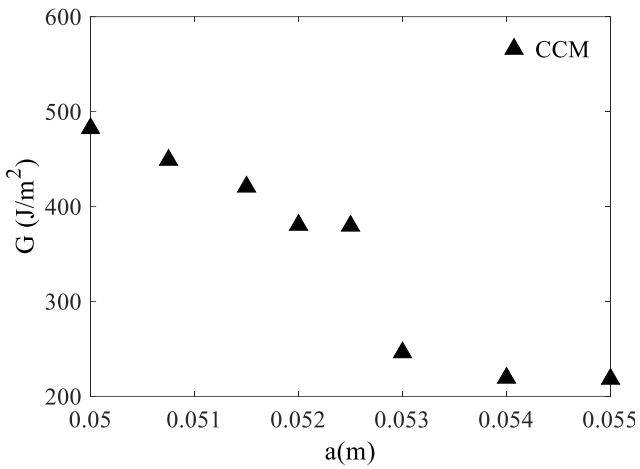
عدد نمونه خمش انتها ترک‌دار متقارن و نامتقارن تحت آزمون خمش سه نقطه‌ای قرار گرفته‌اند. در تمامی مراحل آزمون در هر دو نوع نمونه، از دوربین رصد رشد ترک استفاده شده است. سپس با استفاده از داده‌های تست تجربی، منحنی مقاومت نمونه‌های متقارن با استفاده از تئوری کالیبراسیون نرمی و تیر ساده و منحنی مقاومت نمونه‌های نامتقارن هم با استفاده از تئوری کالیبراسیون نرمی رسم می‌گردد.

شکل‌های ۱۱ و ۱۲ نمودار نیرو – جابه‌جایی نمونه‌های متقارن و نامتقارن را نشان می‌دهند. در نمونه‌های متقارن و نامتقارن، نمودار نیرو – جابه‌جایی به صورت خطی و با تبعیت از مکانیک شکست الاستیک خطی، تا اولین شکست پیش رفته است. این نمودارها با استفاده از دستگاه آزمون تجربی که به طور همزمان نیرو، جابه‌جایی و زمان انجام تست را ثبت می‌کند و همچنین به وسیله دوربین برای مشاهده رشد ترک استخراج می‌شود. نمونه‌های ذکر شده در هرکدام از شکل‌های ۱۱ و ۱۲ با شماره‌های ۱ تا ۳، کاملاً با ابعاد هندسی و مشخصات مکانیکی مشابه ساخته شده‌اند و ارائه سه نمونه از هر تست به منظور بالا بردن دقت و صحت نتایج عملی انجام شده است. لذا شماره‌گذاری تنها به منظور مشخص شدن تعداد نمونه‌های آزمون بوده و مشخصات هر دسته از نمونه‌های متقارن (ENF1 و ENF2 وENF3) در شکل ۱۱ یا نامتقارن (1AENF و AENF2 وAENF3) در شکل ۱۲پیش از این در بخش ۲-۲ ذکر شده و برای



شکل ۱۵: منحنی مقاومت نمونه خمش انتها ترک‌دار متقارن

Fig. 15. Experimental R-Curve of the UENF specimen



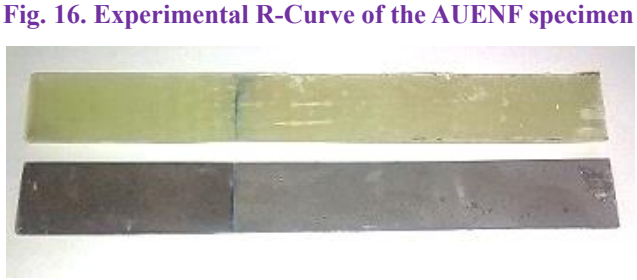
شکل ۱۶: منحنی مقاومت نمونه خمش انتها ترک‌دار نامتقارن

Fig. 16. Experimental R-Curve of the AUENF specimen

هر دسته نمونه کاملاً مشابه یکدیگر است.

