

## CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL DE VIDRIO BAJO MODO MIXTO I-II

M.A. García Prieto\*, A. Miranda\*, A. Fernández Canteli\*, J.F. Kalthoff\*\*

\* Universidad de Oviedo  
 Departamento de Construcción e Ingeniería de Fabricación  
 E.T.S.I. Industriales de Gijón. Campus de Viesques. Gijón. Asturias  
 \*\* Ruhr Universität Bochum  
 Experimentelle Mechanik

## RESUMEN

En este trabajo se analizan críticamente las propuestas comúnmente empleadas para la predicción de la carga de rotura bajo modo mixto, concluyéndose que, o bien se sustentan en modelos de rotura elaborados sobre hipótesis inconsistentes, o utilizan criterios de rotura basados en una incorrecta, o incompleta, caracterización del material. Como alternativa se justifica la propuesta de un nuevo modelo de rotura, contrastado numéricamente y experimentalmente, para el dimensionamiento de placas de vidrio. Asimismo se describe el programa experimental aplicado para la determinación de la curva de fractura del vidrio, utilizando el dispositivo Arcan-Richard.

## SUMMARY

In this work, current proposals to be applied to the prediction of failure loading under mixed mode are critically analysed, thus concluding that either, they are based on fracture models built on inconsistent hypothesis, or utilise fracture criteria which lead to an erroneous or uncomplete characterization of the material. As an alternative, a proposal, consisting of a new fracture model, numerically and experimentally verified, is recommended for glass plates design. Moreover, a description of the experimental programme, carried out for the determination of the fracture curve for glass using the Arcan-Richard fixture is presented

## 1. INTRODUCCIÓN

Tradicionalmente, se ha venido suponiendo que el comportamiento a fractura de un material queda definido con la determinación de su tenacidad a fractura en modo I,  $K_{Ic}$ . En aquellos casos donde era necesaria la consideración de otros modos de sollicitación distintos del de apertura, se consideraban habitualmente las tenacidades en modo II y III como funciones lineales de  $K_{Ic}$ . A falta de un modelo consistente, puede considerarse una simplificación aceptable, pero evidentemente incierta.

Como punto de partida para este trabajo se plantea una revisión bibliográfica, de los modelos y criterios de rotura tradicionalmente empleados para describir el fallo en materiales frágiles, insistiendo en la necesidad de distinguir entre el modelo de rotura y el criterio de rotura. Algunas teorías modelizan correctamente el comportamiento a rotura de un material en modo mixto basándose en tasas de liberación de energía, pero no reconocen la necesidad de determinar experimentalmente las características resistentes de la rotura en modo mixto, lo que obliga a considerar como parámetro límite uno deducido exclusivamente a partir de  $K_{Ic}$ , dando lugar a un criterio de rotura falso.

En este trabajo se presenta un nuevo modelo de rotura, propuesto por Podleschny y Kalthoff [1,2], y se estudia la caracterización del vidrio a rotura en modo mixto de carga (I +II) mediante la realización de una serie de ensayos con dispositivo Arcan-Richard, que permiten calcular la curva de rotura para diferentes relaciones de sollicitación en modo mixto.

Esta información puede ser considerada posteriormente en el dimensionamiento de elementos estructurales de vidrio, tales como placas de acristalamiento en edificios o parabrisas de automóviles.

## 2. REVISIÓN DE MODELOS Y CRITERIOS DE ROTURA

Con *modelo de rotura* se hace referencia a la formulación de una magnitud de referencia que determina en qué forma se pueden combinar las tensiones, los factores de intensidad de tensión, las energías de deformación o las tasas de liberación de energía, para definir globalmente el estado de sollicitación de una grieta (el modelo de rotura es

equivalente al que permite establecer la tensión de comparación en el cálculo convencional).

En cambio, por *criterio de rotura* se entiende la comparación entre la magnitud de referencia y una magnitud experimental del material, cuyo valor define el límite entre la rotura y la no-rotura.

