

## Numerical and experimental study of mode I delamination failure in composite laminates

Mesas Díaz, Álvaro Antonio<sup>1</sup> Castillo López, Germán<sup>1</sup>; García Sánchez, Felipe<sup>1</sup>

### ABSTRACT

Delamination is one of the most critical failure mechanisms in laminated composites. Usually it is assumed that delamination grows in a combination of modes I and II, but dominated by the mode I.

In this work an experimental and numerical study of mode I delamination of laminated glass/epoxy [0/90]<sub>8s</sub> manufactured by resin infusion has been carried out. The value of  $G_{IC}$  has been obtained by the Double Cantilever Beam (DCB) test. Digital Image Correlation (DIC) has been used to measure the crack's length.

The numerical simulation was performed using two numerical techniques: Virtual Crack Closure Technique (VCCT) and the Cohesive Zone Model (CZM).

Both techniques predict the onset of delamination. The VCCT is simple to use but it needs to define the area where delamination is going to start. The CZM allows the determination of the initial delamination area but it requires defining correctly the properties of the cohesive element.

*Keywords: delamination, DCB, FEM, VCCT, CZM.*

### 1. INTRODUCCION

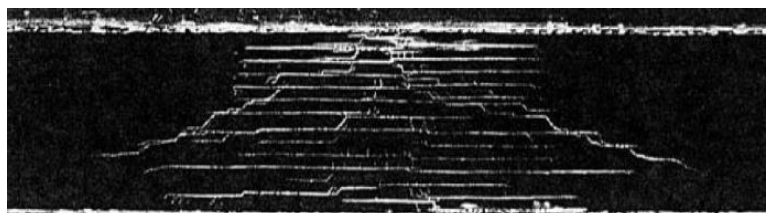
Es sobradamente conocido que uno de los parámetros de diseño que más ha influido en la evolución de los sistemas resistentes es su ligereza. En el sector de la automoción este parámetro puede ser crítico habida cuenta de que el peso influye directamente en el consumo y, por ende, en las emisiones de los vehículos (hasta un 75% del consumo y las emisiones de un automóvil está relacionado con su peso estructural [1]). Por estos y otros motivos, el uso de los materiales compuestos, y entre ellos los de matriz orgánica, por sus elevadas propiedades específicas crece día a día. Este crecimiento es más patente en sectores como el aeronáutico donde los materiales compuestos pueden suponer más de un 50% del peso estructural como, por ejemplo, en el Airbus A350 o el 787 Dreamliner de Boeing. En el sector de la automoción esta evolución ha llevado a la creación de alianzas entre fabricantes de automóviles y de fibra de carbono: Daimler y Toray, Ford y Dow Chemical, GM y Teijing o la reciente alianza entre BMW, Toyota, Volkswagen y SGL para formar SGL automotive. La irrupción de los coches

---

<sup>1</sup> Departamento de Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación. Universidad de Málaga (ESPAÑA).  
[alvaromesas@gmail.com](mailto:alvaromesas@gmail.com), [gcastillo@uma.es](mailto:gcastillo@uma.es) (Corresponding author), [fqsanchez@uma.es](mailto:fqsanchez@uma.es).

eléctricos en este sector ha dado un impulso aún mayor a esta necesidad de aligerar la estructura para mejorar la autonomía de este tipo de vehículos.

Sin embargo un sistema resistente liviano puede ver comprometidas otras de sus características y, entre ellas, una de las más importantes es su durabilidad. Con el objetivo de mejorar ésta es necesario tener un profundo conocimiento de los mecanismos que producen los fallos que puedan comprometerla. En concreto, en el caso de los materiales compuestos laminados, uno de los mecanismos de fallo más críticos es el conocido como delaminación (Fig.1) [2], que puede suponer una considerable pérdida de capacidad portante, puede ser de difícil detección visual y su evolución condiciona el posterior fallo catastrófico del material.



**Figura 1.** Fractografía transversal de un material compuesto impactado [2]. Las líneas horizontales representan el fallo interlaminar del composite y las oblicuas el fallo de las láminas.

El comportamiento interlaminar de un composite viene caracterizado por su tenacidad a fractura interlaminar en los tres modos que contempla la mecánica de la fractura elástica lineal (LEFM). Ahora bien, según Jensen & Sheinman [3] la contribución del modo III en los fenómenos de delaminación es imperceptible. Por tanto es común asumir que la delaminación de un composite laminado crece en una combinación de los modos I y II, dominada por el modo I.

En este trabajo se ha llevado a cabo un estudio numérico experimental de la delaminación en modo I de un laminado vidrio/epoxi  $[0/90]_{85}$  fabricado mediante infusión de resina.

El ensayo más utilizado para obtener el valor de  $G_{IC}$  es el ensayo DCB (ASTM D 5528). En este trabajo se ha utilizado la correlación digital de imagen (DIC) para hacer el seguimiento del avance de la grieta. La razón de ello ha sido que, una vez puesta la técnica a punto utilizando rutinas de MATLAB, en un futuro se quiere utilizar la misma técnica a diferentes velocidades con objeto de analizar su influencia con vistas a condiciones de impacto de baja energía.

Existen diferentes técnicas numéricas que permiten llevar a cabo la simulación del crecimiento de grieta entre dos láminas de material compuesto.

Entre las técnicas numéricas de simulación que más ampliamente se han implementado en los códigos de cálculo comerciales destacan el método VCCT (Virtual Crack Closure Technique) y el CZM (Cohesive Zone Model) [4]. En ambos métodos, se parte de la energía de fractura.

## 2. MODELIZACIÓN DEL COMPORTAMIENTO INTERLAMINAR DE MATERIALES COMPUESTOS LAMINADOS

### 2.1. Introducción

El proceso de delaminación está caracterizado por la tasa de liberación de energía ( $G$ ). Dicho valor es una medida de la energía que se libera por unidad de anchura del espécimen al crecer la longitud delaminada un valor diferencial:

$$G = \frac{1}{B} \frac{dU}{da}, \quad (1)$$

donde  $U$  es la energía unitaria de deformación,  $B$  es el ancho del espécimen y  $a$  es la longitud de grieta.

