



Centro de Investigación Científica de Yucatán, A. C.

Posgrado en Materiales Poliméricos

**DESARROLLO DE UN ESPÉCIMEN EN GEOMETRÍA DE
VIGA PARA LA MEDICIÓN DE LA TENACIDAD A LA
FRACTURA MODO III EN LA INTERFASE CARA/NÚCLEO
DE ESTRUCTURAS SÁNDWICH**

Tesis que presenta

JULIO ALEJANDRO RODRÍGUEZ GONZÁLEZ

En opción al título de

**MAESTRO EN CIENCIAS
MATERIALES POLIMÉRICOS**

Mérida, Yucatán, 15 de Octubre de 2012





Centro de Investigación Científica de Yucatán, A. C.

Posgrado en Materiales Poliméricos

DESARROLLO DE UN ESPÉCIMEN EN GEOMETRÍA DE
VIGA PARA LA MEDICIÓN DE LA TENACIDAD A LA
FRACTURA MODO III EN LA INTERFASE CARA/NÚCLEO
DE ESTRUCTURAS SÁNDWICH

Tesis que presenta

JULIO ALFONSO RODRÍGUEZ GONZÁLEZ

En opción al título de

MAESTRO EN CIENCIAS
MATERIALES POLIMÉRICOS

Mérida, Yucatán, 12 de Octubre de 2012



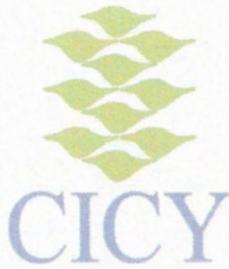
Mérida, Yucatán, México; a 15 de Octubre de 2012

DECLARACIÓN DE PROPIEDAD

Declaro que la información contenida en la sección de Materiales y Métodos Experimentales, los Resultados y Discusión de este documento proviene de las actividades de experimentación realizadas durante el período que se me asignó para desarrollar mi trabajo de tesis, en las Unidades y Laboratorios del Centro de Investigación Científica de Yucatán, A.C., y que a razón de lo anterior y en contraprestación de los servicios educativos o de apoyo que me fueron brindados, dicha información, en términos de la Ley Federal del Derecho de Autor y la Ley de la Propiedad Industrial, le pertenece patrimonialmente a dicho Centro de Investigación. Por otra parte, en virtud de lo ya manifestado, reconozco que de igual manera los productos intelectuales o desarrollos tecnológicos que deriven o pudieran derivar de lo correspondiente a dicha información, le pertenecen patrimonialmente al Centro de Investigación Científica, A.C., y en el mismo tenor, reconozco que si derivaren de este trabajo productos intelectuales o desarrollos tecnológicos, en lo especial, estos se regirán en todo caso por lo dispuesto por la Ley Federal del Derecho de Autor y la Ley de la Propiedad Industrial, en el tenor de lo expuesto en la presente Declaración.



Julio Alejandro Rodríguez González



RECONOCIMIENTO

Por medio de la presente, hago constar que el trabajo de tesis titulado

DESARROLLO DE UN ESPÉCIMEN EN GEOMETRÍA DE VIGA PARA LA MEDICIÓN DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA MODO III EN LA INTERFASE CARANÚCLEO DE ESTRUCTURAS SÁNDWICH

perteneciente al Programa de Maestría en Ciencias (Materiales Poliméricos) del Centro de Investigación Científica de Yucatán, A.C. fue realizado en los laboratorios de la Unidad de Materiales bajo la dirección del Dr. Francis Avilés Cetina.

Atentamente,

**Dr. Felipe Vázquez Flota
Coordinador de Docencia**

Centro de Investigación Científica de Yucatán, AC.

RECONOCIMIENTO



Por medio de la presente, hago constar que el trabajo de tesis
titulado

DESARROLLO DE UN ESPÉCIMEN EN GEOMETRÍA DE VIGA PARA LA
MEDICIÓN DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA MODO III EN LA INTERFASE
CARAVANILLO DE ESTRUCTURAS SANDWICH

pertenece al Programa de Maestría en Ciencias (Materiales
Poliméricas) del Centro de Investigación Científica de Yucatán, A.C.
fue realizado en los laboratorios de la Unidad de Materiales bajo la
dirección del Dr. Francis Avilés Celina.

Atentamente,

Dr. Felipe Vázquez Flota
Coordinador de Docencia

Centro de Investigación Científica de Yucatán, A.C.

*A mi familia,
porque con nadie estoy más agradecido*

Agradecimientos

Agradezco al Centro de Investigación Científica de Yucatán (CICY) A. C. y al personal que labora en la Unidad de Materiales por todo el apoyo técnico y académico recibido durante mi estancia en el CICY.

Al Dr. Francis Avilés Cetina por haberme brindado la oportunidad de realizar mi trabajo de tesis bajo su dirección y por ayudarme con la revisión y opinión de este trabajo.

Al M.C. Alejandro May Pat del CICY (Unidad de Materiales) por el apoyo técnico brindado en el desarrollo de esta tesis, así como a mis compañeros Dr. Adrián Hernández Pérez y M.C. Jesús Kú Herrera por sus oportunos comentarios durante la realización de este trabajo, además de su apoyo y amistad.

A los revisores de esta tesis, Dr. Pedro J. Herrera Franco (CICY), Dr. José Gonzalo Carrillo Baeza (CICY), Dr. Elías R. Ledezma Orozco (Universidad de Guanajuato), y M.C. Ricardo Peón Escalante (FI-UADY) por sus valiosos comentarios durante la revisión de esta tesis.

Al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología por la beca de maestría otorgada durante la realización de mis estudios de posgrado en el CICY.

En el CICY tuve la gran oportunidad de conocer a muchas personas y hacer muy buenos amigos. A toda esa gente extraordinaria no puedo más que agradecerles por su amistad y sus oportunos consejos tanto de carácter humano como académico y profesional.

Índice de contenido

Lista de figuras	iii
Lista de tablas	vii
Resumen	ix
Abstract	xi
Introducción	xiii
Objetivos.....	xvii
Capítulo 1. Antecedentes	
1.1 Materiales compuestos en geometría sándwich	1
1.1.1 Estructuras sándwich	1
1.1.2 Aplicaciones	3
1.2 Conceptos fundamentales de mecánica de la fractura.....	5
1.2.1 Mecánica de fractura de materiales homogéneos	6
1.2.2 Mecánica de fractura de bimateriales isotrópicos.....	11
1.2.3 Mecánica de fractura de bimateriales ortotrópicos.....	16
1.3 Ensayos de fractura modo III en materiales compuestos laminados.....	19
1.3.1 Ensayo de la viga en voladizo dividida	19
1.3.2 Ensayo de cortante en rieles con grieta.....	22
1.3.3 Ensayo de torsión con grieta en el borde.....	24
1.3.4 Otros ensayos de fractura modo III	26
1.4 Análisis de elemento finito en mecánica de fractura	29
1.4.1 Funciones de forma.....	29
1.4.2 Elementos singulares	37
Capítulo 2. Metodología para el diseño y evaluación del espécimen	
2.1 Descripción del espécimen.....	41
2.2 Análisis de elemento finito	43
2.2.1 Análisis de convergencia y validación	43
2.2.2 Modelado del espécimen	45

2.2.3 Obtención de los parámetros de fractura	50
2.3 Materiales y construcción del espécimen.....	52
2.3.1 Materiales	52
2.3.2 Fabricación de paneles sándwich.....	52
2.3.3 Preparación del espécimen	54
2.4 Ensayo de fractura.....	56
2.4.1 Descripción de la fijación	56
2.4.2 Análisis cinemático.....	58
2.4.3 Procedimiento experimental	59
2.4.4 Obtención de la tenacidad a la fractura.....	61
Capítulo 3. Resultados y discusión	
3.1 Análisis de elemento finito	65
3.1.1 Análisis de tamaño de elemento	65
3.1.2 Diseño del espesor de la viga de acero	67
3.1.3 Factores de intensidad de esfuerzos y modo mezclado	71
3.1.4 Esfuerzos normales y cortantes en el frente de grieta.....	74
3.1.5 Desplazamientos en el frente de grieta	75
3.1.6 Examinación de la componente modo II	77
3.1.7 Complianza y razón de liberación de energía.....	79
3.2 Evaluación experimental del espécimen	81
3.2.1 Curvas de carga-desplazamiento y complianza.....	81
3.2.2 Tenacidad a la fractura.....	84
3.2.3 Observación de la propagación de grieta.....	86
Conclusiones y recomendaciones	89
Referencias	93

Lista de figuras

Fig. 1.1	Partes constituyentes de una estructura sándwich. a) Esquema comparativo con una viga de sección I, b) distribución de esfuerzo normal y cortante en un sándwich.....	1
Fig. 1.2	Principio de funcionamiento de una estructura sándwich.....	2
Fig. 1.3	Aplicaciones de las estructuras sándwich en la industria. a) Aeroespacial, b) transporte, c) energética, d) marina, e) y f) aeronáutica	4
Fig. 1.4	Modos de carga o desplazamiento de las superficies de una grieta. a) Modo I (apertura), b) modo II (deslizamiento), c) modo III (desgarre).....	5
Fig. 1.5	Esquema del estado de esfuerzos en la vecindad de una grieta. a) En una placa (bidimensional), b) en un sólido (tridimensional)	7
Fig. 1.6	Desplazamientos de apertura (δ_I), deslizamiento (δ_{II}) y desgarre (δ_{III}) en las cercanías del frente de una grieta.....	9
Fig. 1.7	Componentes de esfuerzo en el plano x - y cerca del frente de grieta interfacial en un bimaternal.....	12
Fig. 1.8	Ángulos de fase en modo mixto definidos por los factores de intensidad de esfuerzos de los tres modos de fractura para una grieta interfacial en un sistema bimaternal de acuerdo a Tvergaard y Hutchinson.....	15
Fig. 1.9	Espécimen de la viga en voladizo dividida (SCB).....	20
Fig. 1.10	Esquema del espécimen SCB modificado.....	21
Fig. 1.11	Geometría del espécimen CRS. a) Doble grieta, b) simple grieta.....	23
Fig. 1.12	Configuración del espécimen ECT. a) Original, b) modificada.....	25
Fig. 1.13	Esquema de un elemento unidimensional típico en dos distintos sistemas de coordenadas. a) Global (x), b) local (ξ).	30
Fig. 1.14	Interpolación lineal del campo de desplazamiento dentro de un elemento..	30
Fig. 1.15	Esquema representativo de funciones de forma de interpolación lineal. a) N_1 , b) N_2 , c) interpolación lineal usando N_1 y N_2	31
Fig. 1.16	Elemento cuadrático en coordenadas x y ξ	33

Fig. 1.17	Funciones de forma unidimensionales de interpolación cuadrática. a) N_1 , b) N_2 , c) N_3	35
Fig. 1.18	Interpolación usando funciones de forma cuadrática.....	36
Fig. 1.19	Elementos isoparamétricos comúnmente utilizados en problemas de grietas 2D y 3D. a) Elemento 2D de 8 nodos, b) elemento 2D de 9 nodos, c) elemento hexaédrico de 20 nodos, d) elemento hexaédrico de 27 nodos	37
Fig. 1.20	Degeneración de un elemento cuadrilateral en un triángulo en la punta de la grieta	38
Fig. 1.21	Degeneración de un elemento sólido en una sección triangular	38
Fig. 1.22	Elementos singulares para análisis en la punta de una grieta. a) Elemento que produce una singularidad de deformación del tipo $r^{-1/2}$, b) elemento que produce una singularidad de deformación del tipo r^{-1}	39
Fig. 2.1	Esquema del espécimen STB. a) Vista isométrica, b) vista lateral izquierda (plano $y-z$) y superior (plano $x-y$)	42
Fig. 2.2	Modelo de elemento finito del espécimen TSD y detalle del tamaño de la malla en la vecindad de la punta de la grieta.....	44
Fig. 2.3	Detalles en el plano $x-y$ de la malla cerca de la punta de grieta del modelo de elemento finito del espécimen STB.....	48
Fig. 2.4	Modelo de elemento finito del espécimen STB con una grieta en la interfase cara/núcleo. a) Modelo global mostrando el detalle de la malla en el frente de grieta, b) vista lateral izquierda, c) vista frontal.....	49
Fig. 2.5	Desplazamientos de apertura (δ_I), deslizamiento (δ_{II}) y desgarre (δ_{III}) de las superficies del frente de grieta. a) Esquema tridimensional de un par de elementos del frente de la grieta, b) esquema de una malla de elemento finito para los planos $x-y$ y $x-z$ de elementos del frente de grieta.....	51
Fig. 2.6	Proceso VARTM. a) Esquema y materiales empleados, b) fotografía tomada en el laboratorio durante la fabricación de un panel sándwich	53

Fig. 2.7	Viga sándwich y espécimen STB final obtenido de un panel G-VER/H100. a) Esquema de la viga sándwich (sin la viga de acero), b) fotografía mostrando una ampliación en la vecindad de la punta de grieta, c) fotografía de un espécimen STB con viga de acero.....	55
Fig. 2.8	Esquema de la fijación y carga del espécimen STB.....	57
Fig. 2.9	Configuración del espécimen STB y variables utilizadas para el análisis cinemático	58
Fig. 2.10	Fotografía del ensayo de fractura de un espécimen STB. a) Vista global, b) vista cercana.....	60
Fig. 2.11	Fotografías del ensayo de un espécimen STB tomadas después de la segunda propagación de grieta a) Vista frontal, b) vista posterior.....	61
Fig. 2.12	Esquema del método MBT utilizado para determinar la tenacidad a la fractura	62
Fig. 3.1	Forma deformada cerca de la punta de grieta del modelo de elemento finito del espécimen TSD homogéneo	66
Fig. 3.2	$K_i (i = I, II)$ vs. Δa obtenido para el espécimen TSD homogéneo.....	66
Fig. 3.3	$G_i (i = I, II, III)$ normalizada con G a lo largo del frente de grieta del espécimen STB para distintos espesores de viga de acero (t_s). a) $t_s = 0$ mm b) $t_s = 1$ mm, c) $t_s = 3$ mm, d) $t_s = 6$ mm, e) $t_s = 12$ mm ...	69
Fig. 3.4	Componentes de G (G_I, G_{II}, G_{III}) a lo largo del frente de grieta del espécimen STB para varios espesores de viga de acero. a) G_I/G vs. z/h , b) G_{II}/G vs. z/h , c) G_{III}/G vs. z/h	70
Fig. 3.5	Forma deformada del modelo de elemento finito del espécimen STB. a) Vista global, b) vista cercana al frente de grieta	71
Fig. 3.6	Parámetros de fractura calculados a lo largo del frente de grieta del espécimen STB. a) $K_i (i = I, II, III)$ normalizada con P , b) ángulos de fase ψ y φ definidos de acuerdo a la metodología de Tvergaard y Hutchinson	72
Fig. 3.7	Distribuciones de esfuerzos normales y cortantes obtenidos en el frente	

	de grieta del espécimen STB. a) σ/σ_{max} vs. z/h , b) τ/τ_{max} vs. z/h	74
Fig. 3.8	Desplazamientos nodales de la cara y el núcleo obtenidos en el frente de grieta. a) $\delta_x/\delta_{x_{max}}$ vs. z/h , b) $\delta_y/\delta_{y_{max}}$ vs. z/h , c) $\delta_z/\delta_{z_{max}}$ vs. z/h	76
Fig. 3.9	Razón de liberación de energía y desplazamientos de deslizamiento en el frente de grieta del modelo del espécimen STB con condiciones de frontera libres en la dirección x . a) G_i/G vs. z/h , b) $\delta_x/\delta_{x_{max}}$ vs. z/h	79
Fig. 3.10	Predicciones de complianza y razón de liberación de energía del espécimen STB en función de la longitud de grieta. a) C vs. a , b) $C^{1/3}$ vs. a , c) G/P^2 vs. a	80
Fig. 3.11	Curvas carga (P) contra desplazamiento (δ) del espécimen STB. El símbolo “o” marcado en las curvas representa la carga crítica (P_c).....	81
Fig. 3.12	Carga crítica (P_c) vs. longitud de grieta (a) obtenida del espécimen STB....	83
Fig. 3.13	Complianza del espécimen STB en función de la longitud de grieta. a) C vs. a , b) $C^{1/3}$ vs. a	84
Fig. 3.14	Tenacidad a la fractura de vigas sándwich G-VER/H100 medida (EXP) y predicha por FEA en función de la longitud de grieta.....	85
Fig. 3.15	Fotografías de la fractura y propagación de grieta del espécimen STB para distintas longitudes de grieta inicial. a) $a_1 = 25$ mm, b) $a_2 = 35$ mm, c) $a_3 = 45$ mm, d) $a_4 = 55$ mm, e) $a_5 = 65$ mm, f) $a_6 = 75$ mm.....	87

Lista de tablas

Tabla 2.1	Parámetros y dimensiones del espécimen STB	43
Tabla 2.2	Propiedades elásticas del material compuesto laminado, núcleo de PVC y viga de acero, utilizadas en el análisis de elemento finito.	46

Resumen

En este trabajo se llevó a cabo el diseño y análisis de un espécimen llamado la viga sándwich en desgarre (en adelante “STB”, por “sandwich tearing beam”), propuesto para medir la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo de materiales compuestos en geometría sándwich. El desarrollo y evaluación del espécimen STB se realizó mediante análisis de elemento finito (FEA) y ensayos experimentales. El espécimen STB consiste básicamente en una viga tipo sándwich de una sola cara reforzada con una viga de acero del lado de la cara, unida adhesivamente a una placa metálica empleada como base de la fijación diseñada para el ensayo de fractura. La viga sándwich consta de solamente una cara de material compuesto laminado unida a un núcleo de polímero espumado, conteniendo una grieta de largo a que corre a todo lo alto de la viga y está ubicada en la interfase entre la cara y el núcleo. La cara de material compuesto laminado se encuentra libre en el extremo de la base metálica y una carga vertical (paralela al plano de la grieta) es aplicada en el extremo libre de la viga sándwich con la finalidad de promover un modo III de fractura en el frente de grieta.

El análisis de elemento finito del espécimen STB mostró que la distribución de las componentes de la razón de liberación de energía (G_I , G_{II} , G_{III}) y factores de intensidad de esfuerzos (K_I , K_{II} , K_{III}) es dominada en casi todo el frente de grieta por un modo III de fractura. Se observó que el modo I de fractura no es significativo comparado con el modo III, y la presencia de la componente modo II es importante sólo en los extremos del frente de grieta de la viga sándwich. Asimismo, se confirmó que la presencia de modo II de fractura en los extremos del frente de grieta del espécimen STB se deben a los esfuerzos cortantes en el plano horizontal del espécimen (τ_{xy}) localizados en esa región. Los resultados del diseño del espesor de la viga de acero que refuerza la cara de material compuesto laminado muestran que una viga de acero de 6 mm de espesor logra disminuir significativamente la componente modo II en los extremos del espécimen STB, incrementando la componente relativa del modo III y haciendo su distribución más uniforme.

Los ensayos de fractura realizados a los especímenes STB, elaborados a partir de un panel sándwich compuesto de una cara de material compuesto laminado de fibra de vidrio y resina vinil éster (G-VER) unida a un núcleo espumado de PVC (H100), identificaron la propagación de la grieta ligeramente por debajo de la interfase cara/núcleo siguiendo una trayectoria paralela a ésta dentro del núcleo. Las mediciones de la complianza y la tenacidad a la fractura (G_c) del espécimen STB obtenidas para todas las longitudes de grieta investigadas estuvieron en concordancia con las predicciones de FEA. La tenacidad a la fractura disminuye a medida que la longitud de grieta incrementa, teniendo una magnitud promedio de 352 J/m^2 . Los resultados obtenidos indican que el espécimen STB es un ensayo viable para determinar la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo de estructuras sándwich, aunque mayor experimentación, análisis y probablemente nuevas variantes son necesarias para perfeccionar el ensayo.

Abstract

A new test specimen called the sandwich tearing beam (STB) is proposed herein as a fracture mode III test method to evaluate the face/core fracture toughness of composite sandwich materials. The development and evaluation of the STB specimen were conducted by finite element analysis (FEA) and testing. The STB specimen consists basically of a sandwich beam made of a foam core bonded to a laminated composite face sheet reinforced by a steel beam, which is adhesively bonded to a metal plate used as a base plate for the designed fixture. The sandwich beam has an initial crack introduced at the interface between the face sheet and core and a vertical load is applied at one end of the face sheet in order to promote a tearing loading mode at the crack front. FEA of the STB specimen shows that the distribution of the energy release rate (G_I , G_{II} , G_{III}) and the stress intensity factors (K_I , K_{II} , K_{III}) at the crack front are dominated by fracture mode III. The fracture mode I is not significant compared to mode III and the presence of mode II is important only at the free edges of the specimen. It was confirmed that the presence of mode II at the edges of the STB specimen is due to shear stresses in a plane normal to the direction of load application (τ_{xy}). The design of the thickness of the steel beam used to reinforce the laminated composite face sheet of the sandwich beam show that a steel beam with thickness of 6 mm can significantly reduce the mode II component at the free edges of the STB specimen, and make the distribution of the mode III component more uniform.

The STB tests conducted to sandwich beams made of glass/vinyl ester face sheet over an H100 PVC foam core show that the crack propagation occurs at the foam core, just underneath the face/core interface and running parallel to it. The measured compliance and fracture toughness measured by using the STB specimen for the different crack lengths investigated herein were in good agreement with FEA predictions. The average face/core fracture toughness was of 352 J/m^2 and it was observed that the fracture toughness decreases as the crack length increases. Thus, the results obtained by FEA and testing indicate that the STB specimen is a viable test method to measure mode III face/core fracture toughness of materials in sandwich geometry, although more analysis and testing are needed in order to further improve the test specimen.

Introducción

Los materiales compuestos en geometría sándwich son hoy en día ampliamente utilizados como materiales estructurales en la industria aeroespacial, aeronáutica, automotriz, de la construcción civil, marina, y energética, entre otras, principalmente por proveer alta rigidez y resistencia mecánica a bajo peso [1]. La configuración estructural optimizada de estos materiales consta de dos caras delgadas, mecánicamente rígidas y resistentes unidas a un material grueso, mecánicamente débil y de bajo peso llamado núcleo. La unión adhesiva de las caras y el núcleo asegura la transferencia de carga entre las partes constituyentes del sándwich [1]. Actualmente se sabe que estos materiales están sustituyendo en una gran variedad de aplicaciones comerciales a algunos componentes estructurales fabricados de metales convencionales, e incluso a los elaborados de materiales compuestos laminados monolíticos [2-6]. Sin embargo, se ha demostrado que las estructuras sándwich pueden contener defectos en la interfase cara/núcleo, los cuales podrían ser inducidos durante el proceso de manufactura, en la fase de post-proceso (en el manejo de la estructura) o bien, generados durante el servicio. Estos defectos actúan como concentradores de esfuerzo que reducen drásticamente la integridad estructural del elemento y pueden propiciar que grietas contenidas en el material se propaguen ante cargas tanto estáticas como cíclicas [7-9]. Uno de los modos de falla más comunes en materiales compuestos laminados es la “delaminación”, la cual consiste en la separación de las capas (láminas) constituyentes del laminado [10]. En el caso de las estructuras sándwich, la delaminación se caracteriza por la formación de grietas en la región interfacial entre la cara y el núcleo (cara/núcleo). Las delaminaciones entre la cara y el núcleo tienen un efecto perjudicial en las estructuras sándwich debido a que la transferencia de carga entre la cara y el núcleo se ve comprometida, propiciando falla de la estructura durante la aplicación de cargas. Una caracterización completa de la fractura cara/núcleo (delaminación) de estos materiales involucra el estudio de los tres modos de carga aceptados en la literatura: modo I (apertura), modo II (deslizamiento) y modo III (desgarre). Un número importante de métodos de prueba para determinar las propiedades de fractura de materiales compuestos laminados han sido desarrollados [11], resultando algunos en métodos de prueba estándar para la

caracterización de la tenacidad a la fractura modo I [12] y modo mezclado I/II [13]. Para fractura modo II existen algunas propuestas recientes, destacando entre ellas el ensayo de flexión con grieta en el borde (ENF) [14]. A diferencia de las pruebas modo I, modo II y mezclado I/II, el número de métodos propuestos para caracterizar las propiedades de fractura modo III es significativamente menor, a pesar de ser esencial para completar la caracterización de los tres modos de fractura de un material. Entre los investigadores que han desarrollado ensayos para determinar propiedades de fractura modo III destacan Donaldson [15] con el ensayo de la viga en voladizo dividida (SCB), Becht y Gillespie [16] con el ensayo de cortante en rieles con grieta (CRS) y Lee [17] con el ensayo de torsión con grieta en el borde (ECT). En los últimos años, el ensayo ECT ha sido considerado un candidato potencial para convertirse en una prueba estándar y caracterizar la tenacidad a la fractura modo III en compuestos laminados. Entre las ventajas de esta prueba están el permitir determinar propiedades de fractura modo III en laminados utilizando un espécimen fácil de fabricar y ser un ensayo relativamente sencillo de llevar a cabo. Sin embargo, recientemente Ratcliffe [18] ha demostrado que aún es necesario atender ciertas desventajas importantes en esta prueba. En consecuencia, hoy en día no hay un método de prueba estándar para evaluar las propiedades de fractura modo III en materiales compuestos laminados y mucho menos en estructuras sándwich. En el caso de las estructuras sándwich, únicamente existen especímenes propuestos para medir la tenacidad a la fractura modo I, II y mezclado I/II en la interfase cara/núcleo, destacando entre los más comunes la viga doble en voladizo (DCB) [19], viga inclinada con grieta (TSD) [20], viga simple en voladizo (SCB) [21], viga sándwich con grieta (CSB) [22], viga sándwich a tres puntos (TPSB) [23], y flexión en modo mezclado (MMB) [24]. Dados estos antecedentes, y en vista de que el número y diversidad de aplicaciones de los materiales compuestos en geometría de sándwich sigue en crecimiento, se considera necesario desarrollar nuevos y mejorados métodos de caracterización de fractura, especialmente para los que no se posee un estándar internacionalmente aceptado. Además de completar la caracterización a la fractura y los criterios de falla de la mecánica de fracturas, el modo III es de particular importancia para el diseño, construcción y certificación de compuestos estructurales, utilizados en rotores de helicópteros, industria del empaquetado, estructuras marinas, aeronáuticas, y turbinas de

viento, entre otros [11,25,26]. Por lo tanto, en este trabajo de tesis se propone un espécimen sándwich en geometría de viga para evaluar la tenacidad a la fractura en la interfase cara/núcleo ante una carga en modo III (desgarre) de materiales tipo sándwich. El ensayo es denominado como “viga sándwich en desgarre” (“STB” por “sandwich tearing beam”) y su desarrollo y evaluación en este trabajo está basado en diseño y análisis por elemento finito (FEA), así como ensayos experimentales.

Objetivos

General

Desarrollar un espécimen sándwich en geometría de viga para determinar la tenacidad a la fractura en la interfase cara/núcleo ante carga de cortante en desgarre (modo III), evaluando su viabilidad mediante diseño y análisis de elemento finito y ensayos experimentales.

Específicos

- Diseñar un espécimen para evaluar la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo de un material compuesto sándwich.
- Construir modelos de elemento finito que permitan evaluar la distribución de la razón de liberación de energía a lo largo del frente de grieta del espécimen.
- Analizar la distribución de las componentes de la razón de liberación de energía y los factores de intensidad de esfuerzos a través del frente de grieta del espécimen, minimizando las contribuciones de los modos I y II.
- Construir el espécimen y la fijación para llevar a cabo los ensayos, evaluando experimentalmente la factibilidad de la prueba desarrollada para caracterizar la tenacidad a la fractura modo III.
- Evaluar la tenacidad a la fractura de un material compuesto sándwich típico, comparando los resultados obtenidos a partir de los ensayos experimentales con las predicciones obtenidas por análisis de elemento finito.

Capítulo 1

Antecedentes

1.1 Materiales compuestos en geometría sándwich

1.1.1 Estructuras sándwich

Un material compuesto en geometría sándwich representa una forma especial de un material compuesto laminado en el cual la rigidez y resistencia mecánica pueden ser significativamente incrementadas a bajo peso. Típicamente, una estructura sándwich consta de dos “caras” delgadas de materiales mecánicamente rígidos y resistentes unidas a un material relativamente grueso, suave y de peso ligero llamado “núcleo” [1], Fig. 1.1.

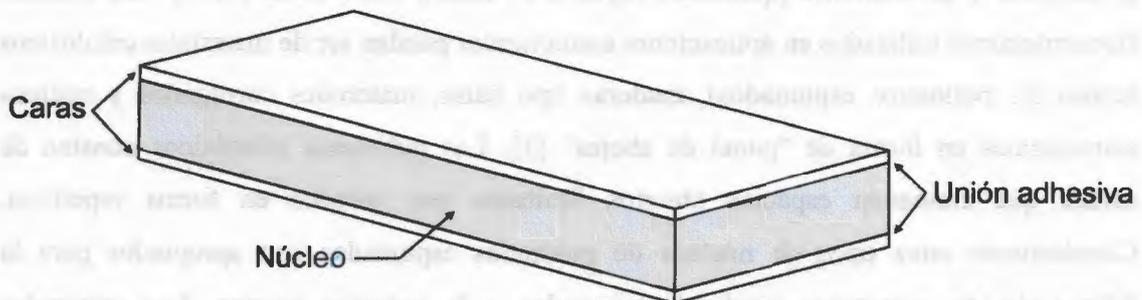


Fig. 1.1 Partes constituyentes de una estructura sándwich.

El concepto de un material sándwich es similar al principio de funcionamiento de una viga en sección “I”, donde las caras (patines) soportan las cargas de flexión y el núcleo (alma)

transfiere las cargas cortantes entre las caras y le proporciona integridad a la estructura sándwich [27], Fig. 1.2.

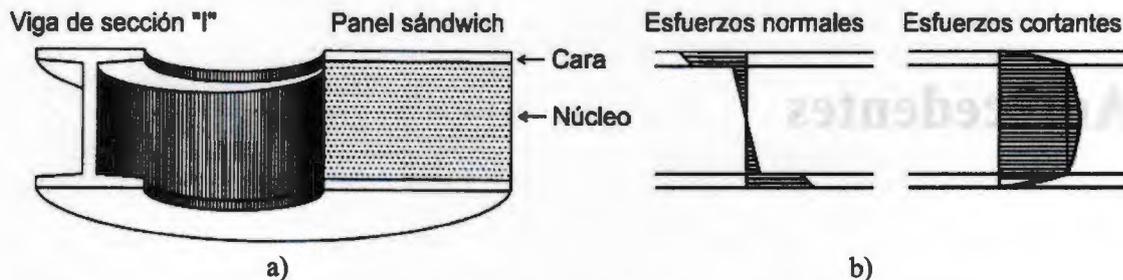


Fig. 1.2 Principio de funcionamiento de una estructura sándwich. a) Esquema comparativo con una viga de sección I, b) distribución de esfuerzo normal y cortante en un sándwich [1].

La separación de las caras debido al núcleo produce un aumento en el momento de inercia de la estructura sándwich y por lo tanto su rigidez y resistencia a la flexión incrementan. Es importante que el núcleo sea lo suficientemente rígido para evitar pandeo local de las caras [28,29]. Las caras que conforman las estructuras sándwich pueden ser de materiales metálicos de peso ligero como el aluminio, acero, o titanio, no metálicos como la madera contrachapada, o bien de materiales compuestos laminados fabricados de polímeros termofijos reforzados con fibras como carbono, vidrio o aramida, por mencionar algunas [30]. En general, un candidato adecuado para funcionar como cara de una estructura sándwich debe poseer alta rigidez y resistencia mecánica, resistencia al impacto, resistencia al desgaste y al ambiente (químicos, rayos UV, calor), entre otros [1,30]. Los núcleos frecuentemente utilizados en aplicaciones estructurales pueden ser de materiales celulósicos (como los polímeros espumados), maderas tipo balsa, materiales corrugados y núcleos estructurales en forma de "panal de abejas" [1]. Los polímeros celulósicos constan de celdas que contienen espacios abiertos limitados por paredes en forma repetitiva. Comúnmente estos tipos de núcleos de polímeros espumados son apropiados para la fabricación de estructuras sándwich orientados a la industria marina. Los materiales corrugados son un tipo de núcleo clasificado como estructural y poseen un arreglo continuo hecho de un material sólido. La separación de las caras debido al arreglo estructural de este núcleo permite una efectiva transferencia de carga a cortante en el sándwich. Las

propiedades físicas de interés en la selección de los materiales empleados como núcleos para las construcciones de las estructuras sándwiches son su baja densidad, resistencia mecánica y rigidez a cortante, estabilidad térmica, aislamiento acústico, buena resistencia a la penetración del agua y resistencia a la fatiga [1,30]. Algunas de las principales desventajas de las estructuras sándwich están asociadas a un bajo control de calidad, dificultades en la inspección de daño después de su manufactura y deficiente adherencia entre las caras y el núcleo [1]. Sin embargo, las estructuras sándwich proveen ventajas integrando funciones tales como aislamiento térmico y acústico, capacidad de absorción de alta energía, flotabilidad y altas razones de rigidez y resistencia mecánica a bajo peso, lo cual han permitido el diseño y construcción de estructuras sándwich con capacidades multifuncionales para distintas aplicaciones.

