## Análisis numérico de fractura interfacial en columnas sándwich sometidas a compresión axial

A. May-Pat y F. Avilés<sup>1</sup>

Fecha de recepción: 20 de abril de 2007 - Fecha de aceptación: 5 de noviembre de 2007

#### Resumen

Análisis geométrico no-lineal por el método de elemento finito es llevado a cabo para predecir los parámetros de fractura y propagación de una delaminación (grieta) en la interfase cara-núcleo en columnas con geometría de sándwich bajo carga axial de compresión. Modelos bidimensionales de elemento finito de columnas con una grieta en la interfase cara-núcleo son utilizados en conjunción con mecánica de fractura elástico-lineal para calcular los factores de intensidad de esfuerzos (K<sub>I</sub> y K<sub>II</sub>) cerca del extremo de la grieta y la razón de liberación de energía (G). Un rango de longitudes de grietas y núcleos son analizados. El inicio de propagación de la grieta es predicho comparando los valores de G con valores experimentales de la tenacidad a la fractura (G<sub>C</sub>). Se encontró que el modo I (abertura) domina el proceso de fractura, aunque existe una pequeña componente cortante en el plano (modo II) que ocasiona una ligera mezcla de modos en la región cercana al extremo de la grieta. El modelo predice un colapso casi inmediato al pandeo de la columna, en concordancia con resultados experimentales de otros autores. Las cargas críticas predichas estuvieron razonablemente de acuerdo con las cargas medidas por otros autores para una longitud de grieta de 25 mm, y presentan diferencias significativas para grietas de 50 mm de largo, probablemente debido a la imperfecta definición de la delaminación en el sistema experimental.

Palabras claves: Estructura sándwich, compresión axial, fractura, elemento finito.

# Numerical fracture analysis of debonded sandwich columns under axial compression

#### Abstract

Geometrically nonlinear finite element analysis is conducted to investigate the fracture parameters and debond propagation of sandwich columns containing a face-to-core debond subjected to axial compression. Bidimensional finite element models of sandwich columns containing different size debonds centered at one face-core interface were developed and used in conjunction with linear elastic fracture mechanics to predict the stress intensity factors ( $K_I$  and  $K_{II}$ ) as well as the strain energy release rate (G) at the debond (crack) tip. A range of debond sizes and foam cores were investigated. The onset of debond propagation was estimated by comparing the values of G to previously measured values of the fracture toughness ( $G_C$ ) by the tilted sandwich debond (TSD) test. It was found that the opening mode (mode I) dominates the fracture process, although a small mode II component exists around the crack tip, specially during the first loading stages. The amount of mode mixity decreased with increased core stiffness and was nearly independent of debond size. The model predicts debond propagation shortly after the buckling instability, consistent with experimental observations. The critical loads predicted by this analysis are in reasonable agreement with experimental buckling loads measured by other authors for small (25 mm) debonds, and show a conservative trend for larger (50 mm) debonds, probably due to experimental difficulties with the debond definition.

Keywords: Sandwich structure, axial compression, fracture, finite element.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Investigador. Centro de Investigación Científica de Yucatán. Mérida, Yucatán, México. E-mail: faviles@cicy.mx

### 1. Introducción

Un compuesto en forma de sándwich estructural consiste en dos láminas externas delgadas, rígidas, y mecánicamente fuertes ("caras"), separadas por una capa gruesa de material de baja densidad ("núcleo"), que presenta baja rigidez y resistencia (Zenker, 1997). Las caras resisten la mayor parte de las cargas en el plano del sándwich, así como también los esfuerzos de flexión transversales. El núcleo separa las caras, transmite la carga entre ellas, y aporta resistencia a esfuerzos cortantes a lo largo de planos perpendiculares a las caras (Zenker, 1997). La separación de las caras debida al núcleo provoca un aumento en el momento flexionante obteniendo mayor rigidez y resistencia a la flexión sin aumentar substancialmente el peso de la estructura. Los materiales compuestos en forma de sándwich estructural frecuentemente presentan propiedades mecánicas mejores en comparación a estructuras monolíticas, ya que presentan bajo peso, alta rigidez y resistencia. En la actualidad dichos materiales se utilizan en una variedad de aplicaciones en donde elevada rigidez y resistencia mecánica son requeridas a bajo peso, como es el caso de la industria marina, automotriz y aeroespacial (Jiang et al, 2004; Shivakumar y Chen, 2005; Xie y Vizzini, 2005).

Uno de los problemas más críticos en las estructuras con geometría sándwich es la pre-existencia o formación de grietas en la región interfacial caranúcleo. Estas grietas pueden generarse como defectos durante el proceso de manufactura, así como durante el servicio de la estructura, especialmente por cargas de impacto o situaciones de explosión. El problema se agrava cuando la estructura conteniendo dicha delaminación (o grieta) es sometida a cargas axiales de compresión. En este caso, la falta de adherencia cara-núcleo en la región de la grieta puede producir pandeo local de la cara sobre la delaminación, seguido de una propagación de la grieta y colapso total de la estructura (Vadakke y Carlsson, 2004; Chen y Bai, 2002). Por lo tanto, es claro que la presencia de una grieta interfacial de este tipo disminuye la capacidad de carga de la estructura.