El inicio de la delaminación ocurre cuando el valor de  $G$  alcanza su valor crítico según alguno de los tres modos de fractura tal y como se muestran en la Fig. 2, o una combinación de ellos.

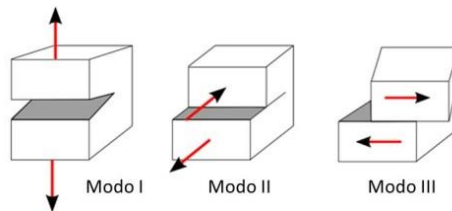


Figura 2. Modos de fractura.

Los criterios para predecir la propagación de la delaminación en modo mixto están normalmente definidos en términos de la tasa de liberación de energía ( $G$ ) de cada uno de los diferentes modos de fractura. Existen métodos de ensayo normalizados para el Modo I (Double Cantilever Beam (DCB)), para el Modo II (End-Notched Flexure (ENF) o el End-Loaded Split (ELS)) y para el Modo III (Edge Crack Torsion (ECT)). Sin embargo para el caso de ensayos de modo mixto, únicamente está establecido el método Mixed Mode Bending (MMB) para ensayos de modo mixto I-II, no existiendo ensayos de modo mixto que incluyan el Modo III [5]. Es por ello por lo que la mayoría de los criterios propuestos para determinar el crecimiento de la delaminación están establecidos para modos mixtos I y II. Algunos autores [5] definen el concepto de tasa de liberación de energía de cizalladura como la suma de las de los modos II y III.

El criterio más extendido para predecir el inicio de la delaminación es el denominado Power Law Criterion:

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^\beta = 1, \quad (2)$$

donde  $G_I$ ,  $G_{II}$ ,  $G_{IC}$  y  $G_{IIC}$ ; son, respectivamente, las tasas de liberación de energía para los modos I y II así como sus valores críticos y  $\alpha$  y  $\beta$  son constantes obtenidas para cada material mediante ensayos MMB. En este trabajo únicamente analizaremos la delaminación en modo I por lo que  $\alpha = 1$  y  $\beta = 0$ .

La modelización de la delaminación de materiales compuestos laminados es un problema complejo que se puede abordar mediante diferentes estrategias [6]: (i) los modelos basados en la mecánica de la fractura, entre los que destaca el VCCT ([7], [8], [9]) que son precisos y eficaces para simular la propagación de las delaminaciones pero que no son capaces de predecir el inicio de la delaminación y (ii) los modelos basados en la mecánica del daño continuo, también llamados modelos de zona cohesiva, CZM ([5], [10], [11]) más complejos en su empleo debido a que la discretización geométrica del modelo afecta en los resultados, pero que son capaces de predecir el inicio y la propagación de la delaminación.

## 2.2. Virtual Crack Closure Technique (VCCT)

El método VCCT es un método simple pero general de obtener la tasa de liberación de energía ( $G$ ) Ec. (1). Si se considera el caso de un modelo de elementos finitos en tensión plana Fig. 3, se puede observar que para que la grieta avance una longitud  $\Delta a$  (igual al tamaño del elemento) será necesario vencer la fuerza  $F$ . Así cuando la fuerza necesaria para mantener los dos nodos de la superficie de fractura es alcanzada, se liberan dichos nodos y la grieta avanzará la cantidad  $\Delta a$ .

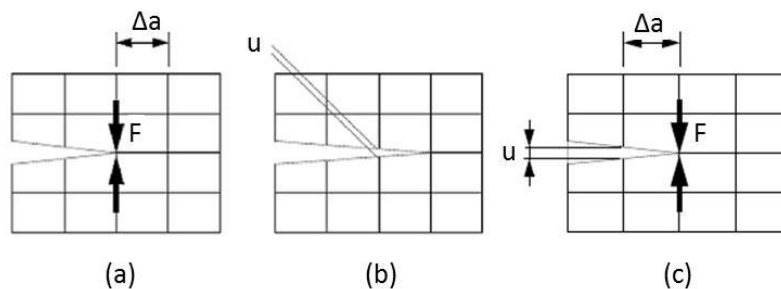


Figura 3. VCCT en tensión plana [12].

Así la tasa de liberación de energía queda definida:

$$G = \frac{Fu}{2\Delta a} \quad (3)$$

Donde  $F$  es la fuerza que mantiene la grieta cerrada Fig.3 (a) y  $u$  es el desplazamiento, Fig.3 (b), que se obtiene cuando se produce el avance de grieta  $\Delta a$  y representa el desplazamiento relativo entre ambos nodos una vez se ha producido dicho avance (Fig.3 (c)).

En el caso de modos mixtos, los desplazamientos y reacciones son transformados en un sistema de coordenadas local para, de esta manera, descomponer la contribución de cada carga a los diferentes modos de fractura, obteniéndose así:

$$G_I = \frac{F_y u_y}{2a}; G_{II} = \frac{F_x u_x}{2a}; G_{III} = \frac{F_z u_z}{2a} \quad (4)$$

Siendo, por tanto, la tasa de liberación de energía total:

$$G_{tot} = G_I + G_{II} + G_{III} \quad (5)$$

### 2.3. Modelos de zona cohesiva (CZM)

En este caso, la zona en la que se produce el avance de grieta, o delaminación, es modelizada mediante el uso de elementos cohesivos que incorporan las superficies que se separarán durante el proceso de delaminación. La Fig. 4 esquematiza un elemento 3D cohesivo de 8 nodos, que se reduce a un modelo 2D anulando las coordenadas  $v_1$  (tipo Shell) o  $v_3$  (tipo Solid 2D) de la Fig. 4.

