

J. de Gracia^a, A. Boyano^a, A. Arrese^b, F. Mujika^b

GRUPO MATERIALES + TECNOLOGÍAS / MECÁNICA DE MATERIALES

^a Departamento de Ingeniería Mecánica, Escuela de Ingeniería de Vitoria-Gasteiz, Universidad del País Vasco. Nieves Cano, 12, 01006 Vitoria-Gasteiz, España.^b Departamento de Ingeniería Mecánica, Escuela de Ingeniería de Guipúzcoa, Universidad del País Vasco. Plaza de Europa, 1, 20018. San Sebastián, España

Análisis del ensayo DCB de laminados angulares incluyendo tensiones residuales

RESUMEN

Historia del artículo:

Recibido 5 de Mayo 2017

En la versión revisada 5 de Mayo 2017

Aceptado 31 de Mayo 2017

Accesible online 21 de Junio 2017

Palabras clave:

Fractura interlaminar

Ensayo DCB

Laminado multidireccional

El objetivo del presente estudio es la determinación analítica de la tasa de liberación de energía durante el ensayo DCB de composites laminados angulares.

Para ello se propone una aproximación basada en la energía complementaria del laminado incluyendo los efectos higrotérmicos. Dichos efectos generan deformaciones iniciales que, sin embargo, son impedidas por la propia configuración del ensayo DCB. Esto provoca la existencia de fuerzas y momentos que son calculados mediante el teorema de Engesser-Castigliano. Una vez obtenidas dichas cargas, se puede obtener una expresión analítica de la tasa de liberación de energía en base a la energía complementaria.

Para los ensayos se prepararon y caracterizaron laminados angulares de 16 capas, simétricos y anti-simétricos. La configuración de cada uno de los brazos o semi-laminados es igual en ambos casos, sin embargo la deslaminación se produce entre caras de diferente orientación. Los ensayos mostraron una buena correlación entre los resultados de los obtenidos mediante el cálculo analítico propuesto y otros métodos

Analysis of the dcb test of angle-ply laminates including residual stresses

ABSTRACT

Keywords:

Interlaminar fracture

DCB test

Multidirectional laminate

The aim of the present study is the analytical determination of the energy release rate during the DCB test of angle-ply laminates.

With this purpose, an analytic approach based on the complementary energy of a laminated beam including hygrothermal effects is proposed. These effects lead to initial strains that indeed, are impeded by the configuration of the DCB test. The consequent forces and moments are determined by means of Engesser-Castigliano theorem. Once these loads are known, an analytical expression for the energy release rate based on the complementary energy is obtained.

Symmetrical and anti-symmetrical angle-ply laminates with 16 plies have been prepared and used for the tests. The configuration of the cracked arms is the same in both laminates, however, the delamination occurs between plies with different orientation. Experimental results of the energy release rate obtained by means of the area method agree with those determined by the proposed approach.

1 Introducción

El ensayo DCB es el método más utilizado para medir la fractura en modo I y ha sido estandarizado para el caso de polímeros reforzados con fibra [1].

A pesar de que el estándar ha sido descrito para laminados unidireccionales, a menudo se utilizan para medir la tasa crítica de liberación de energía G_{Ic} de laminados multidireccionales. Sin embargo, algunos factores que pueden tener poca importancia en el ensayo de laminados unidireccionales, pueden afectar seriamente en el caso de multidireccionales [2], como es el caso del apilamiento del laminado, la simetría, la curvatura del frente de grieta, la mezcla de modos, las tensiones residuales o las diversas formas de daño que se producen durante el crecimiento de grieta. Nicholls et al. [3] estudiaron el valor de G_I en laminados multidireccionales observando que la grieta puede avanzar por diferentes intercaras e identificando cuatro formas diferentes de propagación de la grieta. Además, el ensayo la medición de la grieta se realiza de forma visual, lo que no siempre resulta fácil y puede inducir a error.

Teniendo en cuenta lo anterior, además de que el valor inicial es el más conservador, la resistencia a deslaminación de laminados multidireccionales mediante el test DCB debería limitarse solo a los valores de iniciación.

La mayoría de los estudios para calcular la resistencia de laminados multidireccionales no tienen en cuenta las tensiones residuales debidas a efectos higrotérmicos y se aplican a secuencias de apilamiento que evitan acoplamiento de flexión-torsión. Nairn [4] estudió la energía de relajación mediante DCB de adhesivos y laminados teniendo en cuenta las tensiones residuales concluyendo que en el caso de que cada uno de los brazos de deslaminación sea un laminado anti-simétrico el error de no considerarlas puede ser importante.