Todos los modelos y criterios que describen aquí están basados en la Mecánica de Fractura elástico-lineal y tratan de aportar una solución al caso de carga en modo mixto. A continuación se clasifican en función de la magnitud de comparación considerada en su establecimiento:

- a) Modelos de tensión – deformación, como el de Erdogan y Sih basado en la máxima tensión tangencial.
- b) Modelos de la energía coplanar de deformación.
- c) Modelos basados en la tasa de liberación de energía (en lo sucesivo, t.l.e.) como los de Irwin, Nuismer, Lo y Hussain.
- d) Modelos basados en la combinación crítica de los factores intensidad de tensiones para diferentes proporciones de modo mixto en la carga, como el de Kalthoff -Podleschny.

Los modelos, con los consiguientes criterios de rotura antes aludidos, son los más representativos entre los existentes dentro de la Mecánica de Fractura Elástico-Lineal que permiten establecer una relación entre los factores de intensidad de tensiones (f.i.t.) o tasas de liberación de energía (t.l.e.) en modos I y II para tratar de predecir la rotura de materiales frágiles bajo distintas relaciones de modo mixto en la carga.

El criterio de Irwin, contenido en todas las obras de Mecánica de Fractura [3,4], es el que goza, seguramente, de mayor difusión, a pesar de su falsedad. La hipótesis de partida de Irwin, que es también la más utilizada, es que cada fisura se propaga en la dirección de partida. En base a ella se deduce una relación entre  $G_{II}$  y  $K_{II}$ . La consideración de la propagación coplanar hace que el cálculo de la t.l.e. en modo mixto resulte incorrecto, ya que se puede probar, en base a numerosos estudios, que una fisura bajo carga de cortante, experimenta un acodamiento en su inicio. Esta propiedad fundamental no queda considerada dentro de este modelo. La validez de la tasa de liberación de energía calculada queda, por tanto, en entredicho.

Nuismer [5] adopta la idea de Irwin de limitar la realización del balance energético a la dirección según la cual estima que va a progresar el defecto, pero aquél se establece bajo el supuesto de que la fisura ramificada ya existe (es una realidad), lo que no refleja precisamente las condiciones previas a la inestabilidad; como, por otro lado, los f.i.t. sólo proporcionan información en una situación previa a la inestabilidad, se deduce que este modelo no es aplicable.

Además de esto, el modelo de Nuismer se basa en la relación entre  $K_{II}$  y  $G_{II}$ , deducida por Irwin bajo la hipótesis falsa de crecimiento coplanar. Por otro lado, es únicamente aplicable a un estado de tensión en el que el

f.i.t. en modo I sea no-negativo, aunque esto no supone un problema para el vidrio, en el que es habitual despreciar la influencia de estados de compresión en la probabilidad de rotura de un componente.

La expresión que relaciona  $K_{II}$  con  $G_{II}$ , deducida por Irwin, es empleada también en los modelos de Erdogan [6], de Lo [7] y de la energía coplanar de deformación [8], por lo que todos ellos son erróneos.

La teoría de Hussain, Pu y Underwood [9] se basa en las propiedades de todo el campo de tensión próximo, alrededor del frente de la grieta secundaria, que se expresan mediante integrales independientes del camino, lo que parece más acertado, pues el crecimiento no coplanar de la grieta va a estar influido por el estado tensional en el entorno completo de la grieta. En este criterio la tasa de liberación de energía también se calcula para una rama de la grieta con una longitud adicional  $a_z$  tendiendo a cero, de manera que la validez queda limitada al momento de la iniciación de la grieta.

Con ello, el modelo numérico de Hussain es básicamente correcto, al corregir los planteamientos de Irwin y Nuismer, pero al no tener en cuenta la distribución de la energía retenida en el acodamiento de la fisura, tampoco llega a un resultado cuantitativamente ajustado.

Los modelos basados en la t.l.e. proponen en primer lugar la estimación de dicha magnitud mediante lo que denominamos modelo de rotura, según el cual se propone una expresión dependiente de la sollicitación aplicada; y sólo después establecen el criterio de rotura propiamente dicho, a partir de una hipótesis inicial que consiste en suponer que la t.l.e. crítica en modo II es igual a la de modo I, es decir  $G_{IIc} = G_{Ic}$ .