1.1.2 Aplicaciones

Las aplicaciones de las estructuras sándwich han aumentado rápidamente desde que fueran utilizadas por primera vez en el fuselaje de los aviones “Comet Racer” y “Albatros” y más tarde en las alas y el fuselaje de su sucesor: el “Havilland Mosquito” [31]. El sándwich estructural empleado en el fuselaje de estos aviones consistió de un núcleo de madera tipo balsa unido entre dos caras de madera contrachapada mediante resina fenólica [31]. En el área aeroespacial, las estructuras sándwich han sido utilizadas para la construcción de cápsulas espaciales como el “Apollo” (lanzada a la luna a finales de la década de los sesentas), con la finalidad de proveer protección térmica y la suficiente resistencia para soportar los esfuerzos generados durante su aceleración en las fases de despegue y aterrizaje [31]. Además del campo aeronáutico y aeroespacial, las estructuras sándwich han sido utilizadas en la fabricación de artículos deportivos. Un ejemplo de ello es la construcción de palos de Hurley (comúnmente elaborados de madera) por un material sándwich formado de caras a base de fibra de vidrio unidas a un núcleo de polipropileno espumado. Este material sándwich mejoró la flexibilidad, resistencia al impacto, peso y acabado superficial de los palos de Hurley [32]. En tiempos más recientes, se han reportado estudios sobre las ventajas de emplear materiales en geometría sándwich en la envolvente de las aspas y en el alma de la barra de carga de turbinas de viento, ver por ejemplo [26,33].

Asimismo, las estructuras sándwich están siendo exitosamente empleadas en una gran variedad de aplicaciones como en estructuras aeroespaciales, estructuras de aviones, trenes, autos, armamento, cascos de barcos y botes, artículos deportivos, y aspas de turbinas de viento, entre muchas otras [26,31-37], ver Fig. 1.3.



Fig. 1.3 Aplicaciones de las estructuras sándwich en la industria. a) Aeroespacial, b) transporte, c) energética, d) marina, e) y f) aeronáutica.

La principal razón de su éxito se debe a las elevadas razones de rigidez y resistencia mecánica a bajo peso, lo cual permite que la configuración de estos materiales sea optimizada desde un punto de vista de diseño estructural para estas aplicaciones. Un claro reflejo de ello lo señala Thomsen [26], al reportar la posibilidad de incrementar el tamaño de las turbinas de viento en los próximos años empleando estructuras sándwich para la fabricación de los álabes de las turbinas de esta fuente de energía alterna. En este sentido, el desarrollo en la tecnología de las estructuras sándwich proveerán muchas más opciones de innovación para el diseño y construcción de estructuras altamente fiables, efectivas y durables con capacidades multifuncionales para un amplio rango de aplicaciones.

1.2 Conceptos fundamentales de mecánica de la fractura

La mecánica de la fractura es la rama de la ciencia que conjunta a la mecánica de sólidos y la ciencia de materiales para analizar la tendencia de grietas (existentes en los materiales a distintas escalas) a propagarse debido a cargas externas [38]. La presencia de una grieta reduce la resistencia mecánica de una estructura y, si la grieta es lo suficientemente grande, la estructura fallará antes de su carga límite de diseño. Una gran variedad de fallas en los componentes estructurales ocurren debido a la pre-existencia de defectos, discontinuidades, fisuras y por la formación de grietas durante el servicio ante cargas estáticas o cíclicas. El objetivo de la mecánica de fractura es predecir las cargas a las cuales las grietas o defectos existentes en un material o estructura se propagarán, permitiendo así un diseño seguro desde un punto de vista mecánico [38-40]. En general, es aceptado que una grieta presente en un material puede estar sujeta a tres diferentes modos de carga, los cuales inducen desplazamientos diferentes en las superficies de una grieta [38]. Estos modos de carga son llamados modo I, modo II y modo III y difieren entre sí por la orientación del campo de esfuerzo presente en el frente de grieta, Fig. 1.4.

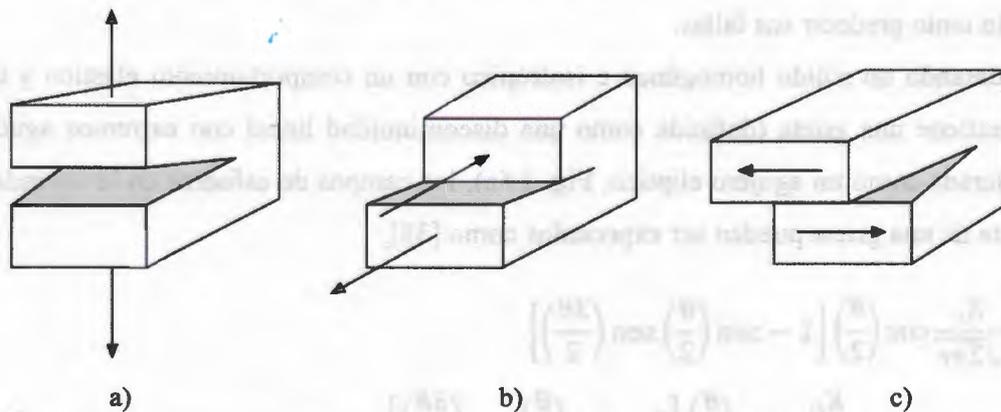


Fig. 1.4 Modos de carga o desplazamiento de las superficies de una grieta. a) Modo I (apertura), b) modo II (deslizamiento), c) modo III (desgarre) [41].

En el modo I o de apertura, esfuerzos a tensión inducen separación por apertura de las superficies de la grieta, Fig. 1.4a. En el modo II o modo de deslizamiento, cargas dentro del plano de la grieta inducen esfuerzos cortantes que generan deslizamiento relativo de las

superficies de la grieta en dirección perpendicular al frente de grieta, Fig. 1.4b. El modo III o de desgarre, Fig. 1.4c, se caracteriza por la separación de las superficies de la grieta debida a desplazamientos relativos en dirección tangencial (paralela) al frente de grieta, por la presencia de carga cortante fuera del plano de la misma [38,40]. En principio, cualquier deformación de la superficie de la grieta puede ser descrita por una combinación (carga de tipo modo mezclado) de estos tres modos de fractura.

1.2.1 Mecánica de fractura de materiales homogéneos

Los primeros estudios referentes a la mecánica de fractura de materiales homogéneos e isotrópicos fueron realizados por Griffith e Irwin. Griffith [42] fue el primero en proponer un criterio para el análisis de fractura de materiales homogéneos basado en un balance de energía. Sus análisis demostraron que la resistencia real a tensión de materiales frágiles es significativamente menor a la resistencia predicha teóricamente debido a la presencia de grietas [42]. Posteriormente, Irwin [43] presentó los conceptos del factor de intensidad de esfuerzo (K) y razón de liberación de energía (G) que actualmente son ampliamente utilizados en el campo de la mecánica de fractura para entender cómo fallan los materiales y por lo tanto predecir sus fallas.

Considerando un sólido homogéneo e isotrópico con un comportamiento elástico y lineal que contiene una grieta (definida como una discontinuidad lineal con extremos agudos o considerada como un agujero elíptico, Fig. 1.5a), los campos de esfuerzo en la vecindad de la punta de una grieta pueden ser expresados como [38],

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[2 - \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (1.1a)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 + \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) \quad (1.1b)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \cos\left(\frac{3\theta}{2}\right) + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[1 - \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \sin\left(\frac{3\theta}{2}\right)\right] \quad (1.1c)$$

donde $\sigma_z = 0$ para esfuerzo plano y $\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y)$ para deformación plana, ν es la razón de Poisson del material, K_I y K_{II} son las componentes del factor de intensidad de esfuerzo cuyos subíndices *I* y *II* son utilizados para denotar modo I y modo II de carga, r y θ son coordenadas polares definidas desde la punta de la grieta, ver Fig. 1.5a. Las ecuaciones de los campos de esfuerzo en modo III cerca del frente de grieta (Fig. 1.5b) para un material isotrópico, elastico y lineal se expresan como,

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (1.2a)$$

$$\tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (1.2b)$$

donde K_{III} es la componente del factor de intensidad de esfuerzo en modo III de fractura. Se puede notar en estas expresiones que los esfuerzos en la vecindad del frente de la grieta son proporcionales al factor de intensidad de esfuerzo y al mismo tiempo varían respecto al término $r^{-1/2}$, exhibiendo campos de esfuerzo singular en la cercanía del frente de grieta. Así, a medida que r tiende a cero los esfuerzos en la punta de la grieta tienden al infinito.

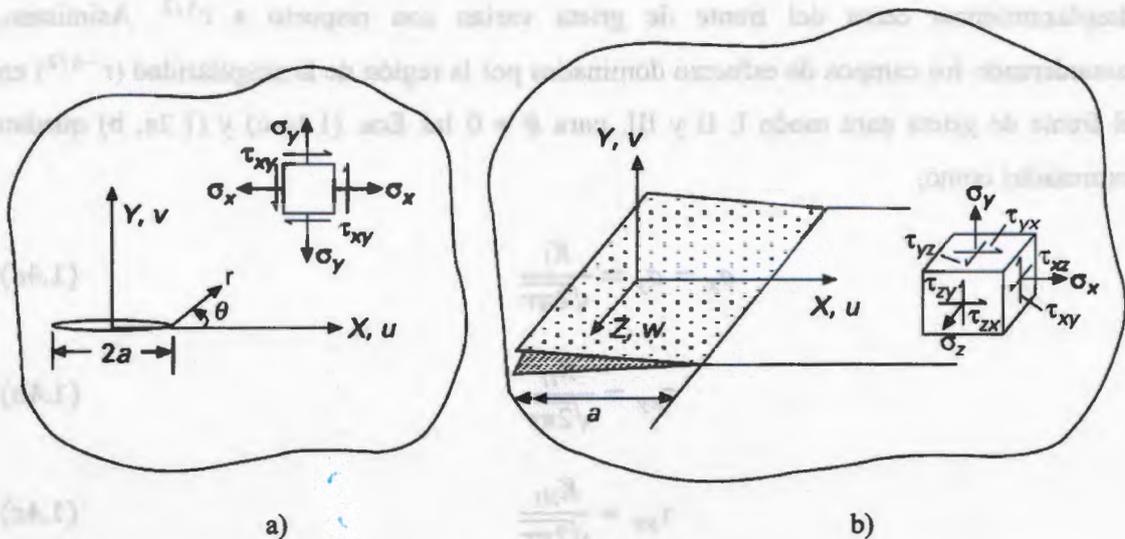


Fig. 1.5 Esquema del estado de esfuerzos en la vecindad de una grieta. a) En una placa (bidimensional), b) en un sólido (tridimensional) [41].

Similarmente, los campos de desplazamiento u , v , y w corresponden a las direcciones cartesianas x , y , y z del frente de una grieta en un material homogéneo donde la región es dominada por campos de esfuerzo singular están expresados como [38],

$$u = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\bar{k} - 1 + 2\text{sen}^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] + \frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \text{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\bar{k} + 1 + 2\text{cos}^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (1.3a)$$

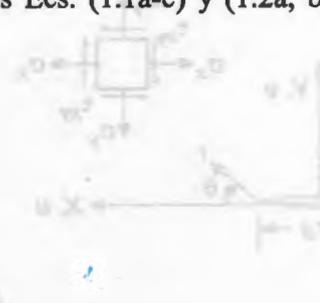
$$v = \frac{K_I}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \text{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\bar{k} + 1 - 2\text{cos}^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] - \frac{K_{II}}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos\left(\frac{\theta}{2}\right) \left[\bar{k} - 1 - 2\text{sen}^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right] \quad (1.3b)$$

$$w = \frac{2K_{III}}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \text{sen}\left(\frac{\theta}{2}\right) \quad (1.3c)$$

donde μ es el módulo a cortante del material, $\bar{k} = (3 - \nu)/(1 + \nu)$ para esfuerzo plano, $\bar{k} = (3 - 4\nu)$ para deformación plana. Puede observarse en estas ecuaciones que los desplazamientos cerca del frente de grieta varían con respecto a $r^{1/2}$. Asimismo, considerando los campos de esfuerzo dominados por la región de la singularidad ($r^{-1/2}$) en el frente de grieta para modo I, II y III, para $\theta = 0$ las Ecs. (1.1a-c) y (1.2a, b) quedan expresadas como,



$$\sigma_x = \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1.4a)$$



$$\tau_{xy} = \tau_{yx} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1.4b)$$

$$\tau_{yz} = \tau_{zy} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1.4c)$$

De este modo, los factores de intensidad de esfuerzos describen la intensidad del campo de esfuerzo cerca del frente de grieta y son una medida de la severidad de la grieta y

resistencia del material. El criterio más básico de mecánica de fracturas es que cuando los factores de intensidad de esfuerzos alcanzan sus valores críticos (K_{Ic} , K_{IIc} y K_{IIIc}) la grieta se propaga.

Las ecuaciones de los desplazamientos relativos de apertura, deslizamiento y desgarre (Fig. 1.6) de las superficies del frente de una grieta en la región de los campos de esfuerzo singular pueden ser expresados como,

$$\delta_I, \delta_{II} = \frac{8}{\bar{E}} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (K_I, K_{II}) \quad (1.5a, b)$$

$$\delta_{III} = \frac{1}{\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} K_{III} \quad (1.5c)$$

donde $\bar{E} = E$ para esfuerzo plano y $\bar{E} = E/(1 - \nu^2)$ para deformación plana, siendo E el módulo elástico del material.

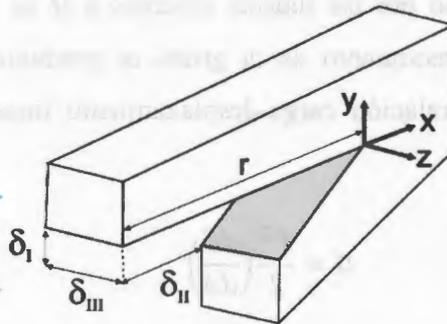


Fig. 1.6 Desplazamientos de apertura (δ_I), deslizamiento (δ_{II}) y desgarre (δ_{III}) en las cercanías del frente de una grieta.

Estas expresiones son a menudo empleadas para determinar los factores de intensidad de esfuerzos K_I , K_{II} y K_{III} a partir de desplazamientos conocidos, es decir [44],

$$K_I, K_{II} = \frac{\bar{E}}{8} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} (\delta_I, \delta_{II}) \quad (1.6a, b)$$

$$K_{III} = \frac{1}{2\mu} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} (\delta_{III}) \quad (1.6c)$$

Basado en el enfoque de Griffith, Irwin propuso un enfoque energético donde definió el término de razón de liberación de energía, G , como la razón de cambio de la energía potencial (Π) respecto al área de grieta (A) para un material que exhibe un comportamiento elástico lineal, es decir [38],

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (1.7)$$

Este parámetro es la cantidad de energía de deformación necesaria para la creación de nuevas superficies por unidad de área de crecimiento de grieta durante la propagación de la misma, y puede también ser expresado como [38],

$$G = \frac{d}{dA}(W - U) \quad (1.8)$$

donde W es el trabajo hecho por las fuerzas externas y U es la energía de deformación elástica del sólido. Si el crecimiento de la grieta es producido por una fuerza externa constante y se asume una relación carga-desplazamiento lineal, G puede ser expresada como [38],

$$G = \frac{P^2}{2} \left(\frac{dC}{dA} \right) \quad (1.9)$$

donde P es la fuerza externa aplicada y C la complianza¹ del espécimen (desplazamiento dividido entre carga). El valor crítico de G (G_c) es conocido como la tenacidad a la fractura y es una medida de la energía necesaria para que la propagación de una grieta en un material ocurra. Más tarde, Irwin relacionó el factor de intensidad de esfuerzo con la razón de liberación de energía, demostrando que ésta última puede ser determinada a partir de los campos de esfuerzo y desplazamiento que ocurre en una región cercana al frente de la grieta. Así, el parámetro G , está relacionado con el factor de intensidad de esfuerzo para un material homogéneo elástico lineal como [38],

¹ En este trabajo el término “complianza” es usado para representar el desplazamiento del espécimen normalizado por la carga aplicada (m/N), en ausencia a un término más apropiado en español.

$$G = \frac{K_I^2}{E} + \frac{K_{II}^2}{E} + (1 - \nu) \frac{K_{III}^2}{E} \quad (1.10)$$

donde cada uno de los sumandos representa una componente de G ($G = G_I + G_{II} + G_{III}$). Por lo tanto, la razón de liberación de energía y el factor de intensidad de esfuerzos son parámetros de fractura utilizados para predecir propagación de grietas en el área de mecánica de fracturas, mediante dos enfoques diferentes. El primero se encarga de cuantificar el cambio neto en la energía que acompaña un incremento de crecimiento de grieta, mientras que el segundo caracteriza las soluciones de elasticidad de los esfuerzos, deformaciones y desplazamientos cerca del frente de la grieta [38].

1.2.2 Mecánica de fractura de bimateriales isotrópicos

El análisis de grietas en la interfase entre dos materiales distintos (bimaterial) ha demostrado la existencia intrínseca de cargas modo mezclado a través de una grieta interfacial debido a las distintas propiedades elásticas que presentan los bimateriales [45]. Lo anterior significa que tanto esfuerzos normales como cortantes actúan cerca del frente de grieta interfacial en un bimaterial, a pesar de que la carga global se asemeje a un modo puro. Para estructuras sándwich de núcleos espumados, la gran disparidad entre la rigidez de las caras y el núcleo conlleva a una gran disparidad bimaterial. Comúnmente, las razones de módulo elástico cara/núcleo de estructuras sándwich alcanzan valores entre 100 a 1000 [27]. Así, las asimetrías de las propiedades mecánicas (módulo elástico y razón de Poisson) con respecto a la interfase, inducen un modo mezclado de carga en el frente de la grieta debido a que esfuerzos normales y cortantes son necesarios para mantener la continuidad de los desplazamientos entre los dos materiales a lo largo de la interfase [27]. Para una grieta interfacial entre dos sólidos isotrópicos distintos, el campo de esfuerzo singular cerca de la punta de la grieta en el plano x - y con $\theta = 0$ (Fig. 1.7) queda expresado como [44],

$$\sigma_y + i\tau_{xy} = \frac{K^*}{\sqrt{2\pi r}} r^{i\epsilon} \quad (1.11)$$

donde r es la distancia desde la punta de la grieta a lo largo de la interfase, $i = \sqrt{-1}$ y $K^* = K_1 + iK_2$ es el factor de intensidad de esfuerzo complejo definido para una grieta

interfacial bimaterial. Los números arábigos empleados como subíndices para K^* son utilizados para diferenciar K_1 y K_2 (componentes real e imaginaria de un número complejo) de los factores de intensidad de esfuerzos convencionales definidos para materiales homogéneos (K_I y K_{II}). El parámetro ε es el índice oscilatorio, expresado como [44],

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left(\frac{1 - \beta}{1 + \beta} \right) \quad (1.12)$$

donde β es uno de los parámetros elásticos de Dundurs' para un sistema bimaterial [44],

$$\beta = \frac{\mu_1(k_2 - 1) - \mu_2(k_1 - 1)}{\mu_1(k_2 + 1) + \mu_2(k_1 + 1)} \quad (1.13)$$

donde los subíndices 1 y 2 representan los materiales ubicados arriba y por debajo de la interfase, Fig. 1.7, μ es el módulo a cortante, $k_i = (3 - \nu_i)/(1 + \nu_i)$ es usada para esfuerzo plano y $k_i = 3 - 4\nu_i$ para deformación plana, ($i = 1, 2$).

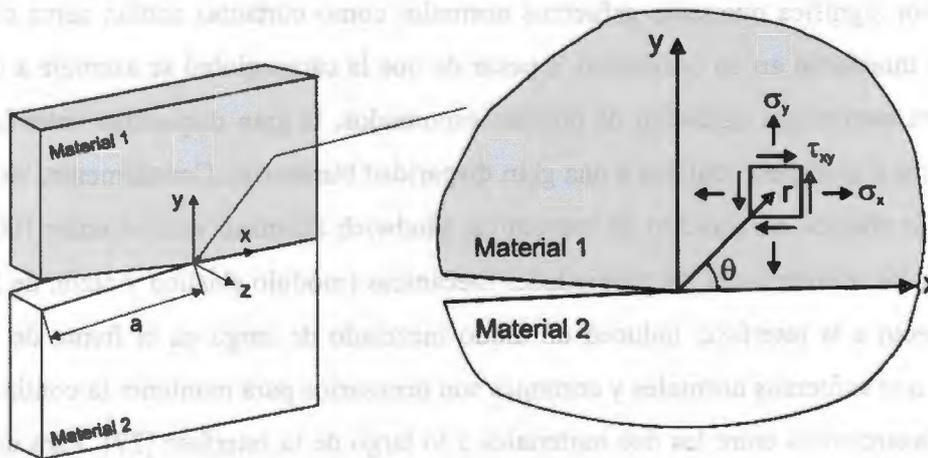


Fig. 1.7 Componentes de esfuerzo en el plano x - y cerca del frente de grieta interfacial en un bimaterial.

En la Ec. (1.11) se observa que $r^{i\varepsilon} = \cos(\varepsilon \ln r) + i \operatorname{sen}(\varepsilon \ln r)$ es una función que oscila en forma intensa en la cercanía de la punta de la grieta, es decir, a medida que la distancia r tiende a cero. Por lo tanto, los esfuerzos cercanos a la punta de la grieta no solo experimentan la típica singularidad $r^{-1/2}$ (como se describió para materiales homogéneos)

sino también exhiben un comportamiento oscilatorio del tipo $r^{i\varepsilon}$. Los desplazamientos de las superficies de una grieta interfacial para modo I y II de fractura exhiben también un comportamiento oscilatorio similar al campo de esfuerzos en una grieta interfacial bimaterial [44]. Los desplazamientos complejos modo I y II definidos para una grieta interfacial bimaterial a una distancia r de la punta de grieta están dados por [44],

$$\delta_2 + i\delta_1 = \left(\frac{1}{\bar{E}_1} + \frac{1}{\bar{E}_2} \right) \frac{8K^* r^{i\varepsilon}}{(1 + 2i\varepsilon) \cosh(\pi\varepsilon)} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \quad (1.14)$$

La componente del esfuerzo que corresponde al modo III para grietas interfaciales en bimateriales está desacoplada de las componentes en el plano y no exhibe un comportamiento oscilatorio [46]. Esta componente es expresada como,

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \quad (1.15)$$

Debido a que el campo de esfuerzos y desplazamientos cercanos a la punta de la grieta exhiben un comportamiento oscilatorio para modo I y II, el análisis de grietas interfaciales en bimateriales puede presentar varias complicaciones causando problemas de convergencia al determinar los parámetros de fractura mediante un método numérico. Sin embargo, He y Hutchinson [47] argumentan que la oscilación puede ser un artificio matemático de la solución elástica y señalan que la región del campo de esfuerzo oscilatorio existe solamente en una vecindad de la punta de la grieta interfacial excesivamente pequeña. Además, se ha demostrado que los valores de ε son a menudo muy pequeños (menores a 0.001 en magnitud), como lo reportan Hutchinson et al. [48] para distintos sistemas materiales. La solución en desplazamientos complejos (oscilatorios) implica interpenetración del frente de grieta y no existe aún evidencia experimental que indique que la oscilación desempeñe un papel físico importante. De este modo, ellos proponen un enfoque que consiste en tomar como cero el índice oscilatorio para la evaluación de los parámetros de fractura. Así, cuando $\varepsilon = 0$, los factores de intensidad de esfuerzos K_I y K_{II} se desacoplan y desempeñan el mismo papel físico que sus equivalentes en mecánica de fractura de materiales homogéneos (K_I y K_{II}). De esta manera, los campos

de desplazamiento en el frente de grieta interfacial en bimateriales asumiendo $\varepsilon = 0$ quedan expresados como,

$$\delta_I, \delta_{II} = 4\sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right) (K_I, K_{II}) \quad (1.16a, b)$$

$$\delta_{III} = \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \left(\frac{1}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_2} \right) K_{III} \quad (1.16c)$$

Las componentes de la razón de liberación de energía (G) pueden ser calculadas para cualquier punto a lo largo del frente de una grieta interfacial a través de los factores de intensidad de esfuerzos como [49,50],

$$G_I, G_{II} = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right) (K_I^2, K_{II}^2) \quad (1.17a, b)$$

$$G_{III} = \frac{1}{4} \left(\frac{1}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_2} \right) K_{III}^2 \quad (1.17c)$$

En cualquier punto a lo largo del frente de grieta interfacial, la razón de liberación de energía total bajo los tres modos de carga queda expresada como,

$$G = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right) (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1}{4} \left(\frac{1}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_2} \right) K_{III}^2 \quad (1.18)$$

Para el caso particular de la mezcla de los tres modos, Tvergaard y Hutchinson [49] y Jensen et al. [50] sugieren utilizar un criterio de modo mezclado definido por los ángulos de fase (ψ, φ), es decir [49,50],

$$G = G_c(\psi, \varphi) \quad (1.19)$$

donde G_c es la tenacidad a la fractura de la interfase que depende en el modo de carga, y ψ y φ son ángulos de fase definidos por los factores de intensidad de esfuerzos en un sistema de ejes ortogonales, como se muestran en la Fig. 1.8.

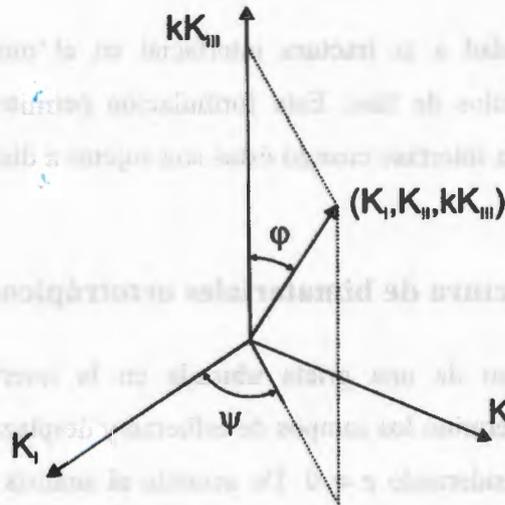


Fig. 1.8 Ángulos de fase en modo mixto definidos por los factores de intensidad de esfuerzos de los tres modos de fractura para una grieta interfacial en un sistema bimaternal de acuerdo a Tvergaard y Hutchinson [49].

Los ángulos de fase definidos en esta formulación representan una medida de la cantidad relativa del modo mezclado actuando en la interfase de una grieta en un bimaternal asumiendo $\varepsilon = 0$, y son expresados como,

$$\psi = \tan^{-1} \left(\frac{K_{II}}{K_I} \right) \quad (1.20)$$

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{kK_{III}} \right), \quad \tan^2 \varphi = \left(\frac{G_I + G_{II}}{G_{III}} \right) \quad (1.21a, b)$$

El factor k puede ser obtenido al sustituir los factores de intensidad de esfuerzos despejados de las Ecs. (1.17a-c) en la Ec. (1.21a) y luego igualando esta última con la Ec. (1.21b), lo cual produce,

$$k^2 = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{\mu_1} + \frac{1}{\mu_2} \right) \left(\frac{1}{\bar{E}_1} + \frac{1}{\bar{E}_2} \right)^{-1} \quad (1.21c)$$

De esta manera, el criterio de modo mezclado propuesto por Tvergaard y Hutchinson [49] así como Jensen et al. [50], involucra los tres modos básicos de carga y demuestra la

dependencia de la tenacidad a la fractura interfacial en el modo mezclado de carga caracterizado por los ángulos de fase. Esta formulación permite analizar y predecir el crecimiento de grietas en la interfase cuando éstas son sujetas a distintas combinaciones de los tres modos de carga.

1.2.3 Mecánica de fractura de bimateriales ortotrópicos

Suo [46] examinó el caso de una grieta ubicada en la interfase entre dos sólidos ortotrópicos distintos y determinó los campos de esfuerzo y desplazamiento cerca del frente de la grieta interfacial considerando $\varepsilon = 0$. De acuerdo al análisis de Suo, los factores de intensidad de esfuerzos de los tres modos de fractura (K_I , K_{II} y K_{III}) en función de los desplazamientos relativos (Fig. 1.6) de las superficies de una grieta interfacial en un sistema bimaterial ortotrópico pueden ser expresados como [46],

$$K_I = \frac{1}{2H_{11}} \sqrt{\frac{2\pi H_{11}}{r H_{22}}} \delta_I \quad (1.22a)$$

$$K_{II} = \frac{1}{2H_{11}} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} \delta_{II} \quad (1.22b)$$

$$K_{III} = \frac{1}{B_1 + B_2} \sqrt{\frac{\pi}{2r}} \delta_{III} \quad (1.22c)$$

con

$$H_{11} = \left[2n\lambda^{1/4} (b_{11}b_{22})^{1/2} \right]_1 + \left[2n\lambda^{1/4} (b_{11}b_{22})^{1/2} \right]_2 \quad (1.22d)$$

$$H_{22} = \left[2n\lambda^{-1/4} (b_{11}b_{22})^{1/2} \right]_1 + \left[2n\lambda^{-1/4} (b_{11}b_{22})^{1/2} \right]_2 \quad (1.22e)$$

$$B_i = (b_{44}b_{55} - b_{45}^2)_i^{1/2} \quad i = 1, 2 \quad (1.22f)$$

$$n_i = \left[\frac{1}{2} (1 + \rho_i) \right]^{1/2} \quad i = 1, 2 \quad (1.22g)$$

donde H_{11} , H_{22} y B_i son parámetros definidos en términos de las complianzas (b_{ij}) de los materiales que se encuentran encima (subíndice 1 de los paréntesis en las ecuaciones) y por debajo (subíndice 2) de la interfase, mientras que λ y ρ son parámetros elásticos adimensionales definidos para un material ortotrópico como [46],

$$\lambda_i = (b_{11}/b_{22})_i \quad i = 1, 2 \quad (1.22h)$$

$$\rho_i = \frac{1}{2} [(2b_{12} + b_{66})(b_{11}b_{22})^{-1/2}]_i \quad i = 1, 2 \quad (1.22i)$$

Las constantes b_{ij} son elementos de complianza para esfuerzo o deformación plana definidos en términos de los elementos de complianza (s_{ij}) para un material ortotrópico con las direcciones 1, 2, 3 a lo largo de los ejes x , y , y z como [51],

$$b_{ij} = \begin{cases} s_{ij} & \text{(esfuerzo plano)} \\ s_{ij} - \frac{s_{i3}s_{j3}}{s_{33}} & \text{(deformación plana)} \end{cases} \quad (1.22j)$$

$$\begin{aligned} s_{11} &= \frac{1}{E_1} & s_{12} &= -\frac{\nu_{12}}{E_1} & s_{13} &= -\frac{\nu_{13}}{E_1} \\ s_{22} &= \frac{1}{E_2} & s_{23} &= -\frac{\nu_{23}}{E_2} & s_{33} &= \frac{1}{E_3} \\ s_{44} &= \frac{1}{\mu_{23}} & s_{55} &= \frac{1}{\mu_{13}} & s_{66} &= \frac{1}{\mu_{12}} \end{aligned} \quad (1.22k)$$

Una vez que los factores de intensidad de esfuerzos han sido determinados, las componentes de la razón de liberación de energía (G) pueden ser calculadas para cualquier punto a lo largo del frente de una grieta interfacial a través de los factores de intensidad de esfuerzos como [46],

$$G_I = \frac{H_{11}}{4} (K_I^2) \quad (1.23a)$$

$$G_{II} = \frac{H_{11}}{4} (K_{II}^2) \quad (1.23b)$$

$$G_{III} = \frac{1}{4} (B_1 + B_2) K_{III}^2 \quad (1.23c)$$

La razón de liberación de energía total puede expresarse como la suma de sus componentes ($G = G_I + G_{II} + G_{III}$), esto es, [49,50],

$$G = \frac{H_{11}}{4} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1}{4} (B_1 + B_2) K_{III}^2 \quad (1.24)$$

donde G_I , G_{II} , y G_{III} son las componentes de la razón de liberación de energía que corresponden al modo I, modo II y modo III de fractura.

Finalmente, en la formulación de Tvergaard y Hutchinson los ángulos de fase de modo mezclado para grietas interfaciales en sistemas bimateriales ortotrópicos quedan expresados como [49,50],

$$\psi = \tan^{-1} \left(\frac{K_{II}}{K_I} \right) \quad (1.25a)$$

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{K_I^2 + K_{II}^2}}{k K_{III}} \right), \quad \tan^2 \varphi = \left(\frac{G_I + G_{II}}{G_{III}} \right) \quad (1.26a, b)$$

con

$$k^2 = \frac{B_1 + B_2}{H_{11}} \quad (1.26c)$$

donde el factor k fue obtenido de manera similar a como se describió en la sección 1.2.2.

1.3 Ensayos de fractura modo III en materiales compuestos laminados

El desarrollo de métodos de pruebas para la evaluación de la tenacidad a la fractura en materiales compuestos laminados y estructuras sándwich ha sido un tema de investigación y estudio desde hace algunos años, a raíz de la importancia que dicha propiedad material representa. Sin embargo, hasta la fecha, aún no existe un método de prueba de fractura modo III aceptado internacionalmente como estándar para materiales compuestos laminados y en consecuencia solamente existen ensayos considerados como propuestas [11]. Entre los ensayos más aceptados para la medición de la tenacidad a la fractura modo III se encuentran la viga en voladizo dividida (SCB), cortante en rieles con grieta (CRS) y el ensayo de torsión con grieta en el borde (ECT) [11], aunque aún existen ciertos inconvenientes en estas pruebas que no han sido resueltos. Entre los inconvenientes principales pueden mencionarse, de manera general, el minimizar la complejidad de la fijación y procedimiento del ensayo, obtener un modelo de reducción de datos analítico que no involucre análisis de elemento finito y lograr un estado dominante de fractura modo III en el frente de grieta del espécimen, los cuales son algunas condiciones consideradas como necesarias en una prueba estándar. Del mismo modo, a pesar de que son diversos los especímenes que han sido propuestos durante las últimas dos décadas para la caracterización de la tenacidad a la fractura cara/núcleo de materiales sándwich, ninguno ha sido propuesto para modo III. Por tal motivo y en vista de la ausencia de ensayos de fractura modo III para materiales sándwich, a continuación se presenta una breve descripción de los ensayos que hasta ahora han sido propuestos en la literatura para determinar la tenacidad a la fractura modo III en materiales compuestos laminados, discutiendo brevemente sus ventajas y limitaciones.

