

MODOS DE FALLO EN UN MATERIAL HÍBRIDO ESTRUCTURAL PARA CONSTRUCCIÓN NAVAL: *MaLECoN*

J.C. Suárez, S. Miguel, I. Diez de Ulzurrun, P. Pinilla, M.A. Herreros y F. López

ETS Ingenieros Navales, Universidad Politécnica de Madrid, Ciudad Universitaria, s/n, 28040 Madrid

Resumen. En la ETS de Ingenieros Navales de la Universidad Politécnica de Madrid está en marcha un programa de investigación con el propósito de desarrollar un material híbrido fibra-metal adecuado para su empleo en construcción naval y en aplicaciones de ingeniería oceánica, denominado *MaLECoN*: **M**aterial **L**aminado **E**structural para **C**onstrucción **N**aval. Los componentes de este material híbrido son Acero/Vidrio+Viniléster. La Energía de Fractura Adhesiva de la unión entre ambos materiales juega un papel central en las propiedades globales del material híbrido y, sobre todo, en sus modos de fallo. Se presentan en este trabajo algunos resultados referentes al comportamiento a tracción hasta rotura, incidiendo sobre el mecanismo de fallo observado y la redistribución de la carga entre las láminas intactas. Se considera, asimismo, la influencia que el valor de la Energía de Fractura Adhesiva tiene sobre el mecanismo de fallo y sobre el comportamiento global del material. También se hacen algunas consideraciones sobre la modelización de estos materiales mediante Elementos Finitos y específicamente sobre la forma de modelizar la unión adhesiva.

Abstract. This ongoing research project, at the Naval Architecture and Ocean Engineering School of the Universidad Politécnica de Madrid, is aimed to develop a new hybrid fiber-metal material suitable to be used in shipbuilding and marine structures. It is named *MaLECoN*: **M**aterial **L**aminado **E**structural para **C**onstrucción **N**aval (in Spanish, acronym standing for Structural Laminated Material for Shipbuilding). The components of this hybrid material are Steel/Glass+Vinilester. The Adhesive Fracture Energy of the metal to polymer bonding plays a central role determining the global properties of the hybrid material, and mostly in its modes of failure. Some results are presented in this paper about the behaviour during tensile testing up to complete fracture, focusing in the observed failure mechanisms and reloading of the unbroken layers. The influence of the Adhesive Fracture Energy on the failure mechanism and the global properties of the material is also considered. Some considerations on the Finite Element modelling are introduced, including the proper way for modelling the adhesive joint.

1. INTRODUCCIÓN

Los materiales híbridos fibra-metal combinan láminas alternativas de material metálico con paquetes de láminas de material compuesto de matriz polimérica y refuerzo de fibra. Se pretende de esta manera aprovechar las indudables ventajas de los materiales compuestos avanzados, en especial su elevada resistencia y rigidez específicas, a la vez que se palián algunos problemas que presentan, como es la posibilidad de aparición de amplias zonas dañadas tras recibir un impacto, mediante la protección adicional que proporcionan las láminas externas metálicas. Estos materiales se han empleado recientemente en aplicaciones aeronáuticas –ARALL, Aluminio / (Aramida + Epoxi) y GLARE, Aluminio / (Vidrio + Epoxi)- y también en la industria del automóvil –HYBRIDS, Aluminio o Acero / (Vidrio + Polipropileno)- [1,2]. En la ETS de Ingenieros Navales de la Universidad Politécnica de Madrid está en marcha un programa de investigación con el propósito de desarrollar un material híbrido fibra-metal adecuado para su empleo en construcción naval y en aplicaciones de ingeniería oceánica, denominado *MaLECoN*: **M**aterial **L**aminado **E**structural para **C**onstrucción

Naval; los componentes son en este caso Acero / (Vidrio + Viniléster) [3,4]. Para el correcto funcionamiento de este tipo de materiales, donde los constituyentes tienen propiedades mecánicas muy distintas, es determinante el comportamiento de la interfase de unión entre el metal y el polímero. La Energía de Fractura Adhesiva de la unión entre ambos materiales juega un papel central en las propiedades globales del material híbrido y, sobre todo, en sus modos de fallo.

