

Simulación numérica de la delaminación en materiales compuestos usando esquemas cohesivos

Ezequiel Aquim, Matías A. Vianello y Walter B. Castelló

Departamento de Estructuras, Facultad de Ciencias Exactas, Físicas y Naturales, Universidad Nacional de Córdoba. Córdoba, Argentina

Fecha de recepción del manuscrito: 15/06/2021

Fecha de aceptación del manuscrito: 01/12/2022

Fecha de publicación: 30/12/2022

Resumen—Actualmente resulta habitual la aplicación de materiales compuestos en componentes estructurales primarios de aeronaves, asociado en mayor medida a su alta resistencia y rigidez. Los mecanismos de falla en estos materiales aún no están completamente estudiados para cargas multiaxiales. El mecanismo de falla más común es la delaminación, la cual puede asociarse a eventos de impacto o bien a defectos introducidos en el proceso de fabricación. La existencia de estos defectos y la delaminación posterior, afectan en general la integridad estructural del elemento fabricado en material compuesto. En este trabajo se estudia el modelo de elementos cohesivos para casos de modos puros de fractura como así también esquemas de interacción de modos de falla. Los resultados obtenidos de las simulaciones numéricas son contrastados respecto a experimentos que pueden encontrarse en la bibliografía actual.

Palabras clave—Materiales compuestos, Delaminación, Simulación numérica, Aeronaves.

Abstract— High strength and stiffness of composites materials make them suitable for primary structural components fabrication in aircrafts. The failure mechanism of composite materials under multiaxial loadings is not yet well-understood. Layers debonding (delamination) or separation of bonded parts of the composite is the main failure mechanism. This source of damage can be associated with impact events or can be produced from some defects introduced during the manufacturing processes. The presence of these defects and the posterior delamination generally affect the structural integrity of the composite element. In this work we study cohesive element method for fracture pure modes as well as failure mode interaction schemes. Identify the most appropriate model for posterior use in aeronautical applications is the main objective. Obtained results from the numerical simulations are compared with those shown in experiments that can be found in the current bibliography.

Keywords— Composites, Delamination, Numerical simulation, Aircrafts.

INTRODUCCIÓN

Un material compuesto está formado por dos o más constituyentes, de forma tal que las propiedades del conjunto son superiores a las que posee de cada uno de los constituyentes por separado. Una de las características que hacen más complejo su análisis es que muchas veces presentan un comportamiento ortótropo en sus propiedades mecánicas, de manera que estas varían según la dirección en la cual sean medidas (Barbero, 2018). Desde el punto de vista del diseño estructural, estos materiales exhiben ciertas características que han motivado su fuerte desarrollo, algunas de ellas son: elevada resistencia mecánica, bajo peso, alta rigidez, flexibilidad, estabilidad dimensional, mayor tolerancia a fatiga y resistencia a la corrosión (Fernández-Cañadas, 2018).

Las propiedades de la matriz y la fibra, así como la interacción entre ambas, influyen de manera diversa en las propiedades del conjunto y sus mecanismos de falla.

Existen diversos mecanismos de falla que pueden afectar a los materiales compuestos, como ser: micropandeo de las fibras, delaminación, despegue de los elementos vinculados, corte de las fibras, fractura de la matriz, etc. La complejidad asociada al comportamiento que presentan los materiales compuestos hace necesario el desarrollo de técnicas capaces de predecir la respuesta de estas estructuras frente a diferentes estados de carga.

Bajo diversas condiciones de carga o defectos de fabricación se generan tensiones interlaminares normales o de corte entre las capas que causan delaminación o despegue de las partes. La delaminación aparece cuando existe una falla en la interfase entre dos láminas en el interior del laminado. Y este fenómeno produce una redistribución de los esfuerzos internos entre las capas debido a la separación de estas. Como consecuencia se observan reducciones significativas de la rigidez a flexión del laminado y la resistencia global del conjunto. La integridad estructural se pierde y conlleva progresivamente a un colapso repentino de la misma a un nivel de carga crítico menor al establecido en el diseño. Se trata de un fenómeno capaz de causar importantes daños, especialmente bajo cargas de compresión. Estos defectos son difícilmente observables a simple vista (Gözlüklü,

Dirección de contacto:

Walter Castelló, Av. Vélez Sarsfield 1611 Ciudad Universitaria, X5016 CGA. Tel: 5353800 interno 29712, walter.castello@unc.edu.ar

2009), y requieren técnicas más desarrolladas para detectarlos (termografía, ultrasonido, etc.).

En la Fig. 1 se puede ver de manera esquemática las diferentes fallas que pueden sufrir los materiales compuestos: (a) agrietamiento de la matriz y despegue fibra-matriz, (b) delaminación y (c) rotura de fibras.