1.3.1 Ensayo de la viga en voladizo dividida

Hace más de dos décadas, Donaldson [15] desarrolló un espécimen llamado la viga en voladizo dividida (SCB, por sus siglas en inglés) para evaluar la tenacidad a la fractura modo III de materiales compuestos laminados. El espécimen SCB es uno de los primeros

ensayos propuestos para determinar propiedades de fractura modo III en laminados y en esencia es similar al espécimen del método estándar llamado “viga doble en voladizo” (DCB), empleado para caracterizar la tenacidad a la fractura interlaminar modo I en compuestos laminados [12]. El espécimen SCB consiste en una viga de material compuesto laminado con una grieta inicial (delaminación) localizada en su plano medio, unida entre dos barras de aluminio que cumplen la función de proporcionar rigidez a la viga durante la propagación de la grieta. Dos placas de metal son atornilladas en los lados de las barras de aluminio y una carga es aplicada en dirección paralela al plano de la grieta y normal al eje de la viga, ver Fig. 1.9.

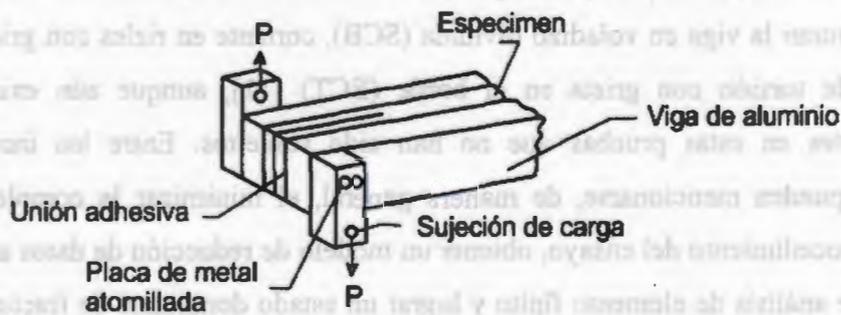


Fig. 1.9 Especimen de la viga en voladizo dividida (SCB) [52].

En su trabajo, Donaldson observó que el ensayo del espécimen SCB es adecuado para determinar propiedades de fractura en laminados, debido a que fue posible extraer valores de complianza (C) del espécimen durante el ensayo experimental. Más tarde, Martin [52] realizó una serie de análisis de elemento finito (FEA) y pruebas experimentales para investigar si la tenacidad a la fractura obtenida en el espécimen SCB es modo III dominante. Los análisis realizados a esta prueba mostraron una presencia importante de la componente modo II de fractura, principalmente en los bordes libres de la viga y la evaluación de las microfografías de las superficies de fractura de los laminados de fibra de vidrio/resina epóxica revelaron características superficiales tipo “hackles” (una falla producida por carga cortante pero asociada a fractura modo II) [52]. Por otra parte, Sharif et al. (pertenecientes al mismo grupo de Martin) [53] confirmaron por FEA que la componente modo II en los extremos del espécimen SCB es significativa comparado con la

componente modo III y la distribución de G_{III} no es uniforme a través del frente de grieta de la viga. Asimismo, al evaluar G_{II} y G_{III} en el espécimen SCB se pudo observar una mezcla de modos de fractura con razones de estos que varían significativamente (arriba de un 40% de G_{III}) a través del frente de grieta [53]. De este modo, Martin concluyó que el espécimen SCB podría ser apropiado para medir la tenacidad a la fractura modo III en compuestos laminados pero no de la manera originalmente propuesta por Donaldson, principalmente por factores como carga irregular, rotación del espécimen durante el ensayo y presencia de un momento flexionante máximo en el frente de grieta de la viga. Entre las soluciones que Martin propone para modificar el espécimen SCB están el de utilizar laminados lo suficientemente gruesos para proveer su propia rigidez torsional, e imponer dos cargas en cada brazo del espécimen SCB para minimizar el momento flexionante en el frente de la grieta de la viga, Fig. 1.10.

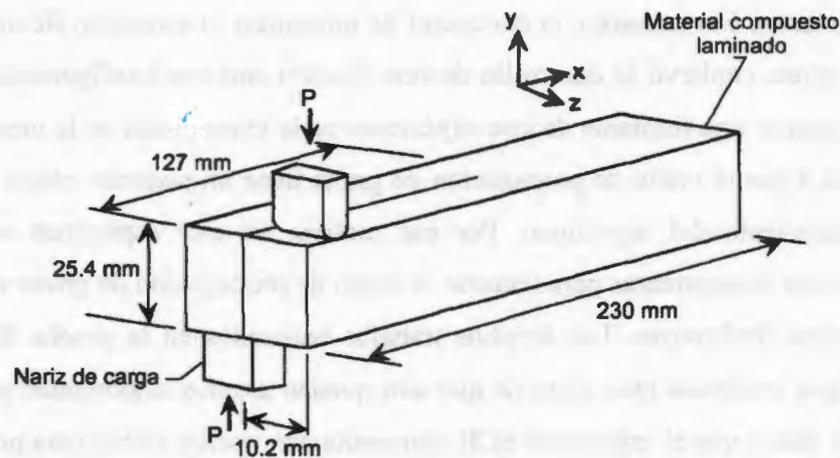


Fig. 1.10 Esquema del espécimen SCB modificado [52].

Así, el grupo de Martin propuso una modificación al espécimen SCB original para reducir la componente modo II mediante una configuración de carga nueva pero a su vez más compleja [53]. El diseño de este espécimen SCB modificado tiene como objetivo reducir a cero el momento flexionante generado por la aplicación de la carga en el espécimen SCB, disminuyendo de esta manera la componente de fractura modo II en el frente de grieta. En esta nueva configuración, dos cargas son aplicadas directamente al espécimen en sentidos opuestos mediante un brazo de fijación que permite un balance en el momento flexionante.

En paralelo a los trabajos realizados por el grupo de Martin, Robinson y Song [54] propusieron el diseño de una configuración de carga en el espécimen SCB para reducir el momento flexionante en el frente de grieta, responsable de la componente modo II en esa región. Sin embargo, en su diseño no se consideró la posibilidad de que el espécimen rote junto con la fijación y llegaron a la conclusión de que la elevada rigidez del espécimen impidió una reducción de datos precisa. Otro trabajo orientado a resolver el problema de la presencia de la componente modo II en el espécimen SCB, propuso simplificar el espécimen utilizando únicamente bloques muy rígidos de acero en vez de las barras de aluminio consideradas por Donaldson en el espécimen original [55]. En años más recientes, Szekrényes [56] reportó un estudio basado en la modificación del espécimen SCB para evaluar la tenacidad a la fractura modo III de laminados de fibra de vidrio/resina poliéster junto con el desarrollo de un modelo analítico mediante la teoría de vigas usada para la reducción de datos. Sin embargo, la necesidad de minimizar el momento flexionante en el frente de la grieta conllevó al desarrollo de una fijación con una configuración altamente compleja. Además, una limitante de este espécimen es la imprecisión en la medición de G_c inicial debido a que el inicio de propagación de grieta tiene un pequeño efecto en la curva carga-desplazamiento del espécimen. Por ese motivo, en este espécimen es necesario emplear probetas transparentes para detectar el inicio de propagación de grieta visualmente, como lo reporta Szekrényes. Los amplios trabajos realizados en la prueba SCB indican hasta ahora una evidencia muy clara de que aún quedan asuntos importantes por resolver, pero también indica que el espécimen SCB representa una opción viable para poder evaluar la tenacidad a la fractura modo III en compuestos laminados y, quizás, en estructuras sándwiches.

1.3.2 Ensayo de cortante en rieles con grieta

El ensayo denominado como cortante en rieles con grieta (CRS) es un método que ha sido propuesto para caracterizar la tenacidad a la fractura interlaminar modo III en materiales compuestos laminados. El espécimen CRS consiste de un panel laminado que contiene una delaminación generada al introducir una película delgada de teflón simétricamente en el plano medio del laminado. El ensayo CRS es muy parecido a la prueba estándar usada para

determinar propiedades a cortante de compuestos laminados conocido como el método a cortante en rieles [57]. La geometría del espécimen CRS es similar y conserva las mismas dimensiones (en longitud y ancho) sugeridas para el espécimen de la prueba a cortante ASTM D4255 [57]. Becht y Gillespie [16,58], llevaron a cabo un amplio análisis de elemento finito y pruebas experimentales en dos tipos de geometrías de especímenes CRS con doble y simple grieta, ver Fig. 1.11.

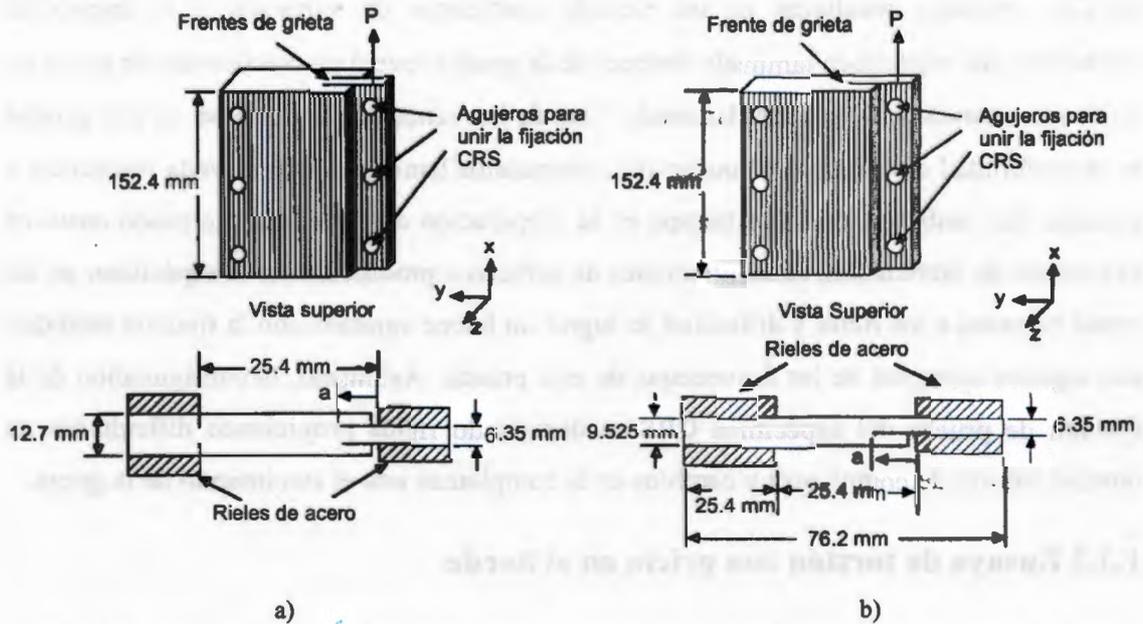


Fig. 1.11 Geometría del espécimen CRS. a) Doble grieta, b) simple grieta [16,58].

Después de varios estudios, la configuración CRS con doble grieta fue descartada debido principalmente a las dificultades en la propagación simultánea de las dos delaminaciones durante el ensayo [16]. Además, los análisis de elemento finito mostraron que la componente G_{III} no es totalmente dominante en el espécimen y su distribución a lo largo del frente de la grieta adopta una distribución tipo parabólica. También se observó que las componentes de fractura modo I y II están presentes en el frente de la grieta del espécimen CRS pero son relativamente pequeñas comparadas con la componente modo III y están localizadas en una pequeña región cercana a cada extremo del frente de grieta. Sin embargo, en el ensayo se produjeron valores muy bajos de complianza de ambos especímenes y por tanto el método de reducción de datos estándar basado en la calibración

de complianza experimental no puede ser implementado para medir G_c de los laminados con este espécimen. Como parte de su programa experimental, los autores utilizaron galgas de deformación para detectar el crecimiento de la grieta y así definir la carga crítica (carga a la cual la grieta se propaga), lo cual hace el empleo de la prueba un poco más elaborado. Las cargas requeridas para propagar la delaminación en este espécimen son elevadas y en algunos casos ocurre deslizamiento entre el espécimen y los rieles de sujeción. Los valores de G_{IIIc} medidos resultaron en un elevado coeficiente de variación y la inspección ultrasónica del espécimen laminado después de la prueba reveló un crecimiento de grieta no uniforme a través del ancho del laminado. Una de las ventajas que destacan de esta prueba es la posibilidad de caracterizar materiales compuestos laminados con elevada resistencia a cortante. Sin embargo, un largo tiempo en la preparación del espécimen, elevado costo en el proceso de fabricación, concentraciones de esfuerzos producidos en el espécimen en las zonas cercanas a los rieles y dificultad de lograr una buena sujeción con la fijación estándar, son algunos ejemplos de las desventajas de esta prueba. Asimismo, la configuración de la fijación de prueba del espécimen CRS es demasiado rígida propiciando dificultades en obtener valores de complianza y cambios en la complianza con el crecimiento de la grieta.

1.3.3 Ensayo de torsión con grieta en el borde

Una de las pruebas más prometedora para caracterizar la tenacidad a la fractura modo III en materiales compuestos laminados (y probablemente la más investigada en los últimos años) es el ensayo de torsión con grieta en el borde (ECT), Fig. 1.12. Esta prueba fue propuesta en 1993 por Lee [17] y consiste en un plato laminado con geometría rectangular con una grieta en el borde ubicada en su plano medio. Para inducir una carga modo III, el espécimen en geometría de plato es sujeto a una carga transversal en una de sus esquinas y apoyado en las tres esquinas restantes como se muestra en la Fig. 1.12a. Varios estudios realizados a esta configuración del espécimen ECT original indican una carga modo III dominante y uniforme en casi todo el frente de la grieta del espécimen, es decir, lejos de los puntos de carga y apoyos [18,59,60]. Sin embargo, en base a los resultados reportados en un ejercicio (“round robin”) organizado por el comité internacional de la ASTM D30 para evaluar la prueba ECT, se llegó a un consenso para modificar la configuración de la fijación de este

ensayo, debido a una gran dispersión en los valores calculados de la tenacidad a la fractura interlaminar de algunos laminados estudiados y la significativa no linealidad de las curvas carga-desplazamiento obtenidas de los especímenes ensayados [18].

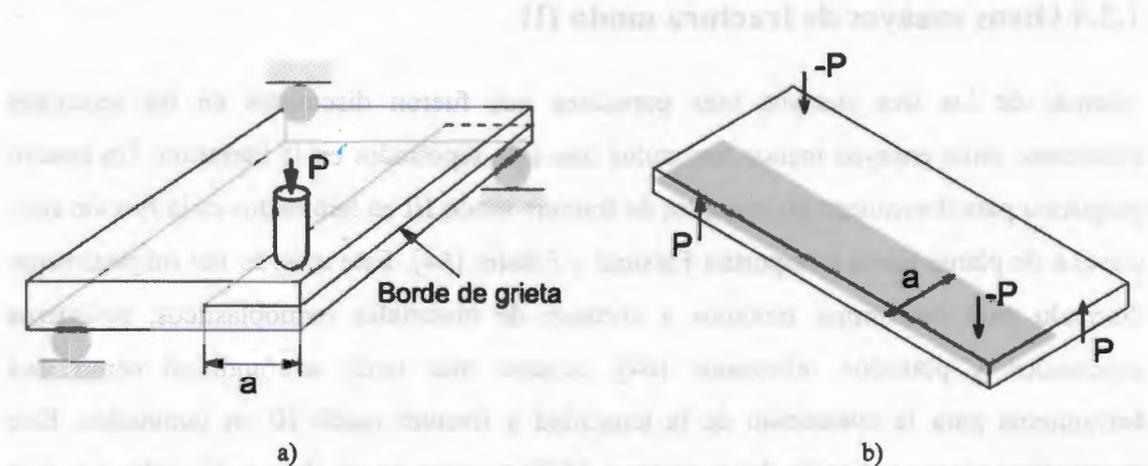


Fig. 1.12 Configuración del espécimen ECT. a) Original, b) modificada [59,60].

El espécimen ECT modificado al igual que su predecesor consiste en un laminado rectangular con una grieta en su plano medio cargado diagonalmente en sus esquinas opuestas pero con dos apoyos (en vez de tres como el propuesto por Lee) en las esquinas restantes (Fig. 1.12b). La torsión es inducida por los momentos generados debidos a las cargas que actúan sobre el laminado, propiciando desplazamientos a cortante relativos de las superficies de la grieta de ambas caras delaminadas y generando la condición de carga modo III visualizada en forma de flexión anticlástica (“silla de montar”). Una importante característica del espécimen ECT es que el método de calibración por complianza experimental puede ser aplicado para determinar la tenacidad a la fractura interlaminar modo III. Aunque el efecto de la fricción en las distribuciones de G de la prueba ECT demostró en un estudio no ser significativo [61], algunos autores han mostrado varias desventajas de la prueba, como la dependencia de la razón de liberación de energía crítica con la longitud de la grieta, la no linealidad de las curvas de carga-desplazamiento para ciertos tipos de laminados, daño del espécimen antes de la falla por delaminación, problemas con propagaciones no uniformes de la grieta a lo largo del frente de

delaminación y las dificultades en obtener distintas propagaciones de grieta en un mismo espécimen [18,59,62,63].

1.3.4 Otros ensayos de fractura modo III

Además de los tres ensayos más populares que fueron discutidos en las secciones anteriores, otros ensayos menos conocidos han sido reportados en la literatura. Un ensayo propuesto para determinar propiedades de fractura modo III en laminados es la flexión anti-clástica de platos como lo reportan Farshad y Flüeler [64]. Este método fue originalmente diseñado para determinar módulos a cortante de materiales termoplásticos, polímeros espumados y plásticos reforzados [64], aunque más tarde se modificó como una herramienta para la evaluación de la tenacidad a fractura modo III en laminados. Este ensayo (que es una variación del espécimen ECT) consiste en un plato rectangular con pre-grietas laterales en su plano medio sujeto a una deformación a torsión producida por la aplicación de dos pares de cargas normales al plato y localizadas en sus dos esquinas diagonalmente opuestas. La torsión causada por estas cargas genera una superficie anti-clástica, es decir, una superficie con doble curvatura pero con signos opuestos que producen un campo a cortante relativamente puro en el plano del plato. La optimización de la geometría de los especímenes, la dificultad en la preparación y la generación de las pre-grietas de las probetas son en conjunto las principales limitantes de este ensayo.

El ensayo a flexión a cuatro puntos con grieta en el borde (4ENF), originalmente desarrollado para medir propiedades de fractura modo II, recientemente fue implementado por Yoshihara [65] para medir propiedades de fractura modo III de madera. El espécimen "4ENF_{III}" fue propuesto para evaluar la curva de resistencia de fractura modo III ("curva-R") de la madera. El análisis de elemento finito mostró que la componente modo I es bastante pequeña a lo largo del frente de la grieta del espécimen 4ENF_{III}, la componente modo II es significativa cerca de los bordes libres del espécimen y la componente modo III es dominante en el centro del frente de grieta con valores que superan al modo II en la región de los bordes [65]. Sin embargo, el ensayo 4ENF_{III} no parece ser aún una opción adecuada para medir propiedades de fractura modo III en compuestos laminados debido a que requiere un espécimen de dimensiones muy grandes con pre-grietas laterales a lo largo

de su dirección longitudinal y dos grietas paralelas que deben propagarse al mismo tiempo durante el ensayo.

Actualmente, Davidson y Sediles [66] presentaron un método de prueba denominado como cortante-torsión-flexión (STB) para determinar propiedades de fractura en laminados bajo un régimen mezclado de carga modo I, II y III. Básicamente, el espécimen STB está inspirado en una combinación de pruebas de fractura previamente establecidas y conocidas como el ensayo de flexión modo mezclado (MMB) usado para medir fractura en modo mezclado I/II y una versión del espécimen de la viga en voladizo dividida modificada (MSCB) para modo III. La evaluación del espécimen STB mediante FEA mostró que la distribución de G_{III} a través del frente de grieta del espécimen no es totalmente uniforme. Sin embargo, al adicionar pequeñas delaminaciones o pre-grietas en los bordes de todo el largo del espécimen STB se pudieron obtener distribuciones de G_{III} bastante uniformes y producir valores bajos de G_{II} a través del frente de grieta. Para determinar la tenacidad a la fractura en el ensayo STB, los autores desarrollaron una expresión analítica basada en la teoría de vigas e incorporando algunos términos obtenidos a partir de FEA en su solución. Davidson y Sediles señalan que la tenacidad a la fractura calculada a partir de su expresión analítica está en concordancia con FEA, aunque puntualizan que las diferencias en la introducción de cargas y condiciones de frontera del método pueden generar cambios en los resultados de elemento finito. Una característica importante del ensayo STB es que la probeta mantiene una geometría de viga y por lo tanto su método de reducción de datos puede facilitar la comparación de resultados con otros ensayos con geometría similar. Sin embargo, la excesiva complejidad de la fijación utilizada en el ensayo STB hace de éste un ensayo difícil de reproducir y menos atractivo comparado con los especímenes SCB o ECT simples, desde un punto de vista práctico.

Además de las pruebas descritas anteriormente, existen algunas otras pruebas que en años más recientes han sido propuestas, como la prueba de flexión a cuatro puntos de platos (4PBP) [67], la viga en voladizo dividida con doble grieta (DNSCB) [68] y la prueba a torsión con grieta en el borde a seis puntos (6ECT) [69]. El espécimen 4PBP consiste en un laminado en geometría de plato con grieta en su borde cuyo ensayo es fácil de llevar a cabo y permite la observación de la propagación de grieta ubicada en sus bordes. Entre sus

limitantes están la necesidad de utilizar análisis de elemento finito como método de reducción de datos y existir problemas con obtener un inicio de grieta simultáneo en las cuatro regiones críticas del espécimen, lo cual sobrestima los valores iniciales de G_{IIIc} . Por otro lado, el espécimen DNSCB [68] es una versión inspirada en el espécimen SCB con la introducción de una segunda delaminación inicial a éste para eliminar el efecto de la torsión del espécimen durante el ensayo. El espécimen DNSCB fue evaluado con FEA y ensayos experimentales de vigas acrílicas unidas adhesivamente para permitir observaciones visuales de las formas de la propagación de la grieta. En elemento finito se observó una distribución de fractura modo mezclado II/III elevada a lo largo del frente de grieta con una forma parabólica. Además, como se ha mencionado anteriormente, cuando las probetas poseen dos delaminaciones iniciales, se presentan dificultades de propagación simultánea de ambas grietas. Finalmente, la prueba 6ECT desarrollada por Pereira et. al [69] es el ensayo más reciente propuesto hasta ahora. Básicamente esta prueba es una versión modificada del espécimen ECT, donde dos extremos del plato son sujetos a tres puntos de carga mediante bloques rígidos que rotan en sentidos opuestos. El principal objetivo detrás del desarrollo del 6ECT fue obtener la curva-R modo III en laminados. Sin embargo, diversas desventajas resaltan como requerir una fijación muy elaborada comparada con el ECT, fabricación de probetas tipo plato muy grandes y la necesidad de obtener parámetros mediante FEA para la reducción de datos.

Así, después de esta revisión del estado del arte queda claro que los ensayos de fractura modo III propuestos hasta ahora presentan potencialidades en mayor o menor medida, pero también existen aún varios inconvenientes que no han sido resueltos. A pesar de ello, el desarrollo e innovación de ensayos orientados a evaluar propiedades de fractura modo III tanto en materiales compuestos laminados como en geometría sándwich aún es un tema importante de investigación actual.

1.4 Análisis de elemento finito en mecánica de fractura

El método de elemento finito es un procedimiento numérico que puede ser aplicado para obtener soluciones a un amplio rango de problemas en ingeniería. Las aplicaciones van desde el análisis por deformación y esfuerzo de automóviles, aeronaves, edificios y estructuras de puentes hasta el análisis de los campos del flujo de calor, de fluidos, magnético, y filtraciones, entre muchos otros [70]. En el método de elemento finito, una región compleja que define un continuo se discretiza en formas geométricas simples llamadas elementos finitos. Una vez que se ha discretizado el dominio de un problema dado el campo de las variables involucradas en el mismo se aproximan mediante funciones de interpolación, expresadas en términos de los valores nodales de la variable dependiente. Las propiedades del material y las relaciones gobernantes, son consideradas sobre esos elementos y expresadas en términos de valores desconocidos en los bordes del elemento. Un proceso de ensamble, cuando se consideran debidamente las cargas y restricciones, da lugar a un conjunto de ecuaciones algebraicas. La solución de esas ecuaciones algebraicas nos da el comportamiento aproximado del continuo. Para la gran mayoría de elementos, es posible construir sus respectivas funciones de interpolación empleando los conceptos básicos de la teoría de interpolación polinomial. En esta sección se presentará las funciones de forma lineal y cuadrática de elementos unidimensionales y una breve descripción de elementos singulares.

1.4.1 Funciones de forma

En la Fig. 1.13 se muestra un elemento finito típico unidimensional, de dos nodos e interpolación lineal identificado con el símbolo "e". En el esquema de numeración local (conectividad de los elementos) el número del primer nodo es denotado por el número 1 y el del segundo nodo por el número 2. Denotando x_1 y x_2 las coordenadas de los nodos 1 y 2, respectivamente, se puede definir un sistema coordenado local o intrínseco, denotado por la coordenada ξ y expresado como [70],

$$\xi = \frac{2}{x_2 - x_1} (x - x_1) - 1 \quad (1.27)$$

Se puede notar en la ecuación anterior que $\xi = -1$ en el nodo 1 y $\xi = 1$ en el nodo 2. Lo anterior significa que la longitud de un elemento se cubre cuando ξ cambia de -1 a 1 . Este sistema de coordenadas es usado al definir funciones de forma, que se usan al interpolar el campo de desplazamiento.

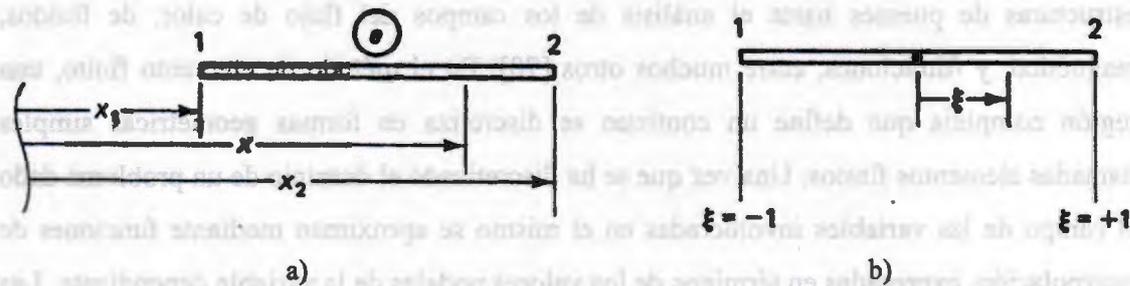


Fig. 1.13 Esquema de un elemento unidimensional típico en dos distintos sistemas de coordenadas.
a) Global (x), b) local (ξ) [70].

Así, el campo de desplazamiento (u) desconocido dentro de un elemento es interpolado por una función, en este caso lineal. Esta aproximación se vuelve cada vez más exacta conforme se consideran más elementos en el modelo. Para implementar esta interpolación se introducen funciones de forma N_1 y N_2 (lineales en este caso), las cuales pueden ser expresadas como [70],

$$N_1(\xi) = \frac{1 - \xi}{2} \quad (1.28a)$$

$$N_2(\xi) = \frac{1 + \xi}{2} \quad (1.28b)$$

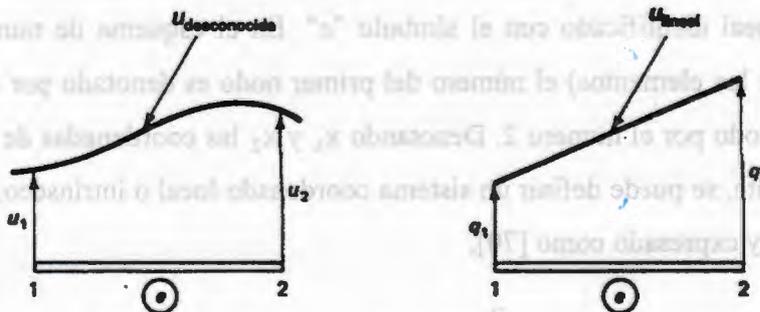


Fig. 1.14 Interpolación lineal del campo de desplazamiento dentro de un elemento [70].

La ecuación anterior puede escribirse como,

$$\epsilon = [B][q] \quad (1.35)$$

Donde la matriz $[B]$ de (1×2) , llamada matriz de deformación unitaria-desplazamiento del elemento, está dada por,

$$[B] = \frac{1}{x_2 - x_1} [-1 \ 1] \quad (1.36)$$

El resultado del uso de las funciones de forma lineales es una matriz constante $[B]$ y, por consiguiente esto produce una deformación unitaria constante dentro del elemento. Si se considera el esfuerzo lineal elástico de la ley de Hooke, se tiene que,

$$\sigma = E[B][q] \quad (1.37)$$

El esfuerzo dado por la Ec. (1.37) también es constante dentro del elemento. De este modo, las expresiones de las Ecs. (1.29b), (1.35) y (1.37) relacionan el desplazamiento, la deformación unitaria y el esfuerzo, respectivamente, en términos de los valores nodales.

Como fue señalado anteriormente, el uso de funciones de interpolación lineal producen deformaciones (y esfuerzos, si se usa una relación elástico-lineal) constantes dentro de cada elemento. Si se desea aumentar la precisión de esta interpolación se requiere de funciones de interpolación de orden polinomial superior. En la Fig. 1.16 se muestra un elemento típico cuadrático de tres nodos.

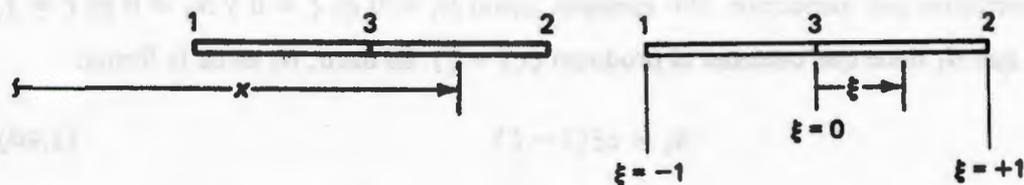


Fig. 1.16 Elemento cuadrático en coordenadas x y ξ [70].

En el esquema local de numeración, el nodo izquierdo está designado como 1, el nodo derecho como 2 y el nodo medio como 3. El nodo 3 se introduce con el fin de pasar un ajuste cuadrático y se llama nodo interno. Se usa la notación $x_i = x$ coordenada del nodo i ,

donde $i = 1, 2, 3$. Además, $[q] = [q_1, q_2, q_3]^T$, donde q_1, q_2 y q_3 son los desplazamientos de los nodos 1, 2, 3, respectivamente.

El sistema coordenado x es “mapeado” en un sistema coordenado natural ξ , que se obtiene con la transformación expresada como [70],

$$\xi = \frac{2(x - x_3)}{x_2 - x_1} \quad (1.38)$$

De la Ec. (1.38) vemos que $\xi = -1, 0$ y $+1$ en los nodos 1, 3 y 2, respectivamente (Fig. 1.16b). Así, se introducen, en coordenadas locales ξ , las funciones de forma cuadrática N_1, N_2 y N_3 como [70],

$$N_1(\xi) = -\frac{1}{2}\xi(1 - \xi) \quad (1.39a)$$

$$N_2(\xi) = \frac{1}{2}\xi(1 - \xi) \quad (1.39b)$$

$$N_3(\xi) = (1 + \xi)(1 - \xi) \quad (1.39c)$$

La función de forma N_1 es igual a la unidad en el nodo 1 y cero en los nodos 2 y 3. Similarmente, N_2 es igual a la unidad en el nodo 2 e igual a cero en los otros dos nodos; N_3 es igual a la unidad en el nodo 3 e igual a cero en los nodos 1 y 2. Las funciones de forma N_1, N_2, N_3 están graficadas en la Fig. 1.17. Las expresiones para esas funciones de forma pueden escribirse por inspección. Por ejemplo, como $N_1 = 0$ en $\xi = 0$ y $N_1 = 0$ en $\xi = 1$, sabemos que N_1 tiene que contener el producto $\xi(1 - \xi)$. Es decir, N_1 es de la forma,

$$N_1 = c\xi(1 - \xi) \quad (1.40)$$

La constante c se obtiene de la condición $N_1 = 1$ en $\xi = -1$, lo cual resulta en $c = -\frac{1}{2}$ y la expresión dada por la Ec. (1.39a). Esas funciones de forma cuadráticas se llaman comúnmente “funciones de Lagrange” [70].