2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

Las planchas de acero utilizadas para obtener las probetas tienen las siguientes dimensiones: 300 x 200 x 1,5 mm. Seguidamente a estas planchas se les realiza una preparación superficial adecuada; los detalles pueden encontrarse en [3]. La fibra de vidrio (800 g/m²) se corta de forma rectangular y con unas dimensiones de 320 x 220 mm; a continuación se prepara la resina viniléster, añadiendo 15 g de catalizador por cada 750 g de resina.

Las primeras probetas fabricadas han sido del tipo 1-3/3, es decir: metal + 3 capas de material compuesto + metal + 3 capas de material compuesto + metal. Sobre este bloque se ha ejercido una presión constante para facilitar el reparto homogéneo de la resina, evitando la formación de huecos, durante 24 horas y manteniendo una temperatura uniforme de 55° C mediante el empleo de platos calientes. Seguidamente se corta la pieza obtenida con una sierra de cinta, obteniendo 9 probetas para ensayos de tracción.

Se define la *Fracción en Volumen de Metal* (FVM) como la proporción de acero respecto a la de material compuesto que hay en el híbrido, obteniéndose mediante la expresión:

$$FVM = \frac{\sum_{i=1}^p t_{ac}}{t_{lam}} \quad (1)$$

donde:

t_{ac} = espesor de cada lámina de acero
 t_{lam} = espesor total del laminado
 p = número de láminas de acero

Se ha calculado para estas probetas, resultando un valor de $FVM=0,523$. Las probetas que se han realizado seguidamente son del tipo 1-3/6. Para su fabricación se procedió de la misma forma que las anteriores. Se ha calculado la Fracción en Volumen de Metal para estas probetas, resultando un valor de $FVM=0,368$. Las probetas sólo de acero, basándonos en (1), tienen una $FVM=1$. Las probetas sólo de material compuesto (resina y tejido de fibra de vidrio) tienen una $FVM=0$.

Para realizar los ensayos de determinación de la Energía de Fractura Adhesiva entre la lámina de acero y el material compuesto, se fabrican probetas con un número determinado de capas de fibra de vidrio, suficientes para alcanzar la misma rigidez a flexión que la lámina de acero de 1,5 mm de espesor. Los detalles experimentales de este tipo de ensayo se discuten ampliamente en [4], incluido en estos mismos Anales.

Todas las probetas anteriormente descritas han sido repetidas pero interponiendo entre el acero y el material compuesto un *primer*. Se aplica a brocha, en capas muy finas y permitiendo un tiempo de secado dentro de los márgenes recomendados por el fabricante. Se pretende con ello aumentar la energía de adhesión respecto a las probetas sin *primer* y poder comparar de este modo la influencia de este parámetro en el comportamiento a tracción del material híbrido.

Los ensayos de tracción se realizaron en una máquina universal de ensayos INSTRON con una capacidad de 400 kN de carga estática y 250 kN en régimen dinámico, con mordazas hidráulicas. Para la determinación del módulo de elasticidad del acero y del material compuesto se utilizó un extensómetro de

cuchilla con un sensor LVDT. La velocidad de desplazamiento de mordazas fue en todos los ensayos de 0,2 mm/s. Los ensayos para la determinación de la Energía de Fractura Adhesiva se realizaron en una máquina universal de ensayos SERVOSIS con una capacidad máxima de 50 kN de carga estática, pero se empleó una célula de carga de tan solo 5 kN para mejorar la sensibilidad de las medidas, y mordazas mecánicas.

3. RESULTADOS DE LOS ENSAYOS

La Fig. 1 muestra el resultado típico de la curva fuerza-desplazamiento en un ensayo a tracción para el acero empleado.

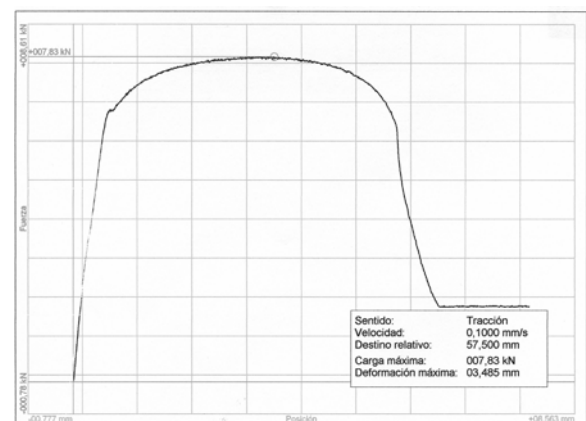


Fig. 1. Curva fuerza-desplazamiento para el acero.

