

## Experimental numerical correlation of the delamination of composite structures subjected to low speed impact

Burgos de la Rosa, Ismael<sup>1</sup>; Lopez Taboada, Carlos<sup>1</sup>; Castillo López, Germán<sup>1</sup>; Zabala, Haritz <sup>2</sup>; Aretxabaleta, Laurentzi<sup>2</sup>, García Sánchez, Felipe<sup>1</sup>

### ABSTRACT

In this work, we have analyzed the delamination caused by a low velocity impact on carbon-epoxy laminates made with balanced 0/90 braided fabrics and made by resin infusion. The items have been tested with a fall drop system.

The numerical simulation was performed using the Explicit Non-Linear Finite Element Method (NASTRAN SOL700). Delamination was analyzed using cohesive zone models (CZM). The parameters of the Tvergaard and Hutchinson constitutive law have been defined based on experimental fracture data of the laminate and mechanical properties of the resin used.

The results show a good correlation (error<2%) regarding the maximum force, contact time and residual stiffness. The good correlation in evaluating the residual stiffness after impact has special interest since it allows the designer to evaluate the integrity level of a structure that has suffered an impact, generating damage.

*Keywords: impact, FEM-explicit, composites, delamination, CZM.*

### 1. INTRODUCCION Y OBJETIVOS

El creciente interés por reducir el peso en estructuras móviles está llevando al uso masivo de materiales compuestos, especialmente los basados en laminados de fibra de carbono. Una prueba de ello es su uso creciente en aeronáutica (Airbus A350, Boeing 787 Dreamliner, ...) y en automoción (BMW i3 e i8, ...), entre otros sectores. Este hecho hace necesario que los diseñadores dispongan de herramientas de diseño adecuadas que permitan garantizar su comportamiento en servicio.

Los materiales compuestos laminados presentan mecanismos de fallo complejos (fisuración de matriz, rotura de fibras, delaminación, ... y sus combinaciones) que hacen necesario disponer de modelos de degradación complejos que permitan garantizar la durabilidad del compuesto considerando determinando nivel de daño.

---

<sup>1</sup> Departamento de Ingeniería Civil, de Materiales y Fabricación. Universidad de Málaga (ESPAÑA).  
[0618445664@uma.es](mailto:0618445664@uma.es), [clopezt@uma.es](mailto:clopezt@uma.es) (Corresponding author), [gcastillo@uma.es](mailto:gcastillo@uma.es), [fgsanchez@uma.es](mailto:fgsanchez@uma.es)

<sup>2</sup> Departamento de Mecánica y Producción Industrial, Mondragon Unibertsitatea (ESPAÑA).  
[hzabala@mondragon.edu](mailto:hzabala@mondragon.edu), [laretxabaleta@mondragon.edu](mailto:laretxabaleta@mondragon.edu)

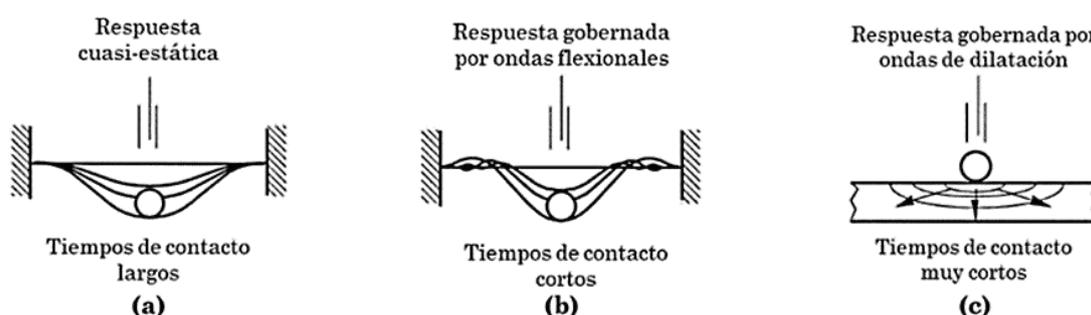
En el caso de los compuestos laminados, uno de los mecanismos de fallo más críticos es la delaminación [1], ya que puede suponer una importante pérdida de capacidad portante, es de difícil detección visual y su evolución condiciona el posterior fallo del componente.

El comportamiento interlaminar de un compuesto 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 y Sheinman [2] la contribución del modo III en los fenómenos de delaminación es imperceptible. Por tanto, es común asumir que la delaminación de un compuesto laminado crece en una combinación de los modos I y II, dominada por el modo I.

Una de las sollicitaciones más críticas a las que es sometida una estructura móvil a lo largo de su ciclo de vida es el impacto. Después de un impacto es necesario evaluar la capacidad portante residual que presenta la estructura.

Los impactos son sollicitaciones dinámicas de corta duración e intensidad elevada, que por su naturaleza, pueden producir daños importantes sobre las mismas [3]. La velocidad de impacto es uno de los parámetros más empleados a la hora de clasificar los diferentes tipos de impacto [4]:

- Impacto de baja velocidad, de larga duración y baja intensidad, en los que el tiempo de impacto es suficientemente largo como para que la estructura tenga una respuesta global (Fig. 1a).
- Impactos de alta velocidad, de muy corta duración e intensidad elevada, en los que la respuesta está gobernada por ondas flexionales. (Fig. 1b).
- Impactos balísticos en los que la respuesta está gobernada por ondas de tracción-compresión (Fig. 1c).



**Figura 1.** Respuesta de la estructura en función del tipo de impacto [5] (a) Impacto de baja velocidad, (b) Impacto de velocidad intermedia y (c) Impacto balístico.

Algunos autores [5], [6], [7] consideran que para definir un impacto de baja velocidad es necesario que la velocidad de impacto sea inferior a 50 m/s y que la relación entre la masa del impactor,  $m_{imp}$ , y la de la probeta,  $m_{pro}$ , debe ser superior a 4. Según estos criterios, las condiciones de impacto seleccionadas en este trabajo permiten hablar de impacto de baja velocidad.

A la hora de resolver un problema dinámico mediante el método de los elementos finitos es necesario hacer una discretización temporal. Para ello pueden utilizarse dos métodos: implícito y explícito. Los

métodos implícitos se basan en calcular las variables incógnitas planteando las ecuaciones dinámicas en el mismo instante que se buscan resolver. Como consecuencia se plantea un sistema de ecuaciones algebraicas acoplado que requieren un proceso iterativo para cada incremento de tiempo lo que puede suponer elevados costes computacionales que crecen cuadráticamente con el tamaño del problema. Si a este hecho le añadimos no linealidades como las inherentes a la degradación del material o a las condiciones de contacto en un problema de impacto, las condiciones de convergencia son difíciles de garantizar [3].