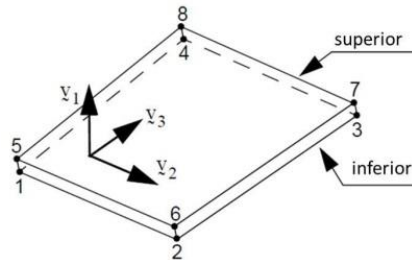


Figura 4. Elemento cohesivo 3D [12]

El elemento cohesivo únicamente tiene en cuenta los desplazamientos relativos, expresados en la componente normal y dos componentes transversales, entre los planos superior e inferior, expresadas en un sistema de coordenadas local:

$$v_n = v_1^{superior} - v_1^{inferior}$$

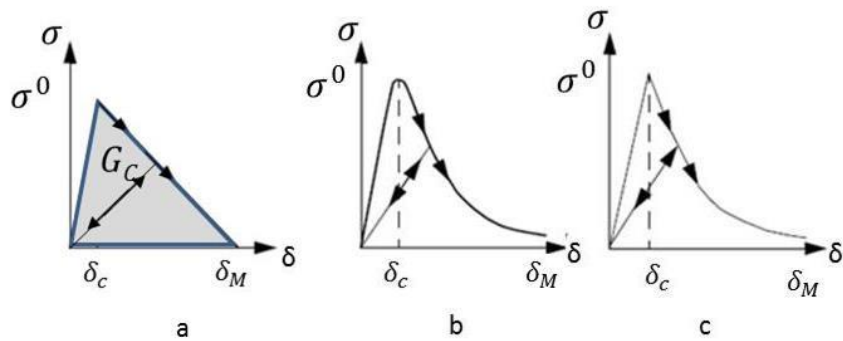
$$v_s = v_2^{superior} - v_2^{inferior} \quad (6)$$

$$v_t = v_3^{superior} - v_3^{inferior}$$

El desplazamiento de apertura efectivo vendrá dado por la Ec.7:

$$v = \sqrt{v_n^2 + v_s^2 + v_t^2} \quad (7)$$

Existen diferentes leyes constitutivas de materiales cohesivos, todas ellas definidas en términos de tensiones normales y tangenciales al plano de referencia. La Fig. 5 muestra los tres más habituales.



**Figura 5.** Leyes constitutivas de materiales cohesivos (a) bilineal, (b) exponencial, (c) lineal-exponencial

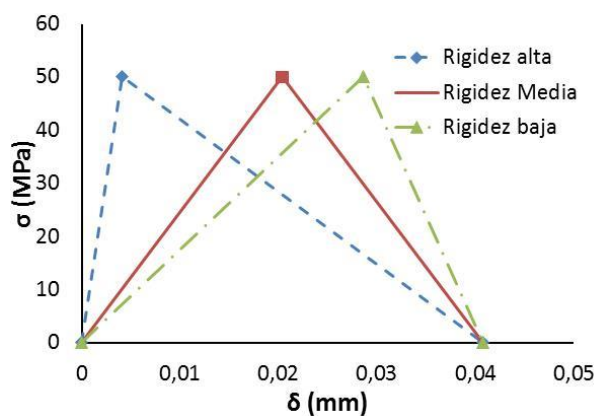
Teniendo en cuenta el comportamiento del material cohesivo, se puede calcular la distribución de tensiones  $\sigma$  en el elemento en función de su desplazamiento de apertura efectivo. Así para una ley bilineal:

$$\sigma = \frac{2G_C}{\delta_M} \frac{\delta}{\delta_C} \text{ si } 0 \leq \delta \leq \delta_C$$

$$\sigma = \frac{2G_C}{\delta_M} \left( \frac{\delta_M - \delta}{\delta_M - \delta_C} \right) \text{ si } \delta_C \leq \delta \leq \delta_M \quad (8)$$

$$\sigma = 0 \text{ si } \delta > \delta_M$$

Donde  $\delta_C$  es el desplazamiento de apertura crítico,  $\delta$  es el desplazamiento de apertura efectivo en un instante determinado,  $\delta_M$  es el desplazamiento de apertura máximo y  $G_C$  es la tasa de liberación de energía (energía cohesiva). Para una  $\sigma^0$  y una  $G_C$  (área ley de comportamiento cohesivo) determinadas, el valor de  $\delta_M$  queda perfectamente establecido. Sin embargo el valor de  $\delta_C$  puede ser seleccionado variando con ello la rigidez del elemento cohesivo (Fig. 6).



**Figura 6.** Rigidez del material cohesivo.

### 3. RESULTADOS EXPERIMENTALES.

#### 3.1. Materiales y proceso de fabricación

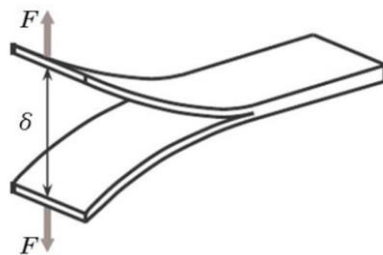
El material empleado ha sido un tejido biaxial 0/90 en el que las láminas no están entretejidas y únicamente un pequeño porcentaje de fibra se utiliza en sentido perpendicular para mantener unido el conjunto (non woven) de fibra de vidrio de 440 gr/m<sup>2</sup> y resina epoxi. Se ha fabricado mediante infusión de resina un laminado [0/90]<sub>8s</sub> obteniéndose un espesor total nominal de 5,5 mm. A partir de las placas fabricadas se ha caracterizado el material. Las propiedades elásticas de la lámina elemental se pueden ver en la *Tabla 1*.

**Tabla 1.** Propiedades elásticas de la lámina elemental

Propiedad	Valor
$E_x$ (GPa)	$31 \pm 2,2$
$E_y$ (GPa)	$6,7 \pm 0,76$
$G_{xy}$ (GPa)	$3,3 \pm 0,37$
$\nu_x$	$0,13 \pm 0,01$

#### 3.2. Ensayos DCB

La norma ASTM D5528 [13] es la más empleada para caracterizar el comportamiento interlaminar en modo I. La delaminación inicial de la probeta se ha creado colocando una lámina de Teflón (© DUPONT) de 12,5  $\mu\text{m}$  en el plano de simetría del laminado antes de realizar la infusión de resina. La delaminación es forzada a propagarse en modo I puro al separar las dos partes delaminadas entre sí mediante fuerzas perpendiculares al plano de delaminación, Fig. 7. Los dos brazos de la probeta se comportan como sendas vigas en voladizo (Double Cantilever Beam (DCB)) cuya longitud aumenta mientras la delaminación se propaga.