El objetivo de este trabajo es estimar la tasa de energía de relajación de laminados carbón/epoxi cruzados, simétricos y anti-simétricos mediante el ensayo DCB. Para ello se extenderá el modelo desarrollado en [5] para laminados unidireccionales incluyendo además los efectos de las tensiones residuales.

2 Laminados anti-simétricos

2.1 Relaciones carga-deformación

Se van a considerar laminados anti-simétricos $[(\pm 45)_4]_{as}$ y laminados simétricos $[(\pm 45)_4]_s$. En ambos casos, cada uno de los brazos de la parte agrietada es anti-simétrico. Teniendo en cuenta las secuencias estudiadas, las relaciones constitutivas para un laminado anti-simétrico vienen dadas por [6]:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \\ \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{xx} & a_{xy} & 0 & 0 & 0 & b_{xs} \\ a_{yx} & a_{yy} & 0 & 0 & 0 & b_{ys} \\ 0 & 0 & a_{ss} & b_{sx} & b_{sy} & 0 \\ 0 & 0 & b_{xs} & d_{xx} & d_{xy} & 0 \\ 0 & 0 & b_{ys} & d_{yx} & d_{yy} & 0 \\ b_{xs} & b_{ys} & 0 & 0 & 0 & d_{ss} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} N_x \\ N_y \\ N_s \\ M_x \\ M_y \\ M_s \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} N_x^{HT} \\ N_y^{HT} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ M_s^{HT} \end{Bmatrix}$$

Además, el hecho de que el ángulo de las láminas sea de 45°, resulta en las siguientes relaciones:

$$a_{xx} = a_{yy}; \quad d_{xx} = d_{yy}; \quad b_{xs} = b_{ys}$$

En cuanto a los efectos higrotérmicos, aunque los ensayos se realizan a temperatura ambiente, se deben tener en cuenta las cargas higrotérmicas equivalentes debidas al proceso de enfriamiento del material. En las secuencias estudiadas las cargas higrotérmicas no nulas son las fuerzas N_x^{HT}, N_y^{HT} (que son iguales en este caso) y el momento torsor M_s^{HT} .

2.2 Energía complementaria de deformación y sus derivadas

La energía complementaria de deformación de un laminado multidireccional debida a un estado de tensión plana se puede expresar como [7]:

$$U^* = \frac{1}{2} \int_{L_x} \int_{L_y} \left(\{\bar{N}\}^t [a] \{\bar{N}\} + 2 \{\bar{N}\}^t [b] \{\bar{M}\} + \{\bar{M}\}^t [d] \{\bar{M}\} \right) dx dy \quad (1)$$

$$- \frac{Lb}{2} \sum_{k=1}^n \{e\}_k^t [Q]_k \{e\}_k (z_k - z_{k-1})$$

Donde z_k es la distancia desde el plano medio a la superficie más baja de la lámina k . L_x y L_y indican la dirección longitudinal y transversal respectivamente. L es la longitud total de la probeta; $\{\bar{N}\}$ y $\{\bar{M}\}$ son las matrices suma de fuerzas y momentos mecánicos e higrotérmicos.

Se considera un sistema equilibrado sujeto a una fuerza generalizada F_i . Aplicando el primer principio de la termodinámica en términos energía complementaria y asumiendo que un avance de grieta infinitesimal es un proceso reversible y por consiguiente la energía complementaria es una diferencial exacta [8]:

$$\delta_i = \left(\frac{\partial U^*}{\partial F_i} \right)_a \quad (2)$$

$$G = \frac{1}{b} \left(\frac{\partial U^*}{\partial a} \right)_{F_i} \quad (3)$$

La ecuación (2) es el teorema de Engesser-Castigliano, siendo δ_i el desplazamiento generalizado en la dirección de F_i . La ecuación (3) relaciona la energía de relajación con la energía complementaria, siendo b la anchura de la grieta.