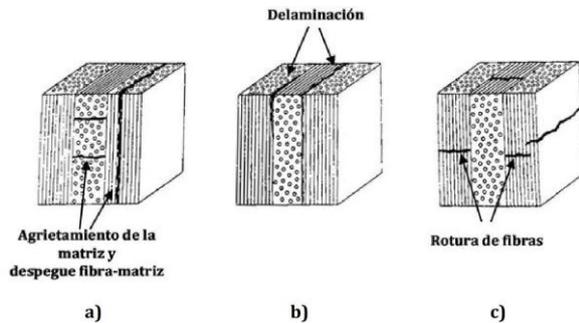


Fig. 1: Tipos de daño a nivel mesoscópico en materiales compuestos de fibras continua. (Miravete et al., 2000)

La experiencia ha demostrado que, a pesar de todas las precauciones, los elementos estructurales son susceptibles de presentar grietas. Las grietas reducen la rigidez y la capacidad de carga de la estructura. En este sentido, el comportamiento del conjunto estructural se ve afectado por la aparición de fisuras.

En la actualidad se utilizan técnicas basadas en el análisis de elementos finitos para predecir el comportamiento de una estructura de materiales compuestos. Estos métodos facilitan el estudio de este tipo de problemas, disminuyendo el tiempo invertido y los costos asociados a la infraestructura y a los recursos, tanto materiales como humanos.

A lo largo de los últimos años, se han desarrollado varios modelos numéricos para la obtención de resultados vinculados al fenómeno físico de fractura de materiales compuestos. Algunos de los más utilizados son: la Técnica de Cierre Virtual de Grieta (VCCT), los Modelos de Zona Cohesiva (CZM), Método del Elemento Finito Extendido (XFEM), etc. En la actualidad, se está utilizando masivamente el método denominado "Modelo de Zona Cohesiva" (CZM).

El objetivo de este trabajo es poder calibrar el Modelo de Zona Cohesiva mediante la variación de una serie de parámetros numéricos. Esto se realiza con el fin de captar con precisión adecuada el fenómeno de iniciación del daño y degradación de la rigidez del material. Para ello se han realizado un conjunto de modelos bidimensionales que permiten analizar distintos modos de fractura, considerando diversas representaciones geométricas y estados de carga de ensayos experimentales. A partir de la comparación entre los resultados experimentales y los numéricos es posible lograr la correspondencia entre ambos.

Los experimentos que se han simulado computacionalmente son los conocidos como: *Double Cantilever Beam* (DCB) (Alfano y Crisfield, 2001) que permite el análisis del modo puro de fractura I, *End Loaded Split* (ELS) (Rahaman, 2015) usado para estudiar el modo puro de fractura II, *Multidelamination Mixed Mode* (MMM) (Alfano y Crisfield, 2001) y por último *Mixed Mode Bending* (MMB) (Camanho, 2003). Los dos últimos, permiten observar los mecanismos de falla en el modo I y II de fractura cuando actúan en simultáneo.

ASPECTOS DE LA MECÁNICA DEL DAÑO

Modelo de daño

Para analizar el daño en un material compuesto y predecir su resistencia se pueden emplear tres aproximaciones. La primera basada en la Mecánica de Medios Continuos, otra en la Mecánica de Fractura y por último una basada en la Mecánica del Daño, la cual toma algunos conceptos de las anteriores (Fernandez-Cañadas, 2018).

Los modelos de daño progresivo permiten capturar la respuesta completa de la fractura en un sólido. Este tipo de modelos, se integran en el esquema de solución numérica mediante el uso elementos cohesivos que combinan aspectos de la Mecánica de Medios Continuos para predecir el inicio del fallo y de la Mecánica de Fractura para predecir el crecimiento de este. Cuando el criterio de inicio de daño considerado para el modelo es satisfecho en un determinado punto de la geometría discretizada con elementos finitos, se da lugar a un proceso de relajación. Este proceso está regulado por el criterio de evolución de daño, a partir del cual se simula la degradación progresiva del material. Este fenómeno da lugar a una reducción de la tensión en el punto de integración evaluado y una redistribución de las tensiones en los alrededores de este.

Los Modelos de Zona Cohesiva son capaces de simular tanto la iniciación de la grieta como su crecimiento en adhesivos frágiles y dúctiles. Sin embargo, es necesario conocer a priori las regiones donde se puede producir el daño para definir los elementos cohesivos en esas zonas de manera adecuada (Fernandez-Cañadas, 2018).

En la Fig. 2 se representan las zonas que es necesario definir para en el Modelos de Zona Cohesiva.

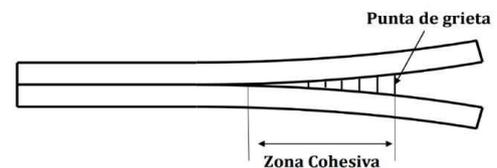


Fig. 2: Representación conceptual del Modelo de Zona Cohesiva.

El Modelo de Zona Cohesiva (CZM) relaciona las tensiones con los desplazamientos de una interfaz donde se pueden producir grietas, aportando perfiles de distribución de tensión-desplazamiento que son propios de materiales que conforman la unión.

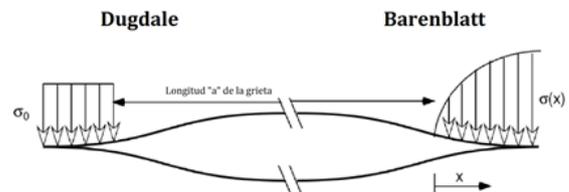


Fig. 3: Distribuciones de Tensiones en la zona cercana al inicio de grieta.