Este problema queda resuelto utilizando la integración explícita. Esta técnica se basa en establecer las ecuaciones dinámicas en un instante,  $t_n$ , previo al que se quieren calcular las variables incógnita,  $t_{n+1}$ . El algoritmo de resolución se basa en el esquema de diferencias centrales, así para el problema de impacto, la posición, las fuerzas y las aceleraciones se definen en el instante,  $t_n$ , y las velocidades se definen en el instante,  $t_{n+1/2}$  [3]. Este hecho, junto con el empleo de matrices de masas concentradas proporcionan un algoritmo de cálculo elemento por elemento que no precisa ni ensamblar ni resolver el sistema global de ecuaciones en cada paso con lo que el coste computacional se reduce drásticamente. Sin embargo como contrapartida, para garantizar su estabilidad requiere que el paso de tiempo sea inferior a un valor crítico establecido por la condición de Courant, Ec. (1).

$$\Delta t < \Delta t_{crit} = \frac{h}{c} = \frac{2}{w_{max}} = \pi \sqrt{\frac{m_{imp}}{K}} \quad (1)$$

donde  $c$  es la máxima velocidad de las ondas,  $h$  el tamaño de elemento y  $w_{max}$  la máxima frecuencia propia del sistema. Este requisito obliga a realizar una discretización temporal con incrementos de tiempo inferiores al tiempo que tarda una onda de tensión en recorrer un elemento finito (es por tanto dependiente del tamaño de elemento). Este método es aconsejable en problemas con grandes aceleraciones y tiempos de análisis pequeños, tal y como ocurre en el estudio de impacto del presente trabajo.

Entre las técnicas numéricas de simulación de fractura que más ampliamente se han implementado en los códigos de cálculo comerciales que utilizan el método de los elementos finitos (FEM) destacan el método VCCT (Virtual Crack Closure Technique) y el CZM (Cohesive Zone Model) [8]. En ambos métodos se parte de la energía de fractura. El VCCT resulta simple de utilizar sin embargo exige presuponer la zona de inicio de la delaminación mientras que los modelos de zona cohesiva (CZM) presentan la ventaja de predecir el inicio de la delaminación. En este trabajo se ha seleccionado la técnica CZM. Las zonas en las que potencialmente se puede generar delaminación, son modelizadas mediante el uso de elementos cohesivos que incorporan las superficies que se separarán durante el proceso de delaminación.

La Fig. 2 esquematiza un elemento 3D cohesivo de 8 nodos con el sistema local de coordenadas, en el que 1 es la coordenada normal al plano del elemento y las coordenadas 2 y 3 definen el plano del mismo.

El elemento cohesivo únicamente tiene en cuenta los desplazamientos relativos, expresados con la componente normal,  $v_n$ , y dos componentes transversales,  $v_s$  y  $v_t$ , entre los planos superior e inferior, expresadas en un sistema de coordenadas local Ec. (2).

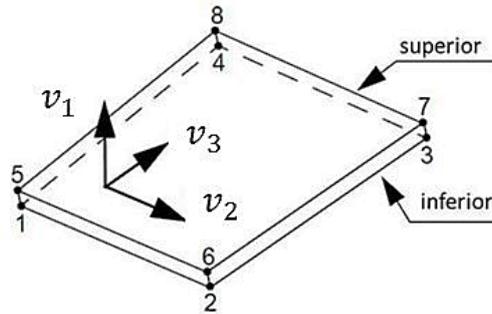


Figura 2. Elemento cohesivo 3D [9]

$$\left. \begin{aligned} v_n &= v_1^{superior} - v_1^{inferior} \\ v_s &= v_2^{superior} - v_2^{inferior} \\ v_t &= v_3^{superior} - v_3^{inferior} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

El desplazamiento de apertura efectivo vendrá dado por la Ec. (3).

$$v = \sqrt{v_n^2 + v_s^2 + v_t^2} \quad (3)$$

Existen diferentes leyes constitutivas de materiales cohesivos, todas ellas definidas en términos de tensiones normales y tangenciales al plano de referencia. La Fig. 3 muestra las tres más habituales.

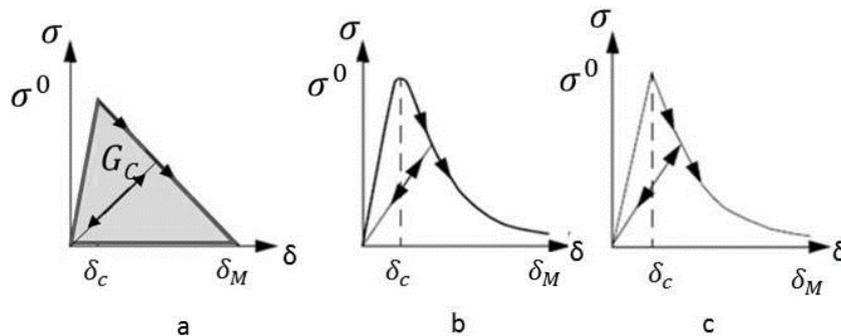


Figura 3. Leyes constitutivas de materiales cohesivos (a) bilineal, (b) exponencial, (c) lineal-exponencial

En la Fig. 3,  $\delta$  es el desplazamiento de apertura efectivo en un instante determinado,  $\delta_c$  es el desplazamiento de apertura crítico,  $\delta_M$  es el desplazamiento de apertura máximo y  $G_c$  (área ley de comportamiento cohesivo) es la tasa de liberación de energía o energía cohesiva.

Para unos valores de tensión máxima ( $\sigma^0$ ) y  $G_c$  determinadas, el valor de  $\delta_M$  queda definido. Sin embargo, el valor de  $\delta_c$  puede ser seleccionado variando con ello la rigidez del elemento cohesivo, Fig. 4, según la Ec. (4):

$$K_{cohe} = \frac{\sigma^0}{\delta_c} \quad (4)$$

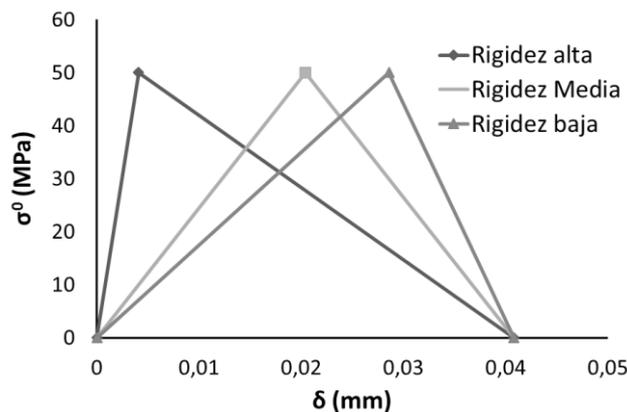


Figura 4. Rigidez del material cohesivo.

El objetivo de este trabajo es simular el comportamiento a impacto de baja velocidad de un compuesto laminado carbono-epoxi al ser sometido a energías de impacto que provoquen fallo por delaminación. Para ello se ha utilizado el método de elementos finitos explícito (NASTRAN SOL700) y elementos cohesivos. Se ha seleccionado la ley de comportamiento cohesiva más adecuada, así como los parámetros que la definen.

Se han fabricado placas laminadas mediante infusión de resina. Los ensayos de impacto se han realizado mediante una máquina de caída de dardo CEAST INSTRON 9350.

La contrastación teórico-experimental se ha realizado comparando los valores de fuerza máxima, tiempos de contacto, áreas de delaminación y rigideces residuales post impacto.