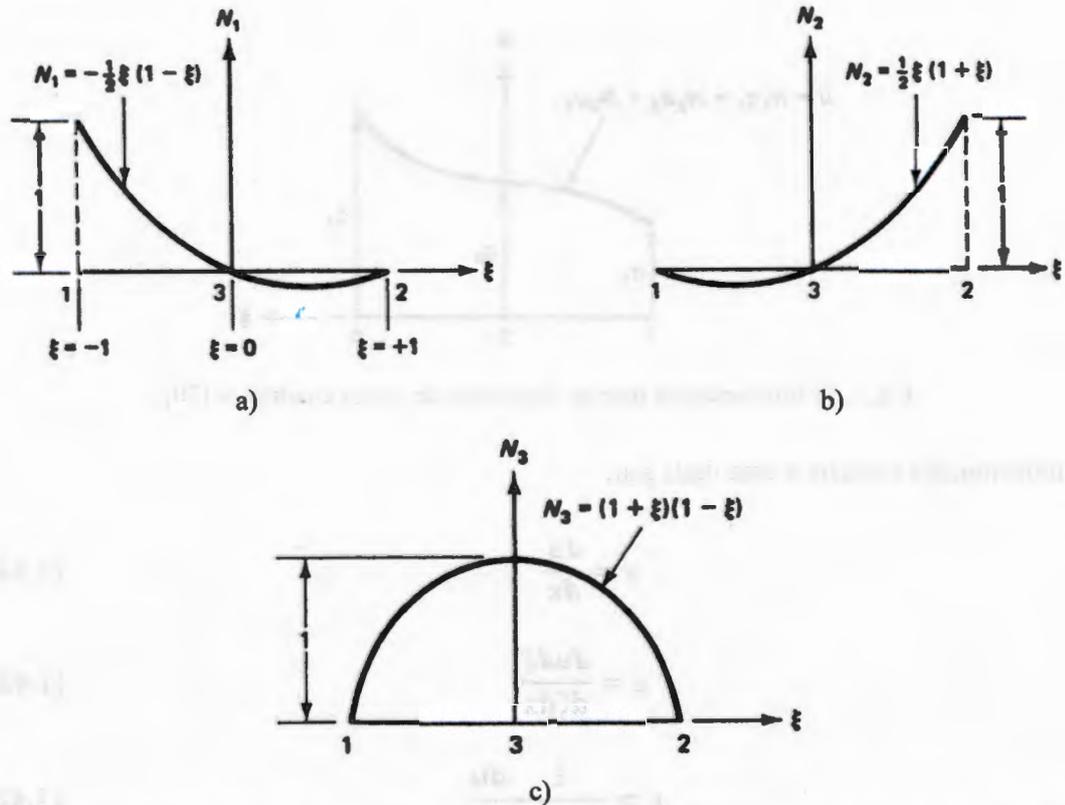


Fig.1.17 Funciones de forma unidimensionales de interpolación cuadrática. a) N_1 , b) N_2 , c) N_3 [70].

De esta manera el campo de desplazamiento dentro del elemento se escribe en términos de los desplazamientos nodales como,

$$u = N_1 q_1 + N_2 q_2 + N_3 q_3 \quad (1.41a)$$

$$u = [N][q] \quad (1.41b)$$

Donde $[N] = [N_1, N_2, N_3]$ es un vector de (1×3) de funciones de forma y $[q] = [q_1, q_2, q_3]^T$ es el vector de (3×1) de desplazamiento del elemento. En el nodo 1 vemos que $N_1 = 1, N_2 = N_3 = 0$ y por consiguiente, $u = q_1$. De igual manera, $u = q_2$ en el nodo 2 y $u = q_3$ en el nodo 3. Entonces, u en la Ec. (1.41a) es una interpolación cuadrática que pasa por q_1, q_2 y q_3 (ver Fig. 1.18).

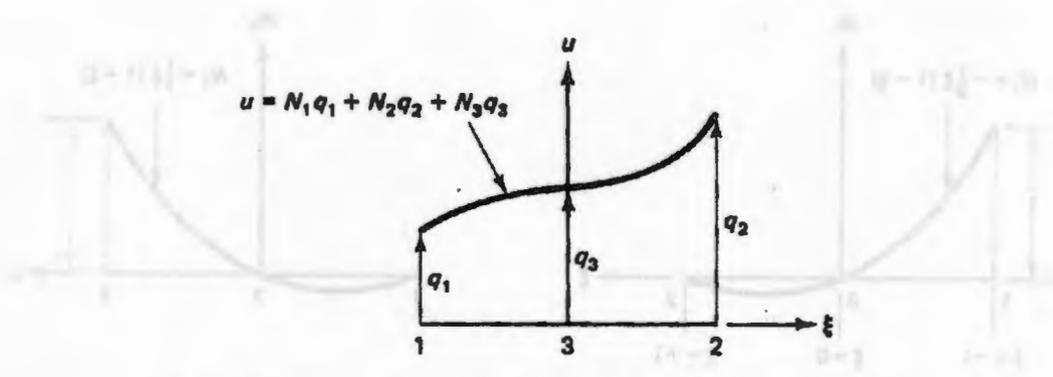


Fig. 1.18 Interpolación usando funciones de forma cuadrática [70].

La deformación unitaria ϵ está dada por,

$$\epsilon = \frac{du}{dx} \quad (1.42a)$$

$$\epsilon = \frac{dud\xi}{d\xi dx} \quad (1.42b)$$

$$\epsilon = \frac{2}{x_2 - x_1} \frac{du}{d\xi} \quad (1.42c)$$

$$\epsilon = \frac{2}{x_2 - x_1} \left[\frac{dN_1}{d\xi}, \frac{dN_2}{d\xi}, \frac{dN_3}{d\xi} \right] [q] \quad (1.42d)$$

Usando la Ecs. (1.39a-c) y sustituyendo en la Ec. (1.42d), tenemos,

$$\epsilon = \frac{2}{x_2 - x_1} \left[-\frac{1 - 2\xi}{2}, \frac{1 + 2\xi}{2}, -2\xi \right] [q] \quad (1.43)$$

Que es de la forma de la Ec. (1.35) donde $[B]$ está dado por

$$[B] = \frac{2}{x_2 - x_1} \left[-\frac{1 - 2\xi}{2}, \frac{1 + 2\xi}{2}, -2\xi \right] \quad (1.44)$$

Se puede notar que como las N_i son funciones de forma cuadrática, $[B]$ en la Ec. (1.44) es lineal en ξ . Esto significa que la deformación unitaria y el esfuerzo pueden variar linealmente dentro del elemento.

1.4.2 Elementos singulares

De acuerdo a los conceptos de la mecánica de fracturas, es sabido que el esfuerzo sufre un comportamiento singular del tipo $r^{-1/2}$ en la vecindad de la punta de la grieta, donde r es la distancia a la punta de la grieta. En este sentido, cuando se realizan análisis de problemas de grietas en elemento finito es conveniente utilizar elementos capaces de producir este comportamiento. Tales elementos especiales que pueden reproducir este tipo de comportamiento son llamados elementos singulares. Así, el elemento singular es un elemento que reproduce la singularidad del esfuerzo y es utilizado para modelar singularidades del tipo $r^{-1/2}$ en problemas de mecánica de fracturas. En la Fig. 1.19 se presenta varios tipos de elementos comunes para modelar problemas de mecánica de fracturas.

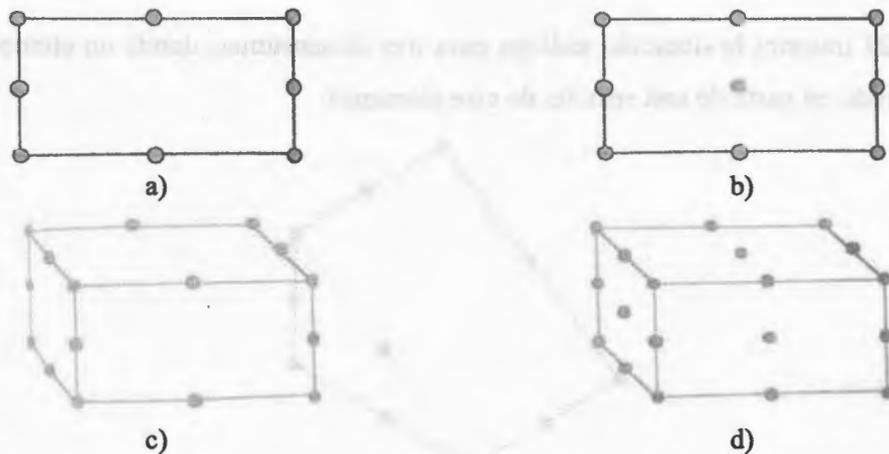


Fig. 1.19 Elementos isoparamétricos comúnmente utilizados en problemas de grietas 2D y 3D. a) Elemento 2D de 8 nodos, b) elemento 2D de 9 nodos, c) elemento hexaédrico de 20 nodos, d) elemento hexaédrico de 27 nodos [38].

Shih et al. [71] recomiendan elementos de interpolación cuadrática de Lagrange de 9 nodos para problemas bidimensionales y elementos de Lagrange de 27 nodos para el caso de problemas tridimensionales. Sin embargo, elementos de 8 nodos para 2D y de 20 nodos para 3D son también ampliamente utilizados en problemas de mecánica de fracturas, aunque en este caso se puede necesitar de un mayor número de elementos para reproducir la

singularidad. En la punta de la grieta, los elementos de cuatro lados (en problemas 2D) son a menudo degenerados a triángulos, ver Fig. 1.20. Se puede notar que los tres nodos (1, 2 y 5 de la Fig. 1.20) ocupan el mismo punto en el espacio.

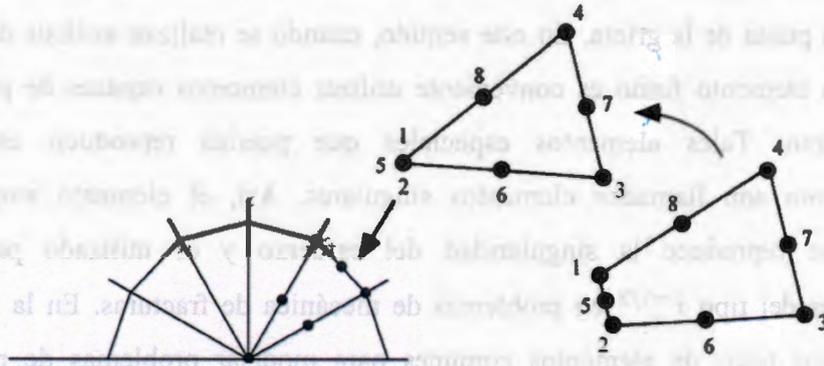


Fig. 1.20 Degeneración de un elemento cuadrilateral en un triángulo en la punta de la grieta [38].

La Fig. 1.21 muestra la situación análoga para tres dimensiones, donde un elemento sólido es degenerado en parte de una sección de este elemento.

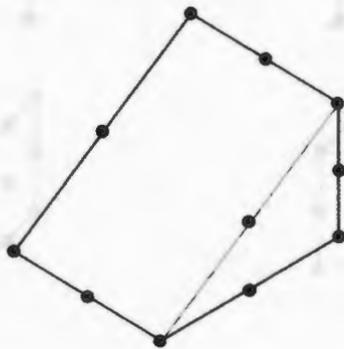


Fig. 1.21 Degeneración de un elemento sólido en una sección triangular [38].

En problemas elásticos, los nodos en la punta de la grieta son normalmente conectados, y los nodos intermedios son removidos a los puntos cuartos (Fig. 1.22a). Tales modificaciones resultan en una singularidad de deformación del tipo $r^{-1/2}$ en el elemento, el cual provee una mayor precisión numérica. Un resultado similar puede ser obtenido moviendo los nodos intermedios a puntos cuartos en elementos de cuatro lados, aunque para este caso la singularidad sólo existirá en los bordes del elemento [72,73]. Los

elementos triangulares son preferibles en este caso debido a que la singularidad existe dentro del elemento y también en los bordes del mismo.

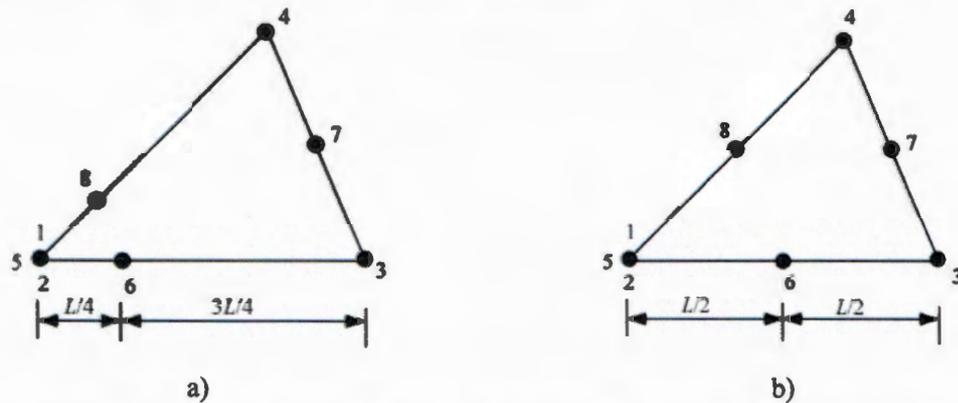


Fig. 1.22 Elementos singulares para análisis en la punta de una grieta. a) Elemento que produce una singularidad de deformación del tipo $r^{-1/2}$, b) elemento que produce una singularidad de deformación del tipo r^{-1} [38].

De acuerdo a lo anterior, para reproducir singularidades del esfuerzo se puede recurrir a diferentes métodos como son el aumento del espacio de las funciones de forma (empleo de funciones singulares) y el uso de elementos singulares, ya sea mediante el uso de elementos isoparamétricos degenerados o bien introduciendo una modificación en las funciones de forma [72,73]. Sin embargo, la singularidad puede también ser obtenida con elementos ordinarios a partir de un adecuado refinamiento local del mallado cerca de la punta de la grieta (aunque esto conlleva el uso de un mayor refinamiento en la vecindad de la grieta), lo cual permite capturar los campos de esfuerzos singulares en esa región.

elementos triangulares son prohibidos en este caso debido a que la singularidad existe dentro del elemento y también en los bordes del mismo.

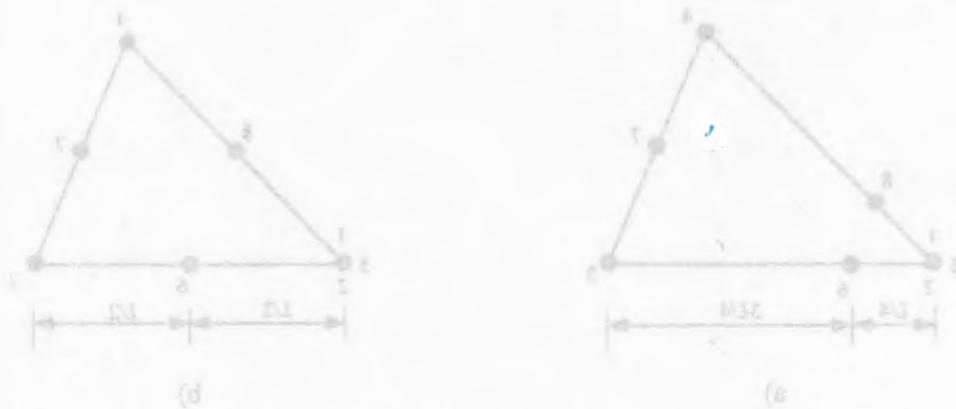
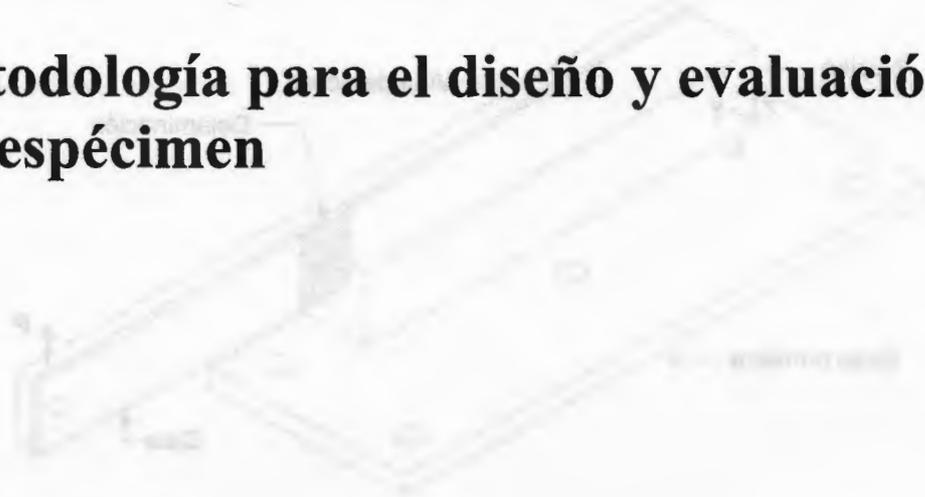


Fig. 1.22 Elementos singulares para análisis en la punta de una grieta. a) Elemento que produce una singularidad de deformación del tipo $r^{-1/2}$; b) elemento que produce una singularidad de deformación del tipo r^{-1} [38].

De acuerdo a lo anterior, para reproducir singularidades del esfuerzo se puede recurrir a diferentes métodos como son el aumento del espacio de las funciones de forma (espacios de funciones singulares) y el uso de elementos singulares, ya sea mediante el uso de elementos paramétricos degenerados o bien introduciendo una modificación en las funciones de forma [1, 73]. Sin embargo, la singularidad puede también ser obtenida con elementos ordinarios a partir de un adecuado refinamiento local del malla cerca de la punta de la grieta (aquí se permite capturar los campos de esfuerzos singulares en esa región).

Capítulo 2

Metodología para el diseño y evaluación del espécimen



2.1 Descripción del espécimen

El espécimen propuesto para evaluar la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo de estructuras sándwich es la viga sándwich en desgarre (en adelante “STB”, por “sandwich tearing beam”). Este espécimen es en esencia un diseño inspirado en los especímenes SCB para materiales compuestos laminados [15] y TSD para materiales sándwiches [20]. Básicamente consiste de una viga sándwich reforzada con una viga de acero, unida adhesivamente a una placa metálica empleada como base y cargada en modo de desgarre a través de una carga vertical (P), Fig. 2.1. La viga sándwich consta de solamente una cara de material compuesto laminado unida a un núcleo de polímero espumado, conteniendo una grieta inicial de largo a que corre a través de toda la altura h de la viga sándwich y se encuentra ubicada en la interfase entre la cara y el núcleo. La cara de material compuesto laminado se encuentra libre en el extremo de la placa metálica (sin estar adherida a ésta) y una carga vertical (P) es aplicada a uno de los extremos de la viga

sándwich paralela al plano de la grieta (en la dirección z de acuerdo a los ejes de la Fig. 2.1) con la finalidad de promover un modo III de carga en el frente de grieta, ver Fig. 2.1a.

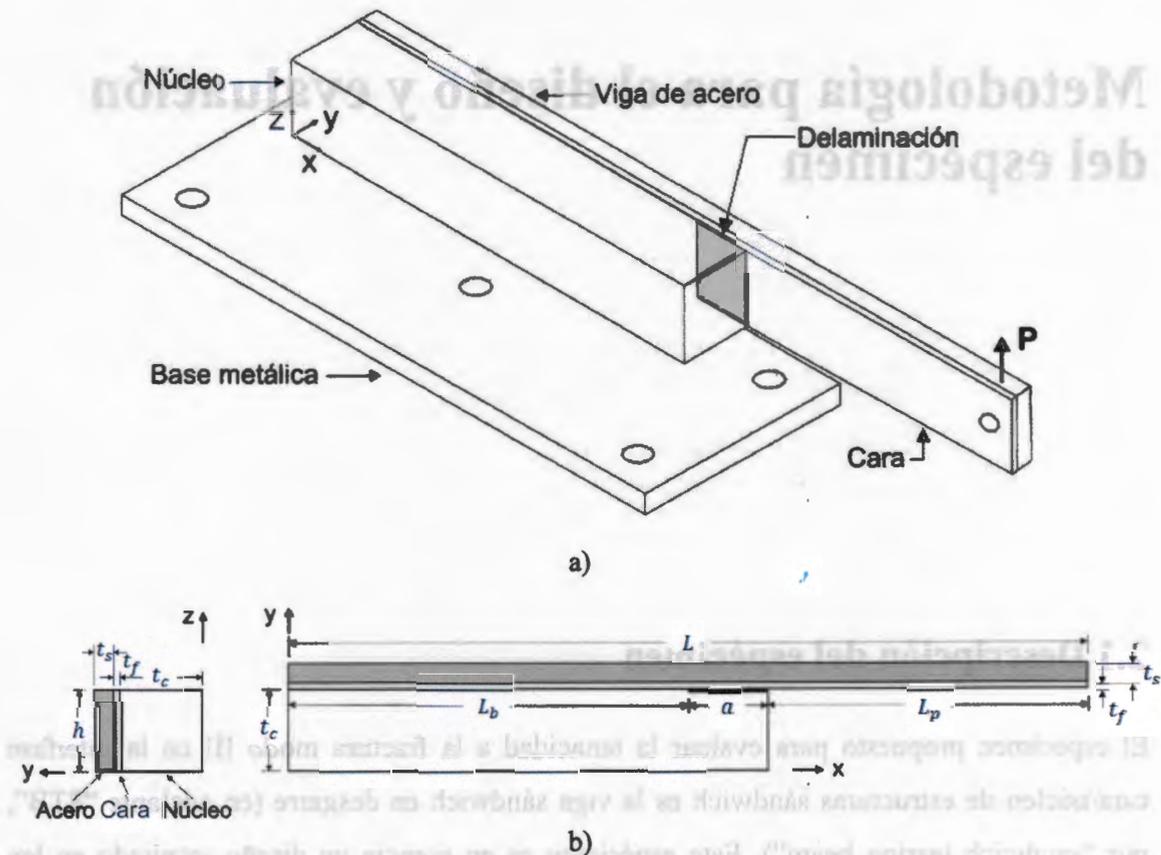


Fig. 2.1 Esquema del espécimen STB. a) Vista isométrica, b) vista lateral izquierda (plano $y-z$) y superior (plano $x-y$).

Las dimensiones del espécimen STB se presentan en la Tabla 2.1 y fueron elegidas basándose inicialmente en las dimensiones establecidas para especímenes sándwich en geometría de viga (DCB y TSD), aunque luego fueron ajustadas de acuerdo a los resultados obtenidos por análisis de elemento finito (FEA) y experimentos, a ser discutidos posteriormente.

Tabla 2.1 Parámetros y dimensiones del espécimen STB.

Parámetro	Dimensión (mm)
Longitud total del espécimen (L)	250
Longitud de cara/núcleo adherida (L_b)	125
Claro desde el borde del núcleo hasta el punto de aplicación de la carga (L_p)	90
Longitud de la grieta inicial (a)	25
Alto del espécimen (h)	25
Espesor del núcleo (t_c)	25
Espesor de la cara (t_f)	2
Espesor de la viga de acero (t_s)	6

2.2 Análisis de elemento finito

2.2.1 Validación del mallado cerca del frente de grieta

Una de las pocas soluciones analíticas que existen en la literatura para calcular factores de intensidad de esfuerzos en ensayos de fractura con características similares a este trabajo es la presentada por Thouless et al. [74]. Ellos desarrollaron una solución analítica para un espécimen en configuración de viga hecho de un solo material homogéneo e isotrópico, conteniendo una grieta localizada a una cierta distancia por debajo de su superficie libre, sujeta a un estado de esfuerzo combinado generado por una carga de compresión y flexión paralela y perpendicular al plano de la grieta. La solución analítica derivada para esta configuración permite evaluar los factores de intensidad de esfuerzos modo I y II en materiales homogéneos isotrópicos y por lo tanto, ésta solución analítica junto con el trabajo de Li y Carlsson [75] fueron considerados para validar el procedimiento numérico y el tamaño de malla en el frente de grieta del espécimen STB. Esto fue posible debido a que el espécimen propuesto para modo III posee una geometría similar a la del TSD (modo I). Para llevar a cabo la determinación del largo del elemento de elemento finito (Δa) en la vecindad del frente de grieta (lo cual define la densidad de la malla en esa región), se desarrolló el código para un modelo de elemento finito bidimensional (2D) del espécimen TSD, el cual fue luego utilizado como base para generar el modelo del espécimen STB. El espécimen TSD permite inclinaciones de la viga sándwich a diferentes ángulos, sin

embargo, en nuestro caso, fue considerado a un ángulo de inclinación de cero. La Fig. 2.2 ilustra el modelo de elemento finito del espécimen TSD con una longitud de elemento $\Delta a = 0.3$ mm localizado en la cercanía de la punta de la grieta. Los elementos utilizados para el modelo del espécimen TSD fueron el “PLANE 42” y “PLANE 82”. Ambos elementos son de tipo plano y suelen ser empleados para modelar estructuras sólidas en 2D. El primero es de interpolación lineal y está definido por cuatro nodos con dos grados de libertad en cada nodo, traslación en las direcciones x y y [76]. El segundo es de interpolación cuadrática y cuenta con ocho nodos repartidos en las cuatro esquinas y en medio de estas, el doble de nodos comparado con el PLANE 42. Ambos elementos utilizados en el modelo fueron configurados para representar condiciones de deformación plana ($\varepsilon_z = 0$). Las dimensiones del modelo del espécimen TSD fueron una longitud total de 210 mm, espesor de núcleo de 50 mm, espesor en ambas caras de 3.6 mm y una longitud de grieta inicial (a) de 51 mm, como se muestra en la Fig. 2.2.

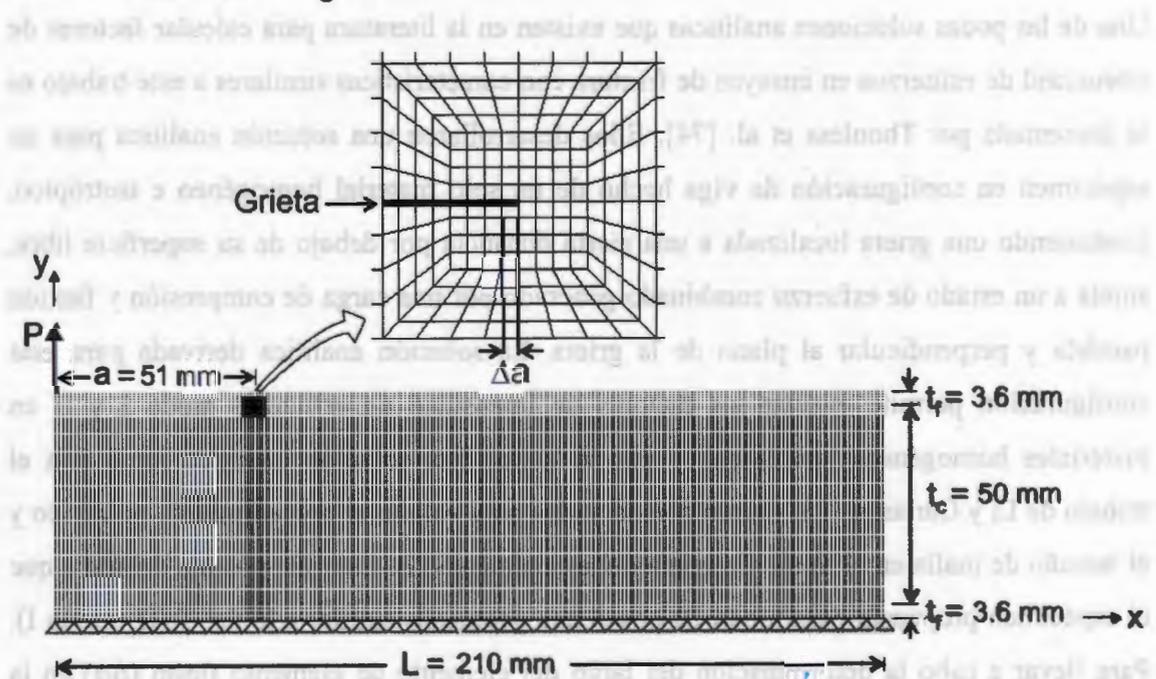


Fig. 2.2 Modelo de elemento finito del espécimen TSD y detalle del tamaño de la malla en la vecindad de la punta de la grieta.

El módulo elástico (E) y la razón de Poisson (ν) usados para el núcleo espumado de PVC de 100 Kg/m^3 de densidad (etiquetado como “H100”) fueron $E = 99 \text{ MPa}$ y $\nu = 0.32$, para

homogeneizarlos con el trabajo de Li y Carlsson [20]. Para simular un espécimen homogéneo como el de Thouless et al. [74], estas propiedades mecánicas fueron también asumidas para las “caras” del modelo del espécimen TSD. Una carga unitaria de $P = 1 \text{ N/m}$ fue aplicada en el nodo del extremo superior izquierdo de la viga en dirección vertical (y positiva), ver Fig. 2.2. Los nodos que corresponden a la línea inferior (base) del espécimen TSD fueron restringidos imponiendo desplazamientos nulos en las direcciones x y y para simular la adhesión de la viga sándwich al elemento de fijación del ensayo TSD. La grieta localizada entre la “cara superior” y el “núcleo” de la viga sándwich fue modelada duplicando nodos en un par de líneas (definidas por una longitud de grieta a) que comparten las mismas coordenadas rectangulares pero sin estar conectadas. Esto permite que los elementos que corresponden a la superficie superior (cara) de la grieta puedan desplazarse de manera independiente respecto a los de la superficie inferior (núcleo), simulando así la apertura (modo I) y deslizamiento (modo II) de la grieta. En este modelo, Fig. 2.2, los pequeños elementos planos en la región de la punta de la grieta fueron de $0.3 \times 0.3 \text{ (mm)}$. El número total de elementos planos en todo el modelo del espécimen TSD fue de 9,848. Siguiendo esta misma técnica de mallado y manteniendo la misma configuración, propiedades mecánicas del material, tipos de elementos, condiciones de carga y frontera, el espécimen TSD fue modelado con seis distintos tamaños de malla en la cercanía de la punta de la grieta. Las longitudes de los elementos en la vecindad de la grieta de los otros cinco modelos fueron de 2.4, 1.2, 0.15, 0.75 y 0.0375 mm, respectivamente. Así, el estudio para la selección del tamaño del elemento en la vecindad de la grieta de nuestro espécimen fue elegido comparando los factores de intensidad de esfuerzos K_I y K_{II} obtenidos para el espécimen TSD homogéneo por FEA, con la solución analítica proporcionada por Thouless et al. [74] para un material homogéneo e isotrópico y con los resultados del trabajo de Li y Carlsson del mismo espécimen.

2.2.2 Modelado del espécimen

Para determinar los parámetros de fractura en el frente de grieta del espécimen STB, se realizó un extensivo análisis de elemento finito utilizando el código del programa comercial ANSYS 13.0 [76] y post-procesamiento utilizando los conceptos de mecánica de fractura

de bimateriales expuestos en el Capítulo 1. El modelo base de elemento finito tridimensional (3D) del espécimen STB construido en el programa ANSYS consistió de una viga sándwich reforzada con una viga de acero de espesor variable, conforme a la geometría de la Fig. 2.1. La viga sándwich está compuesta de una cara de material compuesto laminado de fibra de vidrio y resina vinil éster (G-VER) unida a un núcleo de PVC espumado comercial de 100 Kg/m³ de densidad (H100). Las propiedades mecánicas consideradas para el modelo del espécimen STB con la cara fabricada de material compuesto laminado (considerado ortotrópico), el núcleo espumado y el refuerzo de viga de acero (ambos considerados isotrópicos), se detallan en la Tabla 2.2.

Tabla 2.2 Propiedades elásticas del material compuesto laminado, núcleo de PVC y viga de acero, utilizadas en el análisis de elemento finito.

Material	Propiedad	Valor
Material compuesto laminado (G-VER)	E_x, E_y	20.3 GPa
	E_z	11.1 GPa
	μ_{xy}	6.83 GPa
	μ_{xz}, μ_{yz}	3.78 GPa
	ν_{xy}	0.29
	ν_{xz}, ν_{yz}	0.28
Núcleo de PVC (H100)	E_c	130 MPa
	ν_c	0.32
Viga de acero	E_s	188.7 GPa
	ν_s	0.3

Las propiedades elásticas en el plano ($E_x, E_y, \mu_{xy}, \nu_{xy}$) del material compuesto laminado fueron medidas mediante los ensayos estándar de tensión [77] y cortante tipo Iosipescu [78], mientras que las propiedades fuera del plano ($E_z, \mu_{xz}, \mu_{yz}, \nu_{xz}, \nu_{yz}$) fueron predichas empleando las ecuaciones de Halpin-Tsai [51]. El módulo elástico de la viga de acero fue medido por medio de un ensayo estándar de tensión para metales [79] y las propiedades mecánicas del núcleo corresponden a los valores proporcionados en la ficha técnica del proveedor [80]. En la nomenclatura de este trabajo, “E” corresponde al módulo elástico, “ μ ” al módulo cortante y “ ν ” a la razón de Poisson. Los subíndices x, y y z pertenecen a las

direcciones cartesianas (Fig. 2.1), mientras que los subíndices “c” y “s” pertenecen al núcleo y la viga de acero, respectivamente. En la realización del modelo del espécimen STB se emplearon elementos estructurales lineal-elásticos en 3D de interpolación lineal (SOLID185) e interpolación cuadrática (SOLID186) y elementos de contacto no-lineal, los cuales fueron elegidos de acuerdo a las características de los elementos SOLID185 y SOLID186. Estos dos últimos elementos son empleados para modelado en 3D de estructuras sólidas y están definidos por 8 (SOLID185) y 20 (SOLID186) nodos con tres grados de libertad en cada nodo (traslación en las direcciones x , y y z). Los elementos de contacto asociados al SOLID185 son el “CONTA173” y “TARGE170”, mientras que “CONTA174” y “TARGE170” fueron usados para el SOLID186. Estos elementos se superponen a la malla de elemento finito en la superficie de los elementos sólidos. Así, los elementos de contacto se componen de dos superficies que podrían entrar en contacto entre sí en cualquier momento de la resolución del problema, y su objetivo es prevenir la interpenetración de una superficie en otra en esa región. Los elementos de interpolación cuadrática fueron utilizados en la vecindad del frente de grieta debido a que son más adecuados para reproducir la singularidad ($r^{-1/2}$) que existe en esa región, mientras que los elementos de interpolación lineal se emplearon para el resto del modelo, Fig. 2.3. Al emplear distintos tipos de elementos (tanto de interpolación lineal como cuadrática) en el modelado de elemento finito con el programa ANSYS es necesario remover los nodos intermedios de los elementos cuadráticos a lo largo de los lados comunes o regiones de transición que comparten elementos cuadráticos con los lineales. Para ello, se recomienda primero mallar la parte del modelo que emplea los elementos lineales y en segunda instancia mallar la parte del modelo que emplea los elementos cuadráticos, para remover los nodos intermedios de manera automática. Así, siguiendo esta recomendación, ambos elementos fueron conectados verificando que tengan el mismo número de nodos a lo largo de sus lados comunes. La Fig. 2.3 muestra el detalle de la malla cerca de la punta de grieta del modelo de elemento finito del espécimen STB construido con elementos de interpolación lineal y cuadrática.