Dado el mecanismo de fractura explicado anteriormente, el comportamiento de un material en forma de sándwich con una grieta interfacial ante cargas axiales de compresión se puede dividir en dos regiones: pre- y post-pandeo. Ambas regiones son separadas por un punto de inestabilidad crítica en la estructura, el punto de pandeo. En la región precrítica (previo al pandeo) las deformaciones son pequeñas y la teoría elástico-lineal generalmente representa una buena aproximación al problema. Cuando la carga (o deformación) aplicada alcanza una magnitud crítica (conocida como carga crítica o de pandeo) las deformaciones de la cara se vuelven mayores y un análisis geométrico no-lineal es necesario.

El comportamiento de estructuras con geometría de sándwich conteniendo imperfecciones o grietas en la interfase cara-núcleo sometidas a cargas axiales de compresión ha sido investigado en cierta medida. Vadakke y Carlsson (2004), realizaron estudios tanto experimentales como de elemento finito (Vadakke y Carlsson, 2005), en columnas sándwich con una grieta interfacial cara/núcleo bajo cargas a compresión. Ellos ensayaron experimentalmente una variedad de columnas hechas con caras de fibra de vidrio/resina viniléster y núcleos espumosos de PVC, con distintas longitudes de grieta y densidades (rigideces) de núcleo. El estudio numérico de estos autores se enfocó solamente en la determinación de la carga crítica ( $P_{cr}$ ), encontrando que  $P_{cr}$  disminuye conforme la longitud de la grieta aumenta y la rigidez del núcleo disminuye. Los parámetros de fractura y propagación de grieta no fueron investigados por estos autores. Sankar y Narayan (2001), realizaron estudios numéricos y experimentales similares en columnas sándwich con grieta interfacial calculando las cargas críticas y estimando numéricamente el comportamiento de la razón de liberación de energía (G) a la fractura de dichas columnas. De nuevo la propagación o arresto de la grieta no fue investigada en este estudio.

El-Sayed y S. Sridharan (2002) han propuesto modelos cohesivos implementados en códigos de elemento finito para predecir propagación y desvío de grietas, considerando solo el modo I. El modelo propuesto por El-Sayed y Sridharan, tiene el inconveniente de la ambigüedad en la definición de los parámetros que caracterizan a la capa cohesiva entre la cara y el núcleo. Pocos trabajos sobre el estudio de parámetros de fractura, severidad de la mezcla de modos (I y II) en el extremo de la grieta y predicción de la propagación de la grieta en estructuras tipo sándwich sometidas a compresión axial se han llevado a cabo. Entre los pocos autores que han investigado este tema figuran Berggreen (2004), Avilés y Carlsson (2007), quienes reportan investigaciones sobre los parámetros de fractura y propagación de la grieta inicial en la interfase caranúcleo en sándwiches. Estos trabajos han sido enfocados al caso de delaminaciones embebidas en el centro de paneles relativamente grandes, más que columnas. Aunque el caso de paneles podría ser más representativo para una estructura real, el estudio de las columnas puede proporcionar valiosa información empleando modelos más sencillos. Tanto Berggreen como Avilés y Carlsson concuerdan en que las cargas de pandeo disminuyen con el aumento del tamaño de grieta y disminución de la rigidez del núcleo, así como en que existe una pequeña mezcla de modos de fractura I y II cerca del extremo de la grieta, para el caso de paneles.

En este trabajo se presenta un análisis geométrico nolineal de elemento finito para la determinación de los parámetros de fractura y la predicción de propagación de la grieta en la interfase cara-núcleo en columnas en geometría sándwich conteniendo una delaminación interfacial. Los factores de intensidad de esfuerzos  $(K_I y K_{II})$ , y la razón de liberación de energía ante la fractura (G) son examinados. La influencia de la longitud de la grieta y la densidad del núcleo sobre los parámetros de fractura son examinadas. Los valores de G son comparados con valores críticos experimentales (G<sub>C</sub>), obtenidos de la literatura para examinar la propagación de la grieta. Con el objeto de examinar la concordancia del modelado numérico con resultados experimentales, algunos casos previamente examinados experimentalmente por Vadakke y Carlsson (2004) fueron modelados.

#### 2. Análisis

#### 2.1 Análisis de Elemento finito

El análisis de elemento finito fue clasificado en dos partes: lineal y no-lineal. El primero corresponde a un análisis lineal de pandeo y el segundo un análisis geométrico no-lineal de las regiones pre- y post-pandeo. El objetivo del análisis lineal fue estimar la magnitud de la carga crítica ( $P_{\rm cr}$ ) y la forma de pandeo, para tomarla como pequeña imperfección en el análisis no-lineal. Posteriormente fue realizado un análisis geométrico no-lineal para obtener los desplazamientos nodales y calcular parámetros de fractura.