برای محاسبه نرخ رهایی انرژی کرنشی با استفاده از روش کالیبراسیون نرمی، بار بحرانی و جابه‌جایی متناظر آن از روی نمودار نیرو–جابه‌جایی استخراج، نرمی نمونه محاسبه و نمودار نرمی برحسب توان سوم طول ترک رسم می‌گردد. سپس، شیب نمودار نرمی برحسب توان سوم طول ترک محاسبه می‌گردد. این مقدار، پارامتر m برای محاسبه انرژی کرنشی (رابطه (۸)) می‌باشد. شکل ۱۳ نمودار نرمی بر حسب توان سوم طول ترک را برای نمونه خمشی ناهم‌جنس انتها ترک‌دار متقارن نشان می‌دهد. با عبور یک معادله درجه یک از نقاط رسم شده، مقدار ضریب m در معادله (۳) برای نمونه متقارن برابر با ۰/۰۰۹۶۲۹ به دست می‌آید.

برای نمونه نامتقارن نیز، با توجه به مقاله مولون و همکاران [۲۱]،



شکل ۱۷: سطوح شکست چندلایه کامپوزیتی و زیر لایه فولادی در نمونه خمشی انتها ترک‌دار متقارن

Fig. 17. Failure surfaces of composite and steel beams in UENF sample

رابطه کالیبراسیون نرمی (رابطه ۸) برای محاسبه نرخ رهایی انرژی کرنشی صادق است. شیب حاصل از معادله درجه یک عبوری از نمودار نرمی نمونه به توان سوم طول ترک (مقدار ضریب m در رابطه (۸)) که از آزمون تجربی به دست آمده‌اند (شکل۱۴)، برای محاسبه

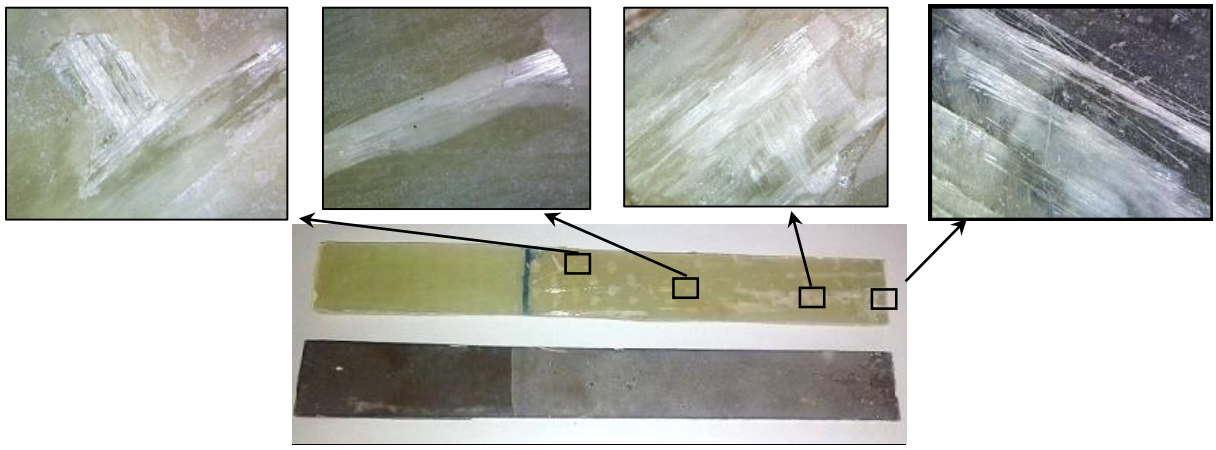


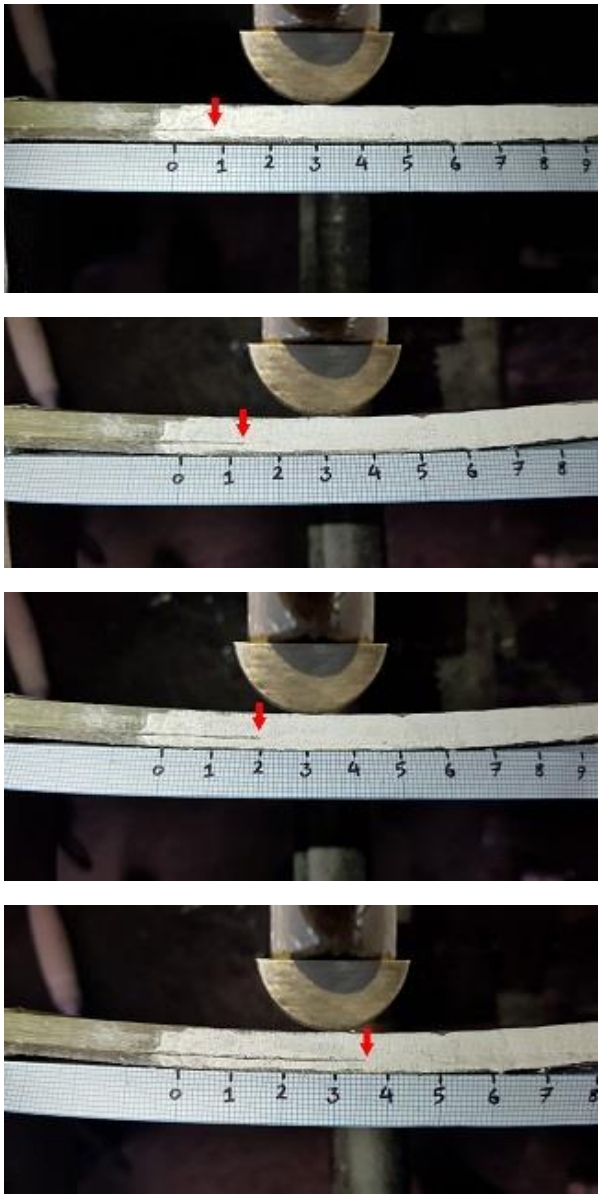
Fig. 18. Failure surfaces of composite and steel beams in AUENF sample