La Fig. 2 muestra el resultado típico de la curva fuerza-desplazamiento en un ensayo a tracción para el material compuesto. En esta figura se aprecia el muy distinto comportamiento del material compuesto de tejido de fibra de vidrio E con resina viniléster cuando es sometido al mismo ensayo de tracción. Se aprecia una zona de comportamiento elástico, no estrictamente lineal, a partir de la cual se puede determinar un módulo de Young de $E = 17$ GPa.

No se aprecia, por el contrario, el comportamiento plástico que presentaba el acero. Este material compuesto rompe cuando se alcanza la carga máxima sin que se produzcan deformaciones permanentes.

Cuando se combinan los dos materiales para obtener el material híbrido y se le somete a un ensayo de tracción hasta la rotura completa, la curva fuerza-desplazamiento obtenida es de la forma que se muestra en la Fig. 3.

El comportamiento del material híbrido es mucho más complejo que el de cada uno de sus constituyentes por separado. Se observa en primer lugar un tramo recto de comportamiento elástico con una pendiente muy próxima al del material más rígido, esto es, el acero. Hasta llegar a un cierto nivel de deformación, ambos componentes se deforman en igual magnitud pero es el

más rígido el que controla el valor del módulo de Young aparente del material híbrido.

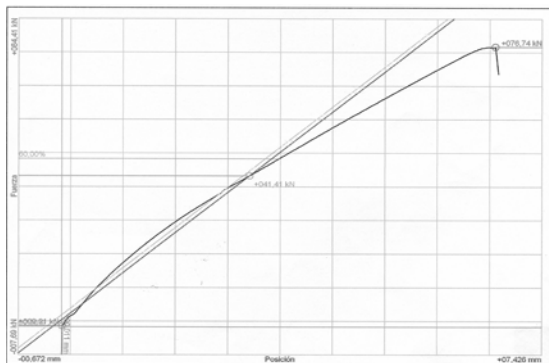


Fig. 2. Curva fuerza-desplazamiento para el material compuesto.

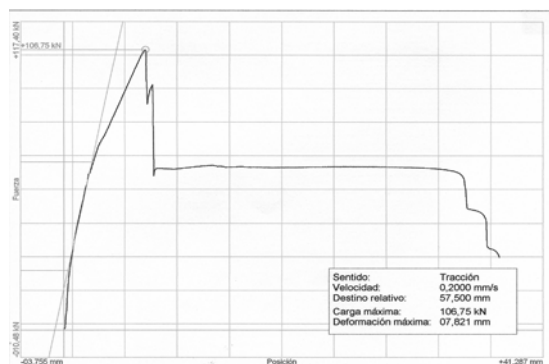


Fig. 3. Curva fuerza-desplazamiento para el material laminado híbrido fibra-metal.

Se produce entonces un cambio de pendiente en la curva. Para dicho valor de deformación se alcanza el límite elástico del acero y éste empieza a fluir plásticamente. En ese instante empiezan a soportar la mayor parte del esfuerzo los paquetes de material compuesto, ya que las láminas de acero fluyen sin oponer gran resistencia, y por eso cambia la pendiente de la curva hacia valores menores (menor rigidez) comparados con los del acero. Sin embargo, en este nuevo intervalo, el módulo de Young aparente no coincide con el del material compuesto pues el acero, debido al endurecimiento por deformación, todavía contribuye en cierta medida a la rigidez global observada; el valor global de la rigidez es función del porcentaje de contenido en acero del material híbrido (FVM) y de los valores de rigidez de cada uno de los dos constituyentes. La deformación prosigue hasta que el material compuesto alcanza su carga máxima. En definitiva, el material híbrido exhibe un comportamiento bilineal hasta que alcanza su carga máxima.