## 2. MATERIALES EMPLEADOS

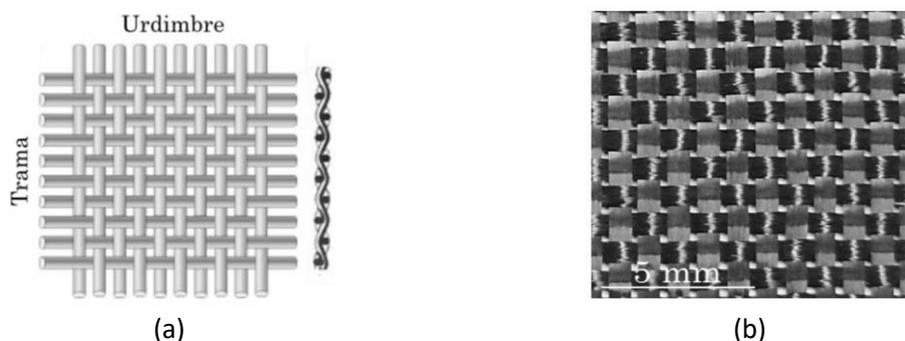
El material compuesto empleado en este trabajo ha sido un laminado carbono-epoxi. Concretamente la resina empleada es bicomponente suministrada por SiComin que consta de resina SR8100 y endurecedor lento SD8822. La relación en peso de mezcla resina-endurecedor ha sido de 100:31. La resina seleccionada presenta una baja viscosidad a temperatura ambiente que la hace especialmente eficaz para su uso en el proceso de infusión de resina.

Las propiedades mecánicas óptimas del sistema resina-endurecedor se obtienen tras un ciclo de curado y post-curado, *Tabla 1*.

Tabla 1. Propiedades de la resina SR8100/SD8822.

Propiedad	Valor
Densidad	1,150 ± 0,001 g/cm <sup>3</sup>
Temperatura de transición vítrea	68 ± 1 °C
Alargamiento a rotura	1,7 ± 0,3 %
Resistencia a tracción	41,6 ± 8,9 MPa
Módulo de elasticidad	2,92 ± 0,13 GPa

Como refuerzo se ha empleado un tejido plano equilibrado, fig. 5a, de fibra de carbono Hexcel (ref.43199) [10] (Fig. 5b) con un gramaje de  $200 \text{ gr/m}^2$ , realizado a partir de fibra de carbono de alta resistencia de 3K. Las propiedades mecánicas aportadas por Hexcel se pueden ver en la *Tabla 2*.



**Figura 5.** Descripción de tejido plano equilibrado. (a) Esquema [11] y (b) Fotografía del tejido empleado.

**Tabla 2.** Propiedades mecánicas de la fibra de carbono [10].

Propiedad	Valor
Densidad	1,79 g/cm <sup>3</sup>
Alargamiento a rotura	1,9 %
Resistencia a tracción	4440 MPa
Módulo de elasticidad	221 GPa

El material objeto de estudio ha sido fabricado por infusión de resina, Fig. 6. Este proceso permite obtener porcentajes de fibra medio-alto así como espesores uniformes. Como resultado se ha fabricado una placa de  $500 \text{ mm} \times 500 \text{ mm} \times 1,42 \text{ mm}$ , con una disposición de láminas  $[0]_{3s}$ .



**Figura 6.** Fabricación del laminado por infusión de resina.[12]

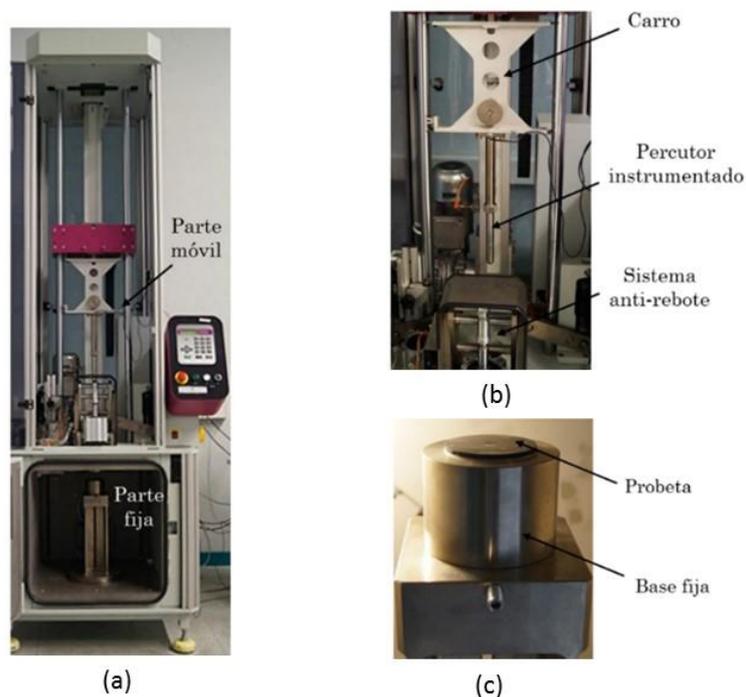
A partir de la placa fabricada se han obtenido, mediante corte por chorro de agua, todas las probetas necesarias para caracterizar el material (probetas de tracción, cizalladura interlaminar,...), así como para los ensayos de impacto de flexión biaxial (probetas circulares). En la *Tabla 3* se pueden ver las propiedades del material fabricado, considerando que las coordenadas  $x$  e  $y$  definen el plano de la placa, siendo  $x$  la dirección de la trama e  $y$  la del material (Fig. 5a).

**Tabla 3.** Propiedades del laminado fabricado. [12]

Propiedad	Valor
Contenido en volumen de fibra	48,4 ± 0,7 %
Contenido en vacíos	3,3 ± 0,1 %
Densidad	1,42 ± 0,01 g/cm <sup>3</sup>
Espesor lámina elemental	0,237 mm
Módulo de Elasticidad ( $E_x = E_y$ )	57,3 ± 0,8 GPa
Resistencia a tracción ( $X = Y$ )	781 ± 43 MPa
Coefficiente de Poisson ( $\nu_{xy}$ )	0,179
Módulo de Cizalladura ( $E_{xy}$ )	3,08 ± 0,16 GPa
Resistencia a cizalladura ( $S$ )	80,3 ± 2,8 MPa
Tasa de liberación de energía en modo I ( $G_{IC}$ )	496 ± 21 J/m <sup>2</sup>
Tasa de liberación de energía en modo II ( $G_{IIC}$ )	2000 J/m <sup>2</sup>

### 3. ENSAYOS DE IMPACTO

Los ensayos de impacto biaxial se han llevado a cabo en una máquina de caída de dardo CEAST Fractovis-Plus 7520 (Fig. 7a) equipada con un percutor instrumentado (Ceast ref. 7529.506).



**Figura 7.** Descripción de la máquina de caída de dardo CEAST Fractovis-Plus 7520.

La probeta, de 60 mm de diámetro, se apoya sobre una base anular (Ceast ref. 7520.042) de diámetro interior 40 mm y exterior 60 mm (Fig. 7c). El percutor, de cabeza semiesférica (Ceast ref. 7529.804), va montado sobre un carro de masa  $m_{imp}$  que se suelta desde una altura predeterminada en función de

la energía de impacto deseada y que va guiado hasta impactar en el centro de la probeta. Al alcanzar la probeta, el percutor genera sobre ella una sollicitación impulsiva de flexión, cuya respuesta es registrada en forma de curva fuerza-tiempo. Para evitar un segundo impacto, la máquina está equipada con un sistema anti-rebote (Fig. 7b) que bloquea al percutor después del primer impacto. A partir de la señal fuerza de contacto-tiempo,  $F(t)$ , conociendo la masa del impactor,  $m_{imp}$ , y la velocidad inicial en el instante de inicio del impacto,  $v(0)$ , es posible obtener mediante integración las curvas velocidad-tiempo,  $v(t)$ , desplazamiento-tiempo,  $u(t)$ , y energía absorbida-tiempo,  $E_a(t)$ , Ecs. (5) (6) y (7):

$$v(t) = v(0) + \frac{1}{m_{imp}} \cdot \int_0^t F(t) dt \quad (5)$$

$$u(t) = \int_0^t \left[ v(0) + \frac{1}{m_{imp}} \cdot \int_0^t F(t) dt \right] dt \quad (6)$$

