

MEDIDA DE LA ENERGÍA DE FRACTURA ADHESIVA EN MODO MIXTO PARA ADHESIVOS ELASTOMÉRICOS Y SU INFLUENCIA SOBRE LAS CONDICIONES DE FALLO POR PANDEO LOCAL EN MATERIALES HÍBRIDOS FIBRA-METAL

J.C. Suárez¹, F. López¹, S. Miguel¹, P. Pinilla¹, M.A. Herreros¹

¹ Grupo de Investigación en Materiales Híbridos, Universidad Politécnica de Madrid
ETS Ingenieros Navales, Avda. Arco de la Victoria, s/n, 28040 Madrid
E-mail: juancarlos.suarez@upm.es

RESUMEN

El empleo de materiales híbridos fibra-metal, que combinan capas de material compuesto con otras capas metálicas, supone la formación de uniones adhesivas entre ambos constituyentes. Los modos de fallo son muy sensibles a las propiedades mecánicas de la unión. Concretamente, el pandeo local de la lámina metálica más externa, cuando el material híbrido es sometido a flexión, supone un modo de fallo indeseable que es fuertemente dependiente de la energía de fractura en la unión adhesiva. Se han realizado ensayos para determinar la energía de fractura adhesiva en modo mixto (I+II) y poder determinar las condiciones críticas para que se produzca el fallo por pandeo local. La reducción de datos a partir del registro de los ensayos es problemática en el caso de emplear adhesivos elastoméricos. La corrección de la flexibilidad a lo largo del ensayo permite obtener valores de la energía de fractura que son independientes de la longitud de la zona despegada.

ABSTRACT

Fiber-Metal hybrid laminates combine layers of metal with others made of composites –polymeric matrix and glass fibre woven fabric as reinforcement. Interface behaviour plays a fundamental role in the overall properties of the hybrid material, especially in the failure mode by local buckling of the outermost metal layer. A proper measurement of the adhesive fracture energy is necessary to avoid this early failure mechanism during bending. Tapered Double Cantilever Beam (TDCB) tests and Dissimilar Mixed Mode Bending (DMMB) tests have been used to obtain mode-I and mode-II contributions to the adhesive fracture energy. Data reduction for elastomeric adhesives has been modified to account for the variation in compliance during the test due to the non linear behaviour of the material.

PALABRAS CLAVE: Materiales Híbridos, Adhesivos, Fractura Adhesiva, TDCB, DMMB, Pandeo Local

1. INTRODUCCIÓN

Los materiales híbridos fibra-metal, que combinan capas de material compuesto con otras capas metálicas, permiten obtener propiedades mecánicas notables a la vez que suponen un ahorro de peso en la estructura. En el campo aeronáutico, estos materiales (*GLARE*) están siendo empleados actualmente en aviones civiles [1]. En la construcción naval, los autores de este trabajo han patentado recientemente un material híbrido (*MaLECoN*) constituido por acero y material compuesto de matriz de viniléster y refuerzo de fibra de vidrio [2]. Un modo de fallo particularmente relevante en materiales híbridos fibra-metal es la propagación de grietas situadas en la interfase entre el metal y el material compuesto. Las zonas despegadas pueden formarse durante el proceso de fabricación del material o aparecer posteriormente, durante el servicio. En cualquier caso, el laminado híbrido puede verse sometido a la acción de cargas locales de compresión (o de flexión) que provocan fenómenos complejos de

inestabilidad, resultando en el pandeo global de la placa o en el pandeo local de los sublaminados situados por