En [2] se analizan comparativamente los resultados predichos mediante algunos de estos criterios de rotura con resultados experimentales, obtenidos para distintos materiales frágiles, no pudiendo deducirse una ley de validez general para la iniciación de la fisura en el caso de modo mixto de carga, ya que podría ocurrir que la discrepancia respecto de los resultados experimentales fuera consecuencia de la consideración de criterios de rotura erróneos, aplicados en modelos de rotura, en principio, correctos.

En la fig. 1 se representan en el plano  $K_I/K_{Ic}$ ,  $K_{II}/K_{Ic}$  las curvas de rotura correspondientes a los distintos modelos comentados, en el supuesto de que la t.l.e. crítica sea  $G_{Ic}$ . El criterio de Irwin resulta ser un cuarto de círculo de radio  $K_{Ic}$ , mientras que para el criterio de Nuismer,  $K_{IIc} = 0,866.K_{Ic}$  y para Hussain,  $K_{IIc} = 0,63.K_{Ic}$ ,

suponiendo  $G_{Ic} = \frac{1 - \nu^2}{E} K_{Ic}^2$ , con lo que la curva

límite de rotura de Hussain difiere esencialmente de las de Irwin y Nuismer dando valores significativamente inferiores para la tenacidad a fractura en modo II,  $K_{II}$ .

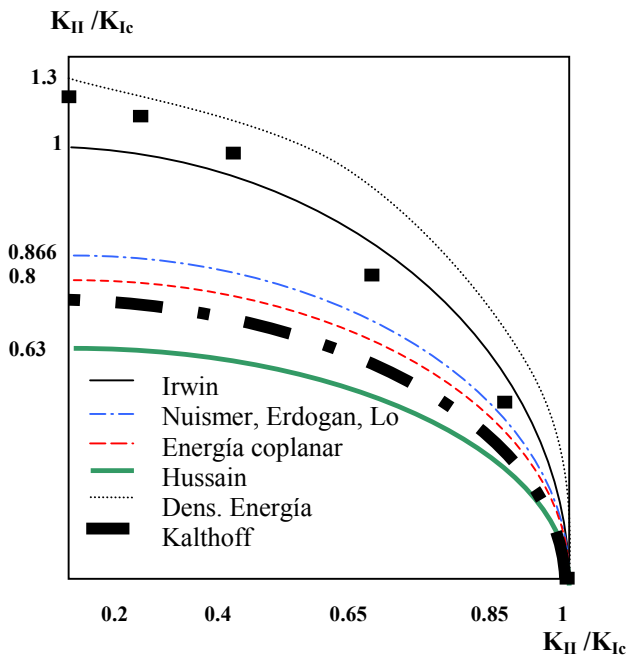


Fig. 1. Curvas límite para modo mixto I-II

En cuanto a los ángulos de propagación, Irwin, en contradicción con su hipótesis de partida, (figura 2) predice ángulos de propagación que resultan ser superiores a los medidos en los ensayos para relaciones altas de modo II, mientras que Erdogan, Lo, Nuismer y Hussain se ajustan mejor a los resultados experimentales. Se puede observar que el ángulo es poco sensible a las hipótesis básicas.

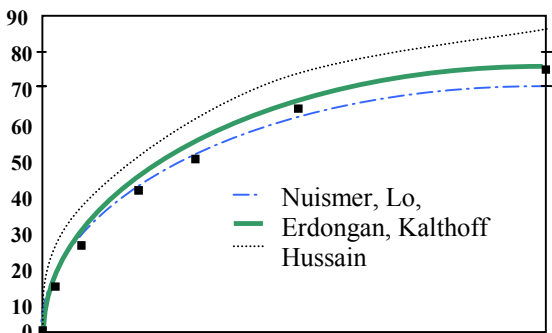


Fig. 2. Ángulo de ramificación para un defecto bajo modo mixto I-II

### 3. PROPUESTA DEL CRITERIO DE PODLESCHNY-KALTHOFF

#### 3.1 Modelo de rotura de Podleschny-Kalthoff

Recientemente, Podleschny y Kalthoff [1, 2] han estudiado experimentalmente los campos de tensión bajo modos I y II puros y modo mixto I-II, en las inmediaciones de un defecto confirmando que, contrariamente al caso de una fisura traccionada en modo I, la fisura en modo mixto I-II, crece en una dirección no coplanar, es decir, formando un ángulo con respecto a la fisura inicial (ver fig. 3.b).