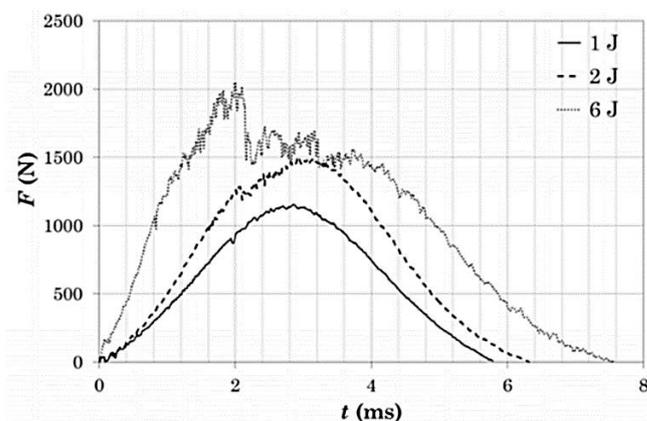
$$E_a(t) = \int_0^t F(t) \cdot \left[ v(0) + \frac{1}{m_{imp}} \cdot \int_0^t F(t) dt \right] dt \quad (7)$$

A partir de los diferentes modos de fallo que aparecen, es posible definir los umbrales de energía que caracterizan el tipo de daño que sufre la probeta en función de la energía incidente,  $E_i$ , la energía de delaminación,  $E_D$ , y la energía de rotura de fibras,  $E_{RF}$ :

- a) Si  $E_i < E_D$  no hay degradación ya que el primer modo de fallo es el de delaminación.
- b) Si  $E_D < E_i < E_{RF}$  se producirá delaminación.
- c) Si  $E_i > E_{RF}$  se producirá delaminación y rotura de fibras, en ese orden.

Para garantizar las condiciones de impacto de baja velocidad descritos en el epígrafe 1, se ha elegido una masa de impactor de 2 kg y velocidades de impacto inferiores a 50 m/s.

En la Fig.8 se puede ver la respuesta ante el impacto del laminado objeto de estudio, sometido a tres niveles de energía:  $E_i = 1 J < E_D$ ,  $E_i = 2 J > E_D$ ,  $E_i = 6 J > E_{RF}$ .



**Figura 8.** Curvas fuerza-tiempo para diferentes energías de impacto.[12]

Una vez degradada la probeta, es posible determinar su rigidez residual,  $K_{res}$ . Para su obtención se ha utilizado el método propuesto por Feraboli y Kedward [13]. Se realizan tres ensayos de impacto sobre la misma probeta: uno inicial por debajo del umbral de delaminación (por tanto sin daño), un segundo impacto, y objeto de análisis, que sí genere daño y un tercer impacto del mismo nivel energético que el inicial sobre la probeta ya dañada. Según Feraboli & Kedward [13] el tiempo de contacto en un impacto que no genera daño está relacionado con la rigidez de la probeta,  $K$ , y la masa del impactor,  $m_{imp}$ , Ec.(8):

$$t_c = \pi \sqrt{\frac{m_{imp}}{K}} \quad (8)$$

Midiendo los tiempos de contacto en impactos que no producen degradación, en la probeta virgen,  $t_{c0}$ , cuya rigidez es,  $K_0$ , y en la probeta degradada,  $t_{cD}$ , de rigidez,  $K_D$ , obtenemos la rigidez residual,  $K_{res}$ , Ec. (9).

$$K_{res} = \frac{K_D}{K_0} = \left(\frac{t_{c0}}{t_{cD}}\right)^2 \quad (9)$$

Así mismo se ha realizado una inspección no destructiva mediante ultrasonidos utilizando un equipo OmniScan MXU-M, obteniéndose el área delaminada.

#### 4. MODELO DE ELEMENTOS FINITOS

El software empleado para la simulación del ensayo de impacto ha sido NASTRAN 2014 , en concreto el módulo explícito no lineal (SOL 700) [14].

##### 4.1. Geometría

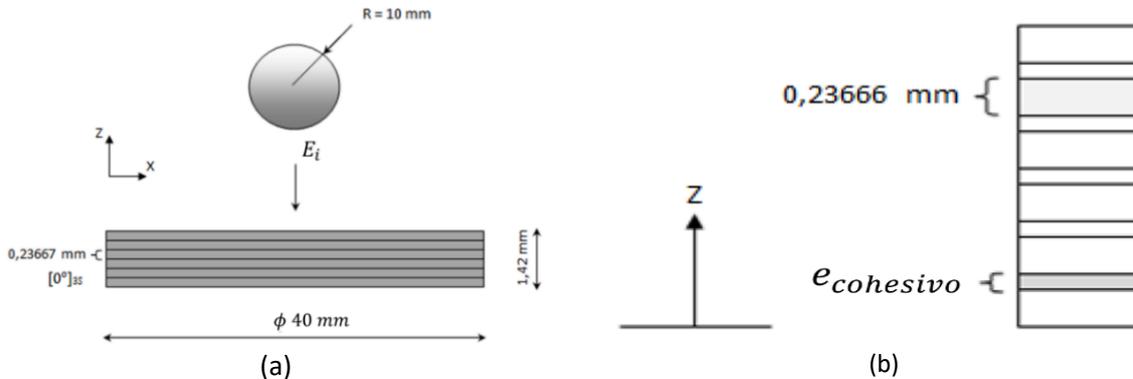
NASTRAN 2014, exige que los elementos cohesivos sean elementos sólidos por lo que se debe definir la geometría del problema en tres dimensiones. Así mismo, para poder simular la evolución de la delaminación, es necesario definir todos los posibles planos de delaminación, siendo necesario por tanto introducir una capa cohesiva entre cada dos láminas de compuesto (Fig. 9). Por ello se ha definido una geometría 3D de un disco de 40 mm de diámetro y espesor  $e$ .

Como impactor, se ha definido una esfera de 20 mm de diámetro, situándola a una distancia de 1,45mm de la placa con objeto de reducir al máximo el tiempo de computación.

##### 4.2. Mallado

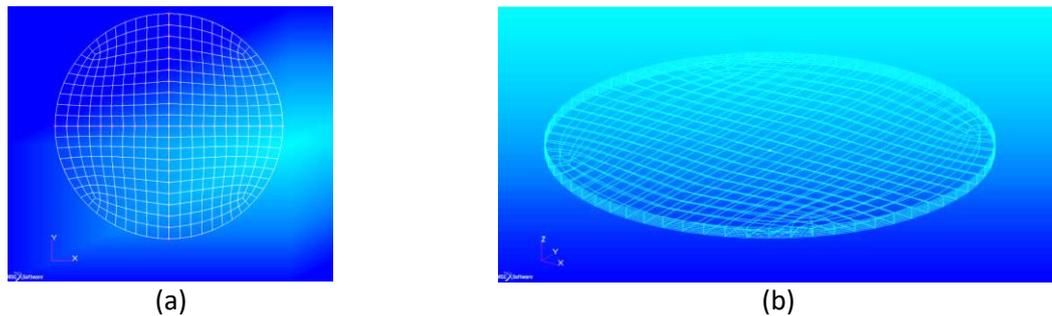
Habitualmente, los materiales compuestos laminados se modelizan mediante elementos tipo Shell debido a los reducidos espesores que suelen presentar. Sin embargo, el uso de elementos cohesivos en NASTRAN 2014 exige la utilización de elementos sólidos. Entre los disponibles dentro de NASTRAN, se

han utilizado los elementos hexaédricos de ocho nodos, los únicos que pueden emplearse dentro del método explícito.