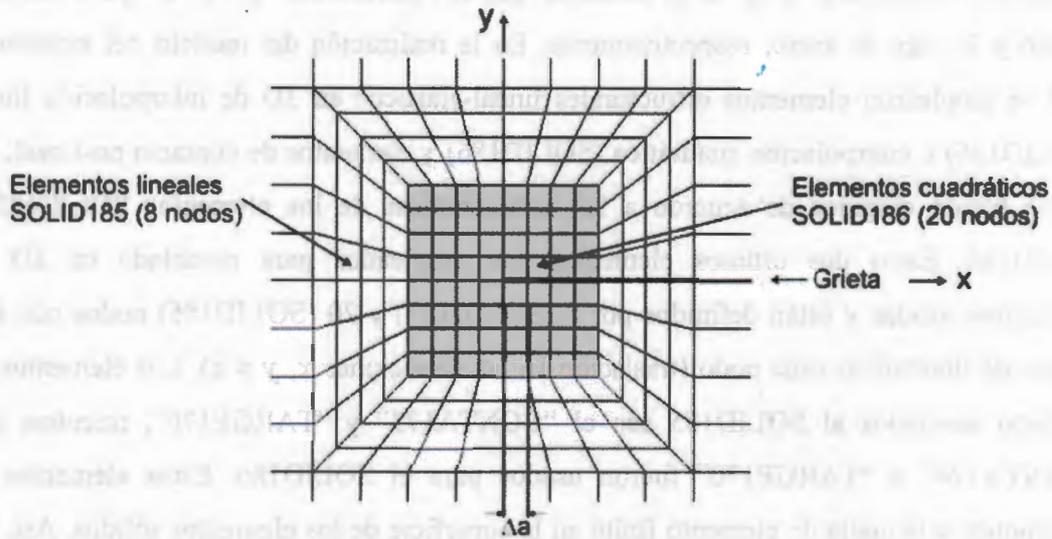


Fig. 2.3 Detalles en el plano x - y de la malla cerca de la punta de grieta del modelo de elemento finito del espécimen STB.

El modelo en 3D del espécimen STB se presenta en la Fig. 2.4. Para crear este modelo en 3D, la geometría en 2D del espécimen STB (plano x - y en la Fig. 2.4a) fue extruida en la dirección z una distancia (h) de 25 mm, ver Figs. 2.1 y 2.4a. El mallado de este modelo se realizó con los elementos tridimensionales anteriormente descritos. En el mallado del modelo del espécimen STB, Fig. 2.4, se utilizaron elementos de contacto en las superficies cara/núcleo correspondientes a toda la longitud de la grieta (a). Los elementos CONTA173 o CONTA174 se utilizaron en la superficie de la grieta ($a \times h$) que corresponde al núcleo, mientras que TARGE170 se utilizó para el área de la cara, basado en las recomendaciones descritas para este par de contacto [76]. Un aspecto crítico en el mallado para problemas de mecánica de fractura es la definición del tamaño de elemento cerca de la grieta, lo que conlleva a la convergencia de los parámetros de fractura calculados. El tamaño final del elemento en la vecindad del frente de grieta para el modelo STB fue de $0.25 (x) \times 0.25 (y) \times 0.50 (z)$ (mm). La selección de este tamaño de elemento está basada en un análisis de convergencia y validación preliminar de la malla en la región cercana a la punta de la grieta obtenida del modelo de elemento finito en el espécimen TSD, como se explicó anteriormente. El tamaño global del elemento (lejos de la grieta) que corresponden al resto de la malla del modelo del espécimen STB fue $\sim 4.9 \times 1 \times 0.5$ (mm).

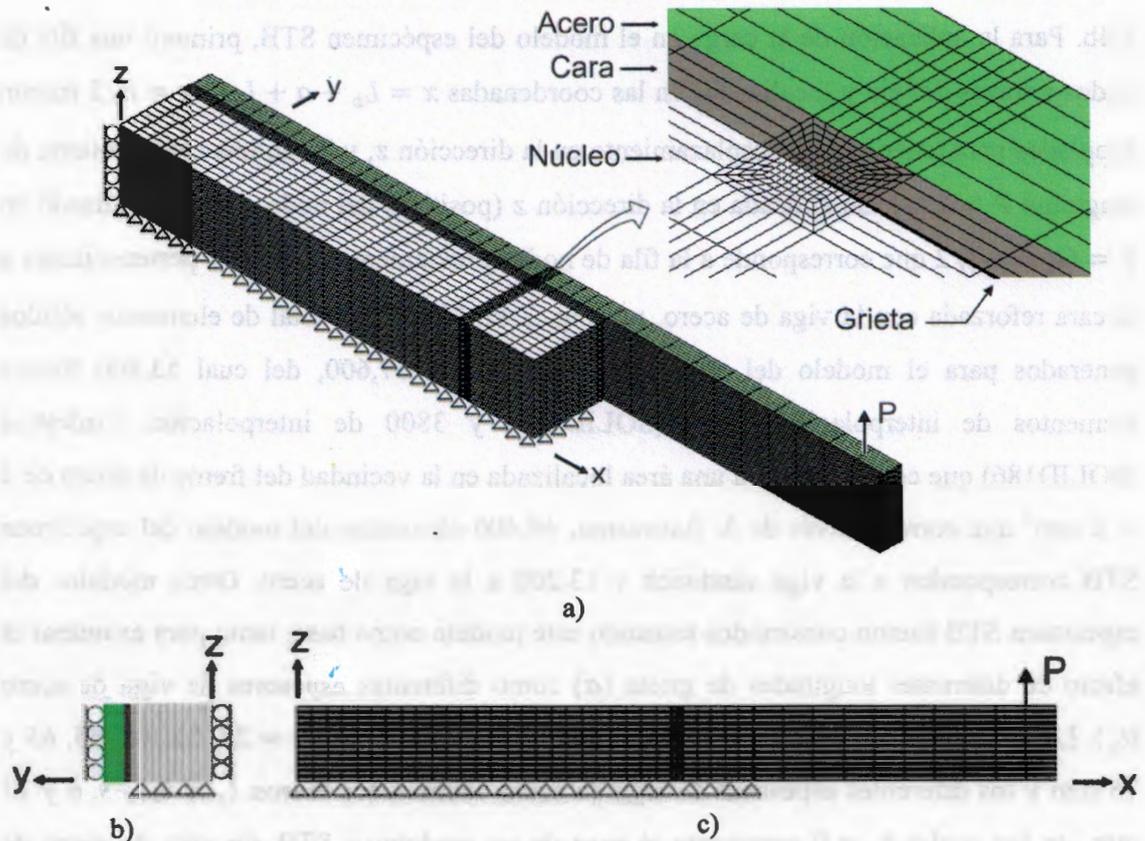


Fig. 2.4 Modelo de elemento finito del espécimen STB con una grieta en la interfase cara/núcleo. a) Modelo global mostrando el detalle de la malla en el frente de grieta, b) vista lateral izquierda, c) vista frontal.

Para simular la adhesión de la superficie inferior del núcleo con la base metálica, los nodos de un área de $125 \times 23 \text{ mm}^2$ correspondientes a la superficie inferior del núcleo fueron restringidos a tener desplazamientos nulos en las direcciones x , y y z , ver Fig. 2.4. Los nodos de una tira delgada de núcleo correspondiente a una pequeña área próxima a la interfase cara/núcleo ($125 \times 2 \text{ mm}^2$, equivalente al espesor de una cara) no fueron restringidos. La selección de esta área está en concordancia con las condiciones experimentales consideradas en el ensayo de fractura STB. De igual forma, los grados de libertad de los nodos de los bordes (izquierdo y derecho) del núcleo localizados en las coordenadas $x = 0, y = 0$ y $x = 0, y = t_c + t_f + t_s$ fueron restringidos a desplazamientos cero en la dirección y , para evitar rotación del espécimen alrededor de ese eje, ver Fig.

2.4b. Para la aplicación de la carga en el modelo del espécimen STB, primero una fila de nodos a través del eje y y localizados en las coordenadas $x = L_b + a + L_p$ y $z = h/2$ fueron acoplados para tener mismo desplazamiento en la dirección z , y luego una carga unitaria de magnitud $P = 1$ kN fue aplicada en la dirección z (positiva) del nodo central localizado en $y = (t_s + t_f)/2$ que corresponde a la fila de nodos previamente acoplados pertenecientes a la cara reforzada con la viga de acero, ver Fig. 2.4a. El número total de elementos sólidos generados para el modelo del espécimen STB fue de 57,600, del cual 53,800 fueron elementos de interpolación lineal (SOLID185) y 3800 de interpolación cuadrática (SOLID186) que corresponden a una área localizada en la vecindad del frente de grieta de $2 \times 2 \text{ mm}^2$ que corre a través de h . Asimismo, 44,400 elementos del modelo del espécimen STB corresponden a la viga sándwich y 13,200 a la viga de acero. Otros modelos del espécimen STB fueron construidos tomando este modelo como base, tanto para examinar el efecto de diferentes longitudes de grieta (a) como diferentes espesores de viga de acero (t_s). Las longitudes de grieta consideradas para el modelo fueron $a = 25, 35, 45, 55, 65$ y 75 mm y los diferentes espesores de viga de acero examinados fueron $t_s = 0, 1, 3, 6$ y 12 mm, en los cuales $t_s = 0$ representa el caso de un espécimen STB sin viga de acero de refuerzo.

2.2.3 Obtención de los parámetros de fractura

La determinación de los parámetros de fractura del espécimen STB fue realizada obteniendo desplazamientos nodales del análisis de elemento finito, los cuales alimentaron las soluciones analíticas derivadas por Suo [46] para grietas en la interfase entre dos materiales distintos (bimateriales). Como se presentó en la sección 1.2, las soluciones de este análisis relacionan los factores de intensidad de esfuerzos con los desplazamientos en la cercanía del frente de grieta. Así, las Ecs. (1.22a-c) fueron empleadas en su forma discreta (sustituyendo r por Δa para la formulación usada en el análisis de elemento finito) para obtener las componentes del factor de intensidad de esfuerzo (K_I , K_{II} y K_{III}) a partir de los desplazamientos relativos de apertura (δ_I), deslizamiento (δ_{II}) y desgarré (δ_{III}) de un

par de nodos inicialmente coincidentes localizados a una distancia cercana al frente de la grieta (Δa), ver Fig. 2.5.

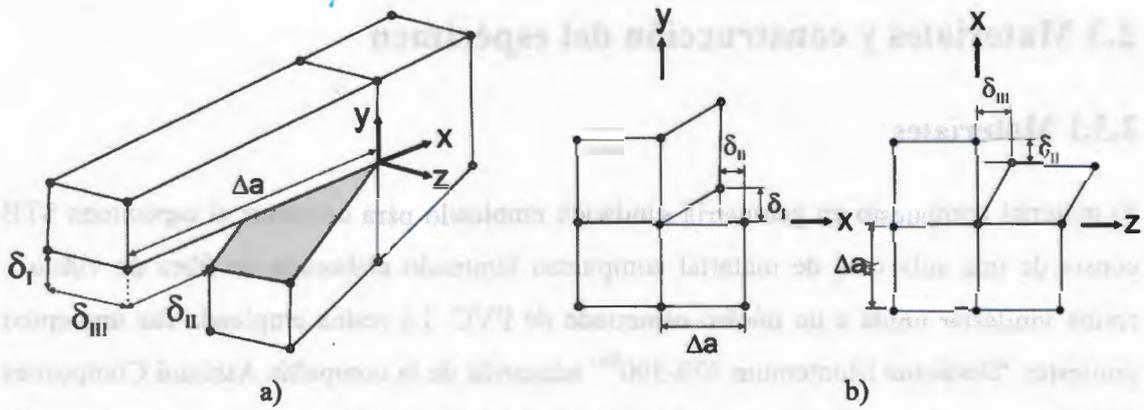


Fig. 2.5 Desplazamientos de apertura (δ_I), deslizamiento (δ_{II}) y desgarre (δ_{III}) de las superficies del frente de grieta. a) Esquema tridimensional de un par de elementos del frente de la grieta, b) esquema de una malla de elemento finito para los planos x - y y x - z de elementos del frente de grieta.

La Fig. 2.5b muestra un esquema de una malla típica de elemento finito, donde Δa es la longitud del elemento contiguo al frente de la grieta. Una vez determinados los factores de intensidad de esfuerzos a partir de las soluciones del análisis de Suo, las Ecs. (1.23a-c) y (1.24), fueron luego empleadas para calcular tanto la razón de liberación de energía total (G) como sus componentes individuales (G_I , G_{II} y G_{III}) en cada nodo localizado a través del frente de grieta (h) del espécimen STB. De este modo, los valores de G_I , G_{II} y G_{III} calculados a partir de las Ecs. (1.23a-c) fueron graficados en función de la posición z (normalizada con h) a lo largo del frente de grieta del espécimen STB para los distintos modelos de elemento finito realizados. La complianza predicha por elemento finito fue calculada a distintas longitudes de grieta, dividiendo la carga aplicada entre el máximo desplazamiento vertical (z) del nodo localizado en el extremo de la viga ($x = 250$ mm). Las distintas longitudes de grieta consideradas en el modelo de elemento finito del espécimen STB fueron de 25, 35, 45, 55, 65 y 75 mm, en concordancia con el programa experimental. El valor de la tenacidad a la fractura (G_c) fue obtenida utilizando gráficas de complianza (C) en función del tamaño de grieta ($C = C(a)$) como se discutirá en la sección

experimental, y alimentando el valor de la carga crítica (P_c) obtenida de los ensayos experimentales.

2.3 Materiales y construcción del espécimen

2.3.1 Materiales

El material compuesto en geometría sándwich empleado para construir el espécimen STB consta de una sola cara de material compuesto laminado elaborada de fibra de vidrio y resina viniléster unida a un núcleo espumado de PVC. La resina empleada fue una epoxi viniléster “Derakane Momentum 470-300[®]” adquirida de la compañía Ashland Composites [81]. Esta resina termofija tiene una densidad de 1.08 g/mL y 30% en peso de monómero de estireno y es típicamente empleada en procesos por infusión para la manufactura de materiales compuestos laminados debido a su baja densidad y curado a temperatura ambiente [81]. Para la preparación de la resina se utilizó como promotor naftenato de cobalto (CoNap) y como iniciador peróxido de etil-metil-cetona (Norox[®] MEKP-925), ambos a concentraciones de 0.5% en peso respecto al peso de la resina viniléster. Las fibras fueron fibra de vidrio tipo E con una arquitectura de petatillo 0°/90° balanceada, adquirida comercialmente de “poliformas plásticas” [82]. El material empleado como núcleo del panel sándwich fue un polímero de PVC espumado de 100 kg/m³ de densidad (H100) obtenido de la compañía DIAB [80]. Este tipo de núcleo es ampliamente utilizado para la fabricación de materiales sándwich en la industria marina, para la construcción de cascos y estructuras de barcos, turbinas eólicas, etc. Para la adhesión de la viga sándwich a la placa metálica se utilizó un adhesivo epóxico grado aeroespacial “Hysol EA 9309.3NA” [83]. La preparación del adhesivo Hysol consistió en mezclar 22% en peso de la parte B (líquida) respecto a la parte A (pasta viscosa).

2.3.2 Fabricación de paneles sándwich

El método utilizado para la manufactura de los paneles sándwich fue moldeo por transferencia de resina asistido por vacío (VARTM, por sus siglas en inglés), Fig. 2.6. Este método es ampliamente utilizado para fabricar materiales compuestos laminados de

matrices poliméricas termofijas reforzadas con fibras y consiste principalmente en tres etapas: impregnación de las fibras, consolidación del material compuesto y curado. La Fig. 2.6a presenta un esquema del proceso y los materiales empleados para llevar a cabo el proceso VARTM y la Fig. 2.6b muestra una fotografía tomada durante la etapa de infusión de resina en un panel sándwich fabricado en este trabajo.

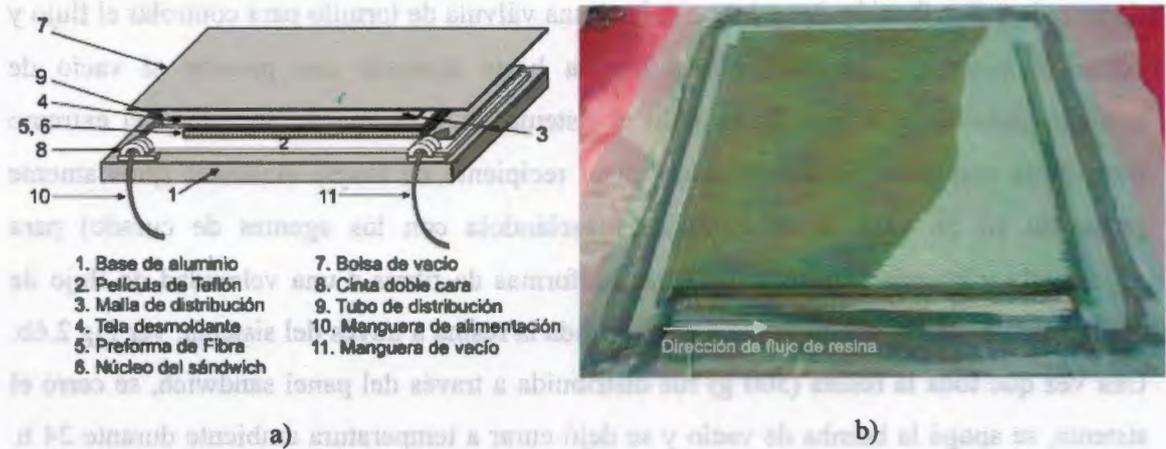


Fig. 2.6 Proceso VARTM. a) Esquema y materiales empleados, b) fotografía tomada en el laboratorio durante la fabricación de un panel sándwich.

Para implementar el método, primero se colocó sobre una mesa plana una placa de aluminio como base del sistema VARTM y su superficie fue pulida con papel de lija y luego limpiada con acetona. En la superficie limpia de aluminio se adhirió con cinta un cuadro de película de teflón con la finalidad de remover fácilmente el panel sándwich después de su fabricación. Luego, una malla de distribución conteniendo un tubo en espiral flexible enrollado en su extremo y una tela desmoldante de dimensiones poco mayores al tamaño del panel sándwich fueron colocados encima de la película de teflón adherida a la placa de aluminio. Posteriormente, se colocaron cuatro capas de fibras de vidrio de petatillo ($0^\circ/90^\circ$) y encima se colocó un panel de PVC espumado H100 con dimensiones en el plano de $33 \times 33 \text{ cm}^2$ y 2.5 cm, de espesor. En la superficie inferior del núcleo se colocó una película de teflón de $19 \times 33 \text{ cm}^2$ y 75 μm de espesor para definir la grieta (delaminación) inicial. Una vez apilado este conjunto de materiales (Fig. 2.6a), se colocó cinta doble cara alrededor del perímetro del molde de fabricación del panel y se cubrió y selló con una bolsa

de vacío todo el sistema. Se emplearon dos mangueras flexibles, una para la línea de alimentación de la resina al sistema y otra para la línea de vacío. Esta última fue conectada a un sistema a una trampa de resina para evitar que ésta llegue a la bomba de vacío. Ambos extremos de las mangueras (alimentación y vacío) fueron conectados a los tubos en espiral enrollados en las mallas de distribución. Seguidamente, en el extremo libre de la manguera de entrada y distribución de resina se colocó una válvula de tornillo para controlar el flujo y cerrar el sistema y se encendió la bomba hasta alcanzar una presión al vacío de aproximadamente 550 mm Hg en todo el sistema. Posteriormente, se colocó el extremo libre de la manguera de alimentación en el recipiente de resina viniléster (previamente preparada en un vaso de precipitados mezclándola con los agentes de curado) para succionarla y hacerla fluir a través de las preformas de fibras a una velocidad de flujo de aproximadamente 20 g/min, hasta distribuir toda la resina a través del sistema, ver Fig 2.6b. Una vez que toda la resina (500 g) fue distribuida a través del panel sándwich, se cerró el sistema, se apagó la bomba de vacío y se dejó curar a temperatura ambiente durante 24 h. Después de 24 h, el panel sándwich fue desmoldado y postcurado durante 6 h a 80 °C en un horno de convección.

2.3.3 Preparación del espécimen

Para preparar el espécimen STB, vigas sándwich de 250 mm de largo total, 2 mm de espesor de cara de G-VER y 25 mm de espesor de núcleo (H100) fueron obtenidas de los paneles sándwich G-VER/H100 fabricados por el proceso VARTM, Fig. 2.7. La Fig. 2.7a muestra una viga sándwich con una $L_p = 90$ mm (medida desde el punto de aplicación de carga hasta el borde del núcleo), $L_b = 125$ mm y una longitud de grieta inicial definida en la interfase cara/núcleo de $a = 25$ mm. La grieta entre la cara y el núcleo del espécimen STB fue inicialmente definida insertando una película de teflón durante el proceso de fabricación del panel sándwich; sin embargo, antes de ensayar el espécimen fue necesario afilar el frente de la punta de la grieta con una hoja de filo de navaja delgada de ~ 100 μ m de espesor. Una vez obtenida la viga en geometría sándwich mostrada en la Fig. 2.7b, se procedió a realizar las uniones adhesivas para fabricar el espécimen STB.

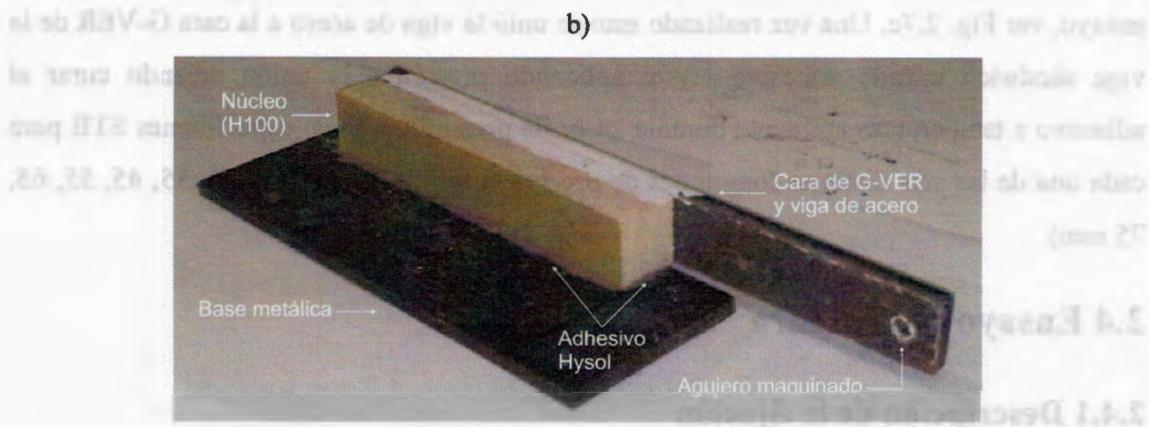
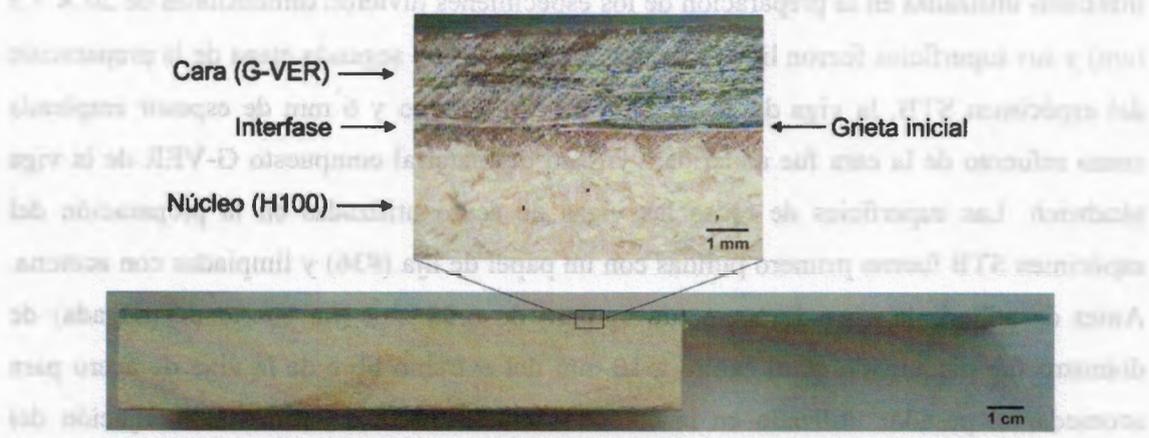
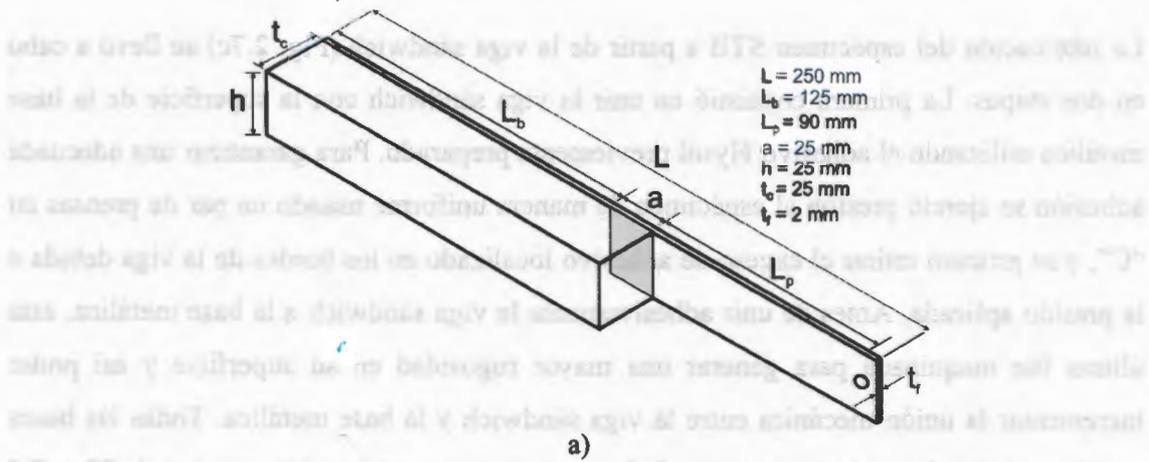


Fig. 2.7 Viga sándwich y espécimen STB final obtenido de un panel G-VER/H100. a) Esquema de la viga sándwich (sin la viga de acero), b) fotografía mostrando una ampliación cerca de la punta de grieta, c) fotografía de un espécimen STB con viga de acero.

La fabricación del espécimen STB a partir de la viga sándwich (Fig. 2.7c) se llevó a cabo en dos etapas. La primera consistió en unir la viga sándwich con la superficie de la base metálica utilizando el adhesivo Hysol previamente preparado. Para garantizar una adecuada adhesión se ejerció presión al espécimen de manera uniforme usando un par de prensas en “C”, y se procuró retirar el exceso de adhesivo localizado en los bordes de la viga debida a la presión aplicada. Antes de unir adhesivamente la viga sándwich a la base metálica, ésta última fue maquinada para generar una mayor rugosidad en su superficie y así poder incrementar la unión mecánica entre la viga sándwich y la base metálica. Todas las bases metálicas utilizadas en la preparación de los especímenes tuvieron dimensiones de 20×7.5 (cm) y sus superficies fueron limpiadas con acetona. Como segunda etapa de la preparación del espécimen STB, la viga de acero de 250 mm de largo y 6 mm de espesor empleada como refuerzo de la cara fue adherida a la cara de material compuesto G-VER de la viga sándwich. Las superficies de todas las vigas de acero utilizadas en la preparación del espécimen STB fueron primero pulidas con un papel de lija (#36) y limpiadas con acetona. Antes de adherir la viga de acero, un agujero de 6.35 mm (un cuarto de pulgada) de diámetro fue maquinado en el centro a 10 mm del extremo libre de la viga de acero para acomodar el pasador utilizado en la conexión con la barra de acero de la fijación del ensayo, ver Fig. 2.7c. Una vez realizado esto se unió la viga de acero a la cara G-VER de la viga sándwich usando adhesivo Hysol aplicando presión a la unión dejando curar el adhesivo a temperatura ambiente durante 24 h. Se prepararon cinco especímenes STB para cada una de las seis distintas longitudes de pre-grieta investigadas ($a = 25, 35, 45, 55, 65, 75$ mm).

2.4 Ensayo de fractura

2.4.1 Descripción de la fijación

La configuración de la fijación y carga de la viga sándwich en desgarre se presenta en la Fig. 2.8. La fijación del espécimen STB consta de una base acero, una prensa de sujeción, una barra de acero de 52 cm de longitud con un bloque en su extremo en forma de “C”, y un pasador de metal. Para ensamblar el conjunto de piezas que conforman la fijación,

primero el espécimen STB es unido a la base de acero. Luego, la base de acero es unida a la prensa de sujeción que es atornillada a la bancada de la máquina de pruebas universales, ver Fig 2.8. Posteriormente, una barra larga de acero de 52 cm con un bloque en su extremo en forma de "C" (con agujeros laterales) es acoplada por medio de un pasador de metal al agujero maquinado en el extremo de la cara de material compuesto reforzada con la viga de acero del espécimen STB. Este acoplamiento permite aplicar la carga mediante la barra de acero que es unida directamente a la celda de carga de la máquina de pruebas universales. El uso del bloque en forma de "C" y del pasador de metal permite alinear y centrar el espécimen respecto a la barra de acero conectada a la máquina de pruebas. Asimismo, el gran largo de la barra de acero (52 cm de longitud) permite que la desviación de la carga respecto a la vertical (dirección z) sea mínima durante la prueba y así, previene inducir una componente de carga axial (dirección x) importante en el plano de la grieta. En caso de tener una magnitud importante, esta componente podría ser responsable de la presencia de contribuciones de modo II de fractura en el espécimen, como lo señalan Li y Carlsson [84] para el caso del espécimen TSD.

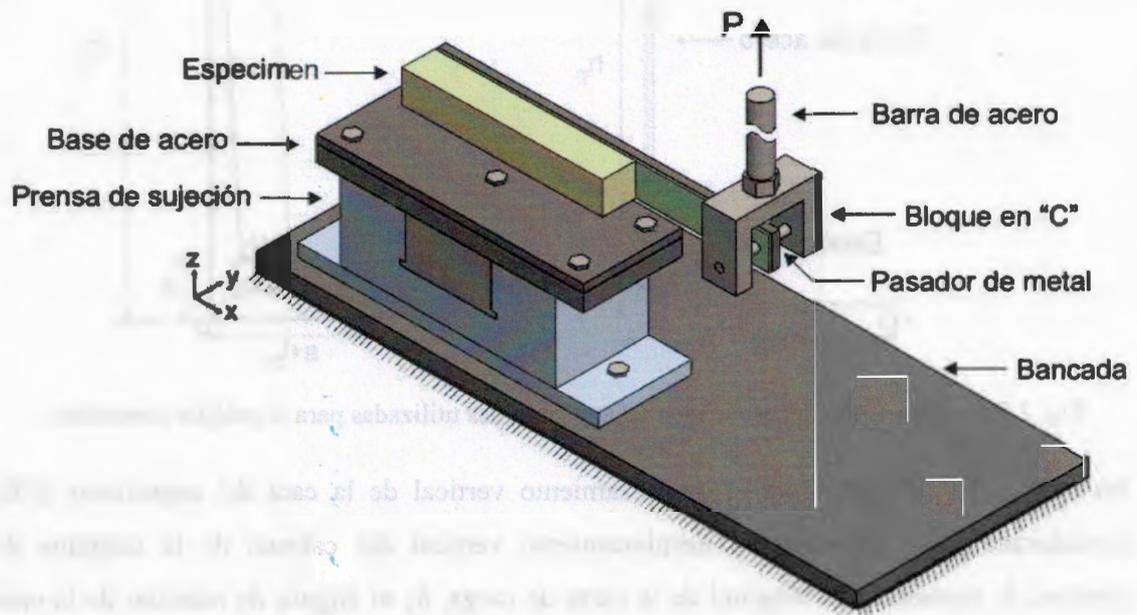


Fig. 2.8 Esquema de la fijación y carga del espécimen STB.