El punto de partida de este del modelo CZM son las teorías propuestas en (Dugdale, 1959) y (Barenblatt, 1962), basadas en la energía disipada en el proceso de avance de la grieta y que consideran la existencia de un comportamiento plástico en las cercanías del inicio de la fisura. La diferencia entre ambas teorías se centra en que mientras Dugdale propone que sobre la región plástica cercana al

inicio de grieta la tensión se mantiene constante, Barenblatt considera su variación con la variable espacial "x", tal como se observa en la Fig. 3.

Ley tracción-separación

La Ley Tracción-Separación es la ecuación constitutiva del material cohesivo que vincula las tensiones de la interfaz con la distancia de separación entre las superficies, $t=t(\delta)$. Se define mediante la resistencia del material y la energía necesaria para separar las superficies que confinan la grieta. Un desplazamiento entre las superficies de la grieta supone un aumento del valor de la fuerza que admite el adhesivo hasta alcanzar un máximo. A partir de ese instante, disminuye hasta que se produce la descohesión, o fallo del material (Abaqus, 2010). La forma que toma esta ley puede ser muy variada y su correcta elección depende del comportamiento que describe el material estudiado (Fernández-Cañada, 2018). En el caso de este trabajo, se estudia el material compuesto de fibra de Carbono/Epoxy, que posee un comportamiento frágil y se reproduce mejor con una ley bilineal (Aquim y Vianello, 2019).

El comportamiento elástico del material se define mediante la matriz constitutiva $[K]$ que es la matriz de rigidez asociada a las propiedades elásticas del adhesivo. Esta matriz relaciona el vector de tensiones nominales $\{t\}$ con sus correspondientes desplazamientos $\{\delta\}$ [1] como se muestra en la ec. (1):

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{sn} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{tn} & K_{ts} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \quad (1)$$

El vector de tensiones nominales $\{t\}$ tiene tres componentes, t_n, t_s y t_t que representan las tensiones del material en las direcciones normal y tangenciales respectivamente. El vector $\{\delta\}$ representa los desplazamientos δ_n, δ_s y δ_t en las direcciones mencionadas.

Iniciación de daño

Se emplea un criterio de iniciación de daño cuadrático basado en las tensiones nominales, dado que es el que mejor se adapta a este tipo de problemas (Gözlüklü, 2009; Barbero, 2013; Aquim y Vianello, 2019). El inicio de la degradación del material tiene lugar cuando el valor de la tensión o la deformación aumenta hasta alcanzar un valor máximo predeterminado.

En este trabajo se considera que el daño en el material cohesivo se inicia cuando la ec. (2) alcanza un valor unitario:

$$\left\langle \frac{t_n}{t_n^0} \right\rangle^2 + \left(\frac{t_s}{t_s^0} \right)^2 + \left(\frac{t_t}{t_t^0} \right)^2 \leq 1 \quad (2)$$

Donde $\langle \rangle$ es el operador de Mc-Cauley. Los valores de t_n^0, t_s^0 y t_t^0 son las tensiones máximas admitidas por el cohesivo en las direcciones normal y tangenciales respectivamente. Además, δ_n^0, δ_s^0 y δ_t^0 son los

desplazamientos correspondientes al inicio del daño donde la tensión es máxima.

Propagación de daño

La evolución del daño en los materiales cohesivos puede ser definida en términos de energías o de tensiones de tracción. Basándose en las relaciones energéticas definidas por Griffith en su teoría, el concepto de Integral-J en un contorno Γ (Rahaman, 2015) y la ecuación constitutiva definida por la Ley de Tracción-Separación, se puede mostrar que el valor del área bajo la curva definida por esta ley se corresponde con la energía de fractura crítica G^C (Aquim y Vianello, 2019).

En la mayor parte de las aplicaciones, las cargas que aparecen dan lugar a una combinación de tensiones normales y tangenciales. Cuando existe este tipo de modos mixtos de carga, es necesario conocer la influencia de la energía de fractura en cada uno de ellos. Para ello, es necesario establecer un criterio para predecir la evolución del daño bajo diferentes estados de carga. El más ampliamente extendido, es el propuesto por Benzeggagh y Kenane (Fernández-Cañada, 2018). El mismo se muestra en la ec. (3) y expresa la energía G^C como función de la energía de fractura en modo I, modo II y modo III como:

$$G_I^C + (G_{II}^C - G_I^C) \left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}} \right)^\eta = G^C \quad (3)$$

Una vez que se ha iniciado el daño, este se desarrolla siguiendo la ley de evolución de la ec. (3). Esta ley describe la velocidad a la que se degrada la rigidez del adhesivo. Para ello, se define una variable escalar de daño D que representa el daño total en el material. Inicialmente la variable D tiene un valor nulo, lo que supone que no existe ningún tipo de daño y se corresponde con la región elástica. Tras la iniciación del daño este valor incrementa hasta la unidad, lo que implica un daño completo del material en esa región. En la ec. (4) se muestra la relación entre la variable D y la rigidez del material:

$$K_i = (1 - D)K_i^0 \quad \text{con } i = n, s, t \quad (4)$$

Siendo K_i^0 la rigidez del material cohesivo sin daño.