#### 2.1.1 Análisis de Elemento finito lineal

Para el análisis lineal se construyeron modelos de columnas sándwich que consisten de dos caras a base de fibra de vidrio y resina viniléster unidas a un núcleo de PVC espumado, con una grieta entre la cara y el núcleo (c/n). Las longitudes de grieta examinados fueron 25, 37.5 y 50 mm. Cuatro tipos de núcleos espumados de PVC (H45, H80, H100 y H200) provenientes de la componía DIAB (Divinycell, 2006) fueron examinados. Las propiedades mecánicas consideradas para las caras de material compuesto

fueron  $E_x=E_y=20.6, E_z=9.9, G_{xy}=3.1, G_{xz}=G_{yz}=2.9$  GPa,  $v_{xy}=0.12, v_{xz}=v_{yz}=0.37$ , consistentes con la literatura, ver Avilés y Carlsson (2007). La Tabla 1 lista las propiedades de los núcleos utilizados.

Tabla 1. Propiedades de los núcleos u	utilizados
(Divinycell, 2006).	

Propiedad	Tipo de Núcleo			
Topicuau	H45	H80	H100	H200
Densidad (Kg/m <sup>3</sup> )	48	80	100	200
Módulo de Young (E <sub>c</sub> , MPa)	42	80	105	230
Módulo de corte (G <sub>c</sub> , MPa)	15	27	35	85
Razón de Poisson ( $\nu_c$ )	0.32	0.32	0.32	0.32

Para el modelado por elementos finitos se utilizó un código programado en un paquete comercial (Ansys 8.1, 2004). En el modelado se utilizaron elementos planos en configuración de deformación plana ( $\varepsilon_{z}$  = 0), definidos por cuatro nodos (uno en cada esquina) teniendo 2 grados de libertad por nodo (traslaciones en x y y). La delaminación o grieta inicial en la parte central de la interface c/n, fue generada por medio de nodos duplicados por la cara y el núcleo, capaces de desplazarse de manera independiente y sin conectividad alguna. Esta técnica de mallado produjo modelos de alrededor de 2100 elementos con una longitud de 2 x 2 mm<sup>2</sup> y elementos pequeños cerca del extremo de la grieta de 50 x 125  $m^2$ . Un mallado más fino cerca del extremo de la grieta no se realizó ya que puede comprometer la continuidad del núcleo (tamaño de celda). Además, elementos muy pequeños pueden producir resultados no convergentes como lo reportan trabajos anteriores (Berggreen y Simonsen, 2005; Li y Carlsson, 1999, 2001; Suo y Hutchinson, 1990). Se aplicó una carga unitaria (1 N/m) en la parte superior de la columna, restringiendo la parte inferior a Ux = Uy = 0 y acoplando los nodos del extremo superior de la columna para simular la aplicación de un desplazamiento uniforme ( $U_v$  = constante). Las dimensiones de la columna y detalle del mallado de la grieta se ilustran en la Figura 1. Debido a la simetría, sólo un extremo de la grieta fue investigado.



Figura 1. Modelo de EF de una columna sándwich conteniendo una delaminación c/n.

#### 2.1.2 Análisis de Elemento finito no-lineal

La existencia de pequeñas imperfecciones fue simulada en el modelo no-lineal asumiendo una forma inicial de la columna ligeramente deformada. La pequeña imperfección en la columna fue simulada escalando la forma deformada obtenida del análisis lineal. Los parámetros monitoreados progresivamente durante la aplicación de desplazamiento en el análisis no-lineal fueron la reacción en el extremo fijo de la columna (*P*), el desplazamiento en la dirección transversal ( $\delta_x$ ) del nodo perteneciente a la cara localizado en la parte central de la grieta, y el desplazamiento relativo del par de nodos contiguos (inicialmente coincidentes) a la punta de grieta investigada.

#### 2.2 Análisis de fractura

El análisis de grietas en la interfase entre dos materiales distintos, ha sido tema importante de investigación desde hace ya varios años. Suo y encontraron Hutchinson (1990)que grietas interfaciales en bimateriales implican modos de cargas mezclado en el extremo de la grieta, aunque la carga global sea solo modo I o II. Lo anterior se debe a las distintas propiedades mecánicas a ambos lados de la grieta interfacial en un bimaterial. Aunque se ha propuesto (Suo y Hutchinson (1990)) que esfuerzos y desplazamientos pueden presentar un comportamiento oscilatorio violento en la cercanía del extremo de la grieta en bimateriales, He y Hutchinson (1989) argumentan que dicha singularidad oscilatoria puede ser solamente un artificio matemático de una solución elástica a un problema idealizado, y puntualizan que no se ha encontrado evidencia experimental que indique presencia real de comportamiento oscilatorio. Ellos proponen que el índice oscilatorio ( $\varepsilon$ ) puede ser tomado como cero en la evaluación de los parámetros de fractura y este será el enfoque adoptado en el presente estudio ( $\varepsilon$ =0). Soluciones para K<sub>I</sub> y K<sub>II</sub> en función de los desplazamientos de los pares de nodos cercanos al extremo de una grieta entre dos sólidos ortotrópicos han sido presentadas por Suo (1990). De acuerdo a este análisis, K<sub>I</sub> y K<sub>II</sub> pueden ser expresados como,