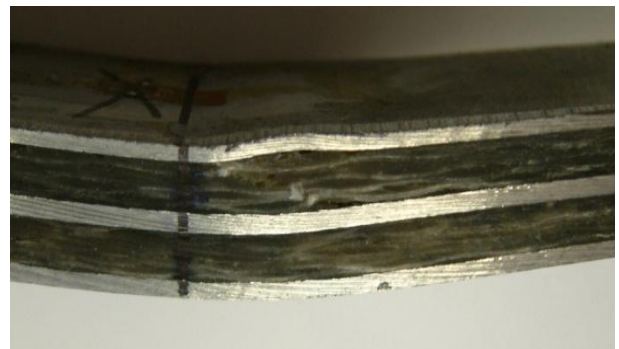


Figura 1. Fallo por pandeo local de un laminado híbrido fibra-metal

encima y por debajo de la región despegada. En la fase poscrítica, se generan tensiones interlaminares muy elevadas en las proximidades del frente de la grieta, que

provocan la propagación de la zona despegada. A medida que la delaminación progresa, la geometría de la placa va modificándose hasta alcanzar un nuevo estado de equilibrio. El proceso puede resultar en propagación estable y parada o, por el contrario, en crecimiento inestable hasta el fallo final. El modo de fallo de pandeo local por delaminación, Figura 1, resulta ser fuertemente dependiente de la energía de fractura en la unión adhesiva entre el metal y el compuesto.

Se presenta, en primer lugar, un análisis teórico que permita clarificar bajo qué condiciones se produce el fenómeno de pandeo local; tanto en lo que se refiere a las condiciones geométrica (espesores de las láminas metálicas y de compuesto, tamaño de la delaminación inicial, etc) como a las propiedades de los materiales y la energía de fractura interfacial.

La medida de la energía de fractura interfacial no es tarea fácil. En primer lugar, porque varía con el modo de sollicitación (modo I, modo II o mixto) y también por las restricciones a la propagación de la grieta a lo largo de la línea de pegado. Se presentan los ensayos realizados para obtener la energía crítica de fractura en modo I (G_{Ic}), donde se han utilizado probetas de ensayo TDCB (*Tapered Double Cantilever Beam*). Asimismo, se han realizado ensayos en modo mixto I+II, para distintas condiciones de mixicidad, utilizando probetas de ensayo DMMB (*Dissimilar Mixed Mode Bending*).

Para mejorar el comportamiento del laminado híbrido y evitar en lo posible el fallo por pandeo local, se ha comparado el comportamiento de uniones acero-viniléster con otras en las que se ha interpuesto una capa de adhesivo elastomérico (poliuretano bicomponente). De esta manera, se logra aumentar la energía de fractura adhesiva y el pandeo local se produce únicamente en condiciones de carga y de tamaño de delaminación más restrictivas. Sin embargo, la medida de los valores de energía crítica de fractura en el caso de emplear un adhesivo elastomérico se complica notablemente debido a los efectos no lineales introducidos. Se propone un procedimiento de reducción de datos basados en la determinación experimental de la variación de la flexibilidad a lo largo del ensayo.

2. ANÁLISIS DEL PANDEO LOCAL POR DELAMINACIÓN EN LAMINADOS HÍBRIDOS

La literatura sobre pandeo por delaminación es muy amplia. Karchanov [3] realizó los primeros estudios y Chai *et al.* [4] introdujeron el **Modelo de Capa Delgada** (*Thin Film Model*, TFM) y el **Modelo de Columna Gruesa** (*Thick Column Model*, TCM). Otras contribuciones pioneras han dado paso a estudios más recientes que abordan cuestiones aun abiertas, tales como la anisotropía, modelización de la interfase, técnicas numéricas, etc.

En el proceso de pandeo por delaminación, los fenómenos de inestabilidad elástica y fractura ocurren de manera simultánea, y de hecho es posible plantear el problema con una formulación variacional de la que se puede obtener tanto la solución de equilibrio elástica como las condiciones de propagación de la grieta. Sin embargo, la forma más habitual de proceder es encontrar primero la solución del problema no lineal de equilibrio y, posteriormente, aplicar el criterio de fractura. El problema de estabilidad puede ser planteado en el marco de la teoría de la elasticidad. Este planteamiento tiene la ventaja de obtener como parte de la solución las tensiones interlaminares, que son, en último extremo, las responsables de la propagación de la zona despegada. No obstante, esto supone dificultades analíticas considerables, incluso recurriendo a técnicas numéricas. Por tanto, la mayoría de los estudios recurren a teorías estructurales que modelan el laminado como una combinación de vigas y placas, pero donde se pierde cualquier información directa a cerca de las tensiones interlaminares.