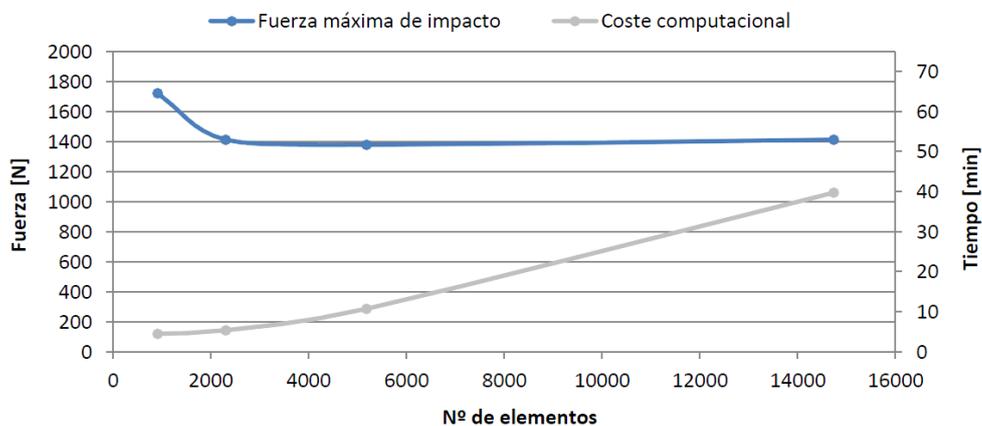
**Figura 9.** Geometría definida. (a) Disco laminado e impactor. (b) Apilamiento de láminas y capas cohesivas.

Para garantizar la doble simetría, se ha mallado un cuarto de la superficie circular y posteriormente se han creado sus correspondientes simetrías (Fig. 10a). El mallado, en la dirección del espesor, se ha definido con un elemento por lámina y uno en cada superficie cohesiva, Fig. 10b. Los elementos se han definido como homogéneos para ajustarse a la definición de un elemento por lámina.



**Figura 10.** Vistas de la discretización.

El tamaño final de los elementos se ha elegido tras un estudio de sensibilidad, utilizando como criterio de convergencia la fuerza máxima de impacto, véase Fig. 11.



**Figura 11.** Estudio de sensibilidad de la fuerza de impacto frente al tamaño de elemento.

Analizando los resultados y teniendo en cuenta el coste computacional, se ha seleccionado como tamaño óptimo de elemento de la probeta 3 mm, dando lugar a un mallado de 2303 elementos.

El mallado del impactor se ha realizado con elementos hexaédricos con un tamaño de elementos en la zona de contacto de 2 mm, cumpliendo, de esta manera, la recomendación de que el tamaño de elemento que contacta sea inferior al del contactado [15].



Figura 12. Mallado del impactor .

### 4.3. Propiedades de los materiales.

#### 4.3.1. Laminado

Cada una de las láminas elementales es definida como material ortótropo 3D. A partir de los ensayos realizados, disponemos de las propiedades de la lámina elemental en el plano del laminado (*Tabla 3*). Sin embargo, es necesario introducir las propiedades fuera del plano. Estas propiedades han sido estimados mediante modelos micromecánicos [16], a partir de las propiedades elásticas de una lámina unidireccional con la misma fibra, resina y porcentaje de fibra en volumen, garantizando las restricciones de simetría de la matriz de flexibilidad [17]. En la *Tabla 4* pueden verse las propiedades estimadas que, junto con las descritas en la *Tabla 3*, definen todas las propiedades de la lámina utilizadas en la simulación.

**Tabla 4.** Propiedades elásticas de la lámina elemental fuera del plano xy.

Propiedad	Valor
Módulo de Elasticidad ( $E_z$ )	2,92 GPa
Coeficiente de Poisson ( $\nu_{zx}$ )	0,0178
Coeficiente de Poisson ( $\nu_{yz}$ )	0,35
Módulo de Cizalladura ( $E_{xz} = E_{yz}$ )	1,216 GPa

#### 4.3.2. Zona cohesiva

Entre los modelos cohesivos disponibles en la solución SOL700, se ha seleccionado el de Tvergaard y Hutchinson [18] debido a que este modelo se ajusta mejor a los casos en los que el denominado modo de miscibilidad, definido por la Ec. (10), es elevado.

$$\beta = \frac{\delta_{II}}{\delta_I} \quad (11)$$

Donde:

- $\beta$  es el modo de miscibilidad
- $\delta_I$  y  $\delta_{II}$  son, respectivamente, los desplazamientos relativos en modo I y modo II.

En el caso que nos ocupa, el factor de miscibilidad es  $\beta = 2,01$  por lo que el proceso de delaminación se producirá en un modo combinado I-II, pero gobernado por el modo I.

La ley constitutiva cohesiva de Tvergaard y Hutchinson, Fig. 13, utiliza la medida adimensional  $\lambda$  de la separación entre las superficies del elemento cohesivo. Esta medida se calcula con la interacción entre los desplazamientos relativos de los planos en la dirección normal ( $\delta_3$ , modo I) y en las direcciones tangenciales ( $\delta_1, \delta_2$ , modo II), Ec. (11):

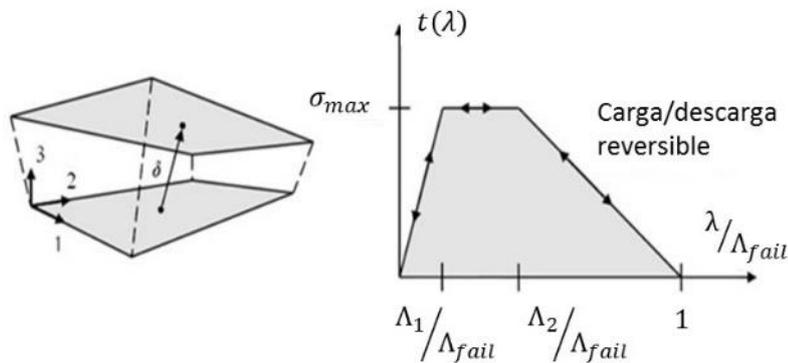


Figura 13. Desplazamiento relativo y ley constitutiva tracción-separación del material cohesivo [19].

$$\lambda = \sqrt{\left(\frac{\delta_1}{TLS}\right)^2 + \left(\frac{\delta_2}{TLS}\right)^2 + \left(\frac{\langle\delta_3\rangle}{NLS}\right)^2} \quad (11)$$

donde:

- TLS y NLS corresponden a los máximos desplazamientos relativos en dirección tangencial (modo II) y normal (modo I) respectivamente.
- $\langle\delta_3\rangle$  incluye los paréntesis de Mc-Cauley para distinguir los casos de tracción  $\delta_3 \geq 0$  y compresión  $\delta_3 < 0$ .