Derivando (1) con respecto a a y a F_i y teniendo en cuenta que los términos higrotérmicos no dependen de estas variables, las ecuaciones anteriores quedan:

$$\delta_i = b \int_{L_x} \left(\{N\}_{,F_i}^t [a] \{\bar{N}\} + \{N\}_{,F_i}^t [b] \{\bar{M}\} + \{M\}_{,F_i}^t [b] \{\bar{N}\} + \{M\}_{,F_i}^t [d] \{\bar{M}\} \right) dx \quad (4)$$

$$G = \frac{\partial}{\partial a} \left[\frac{1}{2} \int_{L_x} \left(\{\bar{N}\}^t [a] \{\bar{N}\} + 2 \{\bar{N}\}^t [b] \{\bar{M}\} + \{\bar{M}\}^t [d] \{\bar{M}\} \right) dx \right] \quad (5)$$



3 Aproximación analítica

3.1 Cargas aplicadas y reacciones

3.1.1 Momentos flectores

Para el cálculo de la distribución de momentos flectores, se va a utilizar la aproximación presentada en [5], que además permite obtener la longitud de grieta sin métodos visuales para cada par de valores de carga-desplazamiento.

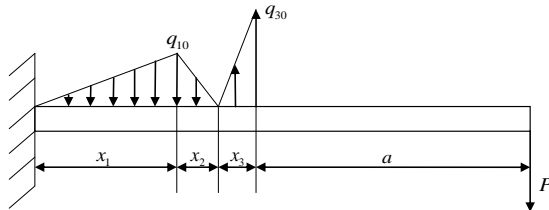


Figura 3-1. Fuerza distribuida sobre la viga

La Figura 3-1 muestra un modelo simplificado de las fuerzas distribuidas en la mitad inferior de la probeta DCB, basado en los resultados obtenidos por otros autores.

Mediante las ecuaciones de la estática, además de la aplicación del teorema de Engesser-Castigliano para hallar los desplazamientos en las secciones 1, 2 y 3 e igualarlos las deformaciones transversales de la probeta, se obtienen los valores de las fuerzas y las distancias x_1, x_2 y x_3 . Mientras los valores de x_1 y x_2 no dependen de la longitud de grieta, la variación de x_3 con respecto a esta es despreciable para los valores habituales de a en los ensayos, y por tanto puede considerarse constante.

Una vez determinados los parámetros del modelo, se calculan las distribuciones de momentos flectores en función de a .

$$m_{x_1} = -F_1 \frac{x^3}{3x_1^2}$$

$$m_{x_2} = \frac{F_1}{3x_2x_1} \left(x^3 - (3x_1 + 3x_2)x^2 + (3x_1^2 + 3x_2x_1)x - x_1^3 - x_2x_1^2 \right)$$

$$m_{x_3} = -F_1 \left(\frac{x_2 + x_1}{x_1} x + \frac{-x_2^2 - 3x_2x_1 - 2x_1^2}{3x_1} \right) + F_3 \frac{(x - x_1 - x_2)^3}{3x_3^2}$$

$$m_{x_a} = -F_1 \left(\frac{x_2 + x_1}{x_1} x + \frac{-x_2^2 - 3x_2x_1 - 2x_1^2}{3x_1} \right) + F_3 \left(x - x_1 - x_2 - \frac{2x_3}{3} \right)$$

Donde $F_1 = \frac{q_{10}x_1}{2}$ y $F_3 = \frac{q_{30}x_3}{2}$

3.1.2 Momento torsor

Las tensiones residuales provocan una rotación en cada una de las partes agrietadas de la probeta. Como se observa en la Figura 3-2, mientras que en el caso de los laminados anti-simétricos ambos brazos rotan en el mismo sentido, en los laminados simétricos la rotación es opuesta. En este último caso, teniendo en cuenta que la rotación en el punto de carga está impedido, la propias bisagras están aplicando un momento torsor. De hecho las bisagras aplican una carga no

uniforme cuya resultante es la fuerza aplicada P y el momento resultante es el momento torsor.

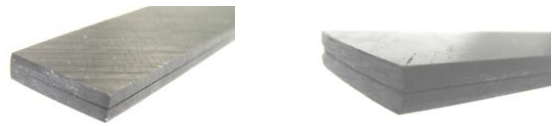


Figura 3-2. Deformación debida a efectos higrotérmicos. a) Laminado simétrico. b) Laminado anti-simétrico

La Figura 3-3 muestra el momento torsor en el punto de aplicación de carga y la reacción en el frente de grieta, relacionada con la distribución no uniforme en la anchura de las fuerzas de la Figura 3-1. Se ha supuesto dicho momento concentrado en el frente de grieta.