En cuanto al fenómeno de fractura, se puede acudir al *planteamiento local* y obtener los factores de intensidad de tensiones, K_I , bien directamente una vez ha sido encontrada la solución poscrítica mediante la teoría de la elasticidad, o *a posteriori*, cuando se usa un modelo estructural de la solución obtenida numéricamente. De manera alternativa, se puede recurrir al *planteamiento global* y obtener la tasa de liberación de energía, G , generalmente mediante técnicas numéricas, para establecer un criterio de fractura en modo mixto (I + II).

Una descripción más detallada del proceso de despegado puede obtenerse modelizando de alguna manera el comportamiento de la interfase. En este caso, el laminado es esquematizado como un número de láminas apiladas y unidas por elementos interfaciales de espesor nulo. Las tensiones interlaminares son modelizadas mediante ecuaciones constitutivas apropiadas, que pueden incluir comportamientos plástico, viscoelásticos, anisotropía, daño, etc. El modelo interfacial más sencillo es probablemente una distribución continua de muelles elásticos lineales. Pueden utilizarse muelles con constantes elásticas diferentes para representar el comportamiento en las direcciones normal y tangencial al plano de la interfase. También se ha propuesto el empleo de muelles no lineales, que modelicen de forma explícita la física del proceso de fallo de la unión adhesiva [5]. Estos modelos pueden ser denominados genéricamente como Modelo de Interfase Elástica (Elastic-Interface Model, EIM).

Para analizar la situación que nos encontramos en los laminados híbridos fibra-metal, cuando existe una zona despegada entre la lámina más externa y el resto del laminado, podemos utilizar un modelo como el indicado en la Fig. 2

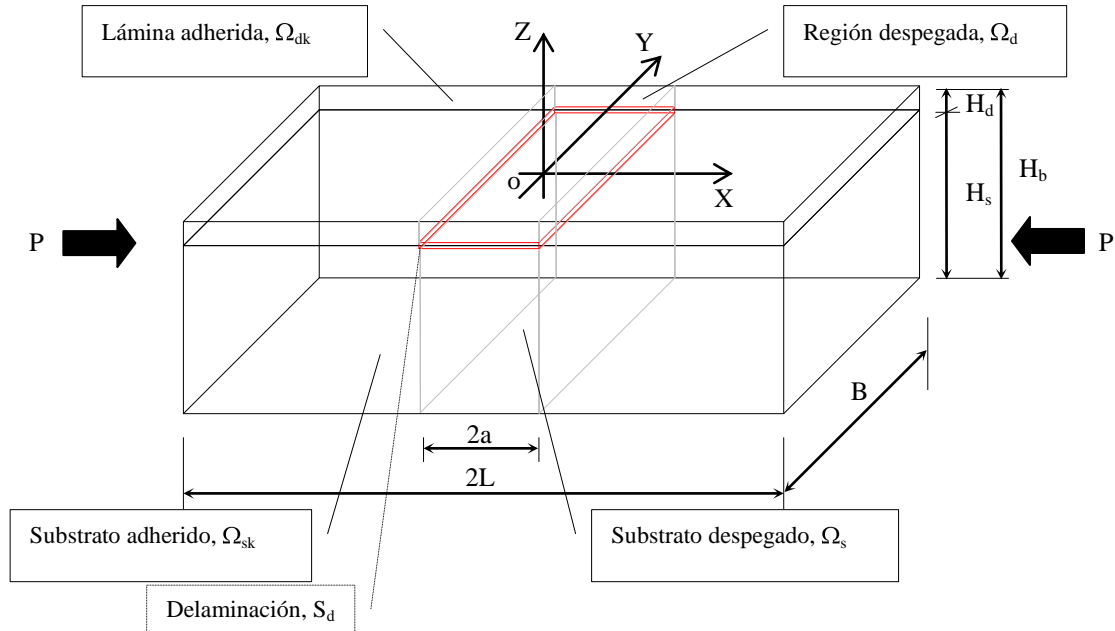


Figura 2. Laminado híbrido con una delaminación pasante de la lámina externa, cargada a compresión.