**Figura 7.** Descripción esquemática de un ensayo DCB [14].

Las dimensiones de las probetas son: longitud total 220 mm, 65 mm de longitud de la pre-grieta y 25 mm de anchura, Fig.8.

El espesor,  $e$ , y la longitud inicial de la pre-grieta,  $a_0$ , han sido elegidos de forma que se cumplan las condiciones descritas por la norma ASTM D5528 [13] a partir del módulo de elasticidad longitudinal del laminado y la  $G_{IC}$  estimada Ec. 9.

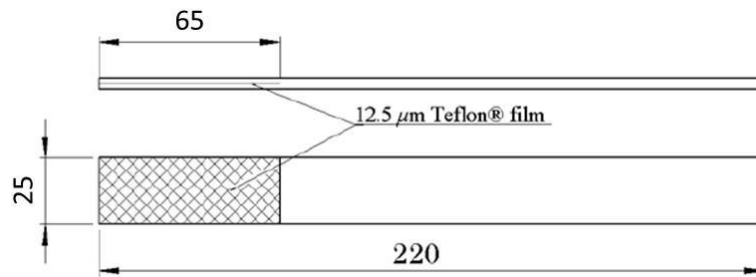


Figura 8. Geometría y dimensiones (en mm) de las probetas DCB.

$$a_0 \leq 0,042 \sqrt{\frac{e^3 E_1}{G_{IC}}} \quad (9)$$

$$e \leq 8,28 \left( \frac{G_{IC} a_0^2}{E_1} \right)^{1/3}$$

Las probetas han sido ensayadas en una máquina de ensayos Servosis con una célula de carga de 5 kN y una velocidad de 5 mm/min. La aplicación de la carga se realiza mediante bloques de aluminio haciendo que la longitud inicial de la pre-grieta ( $a_0$ ) sea de 50 mm.

La medición del crecimiento de grieta se hace a partir de las imágenes capturadas con el programa VIC Snap [15], Fig 9. Para ello se ha empleado una cámara Stingray F-504 de 5 Mpixel de Allied Vision Technologies con un objetivo Pentax C7528-M (75 mm). Se han adquirido imágenes a una frecuencia de 1 Hz sincronizado con la adquisición de fuerza y desplazamiento de la máquina de ensayos.

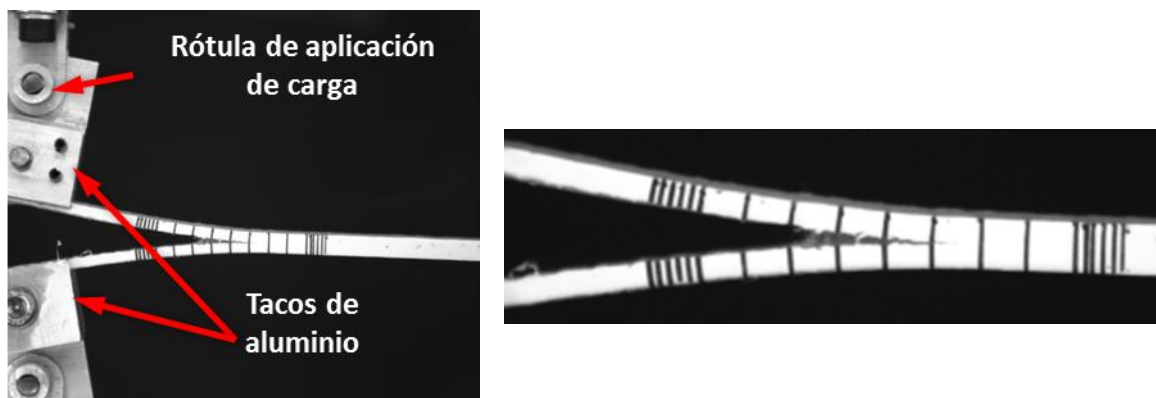


Figura 9. Imágenes del crecimiento de grieta.

La determinación del crecimiento de grieta se ha realizado mediante Correlación Digital de Imágenes (DIC) en 2D. Dicho método se basa en la identificación de una zona de la imagen (subset) y su



posterior comparación con otras imágenes posteriores. Para evaluar el desplazamiento del subset, se compara este entre imágenes sucesivas. La localización del subset en la nueva imagen se realiza mediante el uso de algoritmos de correlación. A cada pixel del subset se le asigna un número en función de su nivel de gris (100 blanco, 0 negro), Fig.10.



Figura 10. Imágenes y valores de grises (a) referencia (b) deformada [16].

Uno de los algoritmos de correlación más utilizados es el de la suma de las diferencias, entre los valores de cada píxel, al cuadrado, cuya expresión es:

$$C(x, y, u, v) = \sum_{i,j=-\frac{n-1}{2}}^{\frac{n-1}{2}} (I(x+i, y+j) - \Gamma(x+u+i, y+v+j))^2 \quad (9)$$

Siendo:

- $C(x, y, u, v)$  el valor de la función de correlación para un píxel determinado situado en la posición  $(x, y)$  dentro de la imagen de referencia, y que ha sufrido un desplazamiento horizontal ( $u$ ) y un desplazamiento vertical ( $v$ ).
- $n$  el tamaño del subset.
- $I(x+i, y+j)$  el valor asociado al píxel situado en la posición  $(x+i, y+j)$  (imagen de referencia).
- $\Gamma(x+u+i, y+v+j)$  el valor asociado al píxel situado  $(x+u+i, y+v+j)$  (imagen deformada).

Se ha implementado una rutina de Matlab [17] para el tratamiento de las imágenes. Para ello se selecciona de la imagen donde comienza a apreciarse la grieta, un Subset A (Fig. 11) en el que se localiza el frente de grieta. A partir de este, la rutina selecciona un Subset B (Fig. 11) centrado en el anterior y de tamaño mayor. La función de correlación de imagen `xcorr2(A,B)` de Matlab [17], se encarga en realizar la correlación de imágenes entre ambos Subset y de esta forma se consigue determinar el avance de la grieta.