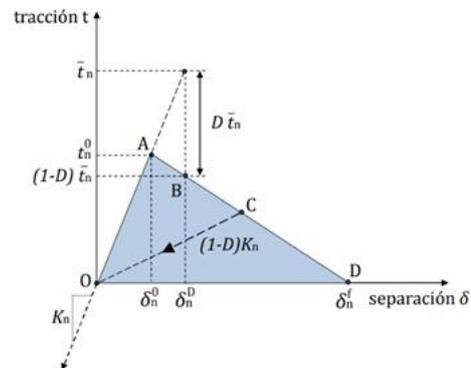


Fig. 4: Interpretación gráfica del factor D en la Ley Tracción Separación bilineal para el caso bidimensional.

En la Fig. 4 se puede ver la interpretación gráfica del escalar D en una Ley Tracción-Separación bilineal para el caso bidimensional, y como la misma interactúa con las tensiones de tracción y la rigidez del material.

Regularización viscosa

Durante la resolución de los diferentes modelos numéricos del presente trabajo se han observado problemas de convergencia. Estos problemas son comunes en estudios donde el material sufre ablandamiento por deformación y degradación de la rigidez, tal como sucede en los elementos cohesivos. Estos inconvenientes radican en el hecho de que, en los modelos de elementos finitos no lineales, las ecuaciones de equilibrio se resuelven mediante un algoritmo iterativo automático de Newton-Rapshon. Entonces, cuando el proceso de ablandamiento de la interfaz cohesiva es extremadamente abrupto, el elemento cohesivo deja de transmitir tensión de forma casi inmediata impidiendo alcanzar la estabilidad y convergencia del sistema. Las leyes de Tracción-Separación utilizadas para describir el comportamiento constitutivo de los elementos cohesivos se pueden regularizar utilizando la viscosidad μ , permitiendo que las tensiones estén fuera de los límites definidos por la ley de tracción-separación. Esta técnica aplica un amortiguamiento artificial que permite estabilizar la solución numérica. (Abaqus, 2010).

DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS EXPERIMENTALES Y ASPECTOS DE LA SIMULACIÓN NUMÉRICA

Ensayos de delaminación en materiales compuestos

El ensayo que cuantifica el comportamiento de un laminado frente a un estado de carga que busca separar dos capas de un laminado (Modo I) se denomina *Double Cantilever Beam* (DCB). La probeta está hecha de un laminado reforzado con fibras unidireccionales que contienen una grieta interlaminar en el plano medio cerca del extremo cargado de la misma (Moore, 2001). En la Fig. 5 se detalla la geometría de la probeta en el ensayo DCB y en la Tabla 1 y Tabla 2 se presentan las propiedades del material ensayado.

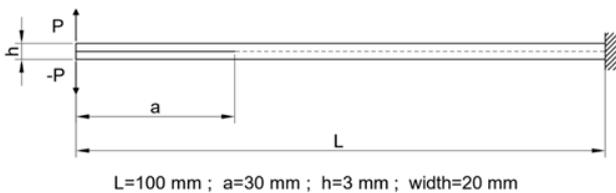


Fig. 5: Geometría de la probeta ensayada en DCB

TABLA 1: PROPIEDADES DEL COMPUESTO ENSAYADO EN DBC

E_{11}	$E_{22} = E_{33}$	G_{12}	$\nu_{12} = \nu_{13} = \nu_{23}$
126 GPa	7.5 GPa	4.981 GPa	0.263

TABLA 2: PROPIEDADES DE LA INTERFASE EMPLEADA EN DBC

G_c	δ_0	t_0
0.281 Nmm ⁻¹	10 ⁻⁶	57.0 MPa

Existen distintos de pruebas para cuantificar el comportamiento de un laminado sometido a un estado de carga que generan un Modo II de fractura. En este trabajo, solo se modeló la prueba ELS, en la cual se emplea un laminado reforzado con fibras unidireccionales que contienen una grieta interlaminar en el plano medio cerca del extremo cargado (Rahaman, 2015). Los detalles dimensionales y de carga se muestran en la Fig. 6, mientras

que las propiedades del material ensayado en la prueba ELS se definen en la Tabla 3 y Tabla 4.

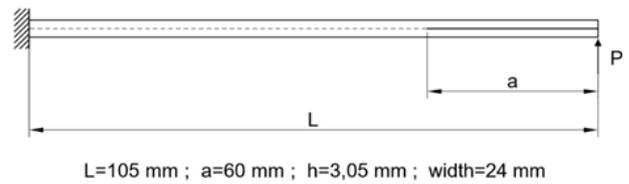


Fig. 6: Geometría de la probeta ensayada en ELS

TABLA 3: PROPIEDADES DEL COMPUESTO ENSAYADO EN ELS

E_{11}	$E_{22} = E_{33}$	G_{12}	$\nu_{12} = \nu_{13}$	ν_{23}
100 GPa	8 GPa	6 GPa	0.27	0.45

TABLA 4: PROPIEDADES DE LA INTERFASE EMPLEADA EN ELS

G_{c2}	$1 - \eta$	α	t_{02}
0.856 Nmm ⁻¹	1.0e ⁻⁶	10 ⁻⁶	48 MPa

En el estudio de los estados mixtos de carga, el ensayo que se utiliza es conocido como *Mixed Mode Bending* (MMB). Las principales ventajas del ensayo MMB son la posibilidad de usar virtualmente la misma configuración de muestra que para las pruebas de Modo I, y la capacidad de obtener diferentes relaciones de modo mixto, que van desde los Modos I a II puros, cambiando la longitud c de la palanca de carga que se muestra en la Fig. 7 (Pittaro, 2018).