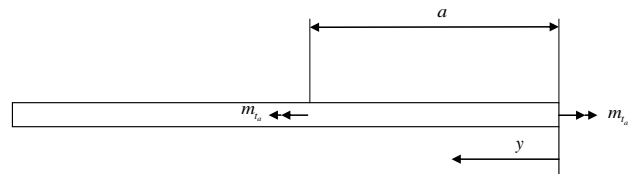


Figura 3-3. Momento Torsor

Por tanto, las fuerzas y momentos resultantes son:

$$\{\bar{N}\} = \begin{Bmatrix} N_x^{HT} \\ N_y^{HT} \\ 0 \end{Bmatrix}; \{\bar{M}\} = \begin{Bmatrix} M_x \\ 0 \\ M_s + M_s^{HT} \end{Bmatrix} \quad (6)$$

Se asume que la distribución del momento torsor, M_s es uniforme en la anchura de la probeta. Teniendo en cuenta que el giro es nulo en el punto de aplicación de la carga se puede aplicar Engesser-Castigliano para calcular el torsor aplicado por las bisagras. Sustituyendo (6) en (4) y teniendo en cuenta las propiedades de los laminados antisimétricos se obtiene:

$$\frac{1}{2} \int_{L_x} \int_{L_y} \left((4b_{xs} N_x^{HT} + 2d_{ss} M_s^{HT}) M_{s,x} + 2d_{ss} M_s M_{s,x} \right) dx dy = 0$$

Donde $X = m_{t_a}$

Teniendo en cuenta que la mitad del momento torsor m_t de una sección rectangular corresponde a M_s y la otra mitad al momento resultante de las fuerzas cortantes de fuera del plano [9], se obtiene la siguiente distribución de momentos torsores:

$$m_t = m_{t_a} \quad 0 < y < a \quad (7)$$

$$m_{t_a} = -2b \left(\frac{2b_{xs}}{d_{ss}} N_x^{HT} + M_s^{HT} \right) \quad (8)$$

3.1.3 Fuerza cortante

En el caso de los laminados anti-simétricos, el momento torsor higrotérmico genera rotaciones en el mismo sentido en ambos brazos de la parte agrietada de la probeta. Por tanto, la probeta permanece horizontal en el punto de aplicación, pero al estar libre el otro extremo, la probeta se encuentra deformada. Esto quiere decir, como se aprecia en la Figura



3-4. Componentes de P en el frente de grieta, que en el frente de grieta existirán unas componentes en sentido transversal relacionadas con el modo III de fractura.

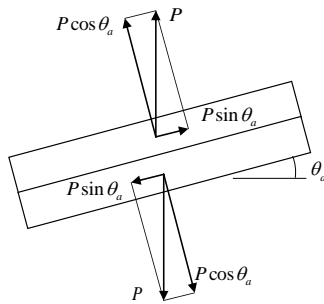


Figura 3-4. Componentes de P en el frente de grieta

Las fuerzas y momentos resultantes en este caso son:

$$\{\bar{N}\} = \begin{Bmatrix} N_x^{HT} \\ N_y^{HT} \\ N_s \end{Bmatrix}; \{\bar{M}\} = \begin{Bmatrix} M_x \\ 0 \\ M_s^{HT} \end{Bmatrix} \quad (9)$$

El ángulo θ_a girado por el laminado en el frente de grieta se obtiene mediante la siguiente expresión [10]:

$$\theta_a = \frac{\kappa_s^{HT}}{2} a \quad (10)$$

Donde κ_s^{HT} es la curvatura del laminado debida a efectos higrotérmicos. Asumiendo que el ángulo es muy pequeño se obtiene la siguiente distribución de la fuerza cortante:

$$N_s = \frac{\kappa_s^{HT} P}{2b} y \quad 0 < y < a \quad (11)$$

3.2 Tasa de liberación de energía

Con la intención de obtener una expresión para la tasa de liberación de energía en función de la longitud de grieta, las expresiones para las cargas aplicadas y reacciones obtenidas en las secciones anteriores se sustituyen en la ecuación (5).