Si las rotaciones son moderadas se puede utilizar la teoría de placas de von Karman, que recoge el comportamiento a flexión en la ecuación (1) y a tracción-compresión en (2)

$$\frac{\partial^4 w}{\partial X^4} = \frac{1}{D} \left(N^x \frac{\partial^2 w}{\partial X^2} + \frac{\partial m^x}{\partial X} - f^x \frac{\partial w}{\partial X} + q \right) \quad (1)$$

$$\frac{\partial N^x}{\partial X} + f^x = 0 \quad (2)$$

Donde D es la rigidez a flexión, w es el desplazamiento en la dirección Z , m^x es la distribución de momentos, f^x y q son cargas distribuidas y N^x es la fuerza de membrana.

Las ecuaciones (1) y (2) deben ser especificadas a continuación para cada sublamina, esto es: la lámina despegada (Ω_d), la lámina adherida (Ω_{dk}), el substrato despegado (Ω_s) y el substrato adherido (Ω_{sk}). De acuerdo con la hipótesis denominada de “columna gruesa”, se supone que la rigidez a flexión del substrato es mucho mayor que la de la lámina despegada ($D_s \gg D_d$). De manera que cualquier desplazamiento transversal en el substrato es despreciado (w_w y w_{sk} igual a cero) y sólo se consideran desplazamientos transversales en la lámina (w_d y w_{dk}). Los desplazamientos axiales son considerados en todos los sublaminados (u_d, u_{dk}, u_s y u_{sk}).

Una resolución exacta del anterior sistema de ecuaciones sólo es posible si se prescinde de los muelles tangenciales. En el caso más realista, con muelles de los

dos tipos, sólo es posible obtener una solución explícita aproximada si se desprecia la contribución no lineal de la deformación axial.

Los detalles de la resolución son prolijos y pueden ser encontrados en alguna otra parte [6]. La energía de fractura adhesiva, $G = -\partial \Pi / \partial a$ (donde Π es la energía potencial total del sistema), es la suma de las contribuciones de los modos I y II, que mediante la técnica de cierre de grieta virtual resultan ser:

$$G_I = \frac{1}{2} k_z a_{dk}^2 \frac{8\lambda}{2a/\lambda - \text{sen}(2a/\lambda)} \left(a + \omega \tanh \frac{L_k}{\omega} \right) \frac{P - P^C}{A_s} \quad (3)$$

$$G_{II} = \frac{1}{2} k_x \left(\omega \tanh \frac{L_k}{\omega} \frac{P - P^C}{A_s} \right)^2 \quad (4)$$

La Figura 3 muestra una serie de curvas de G en función de la longitud de la zona despegada y de la carga aplicada. Durante la fase previa al pandeo local, la lámina y el substrato no experimentan desplazamiento relativo alguno. De manera que las tensiones interlaminares son cero y también lo es G . En consecuencia, no habrá propagación de la zona despegada para cargas aplicadas inferiores a la que provoca el pandeo local de la lámina despegada. En la fase posterior al pandeo, G aumenta al aumentar la carga. Al alcanzar el valor crítico, comenzará la propagación de la zona despegada y el punto que representa el estado del sistema (a, P) se moverá a lo largo de una de las curvas $G = G_C$. El crecimiento será estable si P crece al aumentar a , e inestable si P decrece.