2.4.2 Análisis cinemático

Para investigar la posible desviación respecto a la vertical de la barra de acero de carga del espécimen STB durante el ensayo de fractura, y por lo tanto minimizar los desplazamientos de deslizamiento (x) en el frente de grieta del espécimen STB, se realizó un análisis cinemático bosquejado en la Fig. 2.9. El objetivo de este análisis cinemático fue calcular la rotación que la barra de carga podría experimentar durante el ensayo de fractura del espécimen STB, similar al análisis realizado por Li y Carlsson para el espécimen TSD [84].

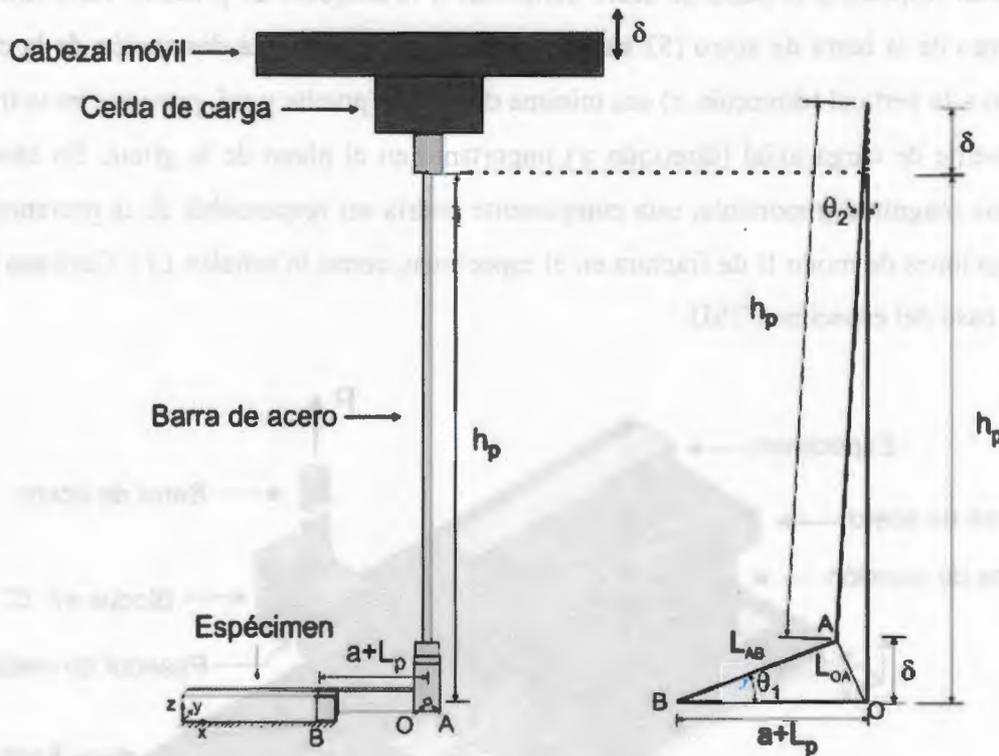


Fig. 2.9 Configuración del espécimen STB y variables utilizadas para el análisis cinemático.

En la Fig. 2.9, δ representa el desplazamiento vertical de la cara del espécimen STB, considerado igual al valor del desplazamiento vertical del cabezal de la máquina de pruebas, h_p representa la longitud de la barra de carga, θ_1 el ángulo de rotación de la cara del espécimen, θ_2 el ángulo de rotación de la barra de carga y L_{AB} la distancia definida desde el punto de aplicación de la carga (A) al frente de grieta (B) después de la deformación. El punto "O" y "A" tienen la misma posición antes de la deformación (δ) del

espécimen (ver Fig. 2.9). Para este análisis, se asumió que la cara del espécimen STB no se deflexiona longitudinalmente (eje x de acuerdo a la Fig. 2.1) cuando es sujeta a carga, y que L_{AB} es aproximadamente igual al brazo de palanca $a + L_p$. De esta manera, la estimación de la rotación de la cara del espécimen STB puede ser definida a través del ángulo θ_1 como,

$$\theta_1 = \text{sen}^{-1}\left(\frac{\delta}{L_{AB}}\right) \approx \text{sen}^{-1}\left(\frac{\delta}{a + L_p}\right) \quad (2.1)$$

Con esto se puede calcular la longitud L_{OA} definida en la Fig. 2.9 usando la ley de cosenos y la identidad trigonométrica del seno del ángulo medio como,

$$L_{OA} = 2(a + L_p) \text{sen} \frac{\theta_1}{2} \quad (2.2)$$

La rotación de la barra de acero, θ_2 , se puede determinar usando la ley de cosenos expresada como,

$$\theta_2 = \cos^{-1} \left[\frac{h_p^2 + (h_p + \delta)^2 - L_{OA}^2}{2h_p(h_p + \delta)} \right] \quad (2.3)$$

Así, a partir de las Ecs. (2.1) y (2.3) se estimó θ_1 , θ_2 y la componente de carga longitudinal al momento de la propagación de la grieta del espécimen STB.

2.4.3 Procedimiento experimental

El ensayo de fractura del espécimen STB fue realizado en una máquina de pruebas universales Shimadzu AGI-100 a una velocidad de desplazamiento de cabezal de 3 mm/min y usando una celda de carga de 5 kN. La Fig. 2.10 presenta una fotografía del sistema experimental del ensayo. Antes de llevar a cabo el ensayo, se aplicó una capa de líquido corrector blanco a lo largo de la cara, núcleo e interfase cara/núcleo del espécimen STB con la finalidad de observar con mayor claridad tanto la punta de la grieta como el incremento de la grieta durante el ensayo. Después de haber colocado el espécimen STB en la fijación como se ilustra en la Fig. 2.10, una carga vertical fue aplicada al extremo del espécimen

bajo desplazamiento controlado, registrando los valores de carga (P) y desplazamiento (δ) hasta propagar la grieta, momento en el cual la prueba fue detenida. Luego, el espécimen STB fue completamente descargado y se midió y marcó la nueva longitud de grieta en el espécimen.

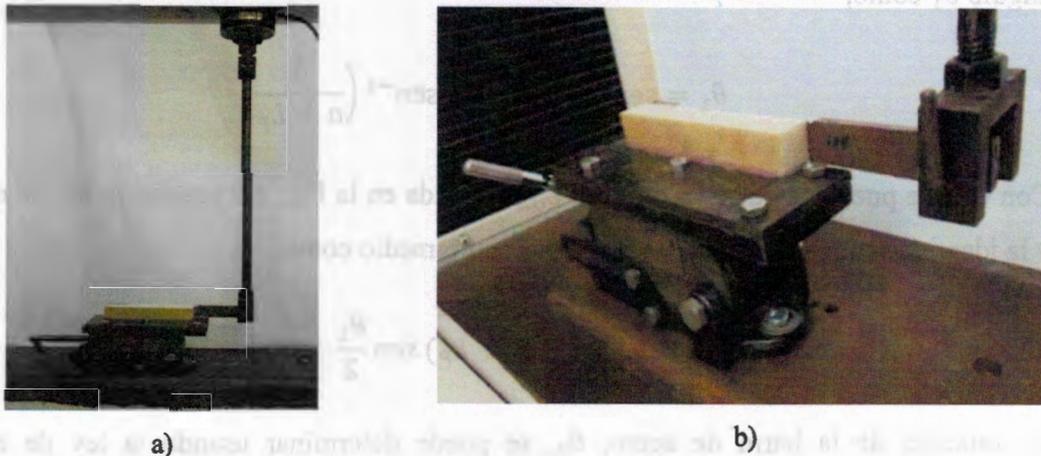
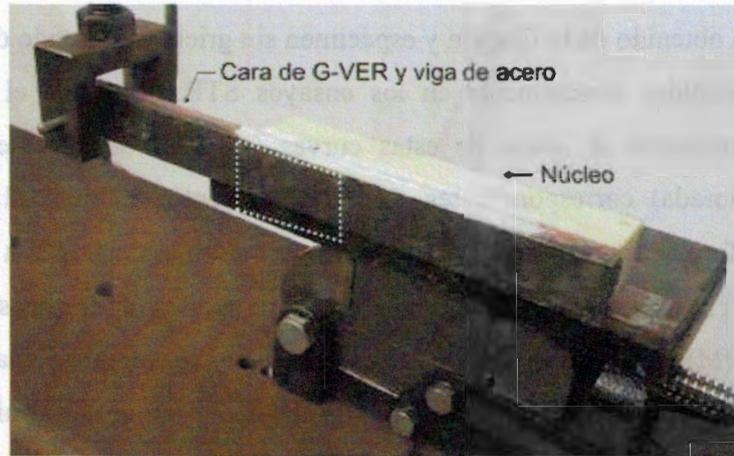
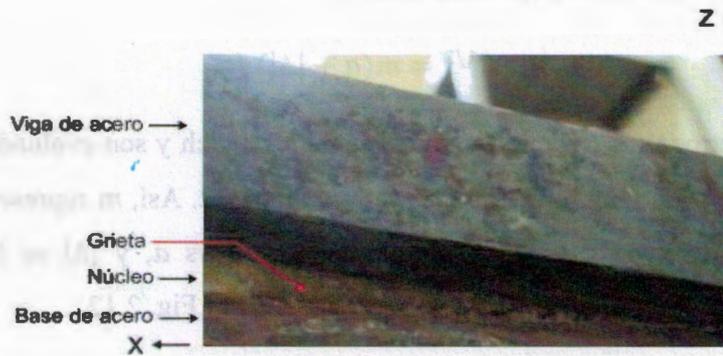


Fig. 2.10 Fotografía del ensayo de fractura de un espécimen STB. a) Vista global, b) vista cercana.

Este procedimiento solamente fue repetido una vez más debido a que para la mayoría de los especímenes la segunda propagación de grieta se presentó fractura del núcleo en dirección horizontal (x) cerca de la región unida adhesivamente con la base metálica, ver Fig. 2.11, por lo que la segunda propagación de grieta no se consideró válida para el análisis de datos del ensayo de fractura. Debido a esto, por cada espécimen se obtuvo solamente una propagación de grieta válida, por lo que fue necesario fabricar grupos de especímenes con longitudes de grieta inicial diferente ($a = 25, 35, 45, 55, 65, 75$ mm).



a)



b)

Fig. 2.11 Fotografías del ensayo de un espécimen STB tomadas después de la segunda propagación de grieta. a) Vista posterior, b) vista cercana a la zona de fractura del núcleo.

2.4.4 Obtención de la tenacidad a la fractura

Para evaluar la tenacidad a la fractura cara/núcleo (G_c) del espécimen STB se generaron curvas de carga contra desplazamiento ($P-\delta$) por cada longitud de grieta de cada espécimen STB ensayado. En la medición de la complianza ($C = \delta/P$) del espécimen STB utilizando el desplazamiento del cabezal de la máquina de pruebas universales se realizó una corrección de la complianza experimental obtenida de las curvas $P-\delta$, con la finalidad de corregir el valor de C que es afectada por la rigidez y acomodamiento de las piezas que conforman la fijación del ensayo STB. Para realizar esta corrección se obtuvo una complianza promedio de la fijación utilizando especímenes STB sin grieta. Este valor fijo

de la complianza obtenido de la fijación y espécimen sin grieta fue restado de los valores de la complianza medidos directamente en los ensayos STB. Mediante el inverso de las pendientes determinadas al inicio de estas curvas (rigidez), se obtuvieron valores de complianza (calibrada) correspondientes a cada incremento de longitud de grieta del espécimen para formar funciones $C = C(a)$. De este modo, la tenacidad a la fractura (G_c) del espécimen STB se determinó usando el método de reducción de datos de la teoría de viga modificada (MBT, por sus siglas en inglés), el cual es recomendado para el cálculo de la tenacidad a la fractura interlaminar modo I de materiales compuestos laminados [12] y en geometría sándwich [27,85]. De acuerdo al método MBT, la relación entre la complianza y la longitud de grieta puede ser expresada como,

$$C^{1/3} = m(a + |\Delta|) \quad (2.4)$$

donde los parámetros m y Δ dependen del sistema sándwich y son evaluados a partir de la relación entre $C^{1/3}$ y la longitud de grieta (a), ver Fig. 2.12. Así, m representa la pendiente del ajuste lineal obtenida a partir de una gráfica $C^{1/3}$ vs a , y $|\Delta|$ es la magnitud del intercepto con el eje horizontal (a) de la misma gráfica, ver Fig. 2.12.

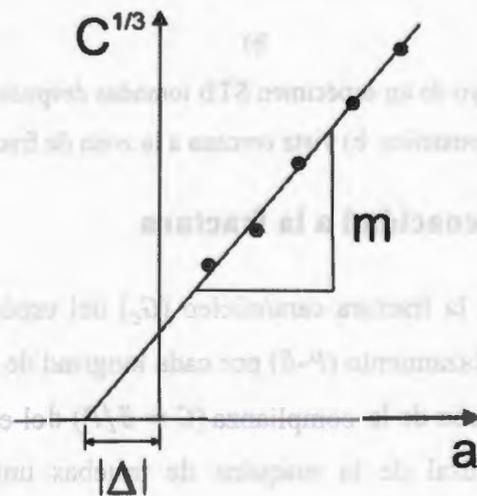


Fig. 2.12 Esquema del método MBT utilizado para determinar la tenacidad a la fractura.

Para determinar la tenacidad a la fractura, las Ecs. (1.9) y (2.4) son combinadas para obtener,

Capítulo 3

Resultados y discusión



3.1 Análisis de elemento finito

3.1.1 Análisis de tamaño de elemento

El espécimen TSD homogéneo (un sólo material) fue inicialmente modelado como base para el análisis y validación del procedimiento numérico y el tamaño de malla en el frente de grieta del espécimen STB. Para determinar el tamaño del elemento cerca de la grieta del modelo de elemento finito del espécimen STB, se realizó un estudio de convergencia de los factores de intensidad de esfuerzos respecto al tamaño del elemento en la vecindad de la grieta para el espécimen TSD homogéneo discutido en la sección 2.2.1, comparando los factores de intensidad de esfuerzos con la solución analítica provista por Thouless et al. [74] junto con los resultados numéricos obtenidos por Li y Carlsson [75]. La Fig. 3.1 presenta la forma deformada (exagerada por claridad) de la región cercana a la punta de la grieta del modelo de elemento finito del espécimen TSD homogéneo con un refinamiento de malla de $\Delta a = 0.3$ mm en la vecindad de la punta de grieta. Como se observa, la región

cercana a la punta de la grieta es dominada por desplazamientos de modo apertura debido a la ausencia de carga cortante en el campo lejano.

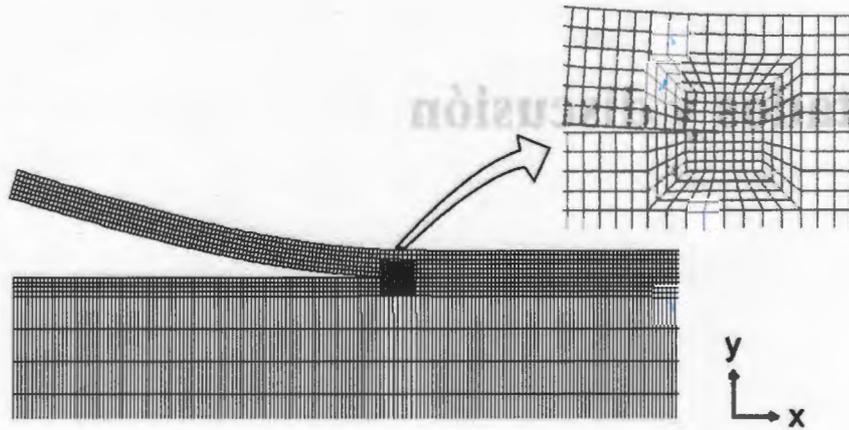


Fig. 3.1 Forma deformada cerca de la punta de grieta del modelo de elemento finito del espécimen TSD homogéneo.

La Fig. 3.2 muestra las componentes del factor de intensidad de esfuerzo $K_i (i = I, II)$ en función de los distintos tamaños del elemento finito (Δa) en la cercanía de la grieta para el espécimen TSD homogéneo.

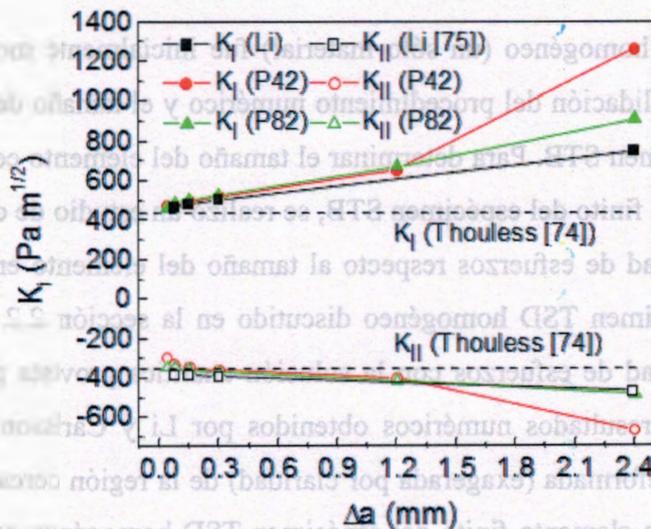


Fig. 3.2 $K_i (i = I, II)$ vs. Δa obtenido para el espécimen TSD homogéneo.

Las predicciones de K_I y K_{II} del análisis de elemento finito fueron obtenidas utilizando elementos planos de cuatro (P42) y ocho nodos (P82) en el modelado del espécimen. Los resultados obtenidos en el trabajo de Li y Carlsson [75] para este espécimen son también incluidos en esta gráfica. Las líneas punteadas mostradas en la gráfica representan los valores $K_I = 457 \text{ Pa}\sqrt{\text{m}}$ y $K_{II} = -355 \text{ Pa}\sqrt{\text{m}}$ calculados de la solución analítica de Thouless et al. [74]. Se observa en la Fig. 3.2 que los resultados de K_I y K_{II} obtenidos del análisis de elemento finito convergen a la solución analítica a medida que el tamaño del elemento es reducido tanto para elementos planos de interpolación lineal (P42) como cuadrática (P82). Las magnitudes de los factores de intensidad de esfuerzos (K_I y K_{II}) para una longitud de elemento cercana a la punta de la grieta de 2.4 mm son mayores que las de la solución analítica de Thouless et al. [74] (líneas punteadas). Estos valores convergen rápidamente a la solución analítica a medida que el tamaño del elemento es reducido, siendo la convergencia ligeramente más rápida para elementos de interpolación cuadrática (P82). A partir de $\Delta a = 0.3 \text{ mm}$ los resultados convergen y están en concordancia con la solución analítica provista por Thouless et al. [74] y con los resultados numéricos del trabajo de Li y Carlsson [75]. Asimismo, se puede observar que los resultados de los factores de intensidad de esfuerzos para elementos de interpolación cuadrática de ocho nodos (P82) exhiben una convergencia más rápida a la solución analítica comparada con los elementos de interpolación lineal de cuatro nodos (P42). Basándose en estos resultados, un tamaño de elemento de $\Delta a = 0.25 \text{ mm}$ y elementos de interpolación cuadrática fueron escogidos para realizar el mallado en la región cercana al frente de grieta del espécimen STB. El resto de los elementos fue de interpolación lineal, como se explicó en el Capítulo 2.

3.1.2 Diseño del espesor de la viga de acero

La influencia de la presencia y el espesor de la viga de acero, que aumenta la rigidez de la cara de material compuesto de la viga sándwich, en la distribución de las componentes de la razón de liberación de energía a lo largo del frente de grieta del espécimen STB fue investigada por análisis de elemento finito. Para ello, se realizaron varios modelos de elemento finito tridimensional del espécimen STB variando el espesor de la viga de acero

pero conservando sus otras dimensiones, ver Fig. 2.1 y Tabla 2.1. La Fig. 3.3 presenta gráficas de las distribuciones de las componentes de G (G_i , $i = I, II, III$) a lo largo del frente de grieta obtenidas por FEA para varios espesores de viga de acero simulados en el espécimen STB. Las G_i de todas las gráficas de esta figura fueron normalizadas con la G total calculada para su correspondiente nodo a lo largo del frente de grieta utilizando la Ec. (1.24). El eje horizontal fue normalizado con el alto ($h = 25$ mm) del espécimen STB. Los distintos espesores de viga de acero considerados en este estudio fueron $t_s = 0$ (Fig. 3.3a), $t_s = 1$ mm (Fig. 3.3b), $t_s = 3$ mm (Fig. 3.3c), $t_s = 6$ mm (Fig. 3.3d), y $t_s = 12$ mm (Fig. 3.3e). El caso $t_s = 0$ representa el caso del espécimen STB sin viga de acero. Se observa que la magnitud de G_I es en general despreciable comparada con G_{II} y G_{III} , siendo G_I casi cero en cualquier posición del frente de grieta a excepción de la posición cercana a la base inferior de la viga ($0 \leq z/h \leq 0.3$). G_{II} aumenta desde prácticamente cero en el centro del espécimen ($z/h = 0.5$), hasta alcanzar un valor máximo en los extremos de la viga ($z/h = 0$ y $z/h = 1$). G_{II} es también mucho menor que G_{III} en casi todo el frente de grieta, pero en algunos casos (en particular para el espécimen con $t_s = 0$ mm) G_{II} excede a G_{III} en regiones pequeñas localizadas cerca de los bordes libres del espécimen. La presencia de la componente modo II en los extremos del frente de grieta del espécimen STB se debe al deslizamiento relativo de las superficies de la grieta producido probablemente por los esfuerzos cortantes en el borde inferior ($z/h = 0$) y superior de la viga ($z/h = 1$), como se discutirá más adelante. Además, es probable que existan esfuerzos de flexión causados por el momento flexionante que existe en el frente de grieta del espécimen STB. Observaciones similares se han encontrado mediante análisis de elemento finito del espécimen SCB para materiales compuestos laminados [52]. G_{III} presenta una distribución fuertemente dominante sobre G_I y G_{II} , con un valor máximo en el centro del frente de grieta del espécimen ($z/h = 0.5$). Estos resultados indican que la distribución de la componente modo I no es significativa en el frente de grieta, el modo II es importante solo en los bordes del espécimen y confirman que el modo III es el modo de fractura dominante en el espécimen STB. Para el caso del espécimen sin viga de acero, Fig. 3.3a, se observa una importante influencia de G_{II} en el frente de grieta, siendo cero únicamente en el centro de la viga ($z/h = 0.5$).

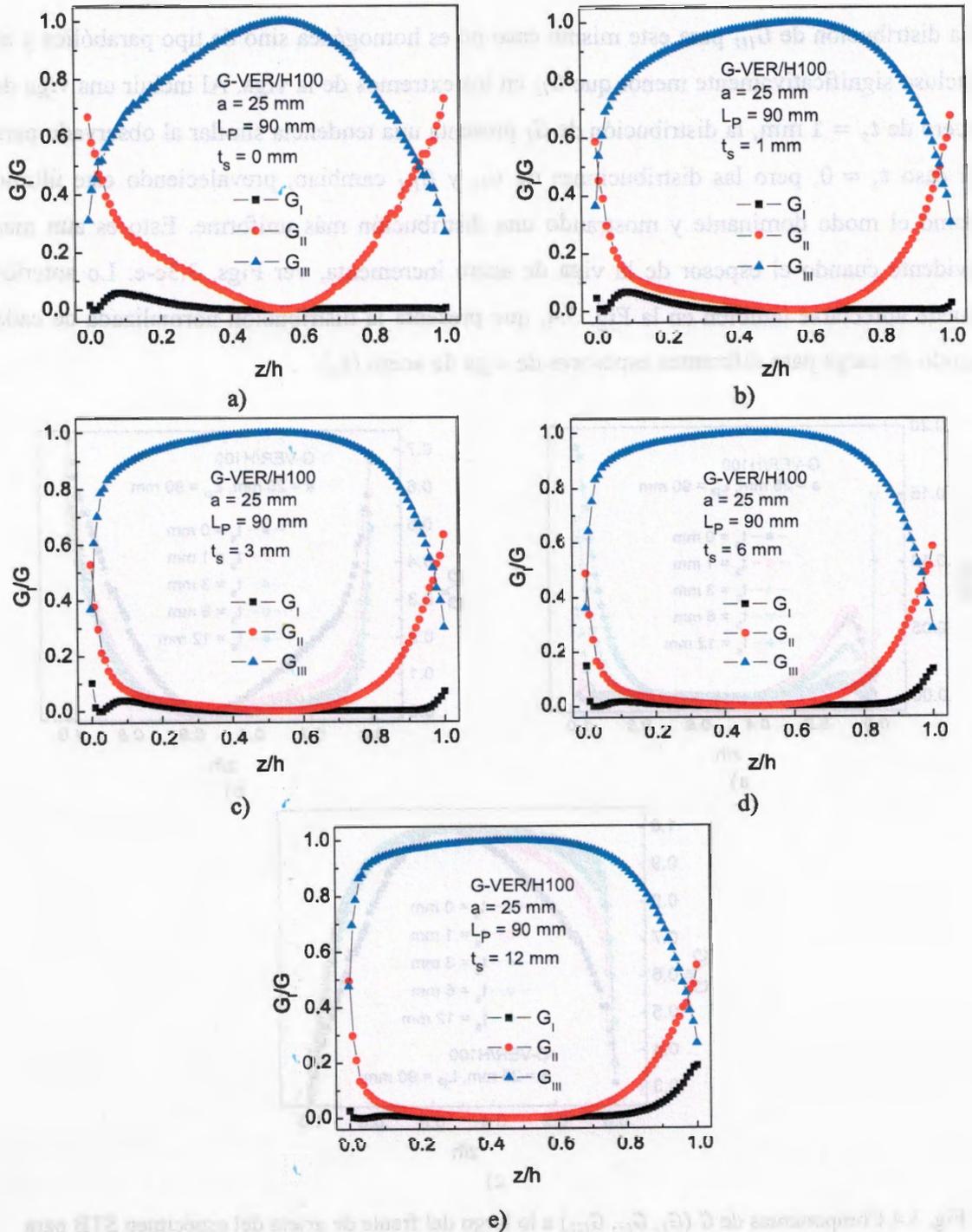


Fig. 3.3 G_i ($i = I, II, III$) normalizada con G a lo largo del frente de grieta del espécimen STB para distintos espesores de viga de acero (t_s). a) $t_s = 0$ mm b) $t_s = 1$ mm, c) $t_s = 3$ mm, d) $t_s = 6$ mm, e) $t_s = 12$ mm.

La distribución de G_{III} para este mismo caso no es homogénea sino de tipo parabólica y es incluso significativamente menor que G_{II} en los extremos de la viga. Al incluir una viga de acero de $t_s = 1$ mm, la distribución de G_I presenta una tendencia similar al observado para el caso $t_s = 0$, pero las distribuciones de G_{II} y G_{III} cambian, prevaleciendo este último como el modo dominante y mostrando una distribución más uniforme. Esto es aún más evidente cuando el espesor de la viga de acero incrementa, ver Figs. 3.3c-e. Lo anterior puede apreciarse también en la Fig. 3.4, que presenta la distribución normalizada de cada modo de carga para diferentes espesores de viga de acero (t_s).

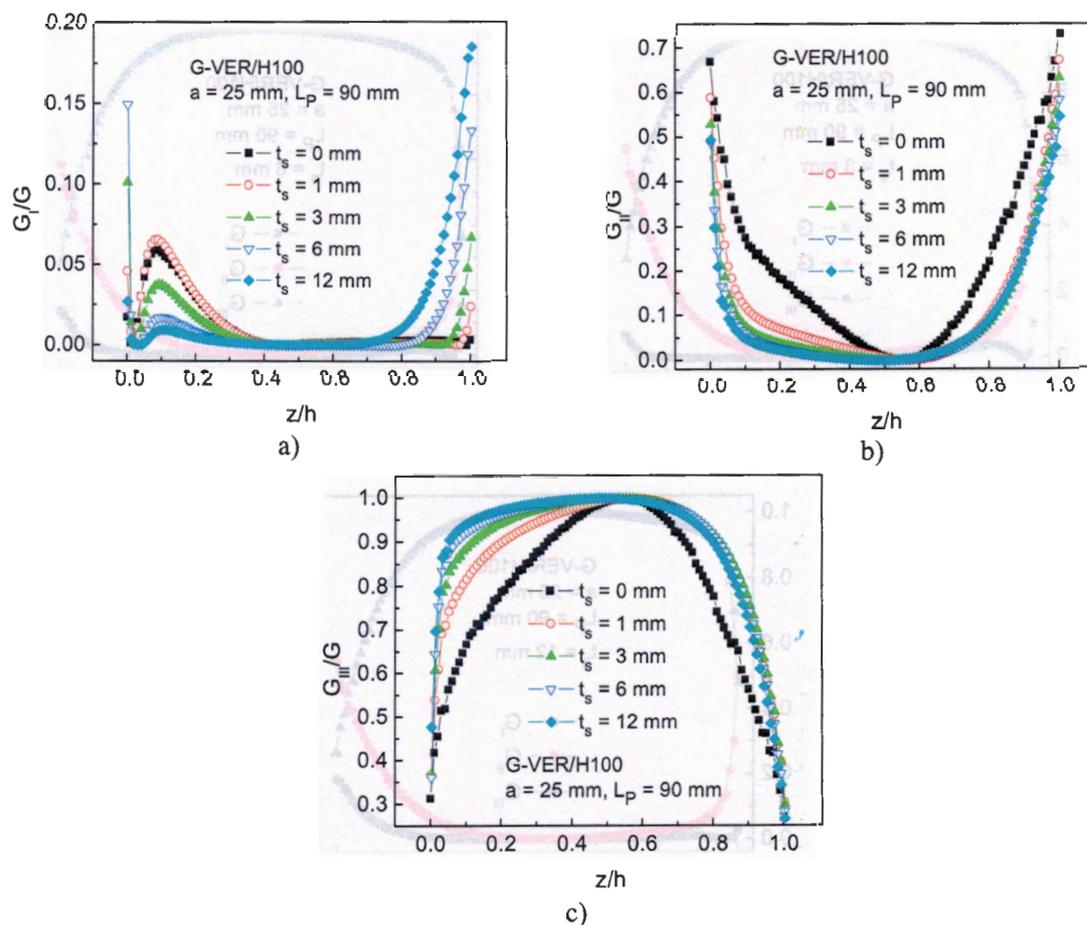


Fig. 3.4 Componentes de G (G_I , G_{II} , G_{III}) a lo largo del frente de grieta del espécimen STB para varios espesores de viga de acero. a) G_I/G vs. z/h , b) G_{II}/G vs. z/h , c) G_{III}/G vs. z/h .

En esta gráfica se observa más claramente que G_I , Fig. 3.4a, no alcanza una magnitud importante, G_{II} disminuye conforme el espesor de la viga de acero aumenta, Fig. 3.4b, y G_{III} aumenta y se vuelve más uniforme conforme t_s aumenta. Sin embargo, después de $t_s = 6$ mm poca mejoría se obtiene al seguir aumentando el espesor de la viga de acero. Esto demuestra que la viga de acero empleada para reforzar la cara de la viga sándwich del espécimen STB es capaz de reducir los esfuerzos de flexión en los extremos del frente de grieta ($z/h = 0$ y $z/h = 1$) y por lo tanto propicia una distribución más uniforme de la componente de carga modo III y reduce la contribución del modo II en el frente de grieta. De las Figs. 3.3 y 3.4 se concluye también que después de $t_s = 6$ mm, no hay un cambio importante en la distribución de las componentes de G , por lo que un refuerzo de $t_s = 6$ mm fue seleccionado en este trabajo para el espécimen STB.

3.1.3 Factores de intensidad de esfuerzos y modo mezclado

La Fig. 3.5 presenta vistas de la forma deformada (exagerada por claridad) del modelo de elemento finito del espécimen STB bajo la aplicación de un modo III de carga. La Fig. 3.5a presenta una vista global y la Fig. 3.5b una vista cercana al frente de grieta del espécimen STB. Estas figuras proporcionan solamente una idea general del desplazamiento de desgarre ocurrido en el frente de grieta del espécimen STB.

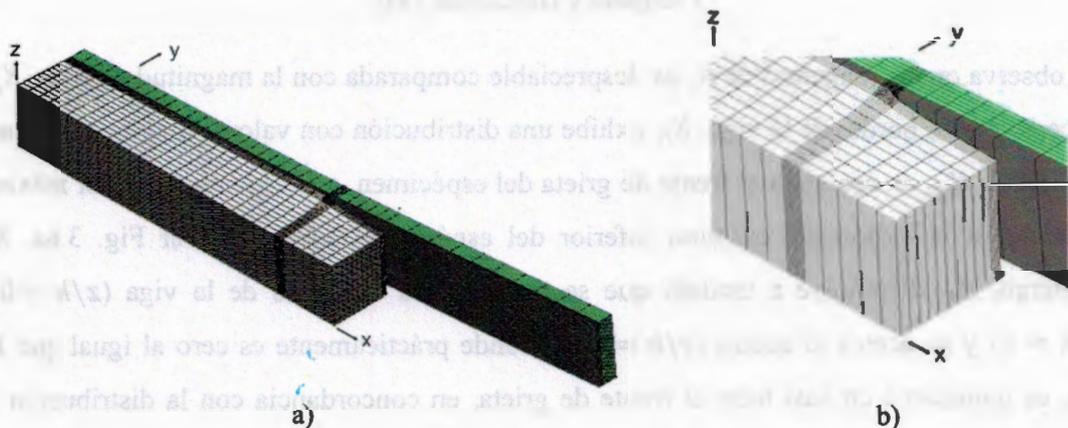


Fig. 3.5 Forma deformada del modelo de elemento finito del espécimen STB. a) Vista global, b) vista cercana al frente de grieta.

