

PROPAGACIÓN DE GRIETAS EN INTERCARAS DE UNIONES ADHESIVAS EN MATERIALES HÍBRIDOS ESTRUCTURALES

M. A. Herreros*, F. López**, I. Diez de Ulzurrun* y J. C. Suárez*

* E.T.S. de Ingenieros Navales, Universidad Politécnica de Madrid, Avenida Arco de la Victoria s/n, 28040 Madrid, España.

** E.T.S. de Ingenieros de Minas, Universidad Politécnica de Madrid, C/ Alenza 10, 28003 Madrid, España.

Resumen. En los materiales híbridos estructurales fibra-metal se combinan láminas alternativas de metal con material compuesto de matriz polimérica y refuerzo de fibra de vidrio. La transferencia de carga de unas láminas a otras tiene lugar a través de la intercara que constituye la unión adhesiva de ambos materiales. El comportamiento de esta unión es crucial a la hora de determinar las propiedades globales de este tipo de materiales. No sólo es necesario determinar experimentalmente el comportamiento de estas uniones (resultados ya presentados en el GEF XXI) sino, asimismo, disponer de los instrumentos de cálculo adecuados para poder modelizar el comportamiento mecánico de la unión adhesiva en situaciones de carga complejas. Se presenta en este trabajo la utilización de elementos interfaciales capaces de modelizar explícitamente la formación de nueva superficie al despegarse los dos materiales cuando se ven sometidos a una carga de compresión, fallando por pandeo local de la lámina despegada. Básicamente, los elementos interfaciales empleados son muelles distribuidos a lo largo de la línea de pegado. Con el propósito de modelizar el comportamiento de la delgada capa de resina que mantiene unidas a las láminas en un laminado real, se han empleado muelles con diferentes propiedades en las direcciones normal y tangencial; de esta manera se pueden describir las sollicitaciones en modo I y modo II sobre la unión adhesiva.

Abstract. Fibre-Metal hybrid material combines layers of metal with others made of composites with a polymeric matrix and a glass fibre woven fabric as reinforcement. Load transfer from one layer to another takes place through the adhesive interface between both materials. Interface properties play a fundamental role in the overall behaviour of the hybrid material. It is important to measure the properties of these materials (results already presented during GEF XXI) but it is also necessary to have the appropriate modelling tools to predict the mechanical response in complex actual situations. This communication presents the use of interfacial elements to analyse the adhesive joint in a hybrid material under a compressive load, with a local buckling failure mode. Interfacial elements are basically distributed springs along the bonding line. Normal and tangential elastic springs with different stiffness are used to obtain mode-I and mode-II contributions to the adhesive energy release rate.

1. INTRODUCCIÓN

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 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.

La literatura sobre pandeo por delaminación es muy amplia. Karchanov [1] realizó los primeros estudios y Chai *et al.* [2] 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 láminas interfaciales de espesor nulo. Las tensiones interlaminares son modelizadas mediante ecuaciones constitutivas apropiadas, que pueden incluir comportamientos plástico, viscoelásticos, anisotropía, dañado, 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 [3]. Estos modelos pueden ser denominados genéricamente como **Modelo de Interfase Elástica** (*Elastic-Interface Model*, EIM).

2. FORMULACIÓN DEL PROBLEMA

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. 1.