Una vez agotada la capacidad resistente del material compuesto se produce su rotura. Primero rompe uno de los paquetes de material compuesto, se produce entonces una redistribución de la carga entre las capas intactas y a continuación rompe el otro paquete. Estas

dos roturas de los paquetes de material compuesto pueden observarse claramente en la Fig. 3.

Tras la rotura de los dos paquetes de material compuesto, todavía quedan las tres láminas de acero sin romper. Esto dota al material híbrido de una cierta resistencia residual que supone un seguro frente a una rotura catastrófica. Tras el fallo del material compuesto el material híbrido puede considerarse que ha fallado y no puede utilizarse más allá de este punto; sin embargo, la capacidad resistente residual que le confiere el acero es capaz de mantener la integridad de la pieza y evitar su rotura total durante un cierto margen adicional. Esto constituye una ventaja de este tipo de materiales frente a los materiales compuestos tradicionales.

La deformación plástica de las tres láminas de acero continúa a partir de este punto a carga prácticamente constante. Finalmente se produce la rotura de una de las láminas, seguida de una redistribución de la carga que pasa a ser soportada por las dos láminas restantes. Rápidamente falla la segunda lámina y por último la tercera. Estos tres sucesos pueden apreciarse de manera individualizada al final de la curva de la Fig. 3.

4. MODELIZACIÓN NUMÉRICA

El empleo de métodos numéricos para la modelización de uniones adhesivas ha sido descrito por numerosos autores, algunos de los cuales han llegado a proponer códigos específicos para este propósito [5]. También se ha empleado anteriormente el método de los elementos finitos para estudiar el comportamiento global de los materiales multicapa [6], e incluso considerando el efecto de tamaño mediante el empleo del modelo de fisura cohesiva [7].

En cualquier caso, el principal problema estriba en la correcta modelización de la unión adhesiva. Una información detallada de los campos de tensiones no es suficiente para establecer de forma realista el criterio de fractura en la unión. La física inherente al mecanismo de fallo tiene que ser explícitamente introducida en estos modelos. El análisis con elementos interfaciales, que directamente modeliza la formación de la superficie de fractura adhesiva, tiene la capacidad de proporcionar indicaciones no sólo sobre el criterio de fractura idóneo sino también de realizar predicciones cuantitativas sobre la resistencia de la unión [8].

Básicamente, el elemento interfacial es un muelle no lineal distribuido en la superficie de unión adhesiva, como se muestra en la Fig. 4. Cuando la apertura de los labios de la grieta, δ , es pequeña, la unión entre las dos superficies pegadas se mantiene. A medida que se incrementa δ , la tensión normal al plano de la unión, σ , va aumentando hasta alcanzar un valor máximo, σ_{cr} . Si se continúa aumentando el valor de δ , la resistencia de

la unión adhesiva cae súbitamente hasta que finalmente las superficies se separan por completo. Una interacción de este tipo entre las superficies de ambos materiales puede ser descrita mediante el empleo de un potencial interfacial. Existen varias posibilidades a la hora de elegir este potencial, pero lo más conveniente es emplear un potencial de tipo Lennard-Jones porque incluye explícitamente como parámetro el valor de la Energía de Fractura Adhesiva, G_{IC} , que se precisa para la formación de nueva superficie de fractura.

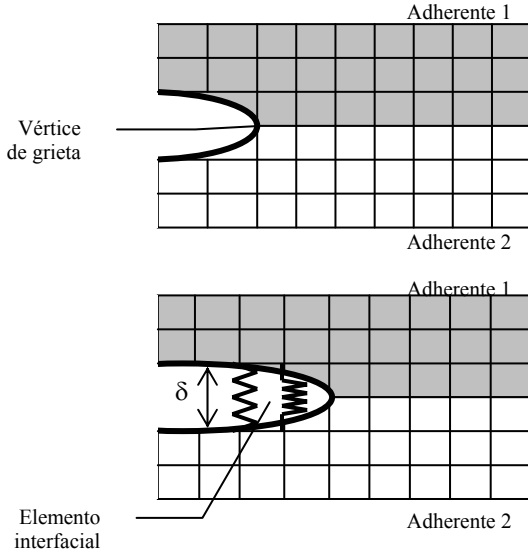


Fig. 4. Modelización de la extensión de la zona despegada mediante el empleo de elementos interfaciales.