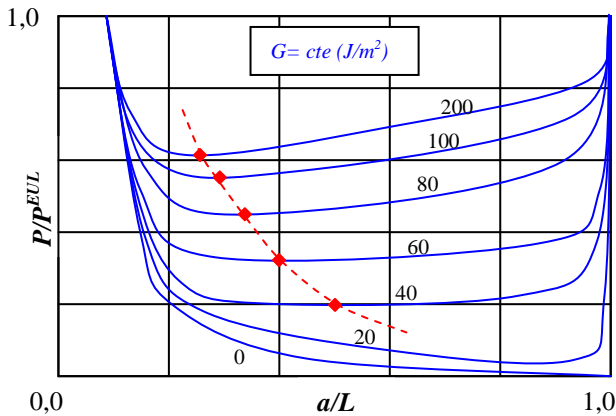


Figura 3. Curva de tamaños críticos para crecimiento estable de la zona despegada en función de la Energía de Fractura Adhesiva.

También se ha dibujado en la Figura 3 los puntos de cada curva correspondientes al mínimo (línea punteada). Por debajo de un cierto valor de la Energía de Fractura Adhesiva las curvas se hacen monótonamente decrecientes con a , lo que equivale a decir que no se producirá crecimiento estable en ningún caso, sea cual sea el tamaño de la zona despegada. De manera que hay que evitar el empleo de matrices poliméricas con valores de G_c por debajo de este valor umbral, G_c^{th} , que hace que cualquier zona despegada propague inestablemente cuando se alcanza la carga necesaria. Por el contrario, para valores por encima de G_c^{th} se tendrá propagación estable para tamaños de grieta por debajo del valor correspondiente al mínimo de cada curva. Se observa que el tamaño de las zonas despegadas que presenta propagación estable es menor a medida que crece la Energía de Fractura de la unión adhesiva. Luego, si consideramos las zonas despegadas con crecimiento estable como defectos admisibles vemos que a medida que tenemos uniones con mayor G_c , más resistentes, lo es a cambio de hacerlas menos tolerantes al daño, pues sólo defectos muy pequeños detendrán su progresión bajo carga.

3. ENERGÍA DE FRACTURA ADHESIVA EN MODO I: ENSAYOS TDCB MODIFICADOS

Los modelos analíticos expuestos en el apartado anterior muestran que el pandeo local de la lámina metálica externa durante la flexión es muy sensible al valor de la energía de fractura adhesiva en la unión polímero-metal. La medida correcta de la energía de fractura adhesiva es, pues, de la máxima relevancia.

La aplicación del ensayo de doble viga en voladizo con sección variable (TDCB, *Tapered Double Cantilever Beam*) para determinar el valor crítico de la energía de fractura adhesiva en modo I, G_{IC} , presenta algunas ventajas que lo han hecho ser muy utilizado: a) permite ensayar uniones de materiales con un límite elástico

muy bajo sin que se produzca plastificación de los adherentes; b) la flexibilidad de la probeta de ensayo es independiente de la longitud de la grieta. La reducción de datos se puede hacer siguiendo la norma ASTM D 3433 99 [7] utilizando una teoría de vigas simple con corrección para incluir los efectos de la cortadura.

Ya se han presentado anteriormente los detalles experimentales de los ensayos realizados [8]. La Figura 4 muestra un registro típico de carga frente al tiempo a lo largo de un ensayo TDCB. El primer pico, correspondiente a la propagación de la pregrieta iniciada en el adhesivo por la inclusión de la lámina de PTFE, no es tenido en cuenta pues el vértice de la grieta no es físicamente representativo de las grietas reales que se pueden encontrar en servicio. La última propagación tampoco es tomada en consideración pues el vértice de grieta se encuentra ya fuera de la zona de rampa de la probeta. Como se puede observar, existe en cada tramo de propagación una zona de deformación a carga prácticamente constante, correspondiente a la deformación exclusivamente del adhesivo elastomérico. Sigue una zona de transición hasta obtener una deformación proporcional, correspondiente a la deformación elástica de los adherentes metálicos. Finalmente el registro se empieza a separar de la proporcionalidad hasta que se llega a la carga de inicio de la propagación.