La Fig. 3.6 presenta gráficas de las componentes del factor de intensidad de esfuerzos K_i ($i = I, II, III$), Fig. 3.6a, y modo mezclado de carga de acuerdo al criterio establecido por Tvergaard y Hutchinson [49], Fig. 3.6b, en función de la posición del frente de grieta del espécimen STB calculados por FEA. En la gráfica de la Fig. 3.6a el eje vertical fue normalizado con la carga de magnitud $P = 1$ kN, mientras que el eje horizontal fue normalizado con $h = 25$ mm.

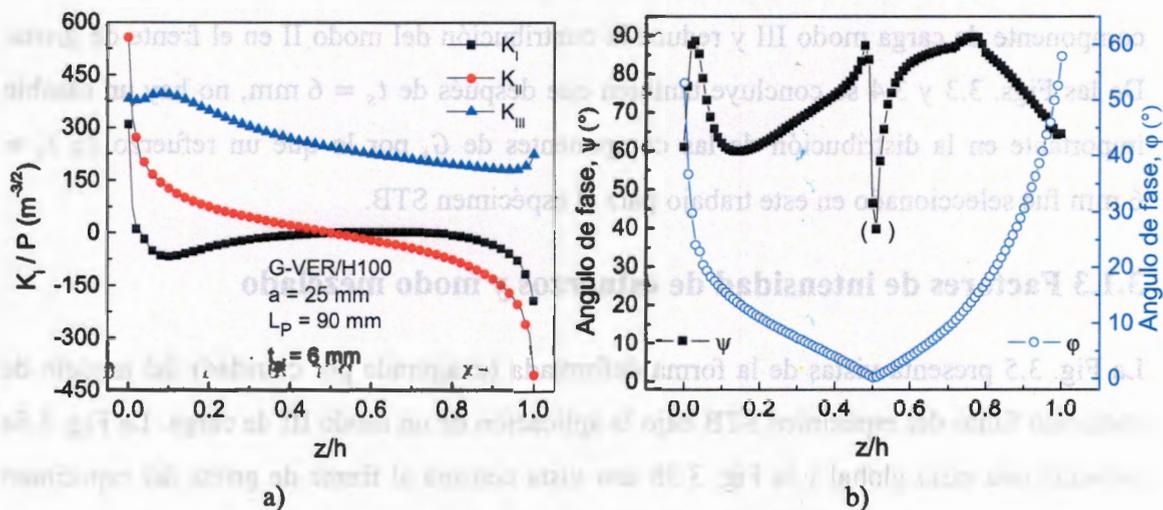


Fig. 3.6 Parámetros de fractura calculados a lo largo del frente de grieta del espécimen STB. a) K_i ($i = I, II, III$) normalizada con P , b) ángulos de fase ψ y ϕ definidos de acuerdo a la metodología de Tvergaard y Hutchinson [49].

Se observa que la magnitud de K_I es despreciable comparada con la magnitud de K_{II} y K_{III} , excepto en los bordes de la viga. K_{II} exhibe una distribución con valores mayores a K_I pero menores a K_{III} en casi todo el frente de grieta del espécimen, a excepción del valor máximo ubicado en la región del extremo inferior del espécimen ($z/h = 0$), ver Fig. 3.6a. Sin embargo, K_{II} disminuye a medida que se aleja de los extremos de la viga ($z/h = 0$ y $z/h = 1$) y se acerca al centro ($z/h = 0.5$), donde prácticamente es cero al igual que K_I . K_{III} es dominante en casi todo el frente de grieta, en concordancia con la distribución de G_{III} presentada en la Fig. 3.3d. Se observa también que las distribuciones de K_I y K_{II} son del tipo antisimétrico, lo cual puede explicarse en funciones de los desplazamientos nodales y esfuerzos a ser discutidos en las secciones posteriores. Para evaluar la mezcla de los

modos de carga en el espécimen STB en la Fig. 3.6b se presentan los modos mezclados de carga expresados por los ángulos de fase ψ (eje vertical izquierdo) y φ (eje vertical derecho) calculados de acuerdo a las Ecs. (1.25a) y (1.26a), en función de la posición de cada nodo localizado a lo largo del frente de grieta del espécimen STB. Se observa que el ángulo de fase ψ que involucra sólo los modos I y II (Ec. (1.25a)), presenta una distribución que varía a cada posición del frente de grieta entre un intervalo de 60-90°, mostrando un modo II de carga dominante en casi todo el frente de grieta sobre el modo I. El valor máximo de $\psi = 89.7^\circ$ cerca de $z/h = 0$ va disminuyendo conforme la localización se aproxima a la posición central $z/h = 0.5$, donde $\psi = 46.5^\circ$. En $z/h = 0.5$ tanto el modo I como modo II son muy pequeños respecto al modo III y de magnitudes similares, razón por la que el valor numérico de ψ en esta posición puede considerarse irrelevante y se indica en la gráfica con un paréntesis. Por otro lado, el ángulo de fase φ incluye la contribución de los tres modos de carga, teniendo a K_{III} en el denominador (Ec. (1.26a)). Así, la dominancia del modo III se refleja en un valor de φ tiende a cero. Para este caso, el ángulo de fase φ presenta una distribución en forma parabólica a lo largo del frente de grieta alcanzando un valor de casi cero (cercano a un modo III puro) en $z/h = 0.5$. La magnitud de φ en el intervalo $0 \leq z/h \leq 0.5$ disminuye desde 55° en $z/h = 0$ (donde el modo II es elevado) hasta 0.24° en $z/h = 0.5$ (donde el modo III es casi puro) en concordancia con las distribuciones de $G_i (i = I, II, III)$. Para $0.5 \leq z/h \leq 1$ sucede algo similar pero el signo de K_{II} se invierte (Fig. 3.6b), ocasionando que φ incremente desde 0.24° en el centro de la viga hasta llegar a $\sim 60^\circ$ en el extremo donde existe presencia de modo II (y I). Los bajos valores del ángulo de fase φ indican que el modo III de carga es el modo dominante en el frente de grieta del espécimen. Así, tanto en la gráfica de las componentes de la razón de liberación de energía como en la de los ángulos de fase se confirma tener un modo III de carga dominante en casi todo el frente de grieta del espécimen STB.

3.1.4 Esfuerzos normales y cortantes en el frente de grieta

Con el objetivo de evaluar la influencia de los esfuerzos normales (σ_x , σ_y y σ_z) y cortantes (τ_{xz} , τ_{xy} , τ_{yz}), en la distribución de las componentes de K y G a lo largo del frente de grieta, la Fig. 3.7 presenta gráficas de las distribuciones de esfuerzos normales, Fig 3.7a, y cortantes, Fig. 3.7b, predichos por FEA en el frente de grieta ($x = a$, Fig. 2.1b) del espécimen STB. El eje vertical de la Fig. 3.7a fue normalizado con el esfuerzo máximo σ_y obtenido en $z/h = 0$ ($\sigma_{max} = 34.3$ MPa, para una carga aplicada de 1 kN).

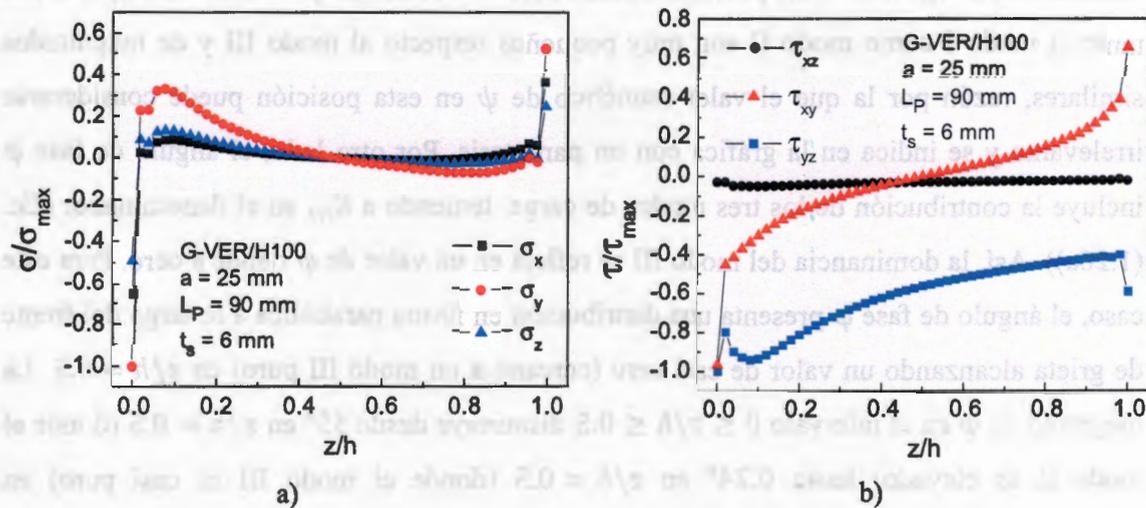


Fig. 3.7 Distribuciones de esfuerzos normales y cortantes obtenidos en el frente de grieta del espécimen STB. a) σ/σ_{max} vs. z/h , b) τ/τ_{max} vs. z/h .

Los resultados muestran que la distribución de esfuerzos normales σ_x y σ_z presentan valores extremadamente bajos a excepción de los extremos de la viga ($z/h = 0$ y $z/h = 1$). Por su parte, σ_y muestra valores mayores en los extremos de la viga y valores significativos solamente en la posición entre $z/h = 0$ y $z/h = 0.3$ (Fig. 3.7a), en concordancia con la aparición de valores de K_I en el frente de grieta del espécimen STB, ver Fig. 3.6a y Ec. 1.4a. En el extremo inferior de la viga ($z/h = 0$) los esfuerzos σ_x , σ_y y σ_z son elevados y negativos, pero a partir de allí las distribuciones de éstos en casi todo el frente de grieta son cero, excepto en el extremo superior ($z/h = 1$) donde de nuevo son elevados. Así los esfuerzos normales no parecen influir grandemente las distribuciones de las K_I (y las G_I), a

excepción quizás de los extremos de la viga para el caso de K_I . El hecho de que los esfuerzos normales sean casi cero en el frente de grieta se debe a la presencia de la viga de acero que es utilizada como refuerzo de la cara de material compuesto del espécimen STB, la cual disminuye en gran medida la flexión de la cara del espécimen STB debido al aumento en el momento de inercia de ésta.

La Fig. 3.7b muestra las distribuciones de esfuerzos cortantes τ_{xz} , τ_{xy} , y τ_{yz} , a lo largo del frente de grieta del espécimen STB. El valor máximo del esfuerzo cortante τ_{yz} obtenido por FEA ($\tau_{max} = 32.3$ MPa, para una carga aplicada de 1 kN) fue elegido para normalizar los esfuerzos cortantes en la gráfica de la Fig. 3.7b. Los resultados revelan que la distribución de esfuerzo cortante τ_{xz} es prácticamente nula en el frente de grieta del espécimen debido a que la posición investigada corresponde a $\theta = 0$, ver Fig. 1.5 y Ec. 1.2b. τ_{xy} exhibe una distribución de esfuerzos que parte de cero en $z/h = 0.5$ y alcanza magnitudes importantes (y de signo contrario) a ambos lados de $z/h = 0.5$, tendiendo a aumentar en magnitud al acercarse a los extremos de la viga. Esto confirma que τ_{xy} origina la componente K_{II} en la Fig. 3.6a y provoca que la distribución de G_{II} presente valores elevados en los extremos del espécimen STB, como se observa en la Fig. 3.3d. Para el esfuerzo cortante τ_{yz} , la gráfica de la Fig. 3.7b muestra una distribución con valores de esfuerzos negativos y dominante en casi todo el frente de grieta, consistentes con la distribución de G_{III} (Fig. 3.3d) y K_{III} (Fig. 3.6a). El valor máximo de τ_{yz} se presenta en el extremo inferior de la viga y las magnitudes de los esfuerzos son siempre mayores a τ_{xy} a excepción del esfuerzo en la posición ($z/h = 0$) donde ambos (τ_{yz} y τ_{xy}) son similares. De esta manera, este análisis de esfuerzos cortantes indica que para obtener un modo III de carga puro sólo deben existir esfuerzos cortantes τ_{yz} en el frente de grieta del espécimen STB y que el principal causante de la componente modo II observada en los extremos del espécimen son los esfuerzos cortantes en el plano x - y .

3.1.5 Desplazamientos en el frente de grieta

Con el propósito de evaluar los desplazamientos cerca del frente de grieta del espécimen STB y de esta manera examinar las distribuciones de K y G , en la Fig. 3.8 se presentan

gráficas de los desplazamientos nodales en la dirección x (δ_x), y (δ_y) y z (δ_z) que corresponden a la cara y al núcleo localizados a lo largo del frente de grieta del espécimen en $x = L_b + \Delta a$, $y = t_c + t_f$ (Fig. 2.1).

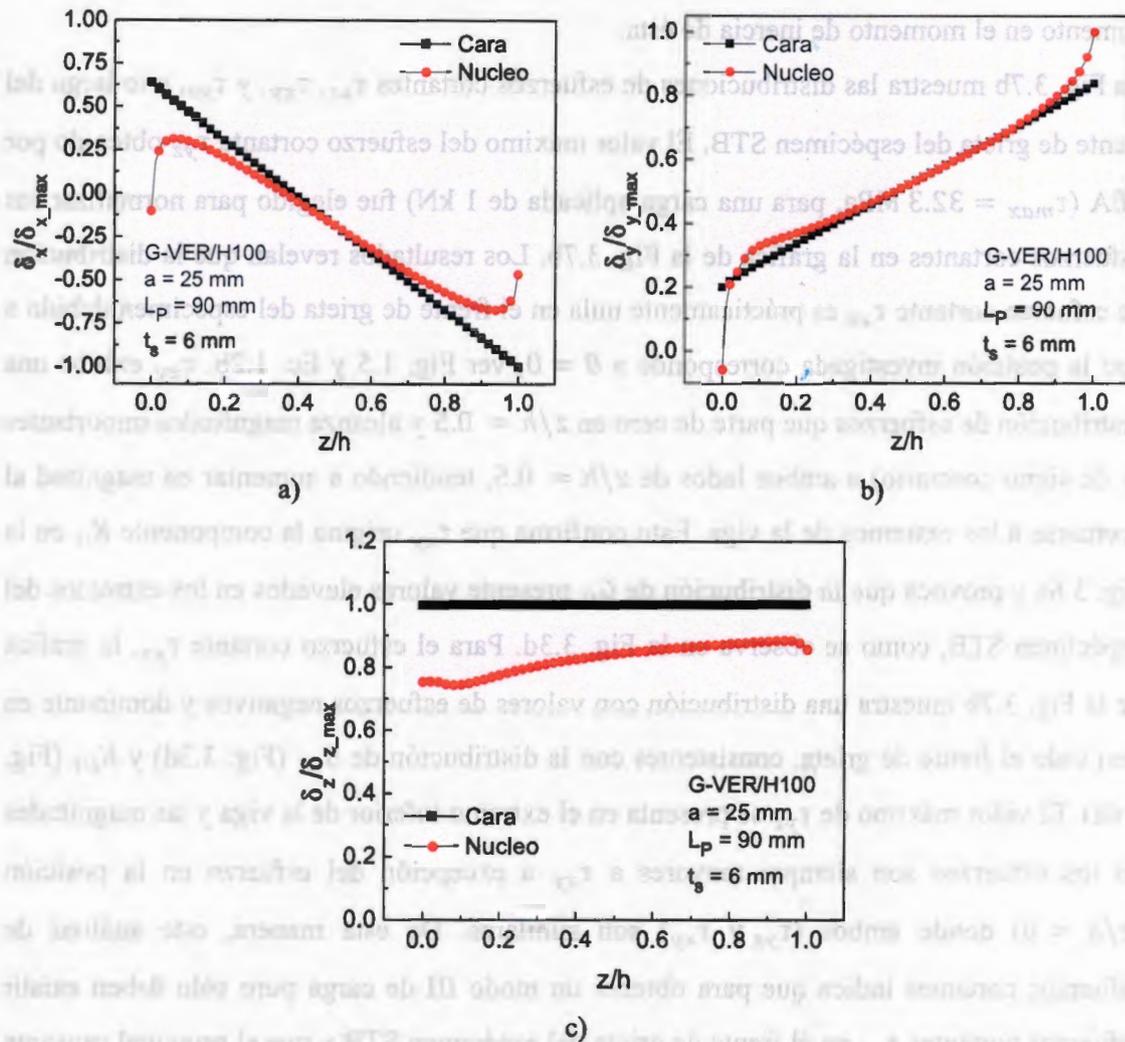


Fig. 3.8 Desplazamientos nodales de la cara y el núcleo a lo largo del frente de grieta en $x = L_b + \Delta a$. a) $\delta_x / \delta_{x_{max}}$ vs. z/h , b) $\delta_y / \delta_{y_{max}}$ vs. z/h , c) $\delta_z / \delta_{z_{max}}$ vs. z/h .

En las Figs. 3.8a-c una carga de $P = 1$ kN fue aplicada y el eje vertical fue normalizado con el desplazamiento nodal máximo en la dirección x ($\delta_{x_{max}} = 0.17$ mm, Fig. 3.8a), y ($\delta_{y_{max}} = 0.26$ mm, Fig. 3.8b) y z ($\delta_{z_{max}} = 0.57$ mm, Fig. 3.8c) de los nodos examinados, mientras que el eje horizontal (z) fue normalizado con $h = 25$ mm. Se

observa que los desplazamientos δ_x tanto para la cara como el núcleo difieren entre sí solamente en la proximidad de los extremos de la viga, Fig. 3.8a, con una tendencia de los desplazamientos δ_x de los nodos que corresponden al núcleo a disminuir a cero en los extremos libres del espécimen. Esto produce desplazamientos de deslizamiento δ_{II} significativos en los extremos de la viga, generando como consecuencia valores de K_{II} y G_{II} diferentes de cero en el frente de grieta del espécimen STB (Fig. 3.3d y Fig. 3.6a). En el caso de los desplazamientos δ_y , Fig. 3.8b, se observa que la distribución de estos tanto para la cara como del núcleo son muy similares entre sí, excepto en la cercanía de los extremos de la viga donde las distribuciones de desplazamientos se separan ligeramente; esto origina desplazamientos de apertura δ_I diferentes a cero sólo en la región cercana a los extremos libres, en total concordancia con la distribución de K_I y G_I en el frente de grieta. Para el caso de los desplazamientos en z mostrados en la Fig. 3.8c, se observa que los desplazamientos que corresponden a la cara son mayores a los del núcleo, con valores prácticamente constantes a lo largo del frente de grieta, Fig. 3.8c. Para los desplazamientos δ_z que corresponden al núcleo se tiene una distribución casi uniforme con valores que aumentan ligeramente desde el extremo inferior ($z/h = 0$) hasta el extremo superior ($z/h = 1$) de la viga. Esto produce valores elevados de desplazamientos de desgarre (δ_{III}) en comparación con δ_I y δ_{II} , lo que conlleva a que la distribución de G_{III} sea dominante y uniforme en casi todo en el frente de grieta del espécimen STB, ver Fig. 3.3d.

3.1.6 Examinación de la componente modo II

Una componente de carga axial (dirección x) en el ensayo de fractura del espécimen STB puede aparecer debido a la rotación de la barra larga de acero utilizada en la fijación, lo cual podría originar desplazamientos de deslizamiento (modo II) en el espécimen al llevar a cabo el ensayo. Para examinar la magnitud de esta carga axial y su influencia en el modo II, se realizó un análisis cinemático aproximado del espécimen STB con el fin de calcular la componente de carga axial debida a la rotación de la barra de acero durante el ensayo de fractura (sección 2.4.2). Para calcular los ángulos de rotación θ_1 y θ_2 bosquejados en la Fig. 2.9, se utilizaron las Ecs. (2.1) y (2.3) con un valor de $L_p = 90$ mm, $h_p = 520$ mm, y

alimentando en las Ecs. las distintas longitudes de grieta ($a = 25-75$ mm), distintos desplazamientos críticos ($\delta_c = 4-4.6$ mm), y valores de carga crítica medidos en los ensayos de fractura del espécimen STB. Los resultados de este análisis muestran que las magnitudes del ángulo de rotación de la cara del espécimen ($\theta_1 = 2^\circ-1.2^\circ$) y la barra de carga ($\theta_2 = 0.01^\circ-0.004^\circ$) son pequeñas, y por consiguiente confirma que la componente de carga axial es de valor pequeña. Por ejemplo para una carga crítica típica de $P_c = 550$ N, la componente horizontal (seno) de $\theta_2 = 0.01^\circ$ es $P_x = 0.1$ N, mientras que la vertical (coseno) es $P_z = 549.9$ N. Con el fin de eliminar o reducir esta componente P_x , se investigó la posibilidad de cambiar la base del espécimen STB con un mecanismo tipo corredera lineal, el cual permitirá los desplazamientos en la dirección x durante el ensayo de fractura. De esta forma, se realizó un modelo de elemento finito del espécimen STB con las condiciones de carga y frontera que simulen el efecto del mecanismo de la corredera en el espécimen. Para representar esto, en el modelo presentado en la Fig. 2.4 se liberaron las restricciones de desplazamiento cero en la dirección x de los nodos localizados en la superficie inferior del núcleo del espécimen (ver Fig. 2.4), exceptuando la fila de nodos localizados en $x = 0, z = 0$ (para evitar movimiento de cuerpo libre). Así, se evaluaron los desplazamientos de deslizamiento y las distribuciones de las componentes de la razón de liberación de energía en el frente de grieta del espécimen STB modificado con estas condiciones de frontera y se compararon contra el original. La Fig. 3.9 presenta gráficas de $G_i (i = I, II, III)$ vs. z/h , Fig. 3.9a, y los desplazamientos de deslizamiento (δ_x) vs. z/h , Fig. 3.9b, calculados por FEA en el frente de grieta del espécimen STB con las condiciones a la frontera simulando el efecto de la corredera lineal. Se observa que las distribuciones de G_I , G_{II} y G_{III} para este modelo son muy similares a las distribuciones del espécimen original en la Fig. 3.3d, siendo la componente modo II aún importante en los extremos de la viga. Esto es más evidente cuando se analizan los desplazamientos (normalizados con un valor $\delta_{x,max} = 0.17$ mm, para una carga aplicada de 1 kN) presentados en la gráfica de la Fig. 3.9b, en la cual se puede apreciar que la diferencia de desplazamientos entre la cara y el núcleo relacionados con la aparición del modo II no desaparece. Así, esta examinación sugiere que la componente modo II del espécimen STB no es debida a la pequeña carga axial que aparece al desviarse ligeramente la carga de la posición vertical durante el ensayo,

sino a la presencia de los esfuerzos cortantes τ_{xy} que a parecen cerca de los bordes libres del espécimen, como fue discutido en la sección 3.4.

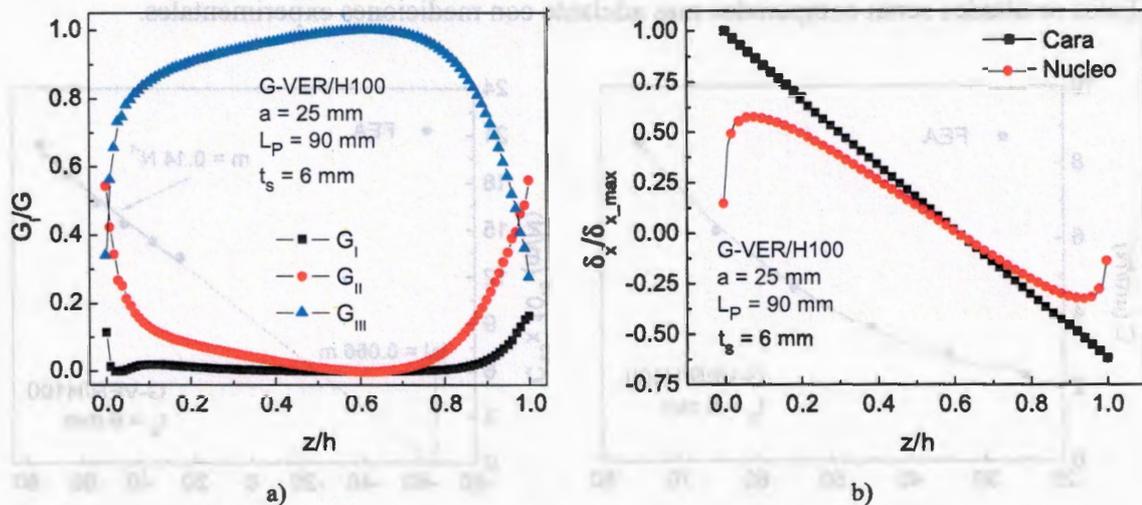


Fig. 3.9 Razón de liberación de energía y desplazamientos de deslizamiento en el frente de grieta del modelo del espécimen STB con condiciones de frontera libres en la dirección x . a) G_I/G vs. z/h , b) $\delta_x/\delta_{x_{max}}$ vs. z/h .

3.1.7 Compliance and energy release ratio

The numerical prediction of the compliance (C) and the energy release ratio (G) of the specimen STB was carried out using finite element analysis. Figure 3.10 presents the predictions of FEA of C and G of the specimen STB as a function of the crack length. The compliance was calculated by dividing the maximum vertical displacement (coordinate z positive in Figure 2.4) of the node located at the end of the face of the specimen STB by the applied load ($P = 1$ kN). The energy release ratio of the specimen STB was calculated using the MBT method and is normalized with the load squared (P^2). As can be seen in Figure 3.10a, C increases in a non-linear manner as the crack length increases. Figure 3.10b presents the linear fit of the data of the curve $C^{1/3}$ vs. a of the specimen STB obtained by FEA. This graph was used to predict m and $|\Delta|$ following the procedure shown in the scheme of Figure 2.12. The slope of the straight line (m) and the intersection with the a axis ($|\Delta|$) are shown in the figure.

Para la razón de liberación de energía, Fig. 3.10c, se observa el incremento de G/P^2 con la longitud de grieta, exhibiendo una tendencia similar a la complianza del espécimen STB. Estos resultados serán comparados más adelante con mediciones experimentales.

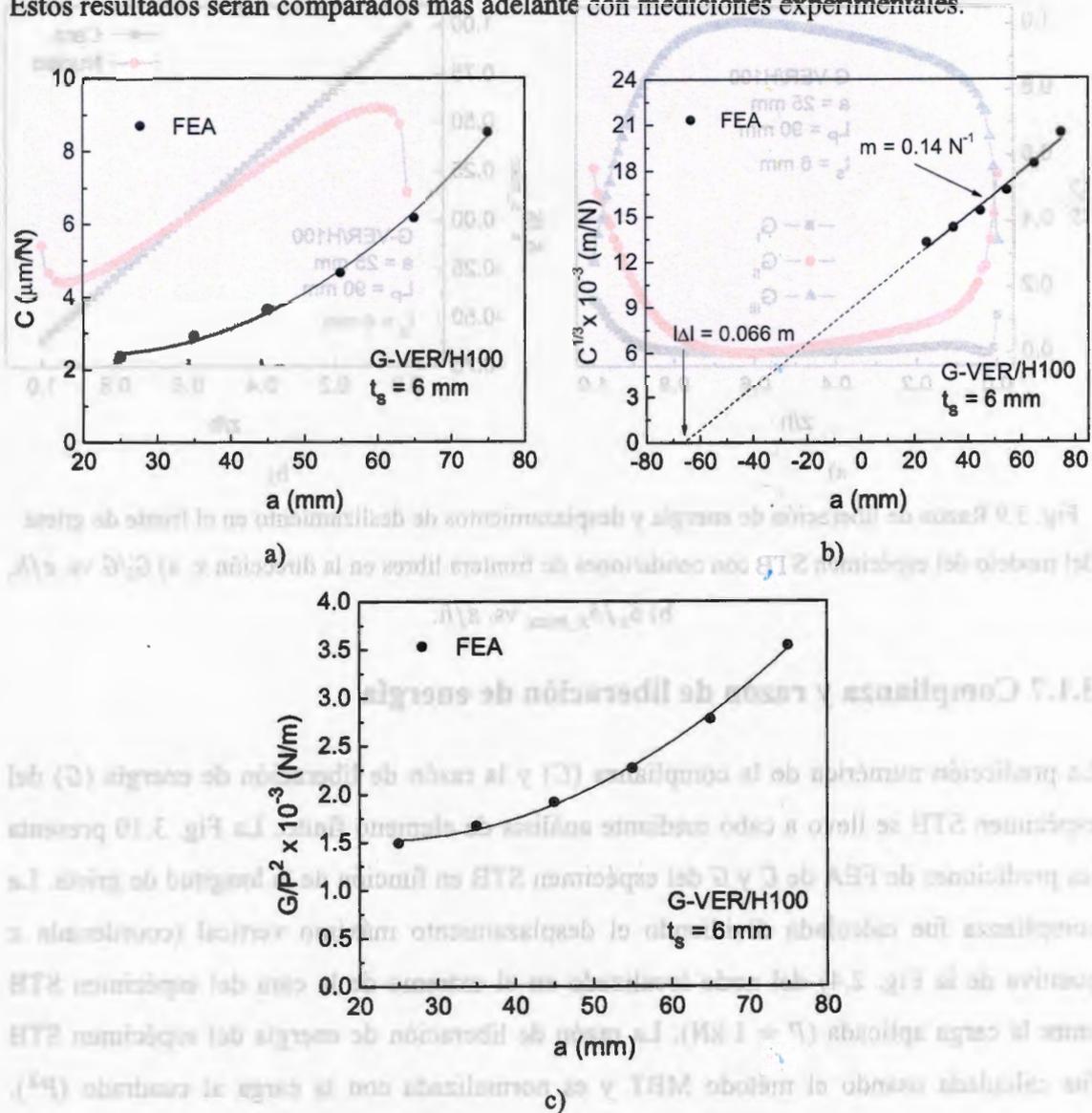


Fig. 3.10 Predicciones de complianza y razón de liberación de energía del espécimen STB en función de la longitud de grieta. a) C vs. a , b) $C^{1/3}$ vs. a , c) G/P^2 vs. a .

3.2 Evaluación experimental del espécimen

3.2.1 Curvas de carga-desplazamiento y complianza

El ensayo de fractura del espécimen STB se llevó a cabo para varios especímenes con distintas longitudes de grieta inicial para evaluar la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo de un material sándwich elaborado de una cara de material compuesto de fibra de vidrio y resina vinil éster (reforzada con una viga de acero de 6 mm de espesor) unido a un núcleo espumado de PVC (H100). La Fig. 3.11 presenta curvas representativas de carga (P) contra desplazamiento (δ) del espécimen STB a distintas longitudes de grieta obtenidas en el ensayo de fractura.

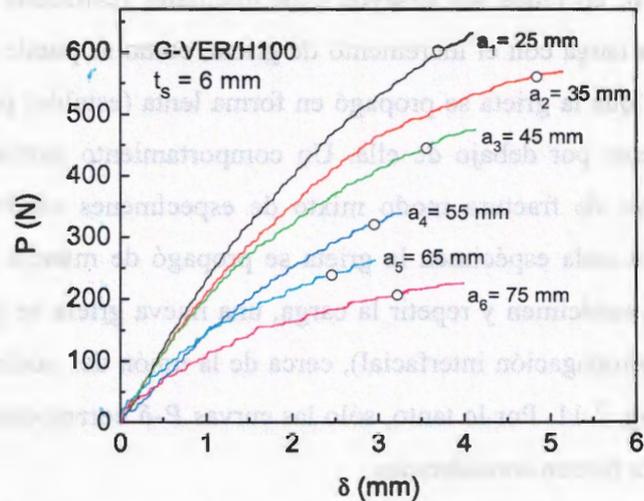


Fig. 3.11 Curvas carga (P) contra desplazamiento (δ) del espécimen STB. El símbolo "o" marcado en las curvas representa la carga crítica (P_c).

Cada una de las seis curvas de esta gráfica corresponde a un espécimen STB con una longitud de grieta inicial distinta. Se ensayaron cinco especímenes STB por cada longitud de grieta investigada y las curvas presentadas corresponden a las representativas. Las distintas longitudes de grieta investigadas en este trabajo para el espécimen STB se encuentran listados dentro de la misma figura (etiquetadas como $a_1, a_2, a_3, a_4, a_5, a_6$). La carga crítica marcada en las curvas por un círculo abierto ("o") representa la carga a la cual inicia la propagación de grieta del espécimen STB. El criterio que se eligió para la

determinación de la carga crítica fue por inspección visual durante el ensayo de fractura, y frecuentemente fue acompañado de un sonido audible. En general, se observa una no linealidad en las curvas $P-\delta$ para $\delta \geq 2$, lo cual puede estar asociado al comportamiento del núcleo espumado de PVC (H100) a cortante [86]. Este material cuando es sujeto a carga tipo cortante puede llegar a exhibir un comportamiento no lineal antes de presentarse la fractura. Se ha observado un comportamiento no lineal similar en ensayos de fractura modo II y modo mezclado I/II de materiales sándwich fabricados de núcleos poliméricos espumados, en particular, en la proximidad del inicio de propagación de la grieta [87]. Se puede observar también que la carga requerida para propagar la grieta en la interfase cara/núcleo disminuye con el incremento de la longitud de grieta, Fig. 3.11, como es de esperarse. En general, en todos los ensayos experimentales realizados no se observó una repentina caída de la carga con el incremento de grieta, como se puede notar en las curvas de la Fig. 3.11, sino que la grieta se propagó en forma lenta (estable) pero a lo largo de la interfase o ligeramente por debajo de ella. Un comportamiento similar se ha observado también en el ensayo de fractura modo mixto de especímenes sándwich bajo modo II dominante [87]. Para cada espécimen la grieta se propagó de manera aceptable una sola vez. Al descargar el espécimen y repetir la carga, una nueva grieta se generó en el núcleo (junto con la nueva propagación interfacial), cerca de la unión del núcleo espumado con la base de acero, ver Fig. 2.11. Por lo tanto, sólo las curvas $P-\delta$ correspondientes a la primera propagación de grieta fueron consideradas.