Para el cálculo de la tensión en función de dicho parámetro adimensional se siguen las Ecs. (12):

$$\left. \begin{aligned} t(\lambda) &= \sigma_{max} \frac{\lambda}{\Lambda_1/\Lambda_{fail}} && \text{si } \lambda < \Lambda_1/\Lambda_{fail} \\ t(\lambda) &= \sigma_{max} && \text{si } \Lambda_1/\Lambda_{fail} < \lambda < \Lambda_2/\Lambda_{fail} \\ t(\lambda) &= \sigma_{max} \frac{1 - \lambda}{1 - \Lambda_2/\Lambda_{fail}} && \text{si } \Lambda_2/\Lambda_{fail} < \lambda < 1 \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

Por tanto, los parámetros a definir serán:

- $\sigma_{max}$  tensión máxima. Este parámetro se elegirá en función del modo de fractura dominante, en nuestro caso, el modo I.
- TLS y NLS.

- $\Lambda_1, \Lambda_2, \Lambda_{fail}$ . Distancias adimensionales correspondientes a la  $\sigma_{max}$ , al inicio de la degradación y al fallo final respectivamente.

Para establecer el valor de NLS (modo I) y TLS (modo II), se han utilizado las tasas de liberación de energía en modo I y modo II respectivamente.

En el presente estudio se ha utilizado una ley constitutiva del material cohesivo bilineal,  $\Lambda_1 = \Lambda_2$ , y los desplazamientos de fallo,  $\delta_{iF}$ , serán los que recoge la Ec. (13).

$$\left. \begin{aligned} \delta_{3F} = NLS &= \frac{2 \cdot G_{IC}}{T} \\ \delta_{1F} = \delta_{2F} = TLS &= \frac{2 \cdot G_{IIC}}{S} \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

Donde:

- Los subíndices 1, 2 y 3; representan las direcciones tangenciales y normal respectivamente. Véase Fig. 13.
- T es la tensión última en modo I.
- S la tensión última para modo II.
- $G_{IC}$  y  $G_{IIC}$  son las tasas de liberación de energía críticas en modo I y II respectivamente.

Como valores de tensión máxima correspondientes a los modos I y II se han establecido, respectivamente, la resistencia a tracción ( $T = 41,6 \text{ MPa}$ ) y la resistencia a cizalladura ( $S = 83,1 \text{ MPa}$ ) de la resina empleada. Utilizando las Ecs. (13) y los datos de tensión máxima y energías críticas (Tablas 3 y 4) se obtienen los valores siguientes indicados en Ec. 14.

$$\left. \begin{aligned} \delta_{1F} = \delta_{3F} = NLS &= \frac{2 \cdot G_{IC}}{T} = \frac{2 \cdot 0,496 \text{ N/mm}}{41,6 \text{ MPa}} = 2,385 \cdot 10^{-2} \text{ mm} \\ \delta_{1IF} = \delta_{1F} = \delta_{2F} = TLS &= \frac{2 \cdot G_{IIC}}{S} = \frac{2 \cdot 2 \text{ N/mm}}{83,1 \text{ MPa}} = 4,813 \cdot 10^{-2} \text{ mm} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Para el cálculo del desplazamiento crítico, en la ley constitutiva, es necesario definir la rigidez del elemento cohesivo. 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. Turón [20] propone, para el caso de utilizar superficies cohesivas, rigideces cohesivas,  $K_{cohe}$ , del orden de  $10^6 \text{ N/mm}^3$ . Por otro lado, Alfano y Crisfield [21] han demostrado que la variación de este parámetro no afecta notablemente los resultados y sin embargo, su disminución mejora notablemente la convergencia numérica. Por ello, en este trabajo se ha optado por el valor de  $763.000 \text{ N/mm}^3$ , propuesto por Merillo et al [22] para laminados de carbono-epoxi. Mediante la Ec. 15 obtenemos el desplazamiento crítico.

$$\delta_c = \frac{T}{K_{cohe}} = \frac{41,6 \text{ MPa}}{763.000 \text{ MPa/mm}} = 5,4522 \cdot 10^{-5} \text{ mm} \quad (15)$$

Los valores  $\Lambda_1, \Lambda_2$  serán los reflejados en la Ec. (16).

$$\Lambda_1 = \Lambda_2 = \frac{\delta_c}{\delta_F} = 2,28 \cdot 10^{-3} \quad (16)$$

El espesor utilizado para los elementos cohesivos ha sido de  $0,01\text{mm}$  .

#### 4.3.3. Impactor

En el caso del impactor, al tratarse de acero, se ha modelizado como material isótropo. Teniendo en cuenta que se ha modelizado como una esfera de  $20\text{ mm}$  de diámetro y que la masa total empleada durante el ensayo es de  $2\text{ kg}$ , se ha definido una densidad acorde con estos datos. En la *Tabla 5* se pueden ver las propiedades introducidas.

**Tabla 5.** Propiedades del impactor.

Propiedad	Valor
Módulo de Elasticidad ( $E$ )	206,7 GPa
Coefficiente de Poisson ( $\nu$ )	0,3
Módulo de Cizalladura ( $G$ )	79,5 GPa
Densidad ( $\rho$ )	$4,77 \cdot 10^5\text{ kg/m}^3$

#### 4.4. Condiciones de contorno.

Las condiciones de contorno impuestas han sido:

a) Desplazamientos.

Considerando que el pisador de la máquina provoca el empotramiento del disco, se han impedido los desplazamientos y rotaciones en todo el contorno de la probeta modelada.

b) Velocidad inicial.

Se han simulado dos condiciones de impacto, una por debajo del umbral de delaminación:  $E_i = 1J$ , y otra superior a dicho umbral, e inferior al de rotura de fibras:  $E_i = 2J$ .

Teniendo en cuenta la masa del impactor y la distancia inicial del impactor a la probeta ( $1,45\text{ mm}$  para reducir el tiempo de computación), se han obtenido como velocidades iniciales de impacto  $v_0 = 0,966\text{ m/s}$  y  $v_0 = 1,404\text{ m/s}$ , respectivamente, para las citadas energías.

c) Fuerza inercial.

Se ha introducido, en la dirección del impacto, la aceleración de la gravedad  $g = -9,807\text{ m/s}^2$ .

d) Condiciones de contacto.

Se han definido el contacto entre el impactor y la probeta, así como el posible contacto entre láminas al desaparecer los elementos cohesivos durante la delaminación.

#### 4.5. Parámetros de integración temporal.

El método de integración temporal utilizado ha sido el explícito no lineal. NASTRAN, en función del tamaño mínimo de elemento, determina el paso de tiempo de manera que se cumpla la condición de Courant, Ec. (1).

La utilización de elementos de integración reducida, con un único punto de integración en el centro del elemento, tal y como ocurre en los hexaedros de bajo orden, hace que el tiempo de computación disminuya. Sin embargo, estos elementos pueden provocar el fenómeno conocido como *hourglassing* que se produce Como consecuencia de que, con un único punto de integración en el centro del elemento, existirán dos modos de deformación que no presentan rigidez. Modos denominados de energía cero o de hourglass. Estos modos de deformación, de aparecer, pueden propagarse por todo el mallado reduciendo la exactitud del cálculo, pudiendo, incluso, causar un error de análisis al hacer que alguna dimensión de elemento sea nula [14].

Únicamente es necesario controlar el hourglassing en los casos en los que dicha energía sea superior al 10% de la energía interna del modelo [14]. Es por tanto necesario ir evaluando la energía de hourglassing durante el cálculo para asegurarse de que no se rebasa este límite. En nuestro caso, se ha evaluado dicha energía cada 50 pasos de cálculo, manteniéndose la energía de hourglassing inferior al 10 % de la energía interna del modelo.