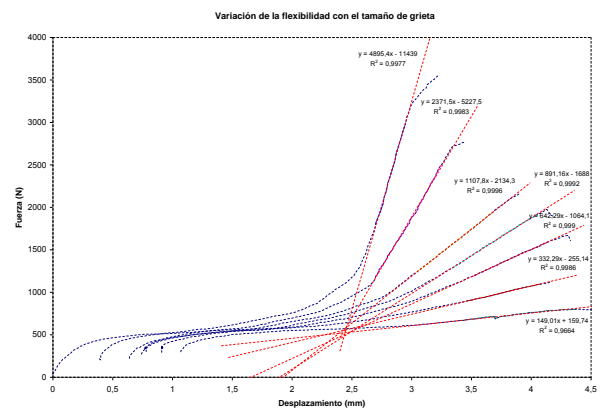


Figura 4. Ciclos de carga-propagación-descarga en una probeta TDCB

Las rectas de ajuste a las distintas regiones de proporcionalidad pueden extrapolarse, observándose como se cortan todas ellas en un único punto que marca el límite hasta el cual el adhesivo está tomando toda la deformación y el comienzo de entrada en carga de los adherentes metálicos.

La diferencia entre los distintos métodos de análisis estriba en la forma de obtener la variación de la flexibilidad con el tamaño de grieta, dC/da . El más sencillo utiliza una teoría de vigas simple con corrección de los efectos de cortadura, según el análisis de Mostovoy [6]. La flexibilidad C propuesta por la teoría de vigas utilizada no se corresponde con el

comportamiento real del dispositivo de ensayo, debido a que se violan algunos de los supuestos implícitos en dicha teoría. Particularmente, no se cumple que la capa de adhesivo sea suficientemente delgada y, además, el comportamiento del polímero es altamente no lineal. Debemos pues recurrir a la determinación experimental de la flexibilidad a lo largo del ensayo. La flexibilidad para cada longitud de grieta se mide a partir de las rectas dibujadas en la Figura 4, obtenidas en la etapa de descarga-carga tras cada propagación de la grieta.

A partir de estas medidas podemos evaluar las energías de fractura adhesiva, G_{ICi} (comienzo de la propagación) y G_{Ica} (parada de grieta), en cada punto de propagación. Los resultados se muestran en la Figura 5.

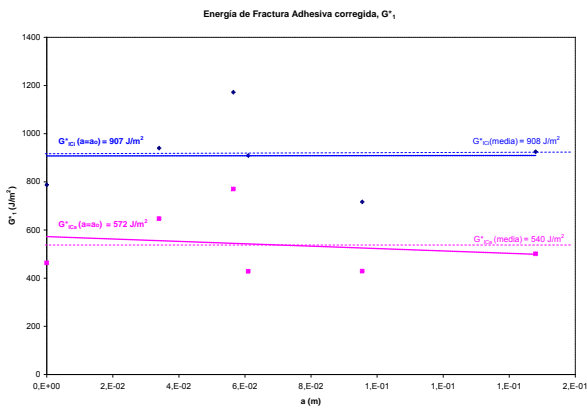


Figura 5. Valores de la energía de fractura adhesiva en función del tamaño de grieta, reducidos a partir de las medidas experimentales de flexibilidad

4. ENERGÍA DE FRACTURA EN MODO I+II DE UNIONES ADHESIVAS: ENSAYOS DMMB

La Figura 6 muestra una representación esquemática del ensayo DMMB mostrando las fuerzas aplicadas mediante el utillaje, que son responsables de las contribuciones a la sollicitación en los modos I y II. Imponiendo condiciones de equilibrio se puede llegar a expresiones explícitas para las cargas efectivas en cada uno de los modos [10]

$$P_I = \frac{Pc}{B} - \frac{\alpha P(B+c)}{\alpha+\beta} \left(\frac{1}{B} - \frac{1}{2L} \right) \tag{5}$$

$$P_{II} = \frac{P(B+c)}{\alpha+\beta} \left(\frac{1}{B} - \frac{1}{2L} \right) \tag{6}$$

La energía de fractura en modo I se puede escribir como

$$G_I = \frac{6P_I^2(a+\chi h)^2}{W} \sum_{i=1}^2 \frac{1}{WE_{i1}H_i^3} \tag{7}$$

Donde χ es el factor de corrección para la rotación del vértice de grieta.