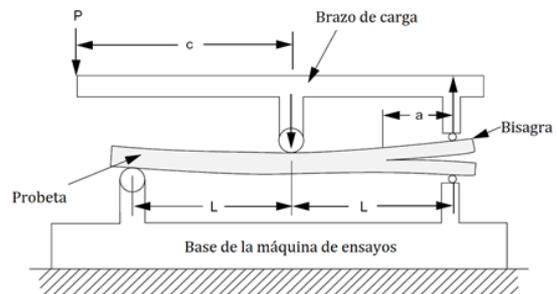


Fig. 7: Esquema del ensayo MMB

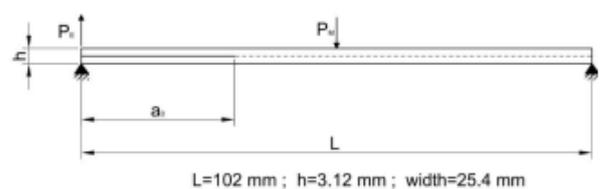


Fig. 8: Geometría de la probeta ensayada MMB

En la Fig. 8 se detalla la geometría de la probeta ensayada en MMB y en la Tabla 5 y Tabla 6 se establecen las propiedades del material empleado en la prueba MMB.

TABLA 5: PROPIEDADES DEL COMPUESTO ENSAYADO EN MMB

E_{11}	$E_{22} = E_{33}$	$G_{12} = G_{13}$	G_{23}	$\nu_{12} = \nu_{13}$	ν_{23}
122.7 GPa	10.1 GPa	5.5 GPa	3.7 GPa	0.25	0.45

TABLA 6: PROPIEDADES DE LA INTERFASE EMPLEADA EN MMB

G_{c1}	G_{c2}	t_{01}	t_{02}
0.969 Nmm ⁻¹	1.719 Nmm ⁻¹	80 MPa	100 MPa

En este trabajo se ensayan las relaciones $G_{II}/G_T=0,2; 0,5$ y $0,8$. En la Tabla 7 se describen los valores de longitud de

grieta inicial a_0 y palanca c para las distintas relaciones de energía de fractura.

Otro experimento realizado para analizar la combinación de modos de fractura en el laminado se denomina *Multidelamination Mixed Mode* (MMM). Este experimento, a diferencia del MMB, permite estudiar la delaminación cuando existen dos grietas en el material que se encuentran en distintos planos de interfaces. Cabe aclarar que en este análisis es imposible la determinación de la relación que existe entre el Modo I y Modo II durante la evolución del daño.

Tabla 7: Valores de longitud de grieta inicial y palanca para relaciones de energía de fractura.

G_{II}/G_T	20%	50%	80%
a_0	33,7 [mm]	34,1 [mm]	31,1 [mm]
c	97,4 [mm]	42,2 [mm]	27,6 [mm]

En la Fig. 9 se presenta la geometría de la probeta ensayada en MMM, y en la Tabla 8 y Tabla 9 se definen las propiedades del material utilizado en este ensayo.

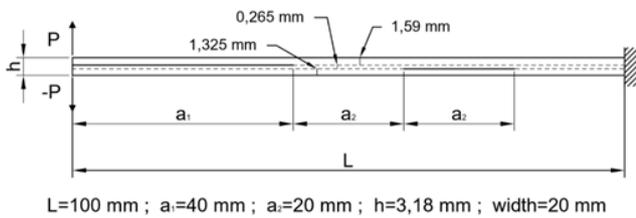


Fig. 9: Geometría de la probeta ensayada MMM

TABLA 8: PROPIEDADES DEL COMPUESTO ENSAYADO EN MMM

E_{11}	$E_{22} = E_{33}$	G_{12}	$\nu_{12} = \nu_{13}$	ν_{23}
115 GPa	8,5 GPa	4,5 GPa	0,29	0,3

TABLA 9: PROPIEDADES DE LA INTERFASE EMPLEADA EN MMM

G_{c1}	G_{c2}	$1 - \eta$	α	t_{01}	t_{02}
$0,33 \text{ Nmm}^{-1}$	$0,8 \text{ Nmm}^{-1}$	$1,0e^{-6}$	2	3,3 MPa	7 MPa

Aspectos generales del modelo numérico

El modelo numérico utilizado se simplifica considerando una simulación bidimensional en todos los casos analizados. Se ha observado (Fernández-Cañadas, 2018), que los resultados obtenidos con simulaciones tridimensionales y bidimensionales no difieren en más de 5% cuando se los contrasta con resultados experimentales. Además, considerando el bajo costo computacional de un análisis bidimensional, es preferible la realización de este tipo de modelos porque la información que no se puede capturar con respecto a un modelo tridimensional no es relevante para el estudio realizado (Martinez y Barbero, 2011).

Para modelar las placas se utilizaron elementos de deformación plana del tipo CPS4I, y para el adhesivo se han utilizado elementos cohesivos bidimensionales de cuatro nodos COH2D4 (Abaqus, 2010). Por último, para permitir la transmisión de esfuerzos entre los laminados y el material cohesivo, se debe definir una interacción entre los mismos.

RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES NUMÉRICAS

Modo I - DCB

En la Fig. 10 se puede ver la comparación entre los resultados experimentales y los obtenidos con la simulación numérica del modelo de zona cohesiva para el ensayo DCB de Modo Puro de Fractura I.

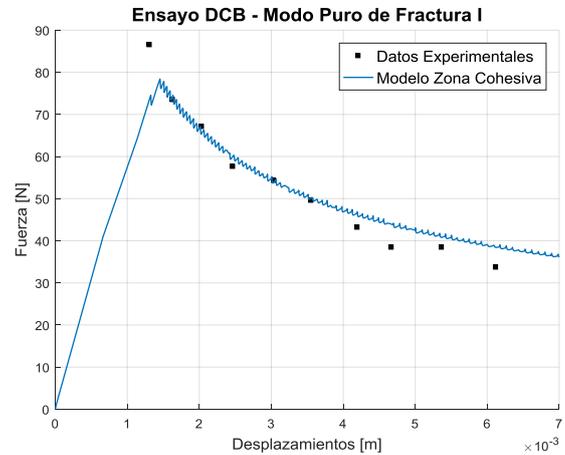


Fig. 10: Resultados numéricos del modelo de zona cohesiva para el ensayo DCB de Modo I

En este caso, el modelado numérico se realizó con una viscosidad numérica en el elemento cohesivo de $\mu=1 \times 10^{-5}$ y 1340 elementos en el mallado. Existe una buena relación entre los valores obtenidos experimental y numéricamente en la zona de comportamiento elástico y en la evolución del daño del material cohesivo. La detección de la máxima fuerza admitida no se captó con la misma precisión, ya que se obtuvo una diferencia de un 9,30 % entre el valor experimental de 86,45 [N] y el de la simulación de 78,41 [N].

Modo II - ELS

En la Fig. 11 se comparan los resultados obtenidos numéricamente con los valores experimentales presentados en la referencia [9]. En este caso, el modelado numérico se realizó con una malla de 1350 elementos y una viscosidad numérica en el cohesivo de $\mu=1 \times 10^{-5}$. La correspondencia entre los valores numéricos y experimentales es muy buena, en especial porque el modelo capta con precisión ingenieril el fenómeno de degradación de rigidez. Las diferencias en los valores de fuerza máxima predicha por el modelo (140,7 [N]) no superan el 6% del experimental (149,2 [N]).

Modo Mixto I/II - MMB

En la Fig. 12 se puede observar la comparación entre los resultados experimentales relevados de la referencia (Gözlüklü, 2009) y los obtenidos numéricamente en el ensayo MMB utilizando un Modelo de Zona Cohesiva para las distintas relaciones de G_{II}/G_T . La correspondencia que existe entre los valores obtenidos numéricamente y los experimentales es muy buena. Las mayores diferencias se dan para los casos en donde la relación entre energías críticas de fractura es de $G_{II}/G_T=0,2$ y $G_{II}/G_T=0,8$. Todo esto puede observarse en la Tabla 10.

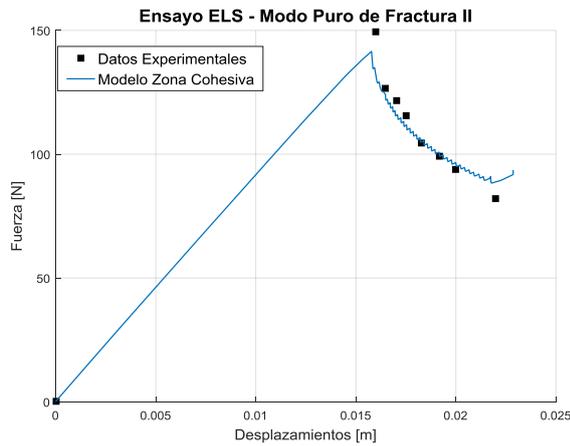


Fig. 11: Resultados numéricos del modelo de zona cohesiva para el ensayo ELS de Modo II

TABLA 10: COMPARACIÓN ENTRE FUERZAS MÁXIMAS SOPORTADAS POR LAS PROBETAS EN ENSAYO MMB

G_{II}/G_T	20%	50%	80%
P_{Max} (numérico)	102,7 [N]	283 [N]	476,3 [N]
P_{Max} (experimental)	108,1 [N]	275,4 [N]	518,7 [N]
Diferencia %	5,25%	2,76%	8,17%

Ensayo MMB - Modo Mixto de Fractura I/II - $G_{II}/G_T=0.2, 0.5$ y 0.8

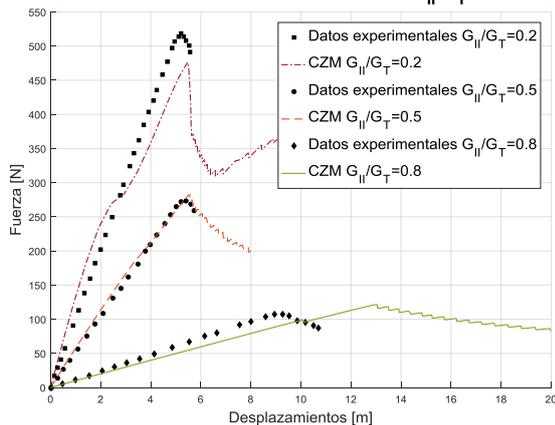


Fig. 12: Resultados numéricos del modelo de zona cohesiva para el ensayo MMB de Modo I/II