En el caso de laminados simétricos se obtiene lo siguiente:

$$G = \frac{d_{xx} P^2}{b^2} (\alpha_0 + \alpha_1 a + a^2) - d_{ss} \left(\frac{2b_{xs}}{d_{ss}} N_x^{HT} + M_s^{HT} \right)^2$$

Mientras que para los laminados anti-simétricos:

$$G = \frac{d_{xx} P^2}{b^2} (\alpha_0 + \alpha_1 a + a^2) + \frac{\kappa_s^{HT} P^2 a^2}{b^2} \left(\frac{a_{ss} \kappa_s^{HT}}{4} + b_{xs} \right)$$

Los factores α_0 y α_1 dependen únicamente de las dimensiones x_1, x_2 y x_3 definidas en el modelo. El primer término de cada expresión es la parte de energía debido al modo I de fractura y se puede observar que es el mismo en ambos casos. Sin embargo los segundos términos, relacionados con el modo III

de fractura difieren y además en el caso de laminados simétricos es una constante mientras que en el de anti-simétricos es dependiente de la longitud de grieta.

El significado físico del signo negativo de la energía de modo III está relacionado con el hecho de que los efectos higrotérmicos provocan una deformación inicial en modo III sin ninguna carga, como se observa en la Figura 3-2. Por tanto, cuando se aplica la carga se necesita una energía menor para el avance de grieta aunque la cantidad total sea positiva.

4 Material y aparatos

El material usado en este estudio es T6T/F593, una resina epoxi termoestable, reforzada con fibra de carbono y proporcionada por Hexcal Composites. Se han utilizado láminas unidireccionales de este material con un contenido en volumen del 55% para fabricar laminados angulares mediante moldeado por compresión.

Se han producido dos tipos de laminados de dieciseis capas con un film de teflón entre las capas intermedias para producir la grieta inicial. Para la realización de los ensayos, se ha utilizado una máquina universal de ensayos MTS-Insight 10 con una célula de carga de 250N.

5 Resultados

5.1 Propagación de la grieta

Durante la propagación se observa una pronunciada curvatura en el frente de grieta, efecto de la curvatura en el eje y que provoca una deformación máxima en el medio del frente de grieta.

Se observan dos modos diferentes de propagación. Todas las probetas antisimétricas se comportan de la misma manera. La propagación comienza entre las láminas intermedias, pero inmediatamente, en uno de los lados del frente, la grieta pasa a la siguiente lámina propagándose al mismo tiempo por ambas intercaras. Esta última grieta se expande linealmente hasta ocupar todo el frente de grieta, momento en el que se inicia un nuevo salto de lámina. De esta forma los brazos tienen diferente grosor, provocando una rotación similar a la de los ensayos ADCB.

En el caso de los laminados simétricos, aproximadamente la mitad de ellos mostraron el mismo comportamiento que los antisimétricos, mientras que en el resto la grieta se propaga en zig-zag, avanzando simultáneamente en la intercara central y una adyacente.

A la vista de esto el uso de datos obtenidos visualmente y más aún los de propagación es cuestionable. El presente trabajo los datos de longitud de grieta han sido obtenidos mediante el método presentado en [5], que permite obtener una longitud efectiva de grieta para cada par de valores de carga-desplazamiento, basándose en el cambio de la flexibilidad durante el ensayo.

5.2 Tasa de relajación de energía

Teniendo en cuenta el comportamiento durante la propagación y de acuerdo con otros autores, únicamente se considerarán datos de iniciación para calcular la resistencia interlaminar.



Con el objetivo de comparar resultados, la tasa de relajación de energía se calculará también mediante el método MBT propuesto por Williams [11] y mediante el método de las áreas. Con respecto a este último, aunque los valores obtenidos no se pueden asociar a una longitud de grieta determinada, ya que corresponde a un valor medio durante un incremento de grieta, se va a usar un incremento mínimo de 1mm para su cálculo. De esta manera, además de evitar valores de propagación por a 1mm, el valor obtenido se puede asociar a la longitud de grieta inicial.