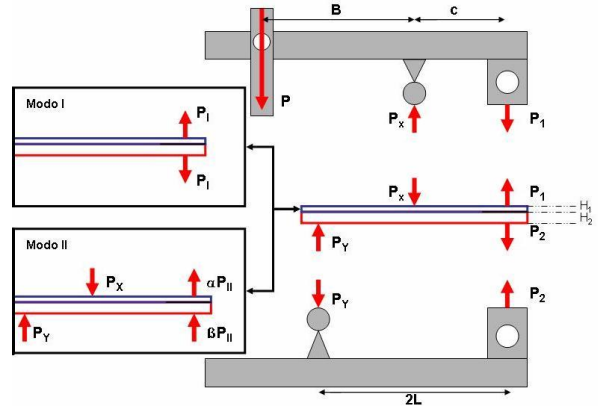


Figura 6. Contribuciones al modo I y al modo II en el ensayo DMMB

La energía de fractura en modo II, por otra parte, resulta ser

$$G_{II} = \frac{6P_{II}^2 a^2}{W^2} \left(\frac{\alpha^2}{E_{11}H_1^3} + \frac{\beta^2}{E_{21}H_2^3} + \frac{1}{H^2(H_1E_{11}+H_2E_{21})} \right) \tag{8}$$

La energía de fractura global se obtiene aplicando el principio de superposición lineal, y viene dada por

$$G = G_I + G_{II} \tag{9}$$

Se ha construido un útil adaptado al ensayo de uniones disimilares, que permite variar las posiciones de los puntos de introducción de la carga, consiguiendo así un amplio abanico de condiciones de mixicidad en el ensayo.

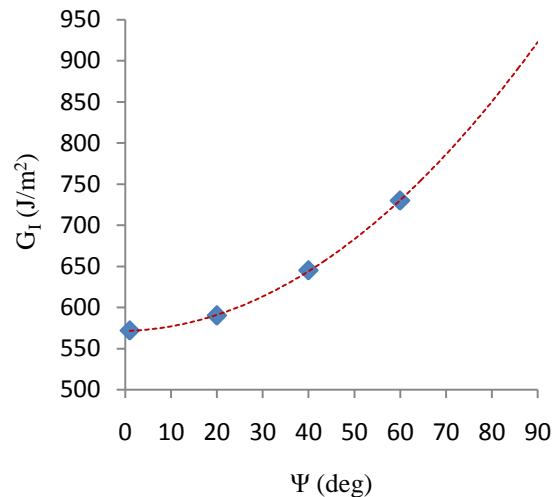


Figura 7. Variación de la energía de fractura adhesiva en una unión poliuretano-acero sollicitada en modo mixto

El ángulo de mixicidad viene dado por

$$\Psi = \arctan \left(\frac{G_{II}}{G_I} \right) \tag{10}$$

Ha sido preciso el desarrollo de alguna instrumentación específica para medir las deformaciones del adhesivo en la línea de pegado, por las dificultades inherentes a la introducción de un sensor en una zona de dimensiones tan reducidas sin, por otra parte, perturbar el ensayo. Se ha dispuesto, asimismo, de un sistema de cámaras digitales para registrar a lo largo del ensayo la deformación del adhesivo y, eventualmente, el comienzo del fallo. También se han monitorizado las deformaciones en los adherentes a lo largo del ensayo mediante extensometría eléctrica, para detectar con precisión la carga crítica para la propagación de la delaminación.