شکل ۱۸: سطوح شکست چندلایه کامپوزیتی و زیر لایه فولادی در نمونه خمشی انتها ترک‌دار نامتقارن

نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست مورد نیاز است. با توجه به شکل۱۴ ضریب m در رابطه (۸) برای نمونه نامتقارن نیز برابر ۰/۰۰۷۴۴۳ می‌گردد.

برای محاسبه تجربی نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دوم شکست G_{II}، روش کالیبراسیون نرمی (رابطه (۸)) هم برای تیر متقارن [۲۳] و هم غیرمتقارن [۲۱] صادق است، اما استفاده از روش تیر ساده (رابطه (۱۱)) فقط برای تیر متقارن قابل استفاده است [۲۵ و ۲۷]. شکل ۱۵، نرخ رهایی انرژی کرنشی (منحنی مقاومت) را برای نمونه متقارن به روش تئوری تیر ساده و کالیبراسیون نرمی نشان می‌دهد. با توجه به شکل ۱۵ مشاهده می‌شود که منحنی مقاومت، ابتدا با افزایش طول ترک سیر صعودی دارد، سپس افت می‌کند. شکل ۱۶ نیز نرخ رهایی انرژی کرنشی را نسبت به طول ترک در نمونه نامتقارن به روش کالیبراسیون نرمی نشان می‌دهد. در این نمودار مقاومت نمونه با افزایش طول ترک، ابتدا با شیب ملایم و سپس با شدت بیشتری افت کرده و در نهایت به مقدار ثابت میل کرده است.

شکل‌های ۱۷ و ۱۸ سطوح شکست برای نمونه‌های متقارن و نامتقارن را نشان می‌دهد. با توجه به روش تولید نمونه که در بخش قبل گفته شد، اتصال بین کامپوزیت و فلز به این صورت است که یک لایه نازک رزین در بین فلز و کامپوزیت وجود دارد، بنابراین یک فصل مشترک بین رزین و کامپوزیت در بالای اتصال و یک فصل مشترک دیگر بین رزین و فلز در قسمت پایین اتصال داریم. در نمونه متقارن (شکل۱۷)، رشد ترک بین سطوح بوده است و ترک به صورت یکنواخت بین سطوح حرکت کرده است. در نمونه نامتقارن (شکل۱۸)، از ابتدای مسیر رشد ترک در فصل مشترک رزین و کامپوزیت می‌باشد. تصاویر با بزرگنمایی در شکل ۱۸ آورده شده است که مربوط به نمونه نامتقارن می‌باشد. همانطور که در تصاویر دیده می‌شود به علت رشد ترک در سطح کامپوزیت، لایه کامپوزیت دچار کندگی الیاف شده است که الیاف بیرون زده در سطح لمینیت قابل رویت می‌باشند. علت این پدیده وجود مود ترکیبی شکست در نمونه نامتقارن است.



شکل ۱۹: مسیر رشد ترک در نمونه خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس

Fig. 19. Crack growth path in UENF sample

شکل ۱۹ مسیر رشد ترک برای نمونه خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس نشان می‌دهد. در این نمونه‌ها، ترک در فصل مشترک سطوح کامپوزیت و فولاد رشد کرده است.