Como se mencionó, se pueden simular ensayos con diferentes relaciones de G_{II}/G_T variando la longitud de la palanca "c". Para modelar las solicitaciones exigidas por el ensayo existen dos posibilidades. En la primera es necesario representar en el modelo numérico la geometría del soporte y poner sobre la punta de éste un desplazamiento suficientemente grande como para lograr la delaminación de la probeta. Para obtener las distintas relaciones de G^C se debe diseñar el soporte de acuerdo con las medidas correspondientes de "c". La otra posibilidad es la de utilizar fuerzas. La variación de "c" se puede traducir en la probeta como una variación en la magnitud de las cargas en el centro (P_m) y final de la muestra (P_u) (Aquim y Vianello, 2019). Los resultados experimentales relacionan la carga con el desplazamiento del punto de aplicación de la carga P en la palanca (Fig. 7). Dado que la palanca no está simulada, es necesario determinar el desplazamiento del punto de carga. Esto se logra a partir de una ecuación cinemática propuesta en (Camanho, 2003). Cabe aclarar, que en este trabajo solo se utilizó el esquema basado en desplazamiento, es decir se simuló el soporte.

Modo Mixto I/II - MMM

En la Fig. 12 se puede ver la comparación entre los resultados experimentales y los obtenidos con la simulación numérica del modelo de zona cohesiva para el ensayo MMM de Modo Mixto I/II. La curva muestra inicialmente un comportamiento lineal ya que ningún elemento está completamente degradado (hasta el punto A). Entre los puntos A y B, el comportamiento es aproximadamente típico al de un ensayo DCB y en consecuencia solo se activa el Modo I de fractura. En el punto B se ve un cambio en la pendiente (el vértice de la primera grieta inicial es cercana a la segunda grieta inicial). Su presencia comienza a influir en el proceso de delaminación, aunque solo la grieta superior se propaga. En el punto C de la curva se corresponde con el momento en el que la grieta superior se sitúa en el punto medio de la grieta inferior. A partir del punto C, esta última comienza a propagarse y las dos fisuras crecen simultáneamente. Se estima que la inferior se mueve dos veces más rápido que la superior. En esta etapa se produce una múltiple delaminación de Modo Mixto I/II de fractura, aunque el Modo I es más significativo (Alfano, 2001).

En la Tabla 11 se puede ver una comparación entre las fuerzas que predice el modelo numérico y las obtenidas en el ensayo experimental.

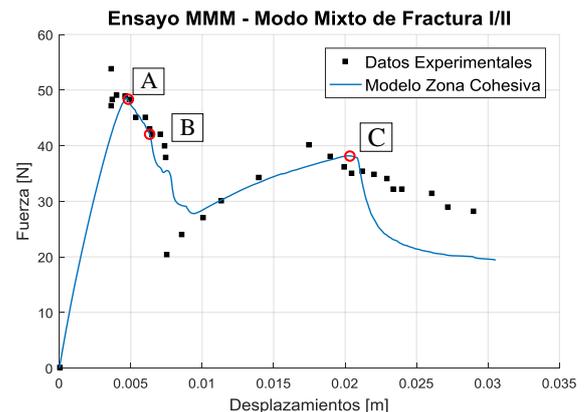


Fig. 13: Resultados numéricos del modelo de zona cohesiva para el ensayo MMM de Modo I/II

TABLA 11: COMPARACIÓN ENTRE FUERZAS SOPORTADAS POR LA PROBETAS EN ENSAYO MMM

Puntos	A	B	C
P_{Max} (numérico)	48,61 [N]	42,44 [N]	38,15 [N]
P_{Max} (experimental)	53,78 [N]	42,12 [N]	40,08 [N]
Diferencia %	9,61%	0,76%	4,81%

CONCLUSIÓN

En este trabajo se ha desarrollado una metodología para modelar numéricamente problemas de delaminación en estructuras de materiales compuestos. El modelo numérico propuesto se basa en el Método de Zona Cohesiva (CZM). La elección de este método se justifica en los resultados obtenidos y en el hecho que también se observan en parte de la bibliografía consultada. En este análisis se ha utilizado un conjunto de problemas bidimensionales: *Double Cantilever Beam* (DCB) que permite el análisis del modo puro de fractura I, *End Loaded Split* (ELS) empleado para estudiar el modo puro de fractura II, *Multidelamination Mixed Mode* (MMM) y por último *Mixed Mode Bending* (MMB). Tanto el MMM como el MMB, permiten observar