Para examinar el efecto de la longitud de grieta sobre la carga crítica, la Fig. 3.12 muestra los valores promedios de la carga crítica (P_c) en función de la longitud de grieta (a). Los resultados en esta gráfica muestran que los valores promedio de las cargas detectadas al inicio de propagación de grieta de los especímenes sándwich disminuyen a medida que la longitud de grieta aumenta, como se mencionó anteriormente. Para una longitud de grieta corta, $a_1 = 25$ mm, se obtuvo un valor promedio de $P_c = 580$ N, mientras que para una longitud de grieta larga, $a_6 = 75$ mm, de $P_c = 212$ N. Esto indica una gran variación de la carga crítica con la longitud de grieta, lo cual es de esperarse debido a que la distancia desde el punto de aplicación de carga al frente de grieta ($a + L_p$) aumenta en cada incremento de longitud de grieta, propiciando un incremento en el momento aplicado. Sin

embargo, la gráfica de la Fig. 3.12 muestra que la carga crítica disminuye casi linealmente con la longitud de grieta, es decir, la función $P_c = P_c(a)$ es aproximadamente lineal y decreciente.

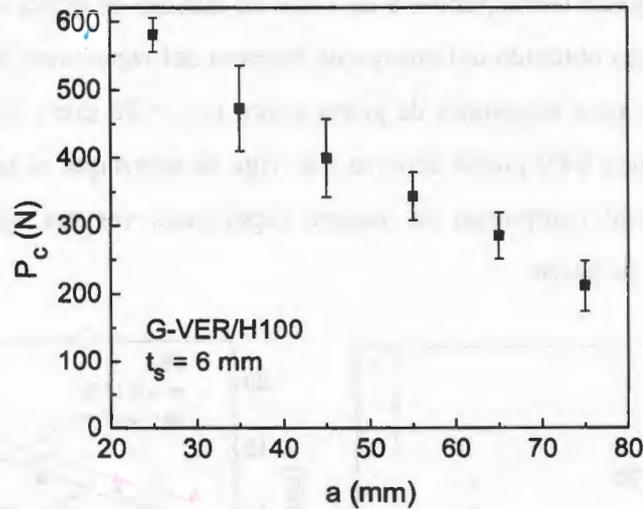


Fig. 3.12 Carga crítica (P_c) vs. longitud de grieta (a) obtenida del espécimen STB.

En la Fig. 3.13 se ilustra una gráfica con los valores promedio de la complianza del espécimen STB medida durante los ensayos experimentales (EXP) y la complianza determinada por análisis de elemento finito (FEA), en función de la longitud de grieta (a). Los valores experimentales de C representan el inverso de la pendiente calculada en la región lineal de las curvas $P-\delta$ (Fig. 3.11), mientras que las predicciones de FEA son los valores presentados en la Fig. 3.10a. La Fig. 3.13b presenta curvas de $C^{1/3}$ como función de a obtenidas de las mediciones experimentales (EXP) y las predicciones numéricas de FEA. A cada conjunto de datos de esta gráfica se le realizó un ajuste lineal para determinar m y $|\Delta|$ siguiendo el procedimiento mostrado en el esquema de la Fig. 2.12. La pendiente de la línea recta (m) y la intersección con el eje a ($|\Delta|$) de los datos medidos (EXP) y predichos por FEA están listados dentro de la figura. Las predicciones de FEA son acordes a las mediciones y existe una tendencia tanto de la complianza medida como la predicha por elemento finito a aumentar a medida que la longitud de grieta incrementa. La forma de la función $C = C(a)$ es de tipo no lineal. Asimismo, se observa que los valores promedio de la complianza medida son ligeramente menores a las predicciones de FEA, siendo el

valor correspondiente a la grieta menor ($a_1 = 25$ mm) el que presenta mayor discrepancia. Respecto a la dispersión de los valores experimentales, la grieta inicial más larga de ($a_6 = 75$ mm) es la que presenta mayor dispersión en sus mediciones de complianza, indicando que este puede corresponder a un valor de tamaño de grieta demasiado largo. En general, la complianza obtenida del ensayo de fractura del espécimen STB es de magnitud pequeña, en especial para longitudes de grieta cortas ($a_1 = 25$ mm). Esta baja complianza obtenida del espécimen STB puede deberse a la viga de acero que es usada como refuerzo de la cara de material compuesto de nuestro espécimen, ver por ejemplo [88], y a la naturaleza del modo de carga.

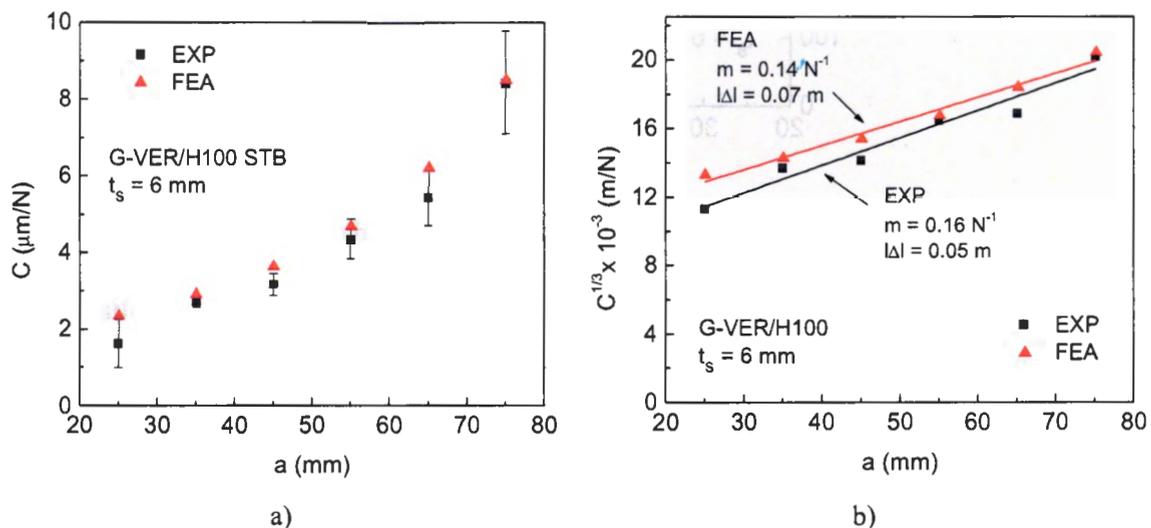


Fig. 3.13 Complianza del espécimen STB en función de la longitud de grieta.

a) C vs. a , b) $C^{1/3}$ vs. a .

3.2.2 Tenacidad a la fractura

La Fig. 3.14 presenta los valores promedio de la tenacidad a la fractura en la interfase cara/núcleo (G_c) de las vigas sándwich G-VER/H100 medidos con el ensayo STB (EXP) y comparados con la G_c predicha por FEA a distintas longitudes de grieta. Tanto la G_c obtenida del ensayo de fractura como la predicha por FEA fueron calculadas usando el método MBT descrito en la sección 2.4.4. En el cálculo de G_c por FEA se utilizó la carga crítica experimental obtenida en el ensayo de fractura (P_c). En general, las mediciones de G_c

están en concordancia con las predicciones de FEA para todas las longitudes de grieta. Se puede notar que tanto la G_c medida como la predicha por FEA disminuyen a medida que la longitud de grieta incrementa, iniciando con valores de $G_c = 543 \pm 85 \text{ J/m}^2$ (EXP) y $G_c = 504 \pm 43 \text{ J/m}^2$ (FEA) para $a_1 = 25 \text{ mm}$, y disminuyendo hasta a $G_c = 234 \pm 27 \text{ J/m}^2$ (EXP) y $G_c = 193 \pm 8 \text{ J/m}^2$ (FEA) para $a_6 = 75 \text{ mm}$. Esto indica cierta dependencia de la tenacidad a la fractura cara/núcleo con la longitud de grieta del espécimen STB. La dispersión de los resultados experimentales obtenidos se encuentra dentro de la variabilidad natural de este tipo de ensayos, ver por ejemplo [85].

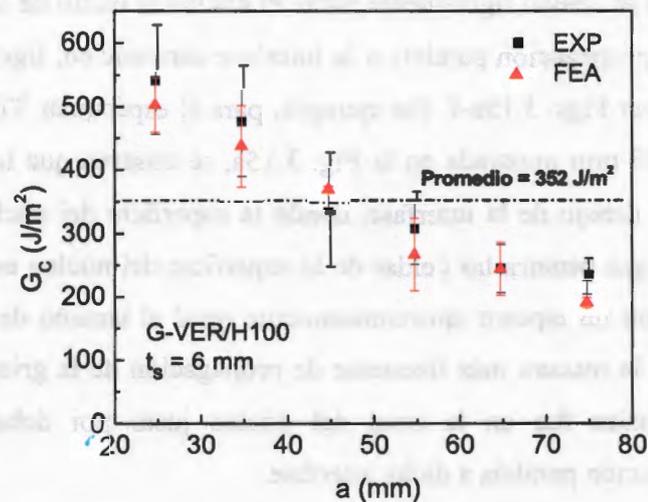


Fig. 3.14 Tenacidad a la fractura de vigas sándwich G-VER/H100 medida (EXP) y predicha por FEA en función de la longitud de grieta.

Li y Carlsson [20] ensayaron especímenes sándwich fabricados de caras G-VER unidas a un núcleo de PVC H100 con el ensayo TSD y encontraron valores de tenacidad a la fractura promedio en modo I de $\sim 141 \text{ J/m}^2$, usando el método de calibración de complianza como metodología de reducción de datos. De este modo, si lo comparamos con el valor promedio de la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo del espécimen STB obtenida de la Ec. (2.6) (352 J/m^2), se observa que esta es superior en más del doble a la obtenida por Li y Carlsson para un espécimen de fractura modo I de vigas sándwich elaborado de un sistema material similar al de este trabajo (G-VER/H100). Esto significa

que la tenacidad a la fractura obtenida en un ensayo de fractura dominada por carga modo III es más elevada que la modo I, lo cual es consistente con el incremento en la tenacidad a la fractura respecto al modo I observado en especímenes sándwich sujetos a carga cortante en modo II dominante [87].

3.2.3 Observación de la propagación de grieta

La Fig. 3.15 muestra fotografías de propagación de grieta presenciados en los especímenes STB ensayados a distintas longitudes de grieta inicial. De manera general, se observó que al propagarse la grieta se desvió ligeramente hacia el núcleo al inicio de la propagación, para luego continuar su propagación paralela a la interfase cara/núcleo, ligeramente por debajo de dicha interfase, ver Figs. 3.15a-f. Por ejemplo, para el espécimen STB con una longitud de grieta de $a_1 = 25$ mm mostrada en la Fig. 3.15a, se observa que la propagación de la grieta ocurrió justo debajo de la interfase, donde la superficie del núcleo está cubierta de una capa de resina que penetra las celdas de la superficie del núcleo espumado, formando una capa delgada con un espesor aproximadamente igual al tamaño de celda del núcleo ~ 0.45 mm [80]. Así, la manera más frecuente de propagación de la grieta observada en los ensayos experimentales fue en la zona del núcleo justo por debajo de la interfase cara/núcleo, en dirección paralela a dicha interfase.



a)

b)



c)



d)



e)



f)

Fig. 3.15 Fotografías de la propagación de grieta del espécimen STB para distintas longitudes de grieta inicial. a) $a_1 = 25$ mm, b) $a_2 = 35$ mm, c) $a_3 = 45$ mm, d) $a_4 = 55$ mm, e) $a_5 = 65$ mm, f) $a_6 = 75$ mm.

Conclusiones y recomendaciones

El presente trabajo propone un espécimen denominado “viga sándwich en desgarre” (STB, por sus siglas en inglés), desarrollado para medir la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo de materiales compuestos poliméricos en geometría sándwich. La evaluación del espécimen STB se llevó a cabo mediante análisis de elemento finito y ensayos experimentales. El espécimen STB consiste en una viga tipo sándwich reforzada en el lado de la cara con una viga de acero. El espécimen es unido adhesivamente en el lado libre del núcleo a una placa metálica empleada como base y cargado en modo de desgarre (III) a través de una carga vertical aplicada en el extremo. El espécimen consta de solamente una cara de material compuesto laminado unido a un núcleo de polímero espumado, conteniendo una grieta inicial de largo a que corre a través de toda la altura de la viga sándwich y se encuentra ubicada en la interfase entre la cara y el núcleo.

La evaluación del espécimen STB llevada a cabo por análisis de elemento finito mostró que la distribución de las componentes de la razón de liberación de energía (G_I , G_{II} , G_{III}) y factores de intensidad de esfuerzos (K_I , K_{II} , K_{III}) en el frente de grieta del espécimen es dominada por el modo III de carga. G_{III} es mayor al 90% de G en alrededor del 80% de la longitud del frente de grieta, y presenta un modo mixto del orden de 40-50% de G_{III} solamente en una pequeña zona localizada en los extremos del espécimen. Se encontró que la componente modo I no es significativa comparada con el modo III y que la componente modo II es importante solamente en la regiones localizadas cerca de los extremos del espécimen, debido a que la carga aplicada al espécimen no sólo produce esfuerzos cortantes en el plano que contiene a la grieta inicial (τ_{yz} asociados al modo III), sino también esfuerzos cortantes perpendiculares a ese plano (τ_{xy} asociados al modo II de carga). Reforzar la cara de material compuesto con una viga de acero de 6 mm de espesor logra disminuir significativamente la componente modo II en los extremos del espécimen STB, incrementado relativamente la componente modo III y haciendo su distribución más uniforme, debido a que ésta provee un aumento en la rigidez a flexión de la cara cargada. En el análisis de las distribuciones de los desplazamientos nodales localizados en el frente

de grieta del espécimen en la dirección x , y y z de la cara y el núcleo se pudo constatar la existencia de desplazamientos de deslizamiento dispares en las regiones localizadas en los extremos de la viga, lo cual explica la presencia de carga modo II en el frente de grieta del espécimen STB. De acuerdo al análisis cinemático, se encontró que debido al gran largo del brazo de carga el valor del ángulo de rotación de la dirección de la barra de acero con respecto a la vertical es muy pequeño ($\theta_2 \leq 0.01^\circ$) y como consecuencia la componente de carga axial (horizontal) en la que se puede incurrir es muy baja. De este modo se concluye que las distintas propiedades de los materiales existentes por encima y por debajo de la interfase así como la existencia de esfuerzos cortantes en el plano del espécimen (x - y , perpendicular al plano de la grieta) son responsables de la aparición de la componente modo II en las pequeñas regiones de los extremos del frente de grieta del espécimen. Sin embargo, esta disparidad en las propiedades mecánicas es inherente de los materiales sándwich, por lo que resulta muy complicado evitar la existencia de mezcla de modos de carga en los extremos del espécimen. Asimismo, se cree que la asimetría de la carga aplicada al espécimen es un factor que influye en la distribución de la componente de la carga modo III obtenida.

Se fabricaron especímenes STB con distintas longitudes de grieta hechos de una cara de material compuesto laminado de fibra de vidrio tipo petatillo ($0^\circ/90^\circ$) y resina vinil éster unida a un núcleo espumado de PVC (H100), adhiriendo una viga de acero de 6 mm de espesor a la cara. Los resultados de la complianza y la tenacidad a la fractura estuvieron en concordancia con las predicciones del análisis de elemento finito para las longitudes de grieta investigadas ($a = 25$ - 75 mm). La tenacidad a la fractura del espécimen STB se midió entre 543 y 234 J/m^2 disminuyendo a medida que la longitud de grieta incrementa. La magnitud promedio (integral) de la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo fue de 352 J/m^2 , lo cual es poco más del doble de la tenacidad a la fractura modo I obtenido en vigas sándwich elaborados de un material sándwich similar al de este trabajo (G-VER/H100) y medidas por el ensayo TSD.

De acuerdo a los resultados obtenidos tanto en el análisis de elemento finito como en los experimentos se puede concluir que el espécimen STB es un ensayo viable para medir la tenacidad a la fractura modo III en la interfase cara/núcleo de estructuras sándwich. Sin

embargo, aún es necesario generar nuevas ideas y realizar nuevas modificaciones, experimentos y análisis para perfeccionar el ensayo de fractura. Uno de los principales retos en este espécimen de fractura es obtener un modo III de carga “puro”, o bien reducir la componente modo II en los extremos de la viga. Para ello es recomendable encontrar una configuración de carga que no provea esfuerzos cortantes en el plano del espécimen, o bien que los contrarreste. Otro aspecto a mejorar es intentar encontrar un espécimen en donde sean posibles múltiples propagaciones de grietas válidas para el mismo espécimen, y aumentar la complianza del espécimen. Quedan aún muchos asuntos por resolver y mejorar en el espécimen STB. Sin embargo, este innovador espécimen de fractura modo III propuesto para materiales compuestos poliméricos en geometría sándwich es un candidato sólido para continuar su investigación en miras a la generación de estándares en el área de caracterización a la fractura de materiales compuestos en geometría sándwich.

caracterización a la fractura de materiales compuestos en geometría sandwich.

sólido para continuar su investigación en miras a la generación de estándares en el área de
propuesta para materiales compuestos poliméricos en geometría sandwich es un candidato
en el espécimen STB. Sin embargo, este innovador espécimen de fractura modo III
aumentar la complejidad del espécimen. Quedan aún muchos asuntos por resolver y mejorar
y sean posibles múltiples proporciones de grietas válidas para el mismo espécimen, y
que los contrastes. Otro aspecto a mejorar es intentar encontrar un espécimen en donde
configuración de carga que no provea esfuerzos constantes en el plano del espécimen, o bien
componente modo II en los extremos de la viga. Para ello es recomendable encontrar una
en este espécimen de fractura es obtener un modo III de carga "puro", o bien reducir la
experimentos y análisis para perfeccionar el ensayo de fractura. Uno de los principales retos
embargo, aún es necesario generar nuevas ideas y realizar nuevas modificaciones.

Referencias

- [1] Zenkert D. An introduction to sandwich construction. EMAS, Londres, Reino Unido, 1997.
- [2] The Boeing Company, 100 N. Riverside, M/C 5003-0982, Chicago, Estados Unidos, 2012, www.boeing.com.
- [3] Enercon GMBH, Dreckamp 5, D-26605 Aurich, Alemania, 2012. www.enercon.de.
- [4] Eurocopter. International Marseille Provence, 13725 Marignane Cedex, Marsella, Francia, 2012. www.eurocopter.com.
- [5] Zinno A, Fusco E, Prota A, Manfredi G. Multiscale approach for the design of composite sandwich structures for train application. *Composite Structures* 2010; 92:2208-19.
- [6] Airbus SAS. Maurice Bellonte, 31707 Blagnac, Toulouse, Francia, 2012. www.airbus.com.
- [7] Avilés F, Carlsson LA. Experimental study of debonded sandwich panels under compressive loading. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2006; 8:7-31.
- [8] Berggreen C, Simonsen BC. Non-uniform compressive strength of debonded sandwich panels-II. Fracture mechanics investigation. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2005; 7:483-517.
- [9] Shivakumar KN, Smith SA. In situ fracture toughness testing of core materials in sandwich panels. *Journal of Composite Materials* 2004; 38:655-68.
- [10] Adams DF, Carlsson LA, Pipes RB. Experimental characterization of advanced composites materials. CRC Press, Boca Raton, Estados Unidos, 2003.
- [11] Davies P. Review of standard procedures for delamination resistance testing. En: Sridharan S, editor. *Delamination behaviour of composites*, Woodhead Publishing Limited, Cambridge, Inglaterra, p. 65-86, 2008.
- [12] ASTM D5528. Standard test method for mode I interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites. ASTM International, West Conshohocken, Filadelfia, Estados Unidos, 2001.

- [13] ASTM D6671. Standard test method for mixed mode I-mode II interlaminar fracture toughness of unidirectional fiber-reinforced polymer matrix composites, ASTM International, West Conshohocken, Filadelfia, Estados Unidos, 2004.
- [14] Carlsson LA, Gillespie JW Jr, Pipes RB. On the Analysis and Design of the End Notched Flexure (ENF) Specimen for Mode II Testing. *Journal of Composite Materials* 1986; 20:594-604.
- [15] Donaldson SL. Mode III interlaminar fracture characterization of composite materials. *Composites Science and Technology* 1988; 32:225-49.
- [16] Becht G, Gillespie JW Jr. Design and analysis of the crack rail shear specimen for mode III interlaminar fracture. *Composite Science and Technology* 1988; 31:143-57.
- [17] Lee SM. An edge crack torsion method for mode III delamination fracture testing. *Journal of Composites Technology and Research* 1993; 15:193-201.
- [18] Ratcliffe JG. Characterization of the edge crack torsion (ECT) test for mode III fracture toughness measurement of laminated composites. Reporte técnico, Memorandum técnico de la NASA (NASA/TM-2004-213269), 2004.
- [19] Avilés F, Carlsson LA. Analysis of the sandwich DCB specimens for debond characterization. *Engineering Fracture Mechanics* 2008; 75:153-68.
- [20] Li X, Carlsson LA. The tilted sandwich debond (TSD) specimen for face/core interface fracture characterization. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 1999; 1:60-75.
- [21] Ratcliffe JG, Reeder JR. Sizing a single cantilever beam specimen for characterizing facesheet-core debonding in sandwich structure. *Journal of Composite Materials* 2011; 45:2669-84.
- [22] Carlsson LA, Sendlein LS, Merry SL. Characterization of face/core shear fracture of composite sandwich beams. *Journal of Composite Materials* 1991; 25:101-16.
- [23] Ratcliffe JG, Cantwell WJ. Center notched flexure sandwich geometry for characterizing skin-core adhesion in thin-skinned sandwich structures. *Journal of Reinforced Plastic Composite* 2001; 20:945-70.

- [24] Quispitupa A, Berggreen C, Carlsson LA. On the analysis of a mixed mode bending sandwich specimen for debond fracture characterization. *Engineering Fracture Mechanics* 2009; 76:594-613.
- [25] Svenska Cellulosa Aktiebolaget SCA. Box 200, SE-101 23, Estocolmo, Suecia, 2012. www.sca.com.
- [26] Thomsen OT. Sandwich materials for wind turbine blades - present and future. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2009; 11:7-26.
- [27] Carlsson LA, Kardomateas GA. Structural and failure mechanics of sandwich composites. Springer, Nueva York, Estados Unidos, 2011.
- [28] Berggreen C. Damage tolerance of debonded sandwich structures. Tesis de Doctorado, Technical University of Denmark, Copenhagen, Dinamarca, 2004.
- [29] Avilés F, Carlsson LA. Post-buckling and debond propagation in panels subjected to in-plane loading. *Engineering Fracture Mechanics* 2007; 74:794-806.
- [30] Davies JM. Lightweight sandwich construction. Blackwell Science Limited, Oxford, Reino Unido, 2001.
- [31] Herrmann AS, Zahlen PC, Zuardy I. Sandwich structures technology in commercial aviation – present application and future trends. En: Thomsen OT et al. (eds). *Sandwich structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials, Proceedings of the 7th International Conference on Sandwich Structures (ICSS-7)*, Springer, Aalborg, Dinamarca, p. 13-16, 2005.
- [32] Sommer MM, Päßler M, Schledjewski R, Stack M. Thermoplastic composite sandwich structure for sportive applications. En: Thomsen OT et al. (eds). *Sandwich Structures 7: Advancing with Sandwich Structures and Materials, Proceedings of the 7th International Conference on Sandwich Structures (ICSS-7)*, Springer, Aalborg, Dinamarca, p. 957-966, 2005.
- [33] Berggreen C, Branner K, Jensen JF, Schultz JP. Application and analysis of sandwich elements in the primary structures of large wind turbine blades. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2007; 9:525-52.
- [34] Stewart R. Sandwich structures deliver core benefits. *Reinforced Plastics* 2010; 54:32-7.

- [35] Schwingel D, Seeliger HW, Vecchionacci C, Alwes D, Dittrich J. Aluminium foam sandwich structures for space applications. *Acta Astronautica* 2007; 61:326-30.
- [36] Seibert HF. Applications for PMI foams in aerospace sandwich structures. *Reinforced Plastics* 2006; 50:44-8.
- [37] Kim BJ, Lee DG. Development of a satellite structure with the sandwich T-joint. *Composite Structures* 2010; 92:460-8.
- [38] Anderson TL. *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. CRC Press, Nueva York, Estados Unidos, 1994.
- [39] Janssen M, Zuidema J, Wanhill RJH. *Fracture Mechanics*. Taylor & Francis Group, Nueva York, Estados Unidos, 2005.
- [40] Gross D, Seelig T. *Fracture mechanics with an introduction to micromechanics*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Holanda, 2006.
- [41] Raju IS, O'Brien TK. Fracture mechanics concepts, stress fields, strain energy release rates, delamination initiation and growth criteria. En: Sridharan S, editor. *Delamination behaviour of composites*, Woodhead Publishing in Materials, Boca Raton, Estados Unidos, p. 3-27, 2008.
- [42] Griffith AA. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions, Series A* 1920; 221:163-8.
- [43] Irwin GR. Fracture dynamics. In *fracture of metals*. American Society for Metals, Cleveland, Estados Unidos, p.147-166, 1948.
- [44] Hutchinson JW, Suo Z. Mixed mode cracking in layered materials. *Advanced in Applied Mechanics* 1992; 29:63-191.
- [45] Suo Z, Hutchinson JW. Interface crack between two elastic layers. *International Journal of Fracture* 1990; 43:1-18.
- [46] Suo Z. Singularities, interfaces and cracks in dissimilar anisotropic media. *Proceedings Royal of Society of London, Series A, Mathematical and Physical Sciences* 1990; 427:331-58.
- [47] He M, Hutchinson JW. Kinking of crack out of an interface. *Journal of Applied Mechanics* 1989; 56:270-8.

- [48] Hutchinson JW, Mear ME, Rice JR. Crack paralleling an interface between dissimilar materials. *Journal of Applied Mechanics* 1987; 54:828-32.
- [49] Tvergaard V, Hutchinson JW. Mode III effects on interface delamination. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 2008; 56:215-29.
- [50] Jensen HM, Hutchinson JW, Kim K-S. Decohesion of a cut prestressed film on a substrate. *International Journal Solids Structures* 1990; 26:1099-114.
- [51] Jones RM. *Mechanics of composite materials*. Mc Graw Hill, Dallas, Estados Unidos, 1975.
- [52] Martin RH. Evaluation of the split cantilever beam for mode III delamination testing. *Composite Materials: Fatigue and Fracture*, ASTM STP 1110, O'Brien TK (editor), ASTM, Philadelphia, Estados Unidos. 1991; 3:243-66.
- [53] Sharif F, Kortschot MT, Martin RH. Mode III delamination using a split cantilever beam. *Composite Materials: Fatigue and Fracture*, ASTM STP 1230, Martin RH (editor), ASTM, Philadelphia, Estados Unidos. 1995; 5:85-99.
- [54] Robinson P, Song DQ. The development of an improved mode III delamination test for composites. *Composites Science and Technology* 1994; 52:217-33.
- [55] Hwang S-F, Hu C-L. Tearing mode interlaminar fracture toughness of composite materials. *Polymer Composites* 2001; 22:57-64.
- [56] Szekrenyes A. Improved analysis of the modified split-cantilever beam for mode-III fracture. *International Journal of Mechanical Sciences* 2009; 51:682-93.
- [57] ASTM D4255. Standard test method for in-plane shear properties of polymer matrix composite materials by the rail shear method, ASTM International, West Conshohocken, Filadelfia, Estados Unidos, 2001.
- [58] Becht G, Gillespie JW Jr. Numerical and experimental evaluation of the mode III interlaminar fracture toughness of composite materials. *Polymer Composites* 1989; 10:293-304.
- [59] de Morais AB, Pereira AB, de Moura MFSF, Magalhães AG. Mode III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates using the edge crack torsion (ECT) test. *Composite Science and Technology* 2009; 69:670-6.

- [60] Browning G, Carlsson LA, Ratcliffe JG. Redesign of the ECT test for mode III delamination testing. Part I: Finite Element Analysis. *Journal of Composite Materials* 2010; 44:1867-81.
- [61] Zhao D, Wang Y. Mode III fracture behavior of laminated composite with edge crack in torsion. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 1998; 29:109-23.
- [62] Pennas D, Cantwell WJ. The influence of loading rate on the mode III interlaminar fracture toughness of composite/steel bi-material systems. *Journal of Composite Materials* 2009; 43:2255-68.
- [63] Browning G. Interlaminar mode III fracture ECT method-testing and analysis. Tesis de Maestría en Ciencias de Ingeniería e Informática, Florida Atlantic University, Boca Raton, Estados Unidos, 2009.
- [64] Farshad M, Flüeler P. Investigation of mode III fracture toughness using an anti-clastic plate bending method. *Engineering Fracture Mechanics* 1998; 60:597-603.
- [65] Yoshihara H. Examination of the 4-ENF test for measuring the mode III R-curve of wood. *Engineering Fracture Mechanics* 2006; 73:42-63.
- [66] Davidson BD, Sediles FO. Mixed-mode I-II-III delamination toughness determination via a shear-torsion-bending test. *Composites: Part A* 2011; 42:589-603.
- [67] de Morais AB, Pereira AB. Mode III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates using a four-point bending plate test. *Composites: Part A* 2009; 40:1741-6.
- [68] Suemasu H, Kondo A, Gozu K, Aoki Y. Novel test method for mixed mode II and III interlaminar fracture toughness. *Advanced Composite Materials* 2010; 19:349-61.
- [69] de Morais AB, Pereira AB, de Moura MFSF. Mode III interlaminar fracture of carbon/epoxy laminates using the Six-Point Edge Crack Torsion (6ECT). *Composites: Part A* 2011; 42:1793-9.
- [70] Chandrupatla TR, Belegundu AD. *Introducción al estudio del elemento finito en ingeniería*. Prentice Hall, D.F., México, 1999.
- [71] Shih CF, Moran B, Nakamura T. Energy release rate along a three-dimensional crack front in a thermally stressed body. *International Journal of Fracture* 1986; 30:79-102.

- [72] Barsoum RS. On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics. *International Journal of Numerical Methods in Engineering* 1976; 10:25-37.
- [73] Henshell RD, Shaw KG. Crack tip elements are unnecessary. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. 1975; 9:495-507.
- [74] Thouless MD, Evans AG, Ashby MF, Hutchinson JW. The edge cracking and spalling of brittle plates. *Acta metallica* 1987; 35:1333-41.
- [75] Li X, Carlsson LA. Fracture mechanics analysis of the tilted sandwich debond (TSD) specimen. *Journal of Composite Materials* 2001; 35:2145-68.
- [76] Ansys 13.0. Swanson Analysis Systems, Houston, Estados Unidos, 2010.
- [77] ASTM D638. Standard test method for tensile properties of plastics. ASTM International, West Conshohocken, Filadelfia, Estados Unidos, 2003.
- [78] ASTM D5379. Standard test method for shear properties of composite materials by the V-notched beam method. ASTM International, West Conshohocken, Filadelfia, Estados Unidos, 1998.
- [79] ASTM E8/E8M. Standard test methods for tension testing of metallic materials. ASTM International, West Conshohocken, Filadelfia, Estados Unidos, 2009.
- [80] DIAB Divinycell. Technical Specification, Divinycell International, DeSoto, Estados Unidos, 2012.
- [81] Derakane momentum 470-300 epoxy vinyl ester resin. Ashland Inc., Composite Polymers, Covington, KY 41012-0391, Estados Unidos, 2012. www.derakane.com.
- [82] Poliformas Plásticas S.A. de C.V., Av. Aviación No. 612-A, Col. Sambula, Mérida, Yucatán, México.
- [83] Hysol Epoxy Paste Adhesive EA 9309.3NA, Loctite Aerospace, 2850 Willow Pass Road, Bay Point, Estados Unidos, 2012.
- [84] Li X, Carlsson LA. Elastic foundation analysis of tilted sandwich debond (TSD) specimen. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2000; 2:3-32.
- [85] Shivakumar K, Chen H, Smith SA. An evaluation of data reduction methods for opening mode fracture toughness of sandwich panels. *Journal of Sandwich Structures and Materials* 2005; 7:77-90.

- [86] Taher ST, Thomsen OT, Dulieu-Barton JM, Zhang S. Determination of mechanical properties of PVC foam using a modified Arcan fixture. *Composites: Part A* 2012; 43:1698-708.
- [87] Quispitupa A, Berggreen C, Carlsson LA. Face/core interface fracture characterization of mixed mode bending sandwich specimens. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 2010:1-15.
- [88] Berggreen C, Carlsson LA. A modified TSD specimen for fracture toughness characterization - fracture mechanics analysis and design. *Journal of Composite Materials* 2010; 44:1893-912.