جدول ۳، مقادیر تجربی و عددی نرخ رهایی انرژی کرنشی برای

جدول ۳: مقادیر نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست برای نمونه خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس

Table 3. The values of the strain energy release rate of UENF samples

	$G_{\exp(DBT)}$	$G_{\exp(CCM)}$	G_{vcct}	G_{Ivcct}	G_{IIvcct}
متقارن	770/883	767/27	781/378	11/11	770/268
نامتقارن	--	482/4	480/62	144/21	336/41

نمونه متقارن و نامتقارن و تفکیک آن در مود اول و دوم شکست را نشان می‌دهد. محاسبه مقادیر عددی نرخ رهایی انرژی کرنشی از روش بستن مجازی ترک طبق رابطه (۱۲) و (۱۳)، محاسبه تجربی آن طبق روابط (۸) و (۱۱) برای نمونه متقارن و طبق رابطه ۸ برای نمونه نامتقارن صورت گرفته است. با مقایسه نتایج به دست آمده از آزمون تجربی و عددی طبق جدول ۳، مشاهده می‌شود که نتایج تطابق خوبی باهم داشته و اختلاف کمی دارند. همچنین نرخ رهایی انرژی کرنشی در نمونه‌های متقارن حدود ۶۰% بزرگ‌تر از نمونه‌های نامتقارن است. با توجه به رابطه ۶، نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست نمونه متقارن، با استفاده از روش بستن ترک مجازی و طبق جدول ۳ با تقریب ۹۸% به دست آمده است. برای نمونه انتها ترک‌دار نامتقارن، طبق روش بستن ترک مجازی، ضخامت بازوهای فلزی و کامپوزیتی طوری تعیین شده است که سهم مود دو شکست، ۷۰% و سهم مود یک ۳۰% باشد. با توجه به جدول ۴ سهم مود یک شکست از مود ترکیبی ۳۰/۵% و سهم مود دو شکست ۶۹/۵% به دست آمده است. همچنین نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست نمونه متقارن بیش از دو برابر نمونه‌های نامتقارن است.

۶- نتیجه گیری

در پژوهش حاضر، نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست نمونه‌های خمشی انتها ترک‌دار ناهم‌جنس (کامپوزیت/فولاد) بررسی گردید. استاندارد تجربی مود دو شکست ASTM-D۷۹۰۵ می‌باشد که فقط برای نمونه‌های متقارن ارائه شده است. لذا ابتدا مقدار ضخامت مورد نیاز برای بازوهای کامپوزیت و فولادی جهت داشتن نمونه متقارن (رابطه ۶) ارائه شد. سپس تست‌های خمش سه نقطه‌ای برای نمونه‌های متقارن و نامتقارن انتها ترک‌دار ناهم‌جنس صورت گرفت.

با مقایسه نمودارهای نیرو – جابه‌جایی نمونه‌های متقارن و نامتقارن ملاحظه شد که ماکزیمم نیرو در نمونه‌های متقارن بیشتر از نمونه‌های نامتقارن می‌باشد. همین تحمل بار بیشتر نمونه متقارن نسبت به نامتقارن، باعث بیشتر بودن نرخ رهایی انرژی کرنشی شکست در لحظه باز شدن ترک در نمونه متقارن می‌باشد. برای بررسی صحت و دقت رابطه به دست آمده برای محاسبه ضخامت بازوهای کامپوزیت و فولاد از نرم افزار آباکوس و روش بستن ترک مجازی استفاده شد. در ادامه به بررسی نتایج به دست آمده پرداخته می‌شود:

در نمونه متقارن رشد ترک بین سطوح بوده است و ترک به صورت یکنواخت بین سطوح حرکت کرده است. در نمونه نامتقارن (شکل ۱۸)، عمدتاً مسیر رشد ترک در فصل مشترک رزین و کامپوزیت می‌باشد و به علت رشد ترک در سطح کامپوزیت، لایه کامپوزیت دچار کندگی الیاف شده است که الیاف بیرون زده در سطح لمینیت قابل رؤیت می‌باشند. علت این پدیده وجود مود ترکیبی شکست در نمونه نامتقارن است.

نتایج حاصل از روش اجزای محدود به روش بستن ترک مجازی و با نرم افزار آباکوس نشان داد که با استفاده از رابطه (۶) برای تعیین ضخامت بازوی کامپوزیتی و فلزی، می‌توان ۹۸% مود دو خالص به دست آورد و می‌توان ادعا کرد که این رابطه برای محاسبه ضخامت جهت رسیدن به مود دو شکست خالص معتبر است.