$$(K_{I}, K_{II}) = \frac{1}{2H_{11}} \sqrt{\frac{2\pi}{\Delta a}} \left( \sqrt{\frac{H_{11}}{H_{22}}} \delta_{I}, \delta_{II} \right)$$
(1a)

Con

$$H_{11} = \sum_{i=1}^{2} \left[ 2n\lambda^{1/4} (b_{11}b_{22})^{1/2} \right]_{i}$$
(1b)

$$H_{22} = \sum_{i=1}^{2} \left[ 2n\lambda^{-1/4} (b_{11}b_{22})^{1/2} \right]_{i}$$
(1c)

$$n_i = \left[\frac{1}{2}(1+\rho_i)\right]^{1/2} \tag{1d}$$

Donde i = 1,2 corresponde a los materiales por encima y debajo de la interfase,  $\lambda \neq \rho$  son parámetros elásticos no dimensionales definidos para un material ortotrópico como (Suo y Hutchinson, 1990; Suo, 1990):

$$\lambda = \frac{b_{11}}{b_{22}} \rho = \frac{(b_{12} + 0.5b_{66})}{(b_{11}b_{22})^{\frac{1}{2}}}$$
(1e)

Las constantes  $b_{ij}$  (i,j = 1,2,6) son elementos de complianza para esfuerzo o deformación plana definidos en términos de los elementos de complianza comunes ( $s_{ij}$ ), ver por ejemplo (Hyer, 1997),

$$b_{ij} = \begin{cases} s_{ij} & esfuerzo \ plano \\ \frac{s_{ij} - s_{i3}s_{j3}}{s_{33}} & deformación \ plana \end{cases}$$
(1f)

En este trabajo se asumió deformación plana. De acuerdo a Suo (1990), la liberación de energía ante la fractura (G) puede ser calculada como,

$$G = \frac{H_{11}}{4} \left| K \right|^2 = \frac{H_{11}}{4} \left[ K_I^2 + K_{II}^2 \right]$$
(2)

El análisis de Suo, Ecs. (1a) y (2), puede ser usado para extraer los factores de intensidad de esfuerzos KI y K<sub>II</sub> a partir de los desplazamientos relativos de abertura y deslizamiento,  $\delta_I$  y  $\delta_{II}$ , de los nodos contiguos al extremo de la grieta, ver Fig. 2. Los desplazamientos relativos ( $\delta_I$  y  $\delta_{II}$ ) del par de nodos contiguo al extremo de la grieta se obtuvieron para distintos valores de deformación (carga) aplicada, desde la región previa al pandeo hasta cargas superiores a las de pandeo por cerca de un 10 %. K<sub>I</sub>, K<sub>II</sub> y G fueron calculados utilizando las Ecs. (1a) y (2), para columnas sándwich con caras de fibra de vidrio/resina viniléster y los cuatro tipos de núcleos de PVC espumados discutidos previamente (H45, H80, H100 y H200). Las longitudes de grieta (a) examinadas fueron 25, 37.5, y 50 mm.



Figura. 2. Desplazamientos de abertura y deslizamiento que corresponde al modo I y modo II.

#### 3. Resultados y discusión

#### 3.1 Análisis lineal

En la Figura 3 se ilustra la columna sándwich deformada bajo la aplicación de la carga axial a compresión obtenida del análisis lineal. Como primer paso, se calcularon las cargas críticas de pandeo usando análisis de elemento finito lineal (AEF-L). La Tabla 2 presenta dichas cargas críticas para las longitudes de grieta examinadas. Como se puede apreciar, la carga crítica disminuye drásticamente conforme el tamaño de grieta aumenta e incrementa de modo más gradual conforme la densidad/rigidez del núcleo incrementa, consistente con las observaciones previas de Vadakke y Carlsson (Vadakke y Carlsson, 2004; Vadakke y Carlsson, 2005).



Figura. 3. Forma deformada de la columna sándwich conteniendo una delaminación c/n.