El método de ensayo puesto a punto permitirá hacer los ensayos de crecimiento de grieta a elevadas velocidades, utilizando para ello una cámara de alta velocidad.

Para la obtención de  $G_{IC}$  se ha empleado el MBT (Modified Beam Theory) desarrollado por Hashemi et al [18] y recomendado en la norma ASTM D5528 [13] que tiene en cuenta la rotación y el desplazamiento de la punta de la viga y el acortamiento de esta debido a las grandes deformaciones. La tasa de liberación de energía en modo I ( $G_I$ ) de una probeta DCB ideal, es decir, considerando

ambos brazos de la probeta como vigas perfectamente empotradas, desarrollada a partir de la teoría de vigas, Ec. 10.

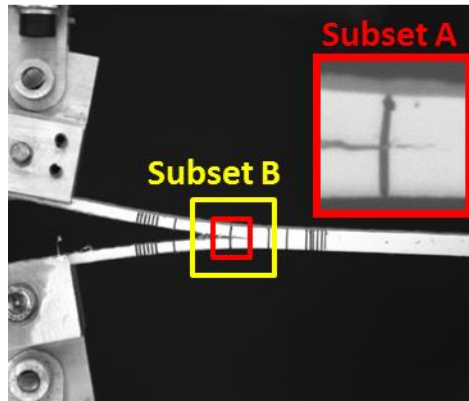


Figura 11. Selección de los Subset para DIC.

$$G_I = \frac{3F\delta}{2ba} \quad (10)$$

siendo  $F$  la fuerza aplicada,  $\delta$  la apertura de la probeta,  $a$  la longitud de grieta y  $b$  la anchura de la probeta.

En la práctica, esta expresión sobreestima los valores de  $G_I$  dado que las vigas no presentan un empotramiento perfecto en el frente de grieta, sino que permite cierta rotación. Una forma de corregir esta rotación es considerar una delaminación ligeramente superior ( $a + \Delta$ ) donde  $\Delta$  se determina experimentalmente de la relación entre la flexibilidad ( $C^{1/3}$ ) en función de la longitud de grieta ( $a$ ) (Fig. 12). Siendo la flexibilidad de la probeta ( $C$ ) el ratio entre la apertura y la carga aplicada sobre la probeta  $\delta/F$ .

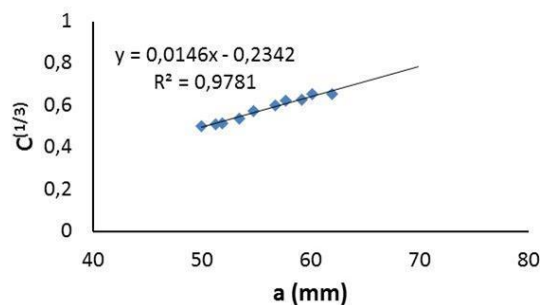


Figura 12. Obtención del valor de  $\Delta$  [13].

La tasa de liberación de energía  $G_{IC}$  se ha obtenido mediante la Ec. 11:

$$G_I = \frac{3F_C\delta}{2b(a + \Delta)} \quad (11)$$

Donde  $F_c$  es la carga crítica. De acuerdo con la ASTM D5528 [13],  $F_c$  se calcula a partir de la curva fuerza-desplazamiento (Fig. 13) como el valor de fuerza en el que se produce el inicio del crecimiento de grieta.

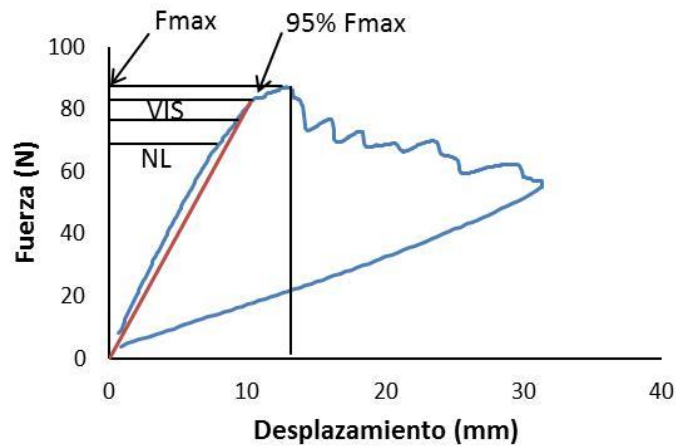


Figura 13. Determinación de la fuerza de inicio de crecimiento de grieta.

Este punto puede ser determinado como el inicio de la no linealidad (NL), el punto en el que se observa visualmente el inicio de la delaminación (VIS) o el valor en el que la carga es un 5% inferior a su valor máximo. En este caso se ha calculado la  $G_{IC}$  para este último valor. En la Tabla 2 se pueden ver los resultados obtenidos

Tabla 2. Resultados obtenidos modo I

Variable	Valor
$F_{max}$ (N)	82,6
$\delta_{max}$ (mm)	10,3
$G_{IC}$ (N/mm)	1,02

#### 4. SIMULACIÓN MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

##### 4.1. Modelo de elementos finitos

La simulación del ensayo DCB se ha llevado a cabo mediante el solver implícito no lineal (SOL400) de Nastran [19]. Se ha modelizado el ensayo mediante elementos en tensión plana de 4 nodos (CQUAD4) con formulación estándar (Fig. 14).