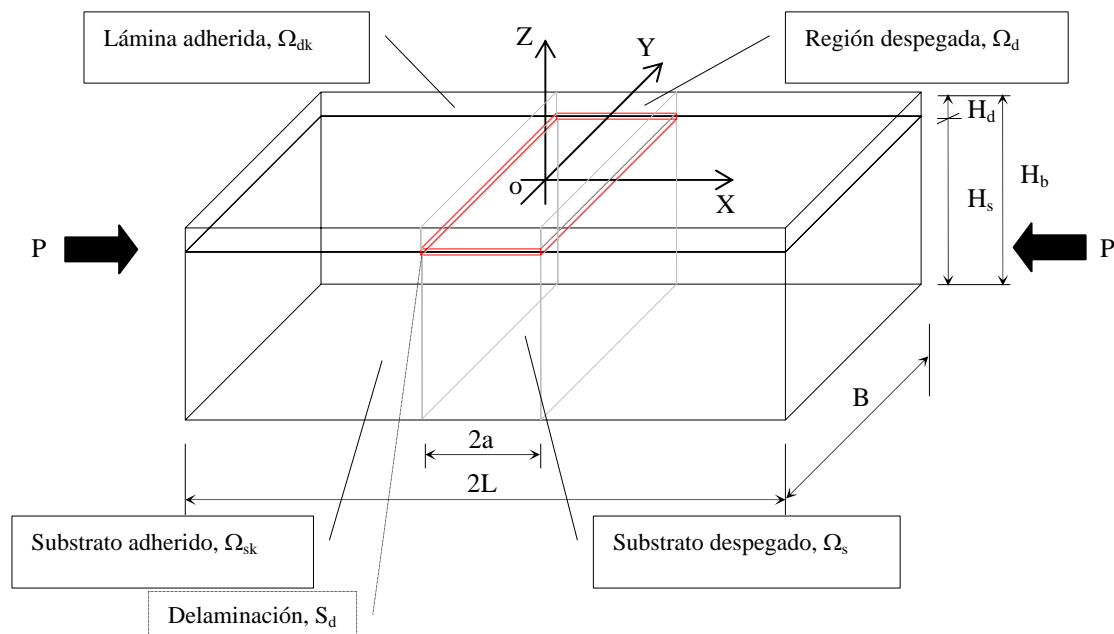


Fig. 1. Laminado híbrido con una delaminación pasante de la lámina externa, cargada a compresión.

Siempre que se mantengan las condiciones de contorno apropiadas en los bordes, en $Y=\pm B/2$, la lámina despegada puede ser modelizada como una placa que se deforma de manera que la única curvatura es la del plano XY. Bajo esta hipótesis, la solución no depende de la coordenada Y; por tanto todos los cálculos

posteriores se referirán a una rodaja con espesor unidad ($B=1$). La Fig. 2 muestra el problema bidimensional propuesto, donde la unión adhesiva se modeliza mediante muelles normales y tangenciales, con constantes elásticas k_z y k_x respectivamente (Modelo de Interfase Elástica, IE).

Se considera sólo la mitad del laminado, debido a la simetría del problema, introduciendo las condiciones de contorno apropiadas, tal como se muestra en la Fig. 3.

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 sublaminado, 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}).

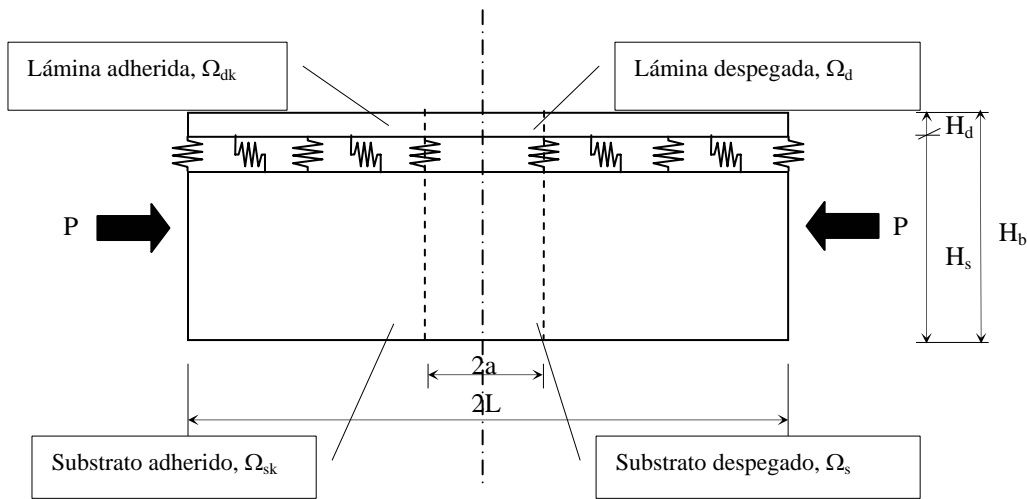


Fig. 2. Modelo de Interfase Elástica

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.

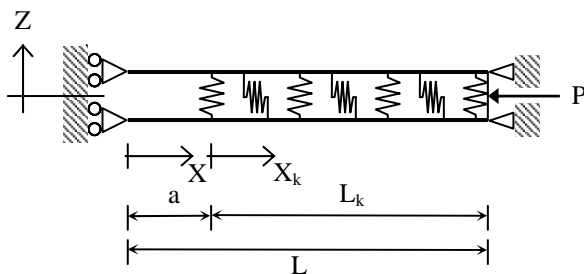


Fig. 3. Esquema de cálculo del modelo IE.