Tabla 2. Cargas críticas para columnas sándwich obtenidas por análisis lineal.

a (mm)	P <sub>cr</sub> (kN)			
	H45	H80	H100	H200
25	19.6	25.0	27.5	36.1
37.5	13.0	15.6	16.7	20.7
50	9.1	10.5	11.1	13.3

#### 3.2 Análisis no-lineal

La Fig. 4 presenta los resultados obtenidos para las cuatro densidades de núcleos examinados y para una grieta inicial de 25 mm. La Fig. 4(a) presenta el desplazamiento transversal del nodo central de la cara conteniendo la grieta interfacial ( $\delta_x$ ) como función de la carga P (reacción en el apoyo fijo). Como se observa, las deformaciones  $\delta_x$  aumentan de manera muy gradual con la aplicación de la carga, hasta llegar a un punto crítico en donde  $\delta_x$  aumenta súbitamente con la aplicación de poca carga; este punto de inestabilidad es reconocido como el punto de pandeo o punto crítico, y la carga a la que esto ocurre es conocida como la carga de pandeo o crítica (P<sub>cr</sub>). Un resumen de las cargas de pandeo extraídos por el análisis no lineal (AEF-NL) será presentado en la comparación experimental. La Fig. 4(b) muestra el factor de intensidad de esfuerzo K<sub>I</sub> en función de la carga aplicada a la columna. El comportamiento de K<sub>I</sub> sigue una tendencia similar a  $\delta_x$ , Fig. 4(a), iniciando con valores pequeños e incrementando de manera moderada en la región de pre-pandeo y presentando un incremento drástico alrededor de la carga de pandeo local de la columna. El comportamiento es similar para los cuatro tipos de núcleos investigados, con valores finales de K<sub>I</sub> mayores, y ocurriendo a una carga mayor, conforme la rigidez del núcleo incrementa. En la Fig. 4(c) se observa el factor de intensidad de esfuerzo de modo deslizamiento, K<sub>II</sub>, en función de la carga aplicada. La tendencia general de K<sub>II</sub> es similar al comportamiento presentado por K<sub>I</sub>, aunque la razón de incremento de K<sub>II</sub> con P es más gradual que para K<sub>I</sub>. Para núcleos relativamente densos (H200, y en menor medida, H100) sujetos a cargas significativamente superiores a la carga crítica de pandeo, el modelo predice una tendencia de K<sub>II</sub> a romper con el comportamiento monotónico creciente, y disminuir su valor. Este comportamiento predicho en la región post-pandeo es debido a la inhabilidad que presenta la estructura (en particular para núcleos rígidos) para continuarse deformando y continuar soportando carga mucho después del punto de pandeo, lo cual ocasiona que el sentido de la deformación cortante cara-núcleo en la cercanía del extremo de la grieta se invierta. Es importante señalar que es posible que esta predicción numérica no llegase a ocurrir en una situación real de carga,

debido a que es probable que la grieta se propague antes de alcanzar dichos niveles de carga (situación que será examinada posteriormente). Para examinar la existencia de un modo mezclado de carga en la cercanía del extremo de la grieta, la Fig. 4(d) ilustra la razón de  $K_{II}/K_I$  en función de P. Para todos los núcleos examinados, se observa que la razón  $K_{II}/K_I$ inicia alrededor de un valor de 0.23 ( $Tg^{-1}(K_{II}/K_I)=13^0$ ) y disminuye (aproximándose a cero)conforme la carga aumenta. El valor de la mezcla de modos al momento de pandeo local ( $P=P_{cr}$ ) es menor conforme la densidad del núcleo aumenta. Esto indica que el modo I es el que domina el modo de carga en la cercanía de la grieta interfacial, y que el dominio del modo I es más marcado para columnas sándwiches con núcleos densos.



**Figura. 4**. Resultados del análisis no-lineal a una longitud de grieta de 25 mm con 4 núcleos distintos. (a) P vs. δ<sub>x</sub>, (b) P vs. K<sub>I</sub>, (c) P vs. K<sub>II</sub>, (d) P vs. K<sub>II</sub>/K<sub>I</sub>.

En la Fig. 5 se ilustran los resultados obtenidos para columnas sándwich con los cuatro núcleos investigados y una longitud de grieta interfacial de 37.5 mm. En la Fig. 5(a) se puede observar una tendencia similar a la mostrada en la Fig. 4(a), con valores de carga crítica menores que las observadas para una longitud de grieta de 25 mm (Fig.4(a)), indicando una disminución en la capacidad de carga de la columna debido al aumento del tamaño de grieta. Los factores de intensidad de esfuerzos K<sub>I</sub> y K<sub>II</sub> para una longitud de grieta de 37.5 mm son mostrados en las Figs. 5(b) y (c) respectivamente. Cualitativamente, los comportamientos observados son similares a los observados en la Fig. 4 (b y c) para a=25 mm. K<sub>I</sub> aumenta ligeramente conforme la carga aplicada aumenta e incrementa súbitamente cerca de la carga de pandeo; el valor final de K<sub>I</sub> incrementa con la densidad del núcleo, Fig. 5(b). K<sub>II</sub> aumenta de modo más gradual con la carga (sin un salto marcado