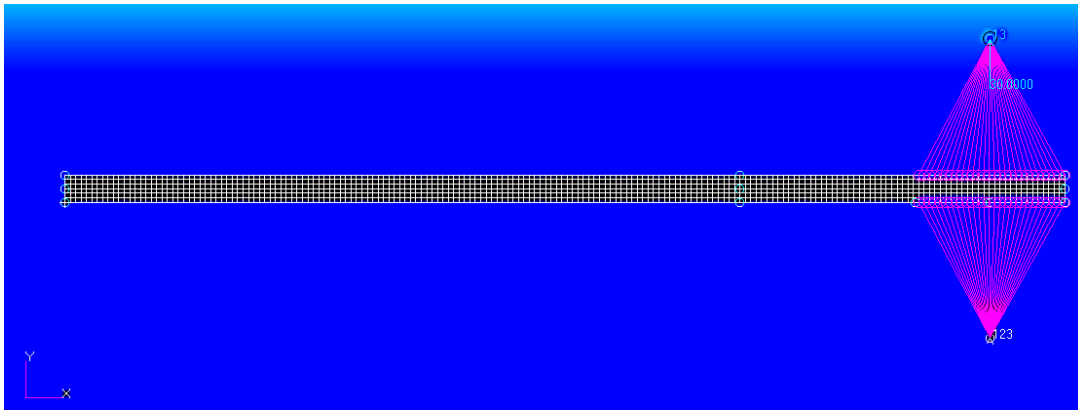


Figura 14. Modelo de elementos finitos 2D.

Se ha empleado un material con características ortótropas 2D obtenido empleando la teoría de placas laminadas, equivalente al laminado estudiado. En la Tabla 3 se pueden ver las características del material ortótropo utilizado. La  $G_{IC}$  empleada ha sido de  $1,02 \text{ N/mm}$ .

Tabla 3. Propiedades ortótropas 2D

Propiedad	Valor
$E_x \text{ (MPa)}$	19000
$E_y \text{ (MPa)}$	6700
$\nu_x$	0,13
$G_{xy} \text{ (MPa)}$	3300

Para simular los tacos de carga de aluminio, se han empleado elementos rígidos, RBE2, Fig. 14, que unen el punto de aplicación de la carga con la zona donde se sujetan los bloques de carga. El empleo de estos elementos supone que la zona de sujeción es perfectamente rígida.

Como condiciones de contorno, se ha impuesto desplazamientos nulos al punto inferior de los elementos rígidos y se ha impuesto al punto superior un desplazamiento  $y = 30 \text{ mm}$ , impidiendo cualquier otro desplazamiento, Fig. 14.

Para la resolución del problema numérico se ha supuesto un cálculo en grandes desplazamientos, un incremento adaptativo con un time step mínimo de 0,01, máximo de 0,1, un time step factor de 1,2 y un máximo número de iteraciones de 50. El método iterativo empleado ha sido Newton-Raphson completo.

El tamaño de elemento (especialmente para el modelo CZM) se ha seleccionado a partir de un estudio de sensibilidad de la longitud de zona cohesiva (Fig. 15) [20]. Se han seleccionado tres tamaños de malla, uno considerado muy fino con un tamaño de elemento  $L_e = 0,1 \text{ mm}$ , uno intermedio  $L_e = 0,25 \text{ mm}$  y otro de  $L_e = 0,5 \text{ mm}$ . La longitud de zona cohesiva obtenida ha sido de  $0,75 \text{ mm}$ .

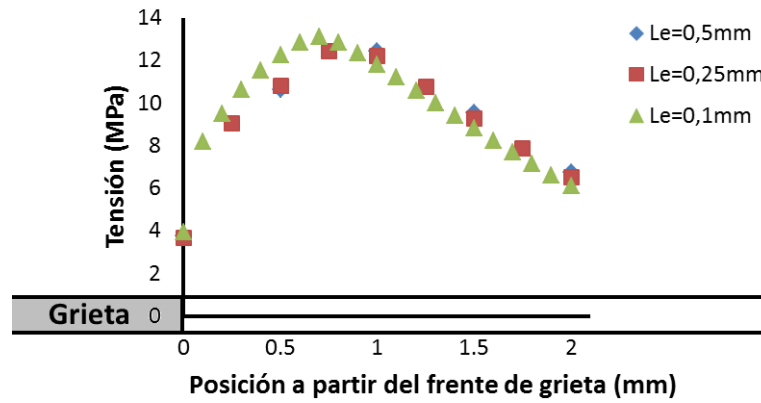


Figura 15. Determinación de la longitud de zona cohesiva a partir del frente de grieta.

#### 4.2. Virtual Crack Closure Technique (VCCT)

En este caso es necesario definir la zona de delaminación. Para ello se definen los dos cuerpos en contacto (Fig. 16) con un tipo de unión GLUED y el frente de grieta.

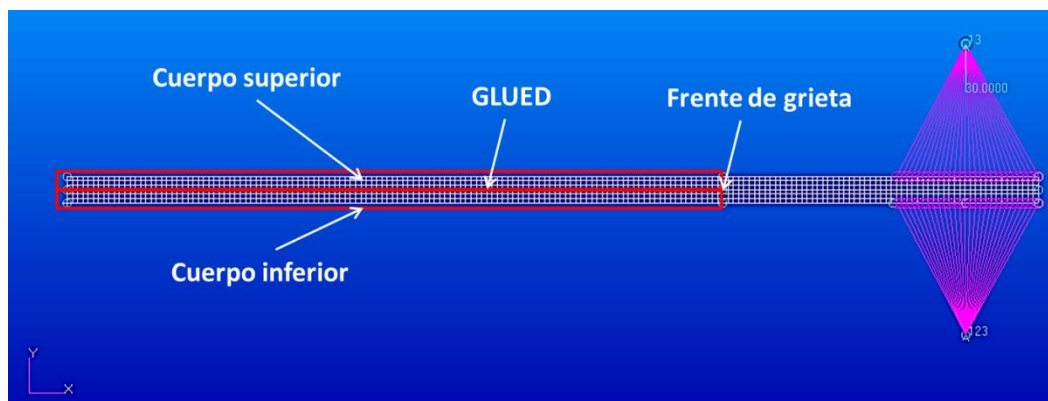


Figura 16. Definición de los cuerpos en contacto y la frente de grieta.

En el modelo VCCT una vez definida la  $G_{IC}$  el único parámetro que puede ser elegido es el tamaño de elemento. Tal y como hemos visto la longitud de zona cohesiva obtenida es de  $0,75 \text{ mm}$ . Por ello se ha estudiado la influencia del tamaño de elemento. Para ello, se han analizado tres tamaños de elemento:  $L_e = 0,25, 0,5 \text{ y } 1 \text{ mm}$ . Los resultados para las diferentes simulaciones se pueden ver en la Fig. 17.