los mecanismos de falla en el modo I y II de fractura cuando actúan en forma simultánea. La realización de estos ensayos posibilita determinar todos los parámetros necesarios para ajustar el Modelo de Zona Cohesiva y pueden ser fácilmente replicables a nivel experimental en el ámbito industrial. Se observó que el valor de viscosidad numérica de los elementos cohesivos (μ) afecta de manera considerable a los tiempos de cálculo y resultados obtenidos. Por lo tanto, la variable μ debe ser considerada a la hora de realizar un análisis CZM para detectar la delaminación en materiales compuestos. Para todos los ensayos experimentales existe un rango de valores de viscosidades numéricas que va desde 1×10^{-7} a 1×10^{-3} el cual permite captar la iniciación y evolución del daño. Sin embargo, para un $\mu = 1 \times 10^{-5}$, las simulaciones realizadas para todos los ensayos dieron resultados correctos y convergieron en tiempos acotados. La aplicación del Modelo de Zona Cohesiva demostró proporcionar excelentes convergencias con pocos elementos en el mallado. Esto se traduce en una reducción de tiempos y de costos computacionales frente a otros métodos de análisis. Todas las simulaciones mostraron converger con densidades de malla que no superan los 1400 elementos: 1340 elementos en DCB, 255 elementos en ELS, 1361 elementos en MMB con $G_{II}/G_T = 0,2$, 476 elementos en MMB con $G_{II}/G_T = 0,5$, 476 elementos en MMB con $G_{II}/G_T = 0,8$, 470 elementos en MMM.

Lo detallado anteriormente es consecuencia de que la naturaleza del problema permite realizar la hipótesis de tensión plana y estudiar el daño del material cohesivo con un modelado bidimensional. Además, se destaca que las simulaciones en donde se presenta un Modo de Fractura Puro I o un Modo Mixto donde predominaba el Modo I, muestran mayores dificultades en la convergencia y se soluciona aumentando la densidad de malla. Asimismo, estos presentaron diferencias superiores en los valores de iniciación y propagación de daño, comparado con simulaciones en donde predomina el Modo de Fractura II.

Este fenómeno se puede explicar sobre la base de que el modelo de Benzeggagh y Kenane (con un $\eta=2,284$) utilizado para predecir la evolución del daño, tiene una correspondencia muy buena entre la energía crítica G^C experimental y la predicha analíticamente para los casos de $G_{II}/G_T = 0,5$ y $G_{II}/G_T = 0,2$ y no resultan de igual manera para el caso de $G_{II}/G_T = 0,8$.

Los resultados numéricos de los modelos bidimensionales revelan una curva fuerza-desplazamiento que se condice con las de un material frágil. Esta presenta dos zonas bien definidas: una que muestra el comportamiento elástico del material y la otra, que presenta la degradación de este. En esta última, se observa una disminución progresiva de la rigidez del cohesivo lo que refleja una reducción de la carga admitida por la estructura. La magnitud de daño se ha captado con adecuada precisión en todos los casos estudiados obteniendo diferencias poco significativas. Por último, las cargas máximas aceptadas por las probetas presentan discrepancias inferiores al 10% respecto a los datos experimentales (9,3% en DCB, 6% en ELS, 5,2% en MMB con $k=0,2$, 2,76% en MMB con $k=0,5$, 8,17% con $k=0,8$, 9,61% en MMM punto A, 0,76% en MMM punto B y 4,81% en MMM punto C).

REFERENCIAS

- [1] ABAQUS. Student Edition, version 6.10.1. Simulia, Dassault Systèmes Corporation, Providence, EE.UU., 2010.
- [2] Alfano G. y Crisfield M.A. Finite Element Interface Models for the Delamination Analysis of Laminated Composites: Mechanical and Computational Issues. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 50: 1701–1736, 2001.
- [3] Aquim, E y Vianello, M. Simulación numérica de la delaminación en materiales compuestos. Proyecto Integrador, Escuela de Ing. Aeronáutica, FCEFyN-UNC, 2019
- [4] Barbero E.J. Finite Element Analysis of Composite Materials Using Abaqus, 2013.
- [5] Barbero E.J. Introduction to Composite Materials Desing, 3th Edition, 2018.
- [6] Barenblatt G.I. The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture. *Advances in Applied Mechanics* 1962; 7: 55-129.
- [7] Camanho P.P., Dávila C.G. y De Moura M. Numerical Simulation of Mixed-Mode Progressive Delamination in Composite Material. *Journal of Composite Materials*, 37:1415-1438, 2003.
- [8] Dugdale D.S. Yielding of Steel Sheets Containing Slits. *Engineering Department, University College of Swansea*, 1959.
- [9] Fernández-Cañadas L.M.M. Análisis Experimental y Numérico de Reparaciones Adhesivas de Laminados Delgados. Tesis Doctoral, Universidad Carlos III de Madrid, 2018.
- [10] Gözlüklü B. Delamination Analysis by Using Cohesive Interface Elements in Laminated Composites. Tesis de Maestría, Middle East Technical University, 2009.
- [11] Martínez X., Oller S. y Barbero E. Caracterización de la delaminación en materiales compuestos mediante la teoría de mezclas serie/paralelo. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 27: 189 - 199, 2011.
- [12] Moore D.R., Pavan A. y Williams J.G. Fracture Mechanics Testing Methods for Polymers, Adhesives and Composites, 2001.
- [13] Pittaro A.A. Numerical evaluation of mixed mode I and II delamination in composite materials. Tesis de Maestría, UNIVERSITA' DI BOLOGNA, 2018.
- [14] Rahaman M., Deepu S.P., Roy D. y Reddy J.N. A Micropolar Cohesive Damage Model for Delamination of Composites. *Indian Institute of Science, India*, 2015.