cerca de P=P<sub>cr</sub>), Fig. 5(c), y presenta también una tendencia a disminuir para cargas de post-pandeo elevadas en núcleos densos (H100 y H200), similar al caso a=25 mm. Los argumentos para la disminución de K<sub>II</sub> fueron señalados anteriormente para el caso de la grieta de 25 mm de largo. En la Fig. 5(d) se muestra la razón  $K_{II}/K_I$  para a = 37.5 mm. La mezcla de modos es similar a la presentada en la Fig. 4(d) para a =25 mm, observando un dominio del modo I en el proceso de carga, el cual es más marcado para núcleos con densidades mayores. El tamaño de grieta a=50 mm presenta tendencias similares a las observadas en las Figs. 4 y 5 para tamaños de grietas menores, por lo que no requiere mayor discusión. La similitud en el intervalo de valores de K<sub>II</sub>/ K<sub>I</sub> para distintos tamaños de grieta nos indican que el tamaño de grieta no modifica significativamente la mezcla de modos, prevaleciendo el modo I como modo dominante.



**Figura. 5**. Resultados del análisis no-lineal a una longitud de grieta de 37.5 mm con 4 núcleos distintos. (a) P vs.  $\delta_x$ , (b) P vs.  $K_I$ , (c) P vs.  $K_{II}$ , (d) P vs.  $K_{II}/K_I$ .

Con el fin de examinar la influencia de la longitud de la grieta sobre los parámetros de fractura, en la Fig. 6 se ilustran los resultados obtenidos de una columna sándwich con núcleo H80 para tres longitudes de grieta, a=25, 37.5 y 50 mm. La Fig. 6(a) presenta el desplazamiento transversal del nodo central de la cara conteniendo la grieta interfacial ( $\delta_x$ ) como función de la carga P. Las tres curvas siguen una tendencia similar, observando que las cargas de pandeo disminuyen a longitudes mayores de grieta. La Fig. 6(b) muestra el factor de intensidad de esfuerzo K<sub>I</sub> en función de la carga aplicada a la columna. El comportamiento de K<sub>I</sub> sigue una tendencia similar a  $\delta_x$ , Fig. 6(a), iniciando con valores pequeños que incrementando de manera moderada en la región de pre-pandeo y presentando un incremento drástico alrededor de la carga de pandeo local de la columna. El comportamiento es similar para las tres longitudes de grieta, con valores finales de K<sub>I</sub> mayores, y ocurriendo a una carga mayor, conforme la longitud de la grieta disminuye. En la Fig. 6(c) se observa el factor de intensidad de esfuerzo  $K_{II}$  en función de la carga aplicada. Los valores máximos de  $K_{II}$ , al igual que  $K_{I}$ , aumentan conforme la longitud de grieta disminuye, debido a la magnitud de la carga. La Fig. 6(d) muestra la razón  $K_{II}/K_{I}$  en función de la carga aplicada. Se puede observar que a longitudes de grieta de 25 y 37.5 mm, el valor de la razón  $K_{II}/K_{I}$  es muy similar para todo el rango de carga.

Para a=50 mm existe una mezcla de modos ligeramente menor que para a = 25 y 37.5 mm al inicio del proceso de carga, aunque esta tiende a cero conforme la carga incrementa, al igual que para las grietas de menor longitud. Esto indica que el modo I es el que domina el modo de carga en la cercanía de la grieta interfacial, y que el dominio del modo I pudiese ser poco más marcado para columnas sándwiches con longitudes de grieta mayores, aunque la diferencia no es significativa.



**Figura. 6**. Resultados del análisis no-lineal a tres longitudes de grieta con núcleo H80. (a) P vs.  $\delta_x$ , (b) P vs. K<sub>I</sub>, (c) P vs. K<sub>I</sub>, (d) P vs. K<sub>II</sub>/K<sub>I</sub>.

#### 3.3 Propagación de la grieta.

Para la predicción de la propagación de la grieta en la interfase c/n en las columnas sándwich investigadas, se compararon valores de la razón de liberación de energía critica (tenacidad a la fractura), G<sub>C</sub>, medidos experimentalmente con los valores de G obtenidos numéricamente usando la Ec. (2). Los valores de G<sub>C</sub> fueron obtenidos previamente mediante una prueba de fractura modo I conocida como "TSD" ("Tilted Sandwich Debond") (Li y Carlsson, 1999). Los valores de G<sub>C</sub> obtenidos de esta forma fueron 180, 330, 360 y 510 J/m<sup>2</sup> para especimenes con caras de fibra de vidrio/vinylester y núcleos, H45, H80, H100, y H200, respectivamente (Avilés, 2005). La Fig. 7 muestra los valores calculados de G para las columnas con distintos núcleos y un tamaño de grieta de 25 mm. Los valores de G<sub>C</sub> se indican también en la figura con líneas horizontales punteadas. Para todos los núcleos examinados, se observa que G incrementa de modo muy gradual en la zona pre-pandeo, y que G<G<sub>C</sub> en dicha zona. Debido a los grandes desplazamientos transversales generados cerca del punto de inestabilidad, el valor de G incrementa