Los detalles de la resolución son prolijos y pueden ser encontrados en alguna otra parte [4]. Se obtienen

expresiones para todos los desplazamientos considerados y, a partir de ellos, las tensiones interlaminares normales y de cortadura (3, 4):

$$\sigma_{zz} = k_z A_d \left[\left(a_{dk} \cosh \frac{X_k}{\mu} + b_{dk} \sinh \frac{X_k}{\mu} \right) \cos \frac{X_k}{\mu} + \dots \right. \quad (3)$$

$$\left. \dots \left(c_{dk} \cosh \frac{X_k}{\mu} + d_{dk} \sinh \frac{X_k}{\mu} \right) \sin \frac{X_k}{\mu} \right]$$

$$\tau_{zx} = -k_x \frac{P - P^c}{A_s} \omega \left(\tanh \frac{L_k}{\omega} \cosh \frac{X_k}{\omega} - \sinh \frac{X_k}{\omega} \right) \quad (4)$$

donde a_{dk} , b_{dk} , c_{dk} y d_{dk} son constantes de integración adimensionales que pueden obtenerse a partir de las condiciones de contorno.

$$A_d = \frac{E_x}{1 - \nu_{xz} \nu_{zx}} H_d \quad (5)$$

$$A_s = \frac{E_x}{1 - \nu_{xz}\nu_{zx}} H_s \quad (6)$$

Se han definido las siguientes variables, con dimensiones de longitud, por facilidad de cálculo:

$$\lambda^2 = \frac{D_d}{P_d^C} \quad (7)$$

$$\mu^4 = 4 \frac{D_d}{k_z} \quad (8)$$

$$\omega^2 = \frac{1}{k_x} \frac{1}{1/A_d + 1/A_s} \quad (9)$$

donde $P_d^C = -N_d^x$ es la carga de pandeo de la lámina despegada y $P^C = P_d^C (A_b/A_d)$ es la carga de compresión aplicada a todo el laminado que produce el pandeo de la lámina despegada.

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:

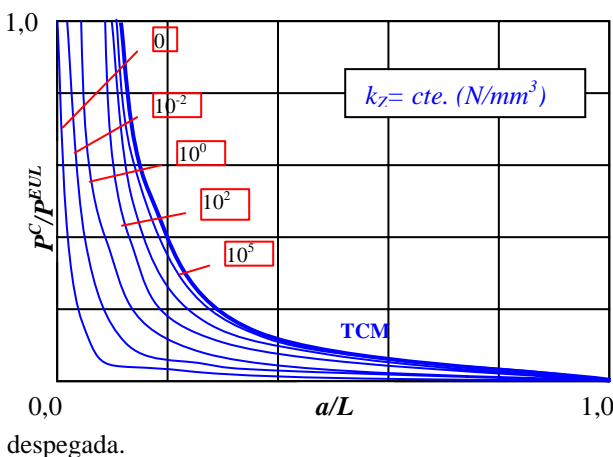
$$G_I = \frac{1}{2} k_z a_{dk}^2 \frac{8\lambda}{2a/\lambda - \text{sen}(2a/\lambda)} \left(a + \omega \tanh \frac{L_k}{\omega} \right) \frac{P - P^C}{A_s} \quad (10)$$

$$G_I = \frac{1}{2} k_x \left(\omega \tanh \frac{L_k}{\omega} \frac{P - P^C}{A_s} \right)^2 \quad (11)$$

3. RESULTADOS

A continuación se incluyen algunos resultado de la aplicación de las anteriores ecuaciones al caso de una unión adhesiva donde $L=100$ mm, $H_d=1$ mm y $H_b=10$ mm. Las constantes elásticas del material compuesto son $E_x=54$ GPa, $E_y=18$ GPa, $G_{xy}=9$ GPa y $\nu_{xy}=0,25$; para el acero $E=207$ GPa y $\nu=0,30$.

Fig. 4. Carga de pandeo frente a longitud de la zona



Los gráficos representan los valores adimensionalizados, dividiendo la carga que produce el pandeo local por la carga de pandeo de Euler, $P^{EUL} = \pi^2 D_b / L^2$ (que es la carga de pandeo del material híbrido sin daño ninguno), y la longitud de la zona despegada, a , dividida por la longitud de la placa, L .

La Fig. 4 muestra como varía la carga de pandeo local de la lámina, P^C , en función del tamaño de la zona despegada, a , para diversos valores de la constante de los muelles situados en dirección normal, k_z . Se observa como la carga de pandeo es una función decreciente del tamaño de la zona despegada. A medida que $a/L \rightarrow 0$ (ausencia de zona despegada) el modelo de la Interfase Elástica predice cargas que tienden a infinito. Esto es una consecuencia de haber despreciado la contribución no lineal de la deformación axial del la lámina despegada. De cualquier forma, los valores de $P^C/P^{EUL} > 1$ carecen de sentido físico y deben ser consecuentemente excluidos. A medida que $k_z \rightarrow \infty$ (intercara rígida), la carga de pandeo local se aproxima a la proporcionada por el modelo TCM.