El potencial superficial por unidad de área, ϕ , puede ser definido por la siguiente ecuación:

$$\phi(\delta) = 2G_{IC} \left\{ \left(\frac{r_o}{r_o + \delta} \right)^{2N} - 2 \left(\frac{r_o}{r_o + \delta} \right)^N \right\} \quad (2)$$

donde las constantes r_o y N son, respectivamente, el parámetro de escala y el parámetro de forma de la función potencial. La derivada de ϕ respecto al desplazamiento de los labios de la grieta, δ , proporciona la tensión de pegado actuando en la intercara,

$$\sigma(\delta) = \frac{\partial \phi}{\partial \delta} = \frac{4G_{IC}N}{r_o} \left\{ \left(\frac{r_o}{r_o + \delta} \right)^{N+1} - \left(\frac{r_o}{r_o + \delta} \right)^{2N+1} \right\} \quad (3)$$

Como se desprende de la ecuación (3), la tensión de pegado es directamente proporcional a la Energía de Fractura Adhesiva, G_{IC} , e inversamente proporcional al parámetro de escala, r_o .

La Fig. 5 muestra la relación entre la apertura de los labios de la grieta, δ , y la tensión de pegado, σ , para algunos valores del parámetro de forma, N .

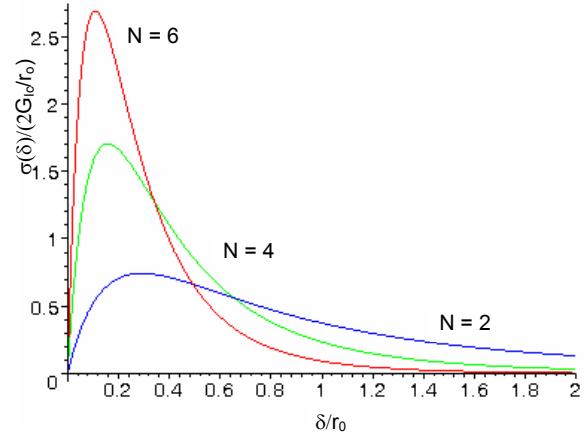


Fig. 5. Relación entre la apertura de los labios de la grieta y la tensión de pegado.

Disponiendo los elementos interfaciales a lo largo del camino de propagación de la grieta, esto es, a lo largo de la línea de pegado, la propagación de la zona despegada a medida que se aplica la carga puede ser analizada de una forma natural. No es preciso seguir el procedimiento habitual para determinar la propagación de la grieta, basado en la comparación entre la fuerza impulsora disponible y la energía necesaria para la generación de nueva superficie de fractura.

De entre los tres parámetros implicados en la función potencial, sólo la energía de fractura adhesiva, G_{IC} , tiene un significado preciso; el sentido físico de los parámetros de escala, r_o , y de forma, N , no es tan claro. Para ver su influencia sobre los resultados numéricos en la modelización de uniones reales, se ha analizado el papel que desempeñan en un caso simple, del cual se dispone de solución analítica. Se trata de una probeta de pelado en T, donde se ha variado el valor del factor de escala, r_o , manteniendo constante el valor de la energía de fractura adhesiva, G_{IC} . La Fig. 6 muestra las curvas fuerza-desplazamiento calculadas mediante el empleo de elementos interfaciales (línea continua) y las compara con la solución analítica dada por la ecuación (4),

$$F = \left(\frac{2EB^4h^3G_{IC}^3}{27} \right)^{1/4} \delta^{-1/2} \quad (4)$$

donde E , B y h son el módulo de Young, la anchura y el espesor de los adherentes, respectivamente.

El máximo de cada curva se corresponde con el inicio del pelado y la carga disminuye a medida que crece la longitud pelada. Como se aprecia en la Fig. 6, el parámetro de escala, r_o , tiene alguna influencia sobre el inicio del despegado pero apenas influye en el resto del proceso de pelado. El parámetro de forma, N , no ejerce, asimismo, influencia apreciable sobre el proceso de pelado. Es, por tanto, el valor de la energía de fractura adhesiva, G_{IC} , el que gobierna fundamentalmente el proceso de progresión de la zona despegada para este caso simple [9].