marcadamente conforme P se acerca a la carga crítica de pandeo (P<sub>cr</sub>), mostrando un incremento importante en dicha zona. Para valores de P ligeramente mayores a P<sub>cr</sub>, la razón de liberación de energía excede a G<sub>C</sub>, prediciendo propagación de grieta. Para las columnas examinadas G excede el valor de G<sub>C</sub> ligeramente después de la carga de pandeo. Esto nos indica que la grieta se propaga casi inmediatamente después del pandeo local de la columna. Por lo tanto los valores teóricos predichos de K<sub>I</sub>, K<sub>II</sub> y G para G>G<sub>C</sub> no lograrán observarse en la práctica, reforzado el argumento de que el comportamiento no monotónico de K<sub>II</sub> en las Fig. 4 y 5 (c) es una predicción teórica irreal. El mayor valor de K<sub>II</sub>/K<sub>I</sub> para núcleos poco densos (por ejemplo H45) observado en las Figs. 4 y 5 (d) indica una ligera tendencia de la grieta a propagarse hacia el núcleo espumoso. Lo anterior es consistente con observaciones experimentales (Vadakke v Carlsson, 2004), quienes reportan que la propagación de la grieta ocurre frecuentemente hacia el núcleo para núcleos de densidad baja, mientras que tiende a propagarse interfacialmente (cara/núcleo) conforme la densidad del núcleo aumenta.



Figura. 7. Razón de liberación de energía para las columnas sándwich examinadas, a = 25 mm.

#### 3.4 Comparación experimental

Las cargas predichas por los análisis de elemento finito presentados en este trabajo fueron comparadas con cargas críticas determinadas experimentalmente por otros autores (Vadakke y Carlsson, 2004). La Tabla 3 lista los valores de P<sub>cr</sub> predichos por el análisis de elemento finito no lineal (AEF-NL), así como las cargas críticas determinadas experimentalmente. Por completes, las cargas críticas predichas por el modelo lineal (AEF-L) son listadas de nuevo. Los cargas críticas predichas por el análisis lineal presentan valores ligeramente mayores con respecto al no-lineal, lo cual es comprensible ya que el modelo lineal representa una columna ideal sin imperfecciones iniciales. Las cargas críticas predichas por el análisis no-lineal a una longitud de grieta de 25 mm se encuentran razonablemente de acuerdo con las experimentales, pero son significativamente

conservativas para una longitud de grieta de 50 mm. La diferencia entre las cargas de propagación predichas y las medidas puede deberse a la diferencia de la delaminación cara/núcleo en el sistema experimental respecto al modelo. En el sistema experimental, la delaminación cara/núcleo fue generada por un implante de una película de teflón, la cual tiende a adherirse entre la cara y el núcleo generando una "delaminación imperfecta". En el modelo de elemento finito, por el contrario, la adherencia entre la cara y el núcleo en la región de la totalmente delaminación es inexistente (la delaminación es perfecta). Se espera que este efecto sea más significativo conforme la longitud de grieta aumenta. Indicaciones de este efecto pueden ser inferidas de la poca sensibilidad observada en las cargas críticas experimentales al tamaño de grieta, ver última columna de la Tabla 3.

Tabla 3. Pcr	(en kN)	para columnas	sándwich predichas	numéricamente y m	edidas experimentalmente.
--------------	---------	---------------	--------------------	-------------------	---------------------------

a (mm)	Núcleo	AEF-L	AEF-NL	Exp. (Vadakke y Carlsson, 2004)
25	H45	19.6	18.3	16.4
	H80	25.0	24.4	18.4
	H100	27.5	27.0	19.4
	H200	36.1	34.4	N/A*
37.5	H45	13.0	12.2	N/A
	H80	15.6	15.0	N/A
	H100	16.7	17.1	N/A
	H200	20.7	20.5	N/A
50	H45	9.1	9.0	14.5
	H80	10.5	10.6	15.5
	H100	11.1	10.9	17.0
	H200	13.3	13.4	N/A

\* N/A = No fue ensayada experimentalmente.

#### 4. Conclusiones.

Análisis de inestabilidad y fractura fue llevado a cabo columnas con geometría tipo sándwich conteniendo una grieta entre la cara y el núcleo. Tres longitudes de grieta (25, 37.5 y 50 mm) y cuatro núcleos espumados de densidades distintas fueron examinados. Análisis de elemento finito no-lineal combinado con mecánica de fractura elástico-lineal fueron usados para calcular factores de intensidad de esfuerzos (KI y KII) y la razón de liberación de energía ante la fractura (G) delante de la grieta. Se encontró que el factor de intensidad de esfuerzos K<sub>I</sub> es mucho mayor que K<sub>II</sub>, indicando que el desplazamiento de la grieta es dominado por el modo abertura (modo I). Sin embargo, una pequeña componente de modo II fue encontrada al momento de pandeo. La mezcla de modos (K<sub>II</sub>/K<sub>I</sub>) en la cercanía de la grieta es positiva y aumenta ligeramente conforme la rigidez del núcleo disminuye. Predicciones de la propagación de la grieta se obtuvieron comparando G con valores experimentales de G<sub>c</sub> determinados por medio de pruebas de fractura (TSD). El análisis muestra que la propagación de la grieta ocurre inmediatamente después del pandeo local de la delaminación, consistente con resultados experimentales. Las predicciones de las cargas de propagación de la grieta fueron razonables para columnas con grietas del 25% del largo de la columna, pero muestran diferencias significativas para columnas con grietas del 50% del largo de la columna. La predicción conservativa del análisis de elemento finito puede deberse a problemas experimentales en la manufactura (artificial) de la delaminación durante la fabricación de las columnas, lo cual limita la formación de una delaminación completa reduciendo el tamaño efectivo de la grieta interfacial.