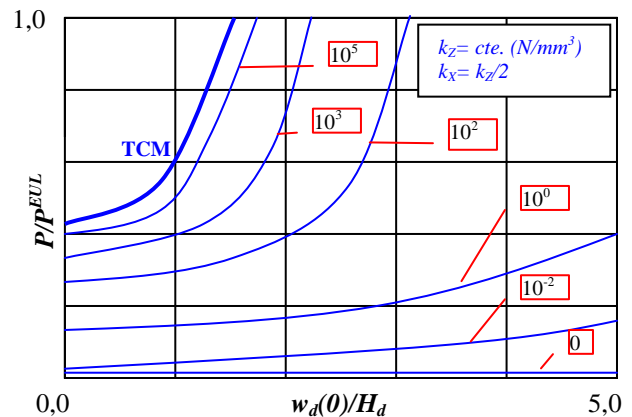


Fig. 5. Carga aplicada frente a desplazamiento transversal en el punto medio.

La Fig. 5 muestra como, asimismo, los desplazamientos de la lámina despegada convergen hacia lo predicho por el modelo TCM a medida que $k_z \rightarrow \infty$. La fina lámina de resina que mantiene unida la última lámina con el resto del laminado parece jugar un valor trivial en el fenómeno de la delaminación. Los resultados predichos son muy sensibles al valor de k_z y k_x , es decir, de las rigideces a cortadura y a tracción de dicha capa delgada de adhesivo. Es difícil medir el valor exacto debido a que su espesor ($t \approx 0,1$ mm) hace muy complicado realizar medidas directas. Una estimación propuesta para elegir unos valores adecuados es [5]:

$$k_z = \frac{E_r}{t} \quad \text{y} \quad k_x = \frac{2G_r}{t} \quad (12)$$

donde E_r y G_r son los módulos de elasticidad de la resina que constituye la matriz del material compuesto y t el espesor de la fina capa de resina que actúa como

adhesivo. Otra cuestión diferente es que los muelles propuestos para modelizar el comportamiento de la unión adhesiva fuesen en realidad no lineales, como hemos propuesto en anteriores trabajos presentados en estas jornadas [6]. Eso complicaría el problema y haría inviable obtener una solución analítica, incluso en situaciones sencillas, debiéndose acudir en ese caso al cálculo mediante Elementos Finitos u otras técnicas numéricas.

Estamos ahora en condiciones de analizar el proceso de progresión de la zona despegada bajo los supuestos del modelo de la interfase elástica. El criterio de fallo es el habitual: la zona despegada progresará cuando la energía de fractura adhesiva G supere un cierto valor crítico G_C , que es posible determinar experimentalmente mediante ensayos adecuados [7].

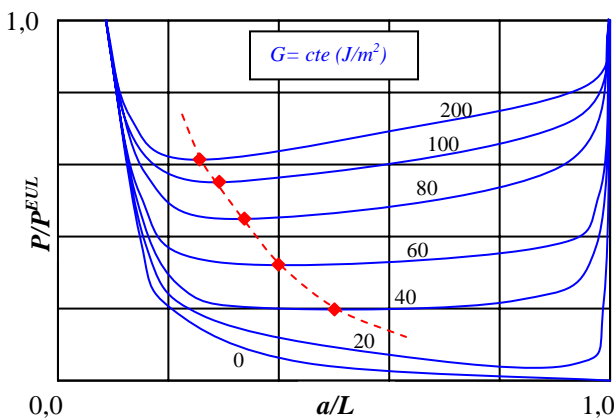


Fig. 6. Curva de tamaños críticos para crecimiento estable de la zona despegada en función de la Energía de Fractura Adhesiva.

La Fig. 6 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.

También se ha dibujado en la Fig. 6 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.