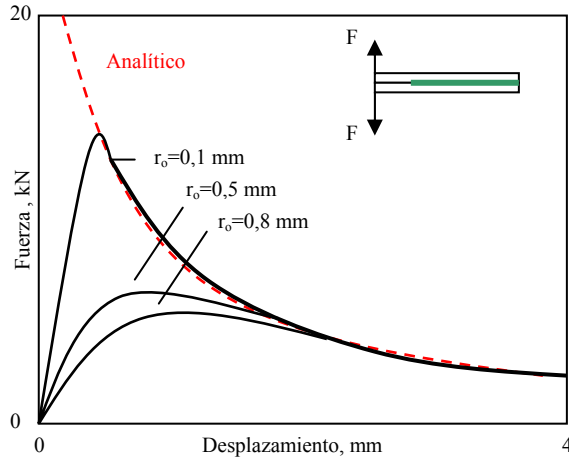


Fig. 6. Efecto del parámetro de escala sobre la curva fuerza-desplazamiento para probeta de pelado en T.

5. DISCUSIÓN

La aplicación del anterior modelo a una unión adhesiva co-curada entre acero y resina viniléster, dependerá, en general, del ángulo que forme la intercara de unión con la dirección de aplicación de la carga. Puesto que el modo de fallo será en este caso mixto, las propiedades de los elementos interfaciales han de ser definidas tanto para el modo I como para el modo II de sollicitación. Supondremos en lo que sigue que ambos modos están desacoplados, de manera que la función potencial puede ser descompuesta en este caso como la suma de dos términos,

$$\phi(\delta_I, \delta_{II}) = \phi_I(\delta_I) + \phi_{II}(\delta_{II}) \quad (5)$$

$$\phi_I(\delta_I) = 2G_{IC} \left\{ \left(\frac{r_{ol}}{r_{ol} + \delta_I} \right)^{2N} - 2 \left(\frac{r_{ol}}{r_{ol} + \delta_I} \right)^N \right\} \quad (6)$$

$$\phi_{II}(\delta_{II}) = 2G_{IIC} \left\{ \left(\frac{r_{oll}}{r_{oll} + \delta_{II}} \right)^{2N} - 2 \left(\frac{r_{oll}}{r_{oll} + \delta_{II}} \right)^N \right\} \quad (7)$$

Las propiedades usadas para ambos materiales están recogidas en la Tabla 1,

Tabla 1. Propiedades de los materiales utilizados.

MATERIAL	E, GPa	v	G _{IC} , N/m	G _{IIC} , N/m
Acero	210	0,3		
Vidrio / Viniléster	17	0,2		
Unión adhesiva			60	60

La Fig. 7 muestra la resistencia de la unión para varios valores del parámetro de forma, r_0 . No se observa ningún tramo horizontal, lo cual quiere decir que en este caso la resistencia de la unión no está determinada únicamente por los valores de G_{IC} y G_{IIC} . Cuando la pendiente está próxima a -1, la resistencia de la unión está fuertemente influida por el valor de la tensión

crítica de despegado, σ_{cr} , mientras que para valores pequeños de la pendiente el factor determinante son los valores de energía de fractura adhesiva, G_{IC} y G_{IIC} .

Asimismo, hay que resaltar que la pendiente cambia con el valor del ángulo que forma la intercara de unión con la dirección de aplicación de la carga. La resistencia de la unión disminuye a medida que lo hace el valor de este ángulo.

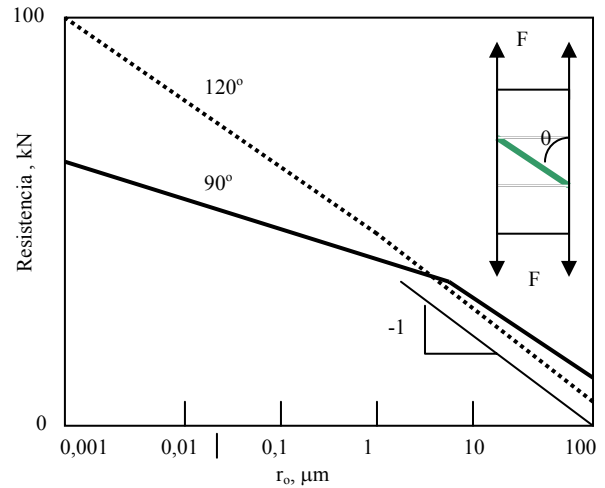


Fig. 7. Efecto del parámetro de escala sobre la resistencia de una unión adhesiva acero / (viniléster + vidrio).