#### Agradecimientos

Los autores agradecen a los Doctores Leif Carlsson (FAU) y Christian Berggreen (DTU) por los comentarios y discusiones sobre este trabajo.

#### **Referencias bibliográficas**

Ansys 8.1 (2004). Users Manual, Swanson Analysis Systems, Houston, PA,

- Avilés F., Carlsson L.A. (2007). Post-buckling and Debond Propagation in Panels Subjected to In-Plane Loading, "Engineering Fracture Mechanics", Elsevier, 74 (5), 794-806
- Avilés F. (2005). "Local Buckling and Debond Propagation in Sandwich Columns and Panels", Ph.D. Thesis, Florida Atlantic University, Boca Raton, Florida.
- Berggreen C. (2004). "Damage Tolerance of Debonded Sandwich Structures", Ph.D. Thesis, Technical University of Denmark, Copenhagen.
- Berggreen C., Simonsen B.C. (2005). "Non-uniform compressive strength of debonded sandwich Panels-II". Fracture Mechanics Investigation, Journal of sandwich structure and materials, Sage Publications, 7, 6, 483-517.
- Chen H., Bai R. (2002)." Postbuckling behaviour of face/core debonded composite sandwich plate considering matrix crack and contact effect", Composite structures, Elsevier, 57, 305-313.
- Divinycell DIAB, Divinycell International, Laholm. Available from: http://www.diabgroup.com, Abril 2007.
- El-Sayed S., Sridharan S. (2002). "Cohesive layer models for predicting delamination growth and crack kinking in sandwich structures", International Journal of Fracture, Springer, 117, 63-84.
- He M., Hutchinson J.W. (1989)." Kinking of crack out of an interface", Journal of Applied Mechanics, ASME, 56, 270-278.

Hyer M.W. (1997). "Stress analysis of fiber-reinforced composite materials". Mc.Graw-Hill, Boston.

Jiang H., Huang Y., Liu C.(2004)."Fracture analysis of facesheets in sandwich composites", Composites Part B: engineering, Elsevier, 35, 551-556.

- Li X., Carlsson L.A. (1999)." The tilted sandwich debond (TSD) specimen for face/core interface fracture characterization", Journal of sandwiches structures and materials, Sage Publications, 1, 5-60.
- Li X., Carlsson L.A. (2001). "Fracture mechanics analysis of the tilted sandwich (TSD) specimen", Journal composite Materials, Sage Publications 35, 2145-2168.
- Sankar B.V., Narayan M. (2001)." Finite element analysis of debonden sandwiches beams under axial compression" Journal of sandwiches structures and materials, Sage Publications, 3, 197-219.
- Shivakumar K., Chen H. (2005)." An evaluation of data reduction methods for opening mode fracture toughness of sandwich panels", Journal of sandwich structures and materials, Sage Publications, 7, 77-90.
- Suo Z.(1990)." Singularities interfaces and cracks in dissimilar anisotropic media". Proceedings Royal Society, Royal Society, 427, 331-358.
- Suo Z., Hutchinson J.W. (1990). "Interface crack between two elastic materials", International Journal of Fracture, Springer, 43 (1), 1-18.
- Vadakke V., Carlsson L.A. (2004)." Experimental investigation of compression failure of sandwich specimens with face/core debond", Composites, Part B: Engineering, Elsevier, 35, 583-590.
- Vadakke V., Carlsson L.A. (2005). "Finite element buckling analysis of sandwich columns containing a face/core debond", Composite Structures, Elsevier, 69, 143-148.
- Xie Z., Vizzini A.J. (2005). "Damage propagation in a composite sandwich panel subjected to increasing uniaxial compression after low-velocity impact", Journal of sandwich structures and materials, Sage Publications, 7, 269-90.

Zenker D.(1997). "An introduction to sandwich construction", EMAS, London.

Este documento se debe citar como:

May-Pat, A. y Avilés-Cetina, F. (2007). Análisis numérico de fractura interfacial en columnas sándwich sometidas a compresión axial. Ingeniería, Revista Académica de la FI-UADY, 11-3, pp. 21-32, ISSN: 1665-529X