Finalmente se ha definido un tiempo de análisis de 0,006 s y 100 pasos de cálculo para los que se van a almacenar los resultados.

### 5. CORRELACION NUMÉRICO EXPERIMENTAL

La correlación numérico-experimental se ha llevado a cabo comparando la fuerza máxima,  $F_{max}$ , el tiempo de contacto,  $t_c$ , el área delaminada,  $A$ , y la rigidez residual.

Se han realizado dos ensayos, el primero con un nivel de energía de impacto  $E_i = 1J$ , que no induce daño en la probeta, y el segundo con una  $E_i = 2J$ , que es superior a la energía que provoca delaminación  $E_D$ , e inferior a la energía que provoca rotura de fibras  $E_{RF}$ .

Finalmente, para determinar la resistencia residual, se vuelve a someter a la probeta delaminada a un impacto que no provoca degradación,  $E_i = 1J$ .

#### 5.1. Impacto de $E_i = 1J$ .

La Fig. 14 muestra la curva fuerza-tiempo obtenida experimentalmente y mediante el modelo numérico desarrollado. Realizando un análisis de los resultados, puede observarse que la forma que sigue la evolución de la fuerza de impacto con respecto al tiempo es simétrica, lo que muestra la falta de daño inducido en la probeta. La diferencia entre las fuerzas máximas es de un 23 % y del tiempo de contacto de 5,9%, véase *Tabla 6*.

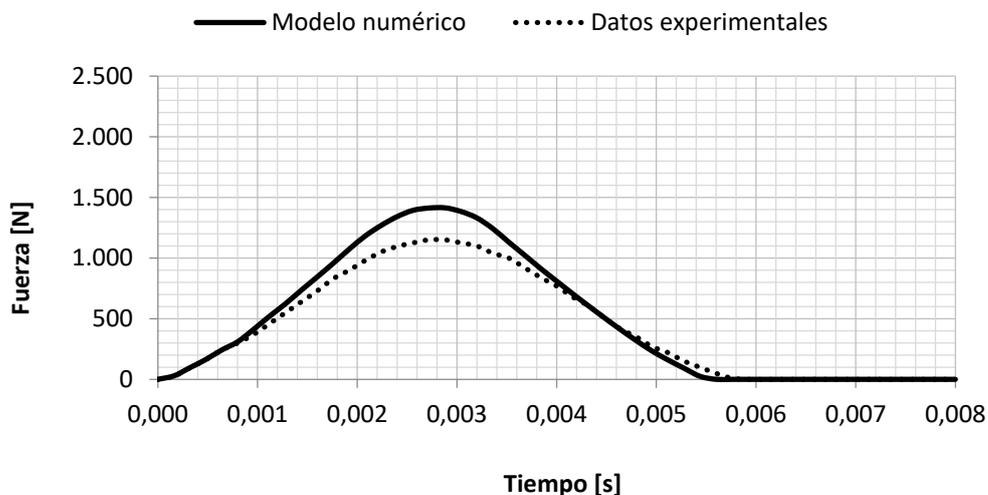


Figura 14. Correlación numérico-experimental para un ensayo de impacto de 1J.

Tabla 6. Correlación numérico-experimental  $E_i = 1J$ .

Parámetro	Numérico	Experimental	Error (%)
Fuerza máxima (N)	1.414,2	1.150	23
Tiempo de contacto (s)	0,00544	0,00576	5,9

## 5.2. Impacto de $E_i = 2J$ .

Tal y como se puede observar en la Fig. 15, la curva fuerza-tiempo no es simétrica, lo que indica que el impacto ha provocado delaminación en la parte central de la probeta. Es posible visualizar la delaminación graficando los elementos cohesivos de todos los planos que han fallado, Fig. 16.

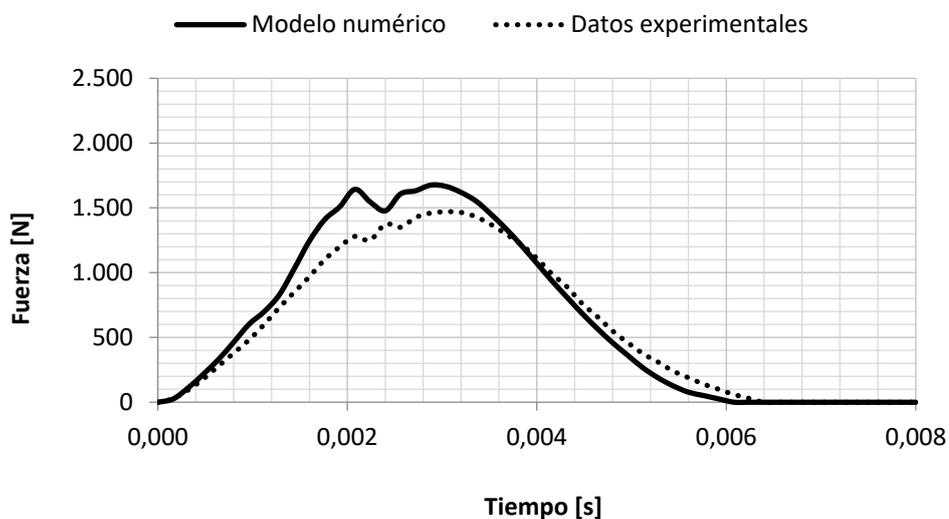


Figura 15. Correlación numérico-experimental para un ensayo de impacto de 2J.

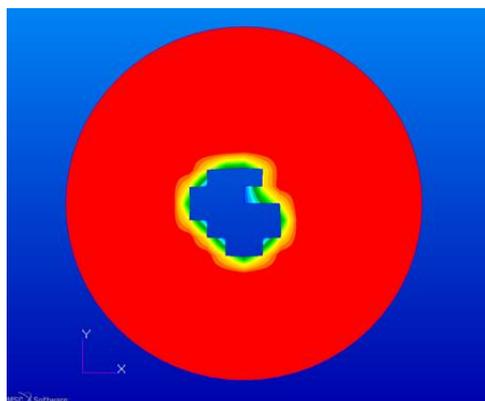


Figura 16. Área delaminada para un impacto de  $2J$ .

La *Tabla 7* muestra los resultados obtenidos. El error con respecto a la fuerza máxima es de un 11,8 %, el error en el tiempo de contacto es de un 2,6 % y finalmente el error en el área delaminada varía mucho, 20 – 80 %, dada la gran dispersión de los resultados experimentales.

**Tabla 7.** Correlación numérico-experimental  $E_i = 2J$ .

Parámetro	Numérico	Experimental	Error (%)
Fuerza máxima (N)	1.643,11	1.470	11,8
Tiempo de contacto (s)	0,00608	0,00624	2,6
Área delaminada (mm <sup>2</sup> )	90	50 - 75	20-80%

Una vez simulado el impacto con  $E_i = 2J$  los elementos cohesivos degradados son eliminados del modelo y se vuelve a simular un impacto con  $E_i = 1J$ . En la Fig. 17 se pueden ver superpuestas las tres curvas fuerza tiempo.

A partir de los tiempos de contacto calculados en un impacto sin degradación,  $t_{c0}$ , y en otro con degradación,  $t_{cD}$ , Fig. 17, y empleando la Ec. (9); se ha obtenido la rigidez residual,  $K_D/K_0$ , tanto a partir de los resultados de la simulación numérica, como de los experimentales. En la *Tabla 8* se puede ver que el error es de un 1,7 %.