Tal y como se puede apreciar, Fig. 17, las tres mallas utilizados predicen correctamente el inicio de la delaminación. La utilización de un tamaño de elemento superior a la longitud cohesiva muestra un crecimiento de grieta inestable y un valor de fuerza máxima superior. Con longitudes de elemento inferiores a la longitud cohesiva los resultados son muy similares entre ellos.

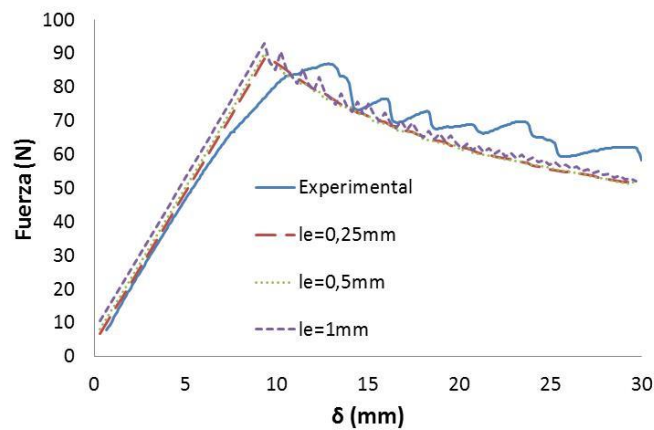


Figura 17. Influencia del tamaño de elemento.

### 4.3. Modelo de zona cohesiva (CZM)

La modelización de la zona cohesiva ha sido realizada mediante elementos cohesivos bilineales de  $0,1 \text{ mm}$  de espesor. Se ha seleccionado un tamaño de elemento de la zona cohesiva de  $0,25 \text{ mm}$  de forma que tengamos tres elementos en la longitud de zona cohesiva.

En la modelización CZM, existen diferentes parámetros que pueden ser seleccionados:

- Tensión máxima. Teniendo en cuenta que el área de la curva  $\sigma - \delta$  representa la  $G_{IC}$ , la selección de la tensión máxima implica un valor de desplazamiento máximo  $\delta_M$ .
- Rigidez de las superficies cohesivas. Para un valor de tensión máxima, es posible modificar la rigidez del elemento cohesivo mediante la selección del desplazamiento crítico  $\delta_C$ .

#### 4.3.1. Influencia de la tensión máxima del elemento cohesivo

Mediante ensayos ILSS (Interlaminar Shear Strength) se ha obtenido una tensión de cizalladura interlaminar de  $13,6 \text{ MPa}$ . A partir de este valor y de la  $G_{IC}$  se ha obtenido un valor de desplazamiento máximo de  $\delta_M = 0,15 \text{ mm}$ .

Para analizar la influencia de la resistencia de la superficie cohesiva se han analizado tres valores de tensión máxima para una misma rigidez de la superficie cohesiva, Tabla 4.

Tabla 4. Tensión máxima de la superficie cohesiva ( $k = 190 \text{ N/mm}^3$ )

	$\delta_M = 0,15 \text{ mm}$	$\delta_M = 0,2 \text{ mm}$	$\delta_M = 0,25 \text{ mm}$
$\sigma \text{ (MPa)}$	13,6	10	8

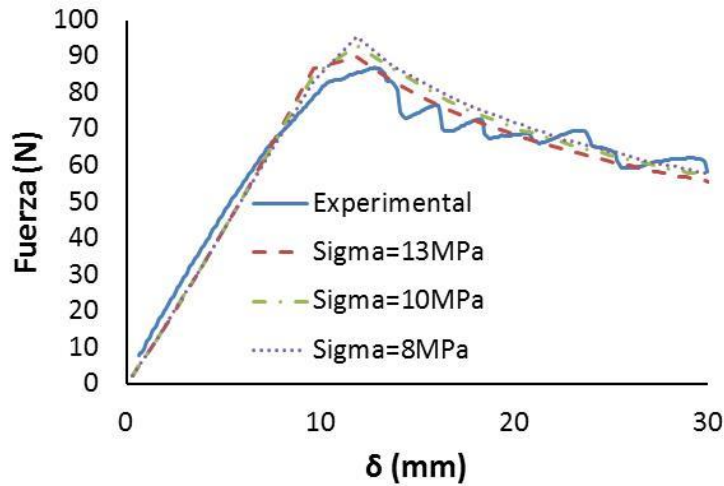


Figura. 18. Influencia de la resistencia del elemento cohesivo

En la Fig. 18 se pueden ver los resultados obtenidos. Tal y como se puede apreciar la rigidez inicial se mantiene constante, sin embargo el valor máximo de la fuerza se reduce ligeramente al aumentar la tensión máxima de la superficie cohesiva, lo que para una  $G_{IC}$  dada implica una disminución del desplazamiento máximo  $\delta_M$ . Los resultados corroboran las conclusiones de Alfano y Crisfield [21], así la reducción de la tensión máxima tiene el efecto de alargar la zona cohesiva y de esta forma no es necesario utilizar mallados muy pequeños.

#### 4.3.2. Influencia de la rigidez de las superficies cohesivas

Con objeto de no modificar sustancialmente la rigidez a lo largo del espesor de la probeta, es necesaria una rigidez mínima del elemento cohesivo en dicha dirección. Así Turón [20] definiendo la zona cohesiva como “superficie cohesiva” es decir para un espesor de elemento cohesivo nulo, proponen una  $k = 10^6 N/mm^3$ . Sin embargo Alfano y Crisfield [21] han mostrado que la variación de este parámetro no afecta en gran medida a los resultados finales y sin embargo, su disminución mejora notablemente la convergencia numérica. En la Tabla 4 se pueden ver los valores de rigidez cohesiva utilizados.