سپس تست‌های تجربی نمونه خمشی انتها ترک‌دار نامتقارن که ضخامت بازوی کامپوزیتی و فولادی به ترتیب ۳ و ۲ میلی‌متر در نظر گرفته شده است و در رابطه (۶) صدق نمی‌کند، صورت گرفته و انرژی کرنشی کل تعیین گردید. در این مرحله مدل‌سازی عددی و تفکیک مود یک و دو نیز صورت گرفت. با توجه مدل‌سازی اجزای محدود به روش بستن ترک مجازی (جدول ۴) سهم مود یک شکست از مود ترکیبی ۳۰/۵% و سهم مود دو شکت ۶۹/۵% به دست آمد که قابل قبول می‌باشد و نشان می‌دهد که نتایج آزمایشگاهی و عددی تطابق خوبی باهم دارند.

طبق جدول ۳، مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی برای نمونه متقارن با استفاده از نتایج تجربی از روش تئوری تیر ساده، ۷۸۰/۸۸۳ ژول بر متر مربع و از روش کالیبراسیون نرمی، ۷۶۷/۲۷ ژول بر متر مربع به دست آمده است. در روش عددی با استفاده از روش بستن ترک مجازی، مقدار نرخ رهایی انرژی کرنشی کل ۷۸۱/۳۷۸ ژول بر متر مربع به دست آمده است که سهم مود یک شکست از مود ترکیبی ۱۱/۱۱ ژول بر مترمربع و سهم مود دو شکست از مود ترکیبی ۷۷۰/۲۶۸ ژول بر مترمربع می‌باشد. همچنین برای نمونه نامتقارن با استفاده روش کالیبراسیون نرمی، نرخ رهایی انرژی کرنشی ۴۸۲/۴ ژول بر متر مربع و با استفاده از روش بستن ترک مجازی ۴۸۵/۹۶ ژول بر متر مربع به دست آمده که نشان دهنده تطابق خوب روش تجربی و عددی می‌باشد. در این نمونه، سهم مود یک شکست، ۱۴۴/۲۱ ژول

بر متر مربع و سهم مود دو شکست، ۳۳۶/۴۱ ژول بر متر مربع است. بنابراین در مجموع، نرخ رهایی انرژی کرنشی در نمونه‌های متقارن حدود ۱/۶ برابر نمونه‌های نامتقارن است. همچنین نرخ رهایی انرژی کرنشی مود دو شکست نمونه متقارن بیش از دو برابر نمونه‌های نامتقارن است.

تشکر و قدردانی

نویسندگان مقاله، مراتب تشکر و قدردانی خود را از شرکت دانش بنیان مهندسی نوین کامپوزیت صدرا که جهت ساخت نمونه‌های تست تجربی با نویسندگان همکاری داشتند، اعلام می‌دارند.

مراجع

[1] J.R. McCready, M. Knofczynski, M.W. Keller, Survivability of composite repairs of piping subjected to flexural loads, International Journal of Pressure Vessels and Piping, 152 (2017) 7-14.

[2] J.S. Kim, K.D. Bae, C. Lee, Y.J. Kim, W.S. Kim, I.J. Kim, Fatigue life evaluation of composite material sleeve using a residual stiffness model, International Journal of Fatigue, 101 (2017) 86-95.

[3] J.J. Denney, S. Mall, Characterization of disbond effects on fatigue crack growth behavior in aluminum plate with bonded composite patch, Engineering Fracture Mechanics, 57(5) (1997) 507-525.

[4] J. J. Schubbe, S. Mall, Investigation of a cracked thick aluminum panel repaired with a bonded composite patch, Engineering Fracture Mechanics, 63.3 (1999) 305-323.

[5] D.C. Seo, J.J. Lee, Fatigue crack growth behavior of cracked aluminum plate repaired with composite patch, Composite Structures, 57(1-4) (2002) 323-330.

[6] J. Liu, M. Qin, Q. Zhao, L. Chen, P. Liu, J.Gao, Fatigue performances of the cracked aluminum-alloy pipe repaired with a shaped CFRP patch, Thin-Walled Structures, 111 (2017) 155-164.

[7] R. Brighenti, Patch repair design optimisation for fracture and fatigue improvements of cracked plates, International Journal of Solids and Structures, 44(3-4) (2007) 1115-1131.