La Fig. 6 se obtiene como suma de las contribuciones de los modos I y II, G_I y G_{II} , según vienen dados por las ecuaciones (10, 11). El grado en que cada uno de los modos contribuye al valor total de G va variando a medida que progresa la zona despegada. Una forma habitual de medir el grado de contribución de cada modo es mediante el ángulo de mixicidad:

$$\Psi = \arctg \frac{\tau_{zx}(0)}{\sigma_{zz}(0)} \tag{13}$$

donde σ_{zz} y τ_{zx} vienen dadas por las ecuaciones (3,4). Una discusión más detallada sobre este parámetro puede encontrarse en [8]

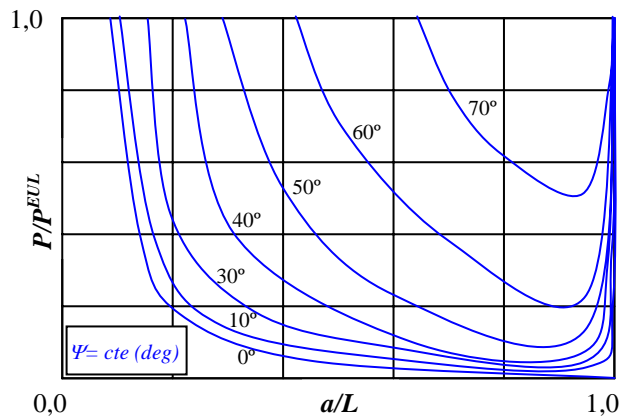


Fig. 7. Ángulo de mixicidad en el modo de sollicitación en función de la carga aplicada y la longitud de la zona despegada.

La Fig. 7 muestra las curvas de ángulo de mixicidad constante en función de la carga aplicada y del tamaño de la zona despegada. Este ángulo aumenta, como se puede apreciar en la gráfica, cuando se incrementa la P/P^{EUL} o cuando aumenta a/L . En cualquier caso, existe una tendencia clara hacia la transición desde el modo I de apertura al modo II de deslizamiento a medida que progresa la delaminación por pandeo.

4. CONCLUSIONES

- Se presenta un modelo unidimensional de un material híbrido fibra-metal con una lámina despegada sometido a compresión. La unión adhesiva entre láminas se modeliza mediante una distribución de muelles elásticos, a tracción y cortadura, en toda la línea de pegado (*Modelo de Interfase Elástica*).
- La resolución de las ecuaciones que gobiernan el proceso de fallo por pandeo local de la lámina despegada son resueltas suponiendo despreciable la contribución no lineal de la deformación axial. Se obtienen de esta manera las tensiones normales y tangenciales, los desplazamientos de la lámina y, utilizando la técnica del cierre virtual de grieta, G_I y G_{II} .
- Se muestra la convergencia del *Modelo de Interfase Elástica* con otro modelo anterior, el *Modelo de Columna Gruesa*, en el caso de que interfase adhesiva tenga un comportamiento completamente rígido.
- Los resultados numéricos 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.
- Por encima de G_c^h si se aprecia propagación estable de la zona despegada, pero a medida que es mayor la Energía de Fractura Adhesiva del polímero el tamaño de la zona despegada que propaga de manera estable se hace cada vez más pequeño. Esto previene del uso de polímeros con valores excesivamente elevados de su Energía de Fractura Adhesiva, pues su tolerancia al daño se ve mermada.
- La medida del ángulo de mixicidad del modo de sollicitación, Ψ , indica que se produce una transición desde el modo I de apertura al modo II de deslizamiento a medida que progresa la delaminación por pandeo de la zona despegada.

AGRADECIMIENTOS

Los autores desean agradecer a la Universidad Politécnica de Madrid por el soporte brindado con la concesión del proyecto **AM0402** para la realización de

la investigación en curso sobre *Materiales Híbridos Estructurales para Construcción Naval*.

REFERENCIAS

- [1] Karchanov, L.M., "Separation failure of composite materials", *Polymer Mech.*, pag. 812ff, Vol. 12, p 1977.
- [2] 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.
- [3] 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.
- [4] 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.
- [5] Corigliano, A., "Formulation, identification and use of interface models in the numerical analysis of composite delamination", *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 30, pag. 2779ff, 1993.
- [6] Suárez, J.C., Miguel, S., Diez de Ulzurrun, I., Pinilla, P., Herreros, M.A. y López, F., "Modos de fallo en un material híbrido estructural para construcción naval: *MaLECoN*", *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 21, pag. 350-355, 2004.
- [7] López, F., Diez de Ulzurrun, I. y Suárez, J.C., "Determinación de la energía de fractura adhesiva de uniones disimilares en materiales híbridos estructurales", *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 21, pag. 186-190, 2004.
- [8] Mantic, V. y París, F., "Relación entre las medidas de la mixicidad de los modos de fractura en las grietas de interfase", *Anales de Mecánica de la Fractura*, Vol. 21, pag. 155-160, 2004.