## 6. CONCLUSIONES

Se ha realizado la correlación numérico-experimental del daño por delaminación inducido por un impacto transversal de baja velocidad en materiales compuestos laminados en forma de tejido de fibra de carbono y matriz epoxi. Para ello se han fabricado placas laminadas mediante infusión de resina, que posteriormente han sido caracterizadas y sometidas a diferentes impactos de caída de dardo.

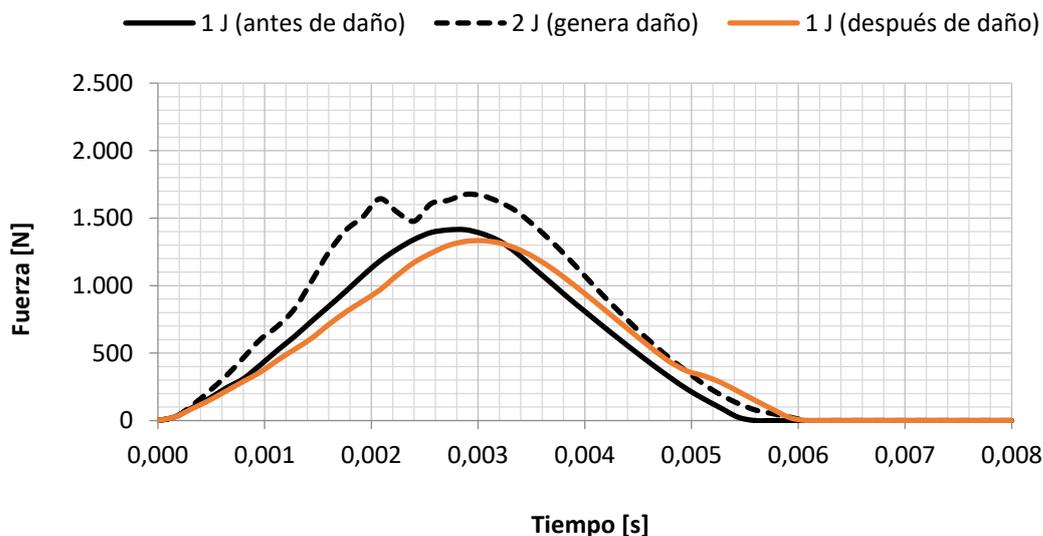


Figura 17. Curvas Fuerza-tiempo obtenidas mediante FEM sobre probeta virgen y dañada

Tabla 8. Rigidez residual para un impacto de  $E_i = 2J$ .

Parámetro	Numérico	Experimental	Error (%)
Rigidez residual ( $K_D/K_0$ )	0,8444	0,83 - 0,95	1,7

La simulación numérica se ha realizado mediante el método de elementos finitos utilizando integración numérica explícita (NASTRAN, SOL700). La delaminación ha sido modelizada mediante el método CZM (Cohesive Zone Model). Este método permite modelizar el inicio y propagación de la degradación por delaminación sin necesidad de predecir el lugar donde se va a iniciar. La ley constitutiva del material cohesivo utilizada ha sido la de Tvergaard y Hutchinson [18]. En este trabajo se han definido los parámetros a utilizar en dicha ley constitutiva basados en datos experimentales de fractura del laminado empleado y de propiedades mecánicas de la resina utilizada.

Los resultados muestran una buena correlación entre los resultados numéricos y experimentales. Los errores obtenidos en los casos analizados son:

- Fuerza máxima:  $11,8 \div 23 \%$ .
- Tiempo de contacto:  $2,6 \div 5,9 \%$ .
- Rigidez residual:  $1,7 \%$ .

La buena correlación a la hora de evaluar la rigidez residual post impacto resulta de especial interés ya que permite al diseñador evaluar el nivel de integridad que presenta una estructura que ha sufrido un impacto, generando daño.

## REFERENCIAS

- [1] Chester, R., Clark, G. (1992). Modelling of Impact Damage Features in Graphite/Epoxy Laminates. *Damage Detection in Composite Materials*, 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, pp. 200-200–13.
- [2] Jensen, H.M., Sheinman, I. (2001). Straight-sided, buckling-driven delamination of thin films at high stress levels. *Int. J. Fract.*, vol. 110, no. 4, pp. 371–385.
- [3] Goicolea, J.M. Estructuras sometidas a impacto. E.T.S. Ingenieros de Caminos. Universidad Politécnica de Madrid.
- [4] Zukas, J.A. (1993). Some common problems in the numerical modeling of impact phenomena. *Comput. Syst. Eng.*, vol. 4, no. 1, pp. 43–58.
- [5] Olsson, R. (2000). Mass criterion for wave controlled impact response of composite plates. *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 31, no. 8, pp. 879–887.
- [6] Sankar, B.V. (1996). Low-Velocity Impact Response and Damage in Composite Materials. *Key Eng. Mater.*, vol. 120–121, pp. 549–582.
- [7] Swanson, S.R. (1992). Limits of quasi-static solutions in impact of composite structures. *Compos. Eng.*, vol. 2, no. 4, pp. 261–267.
- [8] Mollón, V., Bonhomme, J., Elmarakbi, A.M., Argüelles, A., Viña, J. (2012). Finite element modelling of mode I delamination specimens by means of implicit and explicit solvers. *Polym. Test.*, vol. 31, no. 3, pp. 404–410.
- [9] MSC Software Company (2014). MARC Volume A: Theory and User information.
- [10] HEXCEL (2008). HexForce and HexPly selector guide.
- [11] MATEX (2014). [Online]. Available: [www.matexsa.com.mx](http://www.matexsa.com.mx).
- [12] Zabala, H. (2014). Influencia de la velocidad de impacto en la delaminación generada por impactos transversales de baja velocidad en tejidos carbono-epoxi. Dependencia del comportamiento interlaminar del composite a la velocidad de propagación de grieta (PhD. thesis). Universidad de Mondragón.
- [13] Feraboli, P., Kedward, K.T. (2006). A new composite structure impact performance assessment program. *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, no. 10, pp. 1336–1347.
- [14] MSC NASTRAN 2014. *Explicit Nonlinear (SOL 700) User's Guide*. MSC Software Corporation, 2014.
- [15] MSC Software Corporation (2014). *MSC NASTRAN 2014. Nonlinear User's Guide*.
- [16] *Notice d'utilisation des logiciels (MIC-MAC, GENLAM, LAMRANK, MATFIX)*. THINK COMPOSITES.
- [17] Barbero, E.J. (2008). *Finite element analysis of composite materials*. New York: CRC Press.
- [18] Tvergaard, V., Hutchinson, J.W. (1992). The relation between crack growth resistance and

- fracture process parameters in elastic-plastic solids. *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 40, no. 6, pp. 1377–1397.
- [19] MSC Software Corporation (2014). *MSC NASTRAN 2014. Quick Reference Guide*.
- [20] Turon, A., Dávila, C.G., Camanho, P.P., Costa, J. (2007). An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models. *Eng. Fract. Mech.*, vol. 74, no. 10, 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,” *Int. J. Numer. Methods Eng.*, vol. 50, no. 7, pp. 1701–1736.
- [22] Merillo, J.C., Cañibano, E., Alanís, S.E., Maestro, C. (2014). Predicción de daños interlaminares e interlaminares en laminados compuestos mediante la utilización de modelos de daño. *XX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica*. pp. 1–8.