5. CONCLUSIONES

Los resultados de los modelos de un material híbrido fibra-metal con una lámina despegada sometido a compresión muestran que existe un cambio de comportamiento para un cierto valor umbral de la Energía de Fractura Adhesiva, G_c^h , por debajo del cual no se da propagación estable de la zona despegada para cualquier tamaño de la misma. Esto previene del uso de polímeros con valores excesivamente bajos de su Energía de Fractura Adhesiva, pues cualquier defecto progresa de forma inestable.

Los valores de la energía de fractura adhesiva para adhesivos elastoméricos, obtenidos con probetas TDCB, resultan decrecer con el tamaño de grieta cuando se utilizan en la reducción de los datos las expresiones basadas en teorías de vigas más o menos sofisticadas. El comportamiento altamente no lineal de estos adhesivos y los grades espesores en que se utilizan para lograr las prestaciones deseadas invalida los supuestos contenidos en las teorías de vigas a la hora de obtener la variación de la flexibilidad con el tamaño de grieta. Los valores de la energía de fractura adhesiva calculados a partir de la medida experimental de la flexibilidad sí que resultan ser independientes del tamaño de grieta a lo largo del ensayo.

El ensayo DMMB para la determinación de la energía de fractura adhesiva en modo mixto I+II permite obtener la curva de variación de la energía de fractura para solicitaciones con distintos grados de mixicidad y acotar de esta manera las condiciones generales que conducen al fallo de pandeo local por delaminación.

AGRADECIMIENTOS

Los autores desean agradecer a la Universidad Politécnica de Madrid por la financiación recibida dentro del proyecto AM0402 para llevar a cabo la presente investigación. Asimismo, reconocer la colaboración de José Illescas, Ana Soria y Ana García en la realización de los ensayos.

REFERENCIAS

- [1] Vlot, A. and Gunnink, W (Eds). “*Fiber Metal Laminates*” . Libro 532 pag. Kluwer Academic Publishers. Delft, The Netherlands, 2001
- [2] Suárez, J.C, Diez de Ulzurrun, I and López, F (et al.) Patente española nº P200500746, año 2007
- [3] Karchanov, L.M., “*Separation failure of composite materials*”, *Polymer Mech.*, pag. 812ff, Vol. 12, p 1977.
- [4] Chai, H., Babcock, C.D. and Knauss, W.G., “*One dimensional modelling of failure in laminated plates by delamination buckling*”, *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 17, pag. 1069ff, 1981.
- [5] Serizawa, H. and Murakawa, H., “*Development of new interface potentials for simulating mode I & mode II fracture behavior*”, *Trans. JWRI*, Vol. 32 (2), pag. 349-354, 2003.
- [6] Bennati S. and Valvo, P.S., “*An elastic-interface model for delamination buckling in laminated plates*”, *Key Engineering Materials*, Trans Tech Publications, Vol.221-222, pag. 293-306, 2002.
- [7] ASTM, ASTM D3433, “*Annual book of ASTM standards. Adhesive section 15*”, Filadelfia, 1990.
- [8] Suárez, J.C., Herreros, M.A., Pinilla, P, Miguel, S, López, F. “*Energía de fractura en uniones adhesivas de material híbrido fibra-metal: Ensayos TDCB modificados*” . Article. Anales de Mecánica de la Fractura pág. 229 Vol. 1 . XXIV Encuentro del grupo Español de Fractura. Burgos Marzo 2007
- [9] Mostovoy, S., Crosley, P.B., Rippling, E.J., “*Use of crack-line loaded specimens for measuring plane-strain fracture toughness*”, *Journal of Materials*, 2 (3), pp. 661-681, 1967.
- [10] Marannano, G, Pasta, A. “*An analysis of interface delamination mechanisms in orthotropic and hybrid fiber-metal composite laminates*”. Article. *Engineering Fracture Mechanics* pag. 612-626 (2007)