Tabla 4. Rigidez superficie cohesiva ( $\sigma = 13,6MPa$ )

	$\delta_{C=} = 0,01mm$	$\delta_{C=} = 0,07mm$	$\delta_{C=} = 0,12mm$
$k (N/mm^3)$	1360	194	113

En la Fig. 19 se pueden ver los resultados obtenidos. Tal y como se puede apreciar, efectivamente la reducción de la rigidez de la superficie cohesiva introduce una flexibilidad adicional, sin embargo su influencia resulta despreciable dada la flexibilidad global del modelo. Por otro lado, el valor máximo de la fuerza se reduce ligeramente al disminuir la rigidez. Los resultados corroboran las conclusiones de Alfano y Crisfield [21].

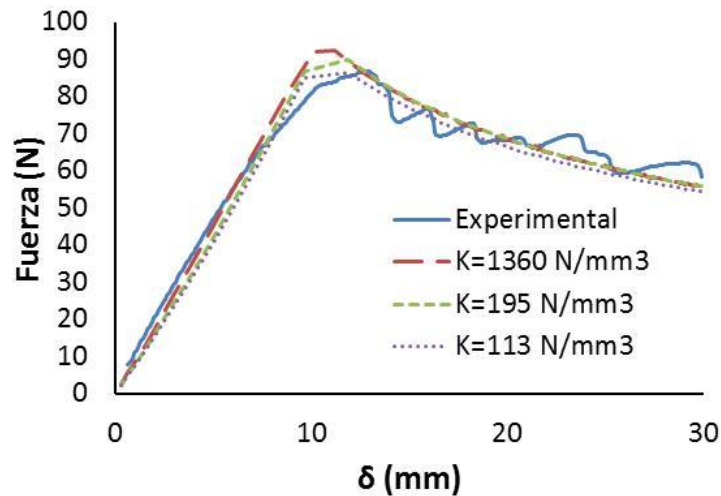


Figura 19. Influencia de la rigidez de la superficie cohesiva.

## 5. CONCLUSIONES

Se corrobora que tanto el método VCCT como el CZM permiten predecir el inicio de la delaminación así como su avance. En ambos casos el tamaño de elemento de la zona delaminada debe ser inferior a la longitud de zona cohesiva.

El VCCT resulta más simple de utilizar ya que una vez determinada la  $G_{IC}$  su utilización únicamente depende de la elección de tamaño de elemento. En contrapartida presenta el problema de que es necesario presuponer la zona de inicio de la delaminación. Los modelos de zona cohesiva (CZM) basados en la mecánica del daño continuo presentan la ventaja de predecir el inicio de la delaminación. Su utilización sin embargo resulta más compleja ya que es necesario seleccionar los parámetros del material cohesivo (resistencia y rigidez de la superficie cohesiva).

## REFERENCIAS

- [1] Friedrich, K., Almajid, A.A., (2013). Manufacturing aspects of advanced polymer composites for automotive applications. *Applied Composite Materials*, 20(2), pp.107–128.
- [2] Chester, R.J., Clark, G., (1992). Modelling of impact damage features in graphite/epoxy laminates. *Damage detection in composite materials, ASTM Special Technical Publication*, 1128, pp.200–212.
- [3] Jensen, H.M., Sheinman, I., (2001). Straight-sided, buckling-driven delamination of thin films at high stress levels. *International Journal of Fracture*, 110(1995), pp.371–385.
- [4] Mollon V., Bonhomme J., Elmarakbi, Argüelles A., Viña J., (2012). Finite element modelling of mode I delamination specimens by means of implicit and explicit solvers. *Polymer Testing* 31 (2012) 404-410; doi:10.1016/j.polymertesting.2011.12.008.
- [5] Camanho P.P, Dávila C.G, De Moura M.F., (2003). Numerical Simulation of Mixed-mode Progressive Delamination in Composite Materials. *Journal of Composite Materials*, Vol 37, No.16 (2003)



- [6] Tay, T.E., (2003). Characterization and analysis of delamination fracture in composites: an overview of developments from 1990 to 2001. *Applied Mechanics Reviews*, 56,p.1.
- [7] Krueger R., (2002). The Virtual Crack Closure Technique: History, Approach and Applications. *Contract*, 57(2),p.109.
- [8] Shivakumar, K.N. & Raju, I.S., (1992) An equivalent domain integral method for three-dimensional mixed-mode fracture problems. *Engineering fracture mechanics*, 72(11), pp.1251-1256.
- [9] Claydon, P.W., (1992). Maximun energy release rate distribution from a generalizated 3D virtual crack extension method. *Engineering fracture mechanics*, 42(6), pp.961-969.
- [10] Pinho, S.T., (2005). Modelling failure of laminated composites using physically-based failure models (PhD. Thesis). Imperial College London.
- [11] Aymerich, F., Dore, F. & Priolo, P., (2009). Simulation of multiple delamination in impacted cross-ply laminates using a finite element model based on cohesive interface elements. *Composites Science and Technology*, 69 (11), pp. 1699-1709.
- [12] Manual de MARC (2014), Vol.A. Theory and User Information. MSC Software Company.
- [13] ASTM 5528-01. Standard Test Method for Mode I Interlaminar Fracture Toughness of Unidirectional Fibel-Reinforced Polymer Matrix Composites. *ASTM International*.
- [14] Blanco, N., (2005). Variable mixed-mode delamination in composite laminates under fatigue conditions: testing & analysis (PhD thesis). Universitat de Girona.
- [15] Vic Snap 2010. Correlated Solutions.
- [16] University of South Carolina, Digital Image Correlation: Principles and Software, Correlated Solutions, Inc
- [17] Matlab. Mathworks, Inc
- [18] Hashemi, S., Kinloch, A.J. & Williams, J.G., (1990). The analysis of interlaminar fracture in uniaxial fibre-polymer composites. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 427 (1872), pp.173-199.
- [19] NASTRAN 2012. MSC Software Company.
- [20] Turon A., Dávila C.G., Camanho P.P, Costa J. (2007). An engineering solution for mesh size effects in the delamination using cohesive zone models. *Engineering Fracture Mechanics* 74 pp. 1665-1682.
- [21] Alfano, G, Crisfield M.A., (2001). Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. *Journal of Numerical Methods in Engineering* 77(2) pp111-170.