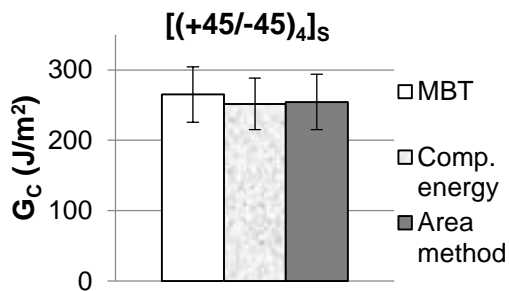


Figura 5-1. Tasa crítica de relajación de energía. Laminado simétrico

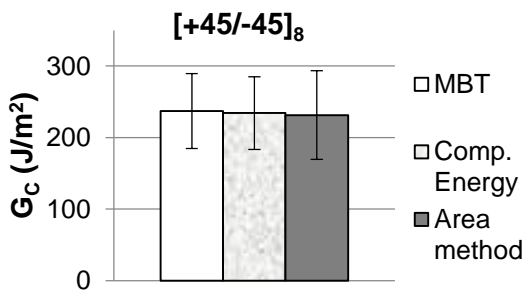


Figura 5-2. Tasa crítica de relajación de energía. Laminado antisimétrico

Las figuras Figura 5-1 y Figura 5-2 muestran la media para cinco probetas en cada caso de la G_c obtenida mediante los tres métodos descritos anteriormente.

En el caso de las probetas simétricas, Figura 5-1, los resultados obtenidos mediante MBT son ligeramente superiores a los otros. Esto puede ser debido a que este método no tiene en cuenta los efectos higrotérmicos, que como hemos visto resultan en un término negativo. El valor obtenido para dicho término en los laminados simétricos, y por tanto para la aportación del modo III es $G_{III} = -8,7 J/m^2$.

Con respecto al caso antisimétrico, Figura 5-2, los resultados obtenidos mediante los tres métodos estudiados son similares. Para esta configuración el término negativo que incluye los efectos higrotérmicos es despreciable, concretamente $G_{III} = -9,2 \cdot 10^3 J/m^2$.

6 Conclusiones

Se ha presentado un estudio analítico y experimental de la tasa crítica de relajación de energía en laminados simétricos y anti-simétricos. En ambos casos cada brazo de la parte agrietada es un sublaminado anti-simétrico.

En ambos casos se ha obtenido una expresión para la energía dependiendo de la longitud de grieta y teniendo en cuenta los efectos higrotérmicos. Estos efectos se traducen en una contribución negativa a la energía, asociada al modo III de fractura.

La consideración de los efectos higrotérmicos en el material estudiado resulta en una disminución del 3% de la tasa de liberación de energía en el caso de laminados simétricos, mientras que el efecto en los antisimétricos es mínimo.

Referencias

- [1] ISO, « 15024, Fiber-reinforced Plastic Composites – Determination of Mode I Interlaminar Fracture Toughness, G_{Ic} , for Unidirectionally Reinforced Materials,» (2001).
- [2] M. M. Shokrieh, M. Heidari-Rarani y M. R. Ayatollahi, «Calculation of G_I for a multidirectional composite double cantilever beam on two-parametric elastic foundation,» *Aerospace Science and Technology*, vol. 15, pp. 534-543, 2011.
- [3] D. Nicholls y J. Gallaguer, «Determination of G_{IC} in Angle Ply Composites Using a Cantilever Beam Test Method,» *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 2, pp. 2-17, 1983.
- [4] J. A. Nairn, «Energy release rate analysis for adhesive and laminate double cantilever beam specimens emphasizing the effect of residual stresses,» *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 20, pp. 59-70, 2000.
- [5] J. De Gracia, A. Boyano, A. Arrese y F. Mujika, «A new approach for determining the R-curve in DCB tests without optical measurements,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 135, pp. 274-285, 2015.
- [6] I. Daniel y O. Ishai, *Engineering mechanics of composite materials*, New York: Oxford university press, 2006.
- [7] F. Mujika, «A novel approach for the three point flexure test of multidirectional laminates,» *Journal of Composite Materials*, vol. 46, nº 3, pp. 259-274, 2011.
- [8] A. Boyano, J. de Gracia, A. Arrese y F. Mujika, «Equivalent energy release rate and crack stability in the End Notched Flexure with inserted roller mixed mode I/II test,» *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, vol. 87, pp. 99-109, 2017.
- [9] V. Vasiliev y E. Morozov, *Advanced mechanics of composite materials*, 2007.
- [10] J. Romera, M. Cantera, I. Adarraga y F. Mujika, «A top-down analytic approach for the analysis of edge effects of angle-ply symmetric laminates,» *Composite Structures*, vol. 104, pp. 60-70, 2013.
- [11] J. G. Williams, «End corrections for orthotropic DCB specimens,» *Compos Sci Technol*, vol. 35, nº 4, pp. 367-376, 1989.