[8] A.M. Kumar, S.A. Hakeem, Optimum design of symmetric composite patch repair to centre cracked metallic sheet, Composite Structures, 49(3) (2000) 285-292.

[9] R. Jones, S. Barter, L. Molent, S. Pitt, Crack patching: an experimental evaluation of fatigue crack growth, Composite structures, 67(2) (2005) 229-238.

[10] V.Sabelkin, S. Mall, J. B. Avram, Fatigue crack growth analysis of stiffened cracked panel repaired with bonded composite patch, Engineering Fracture Mechanics, 73(11) (2006) 1553-1567.

[11] V.A. Karatzas, E.A. Kotsidis, N.G. Tsouvalis, Experimental fatigue study of composite patch repaired steel plates with cracks, Applied Composite Materials, 22(5) (2015) 507-523.

[12] E.F. Rybicki, M.F. Kanninen, A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral, Engineering Fracture Mechanics, 9 (1977) 931–938.

[13] K.N. Shivakumar, P.W. Tan, J.C. Newman, A virtual crack-closure technique for calculating stress intensity factors for cracked three dimensional bodies, International Journal of Fracture, 36 (1988) 43–50.

[14] P.S. Valvo, A physically consistent virtual crack closure technique for I/II/III mixed-mode fracture problems, Procedia Materials Science, 3 (2014) 1983-1987.

[15] P.S. Valvo, Towards a revised virtual crack closure technique, Congresso Nazionale dell'Associazione Italiana di Meccanica Teorica e Applicata Publi & Stampa Edizioni, Conselice, 2011.

[16] M.F.S.F. de Moura, R.D.S.G. Campilho, J.P.M. Gonçalves, Equivalent crack based analyses of ENF and ELS tests, Engineering Fracture Mechanics, 75(9) (2008) 2584-2596.

[17] B.R.K. Blackman, A.J. Kinloch, M. Paraschi, The determination of the mode II adhesive fracture resistance, GIIc, of structural adhesive joints: an effective crack length approach, Engineering Fracture Mechan-

ics, 72 (2005) 877–97.

[18] B.R.K. Blackman, A.J. Brunner, J.G. Williams, Mode II fracture testing of composites: a new look at an old problem, Engineering Fracture Mechanics, 73 (2006) 2443–2455.

[19] M. F. S. F. De Moura, R. D. S. G. Campilho, J. P. M. Gonçalves, Pure mode II fracture characterization of composite bonded joints, International Journal of Solids and Structures, 46(6) (2009) 1589-1595.

[20] A. Argüelles, J. Viña, A. Fernández-Canteli, I. Viña, J. Bonhomme, Influence of the matrix constituent on mode I and mode II delamination toughness in fiber-reinforced polymer composites under cyclic fatigue, Mechanics of materials, 43(1) (2011) 62-67.

[21] V. Mollón, J. Bonhomme, A. Argüelles, J. Viña, Influence of the crack plane asymmetry over GII results in carbon epoxy ENF specimens, Composite Structures, 94(3) (2012) 1187-1191.

[22] R. Panduranga, K. Shivakumar, Mode-II total fatigue life model for unidirectional IM7/8552 carbon/epoxy composite laminate, International Journal of Fatigue, 94 (2017) 97-109.

[23] ASTM, D7905/D7905M: Standard test method for mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites, *American Standard of Testing Methods*, Vol. 4, pp. 1-18, 2014. doi: 10.1520/D7905_D7905M-14.

[24] Reddy JN. Mechanics of laminated composite plates and shells. 2nd ed. CRC Press; 2004.

[25] F. Asgari Mehrabadi, Fracture Mechanic Analysis In Adhesive Composite/Aluminum Joints, MSc Thesis, University of Tabriz, Mechanical Engineering Department, September 2011.

[26] A. Kariman Moghadam, S. Rahnama, S. Maleki, Experimental and numerical investigation of crack growth in adhesive bonding of two composites plates under mode I, Modares Mechanical Engineering, 16(5) (2016) 271-280. (in Persian)

[27] W.S. Kim, J.J. Lee, Fracture characterization of interfacial cracks with frictional contact of the crack surfaces to predict failures in adhesive-bonded joints, Engineering Fracture Mechanics, 76 (2009) 1785–1799.

[28] R. Krueger, Virtual crack closure technique: history, approach, and applications, Applied Mechanics Reviews, 57(2) (2004) 109-143.