6. CONCLUSIONES

El empleo de materiales compuestos híbridos presenta un prometedor futuro siempre que se consiga hacer trabajar conjuntamente materiales con propiedades mecánicas tan dispares, de manera que el fallo global del material sea pospuesto a valores de carga suficientemente elevados. A tal efecto, el papel de la unión adhesiva entre ambos materiales resulta ser fundamental.

Se ha determinado experimentalmente un complejo comportamiento a tracción de los materiales híbridos, con una relación fuerza-desplazamiento bilineal, muy diferente del de cada uno de sus constituyentes por separado.

Se han observado mecanismos de fallo que involucran la rotura secuencial de distintas capas y la redistribución de la carga entre el resto de capas con todavía alguna resistencia residual.

La transferencia de carga entre unas capas y otras se realiza a través de la unión adhesiva, que tiene que trabajar de forma efectiva durante todo el intervalo de deformaciones del material híbrido.

El valor de la Energía de Fractura Adhesiva determina en gran medida los valores de resistencia de la unión,

aunque para uniones donde la unión adhesiva forma un cierto ángulo con la dirección de aplicación de la carga también el valor de la tensión crítica de despegado es responsable del valor de resistencia de la unión finalmente alcanzado.

La modelización de la unión mediante el empleo de elementos interfaciales, que incluyen de forma explícita el mecanismo de fallo, da lugar a resultados correctos en situaciones sencillas, lo que inspira confianza en su aplicación a uniones adhesivas entre materiales disimilares, como es el caso de los materiales laminados híbridos que nos ocupan.

AGRADECIMIENTOS

Al personal técnico de laboratorio que ha ayudado muy activamente en la realización de los ensayos: José Illescas, Ana Soria, Jorge Quesada y Ana García.

REFERENCIAS

- [1] Vlot, A. Y Gunnink, J.W. (Eds.), "Fibre metal laminates. An introduction", Kluwer Academic Publishers (2001).
- [2] Hashim, S.A., "Adhesive bonding of thick steel adherends for marine structures", Marine Structures, 12, 405-423 (1999).
- [3] Miguel, S., Pinilla, P., López, F. y Suárez, J.C., "Influencia de la energía de fractura adhesiva en el comportamiento a tracción de un material laminado híbrido fibra-metal", IV Jornadas sobre Adhesivos 2003, Azpeitia, Guipúzcoa, Grupo Científico Técnico Español de Adhesión y Adhesivos.
- [4] 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, 21, (2004, para ser publicado).
- [5] Tahmasebi, F., "Software tools for analysis of bonded joints", NASA/GSFC – Code 542, FEMCI Workshop, 16-17 mayo 2001.
- [6] Bouchez, T., Diez de Ulzurrun, I., Herreros, M.A., López, F. y Suárez, J.C., "Modelización mediante Elementos Finitos de la unión adhesiva en placas de un material laminado híbrido fibra-metal", IV Jornadas sobre Adhesivos 2003, Azpeitia, Guipúzcoa, Grupo Científico Técnico Español de Adhesión y Adhesivos.
- [7] Rojo, F.J., Guinea, G.V. y Elices, M., "Efecto de tamaño en materiales compuestos multicapa: influencia de la estructura", Anales de Mecánica de la Fractura, 20, pp. 432-437 (2003).
- [8] Murakawa, H., Serizawa H., Wu, Z. y Shibahara, M., "Strength analysis of joints between dissimilar materials using interface elements", Trans. JWRI, 29 (2), 71-75 (2000).
- [9] Wu, Z., Serizawa H., y Murakawa, "New computer simulation method for evaluation of crack growth using Lennard-Jones type potencial function", Key Engineering Materials, 166, 25-32 (1999).