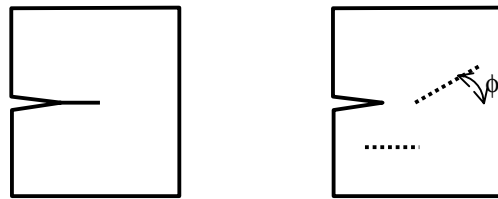


Fig. 3. a) Crecimiento coplanar y b) crecimiento no coplanar de una fisura

Mediante aplicación de técnicas de fotoelasticidad [10] y del método óptico de las cáusticas [11, 12] estudiaron el comportamiento tensional de la zona de la ramificación generada, comprobando que en los procesos de inestabilidad de grietas en modo mixto I-II, y por tanto en modo II puro, como caso particular, se pueden distinguir tres campos de tensión implicados, tal como muestra la fig. 4. El primero de ellos, está presente antes de la inestabilidad y corresponde al frente de la fisura madre, bajo carga en modo II o modo mixto. Los otros dos aparecen tras la inestabilidad y se localizan, uno, en modo I, en el frente de la fisura ramificada y el otro, de compresión, en la zona del acodamiento entre la fisura madre y la fisura ramificada.

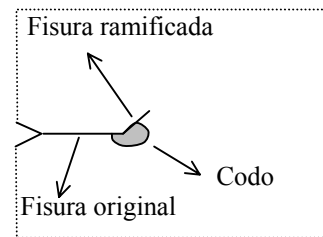


Fig. 4. Ramificación de una fisura en modo mixto

Como es bien sabido, en el caso de modo I puro, el campo de tracción presente antes de la inestabilidad se mantiene tras el crecimiento coplanar del defecto. De este modo, el campo de tensión correspondiente al modo II, existente en el frente de la fisura inicial, se convierte en un campo de tensión de modo I y en otro campo de compresión en la zona alrededor del codo.

Las energías elásticas almacenadas en estos campos de tensión para carga bajo un modo mixto arbitrario han sido analíticamente cuantificadas o estimadas, como:

$$\frac{U_{f,MM}}{U_{f,PMI}} = \left( K_{MMI}^2 + \frac{2\kappa+3}{2\kappa-1} K_{MMII}^2 \right) \frac{1}{K_{PMI}^2} \quad (1)$$

$$\frac{U_{N,MM}}{U_{f,MM}} = \frac{1}{4} \left( \frac{K_{MMII}}{K_{MMI} + K_{MMII}} \right)^{5/2} \quad (2)$$

siendo  $U_f$  la energía del frente de la fisura y  $U_N$  la energía correspondiente al codo, ambas normalizadas respecto a la energía almacenada en una fisura sometida a modo I puro,  $U_{PMI}$ , donde  $\kappa = 3-4\nu$  para deformación plana y  $\kappa = (3-\nu)/(1+\nu)$  para tensión plana.

A través de las expresiones anteriores y en el supuesto de f.i.t. iguales para ambos modos de carga en sollicitación pura, es decir,  $K_{PMI} = K_{PMII}$ , a fin de poder

cuantificar el resultado, se comprueba que una fisura cargada en modo II es capaz de almacenar una energía elástica tres veces mayor que la que almacenaría si estuviera cargada en modo I. El codo creado al ramificar la fisura original en su crecimiento bajo modo II puro, almacena aproximadamente un cuarto de la energía correspondiente a la fisura original en modo II, si bien esta proporción va disminuyendo con la relación  $K_{II}/K_I$ , hasta desaparecer para el caso de modo I puro.

De las consideraciones energéticas anteriores se deduce, que una fisura cargada en modo II dispone de mucha más energía para su extensión que esa misma fisura bajo modo I, si bien no toda esta energía está disponible para el crecimiento, es decir, no se concentra totalmente en el frente de la fisura ramificada, sino que parte de ella se retiene en el campo de compresión del codo.

Kalthoff y Podleschny proponen la siguiente expresión para el cálculo de la tasa de liberación de energía correspondiente al defecto ramificado, sometido a modo mixto de carga:

$$G_{MM} = \frac{1-\nu^2}{E} \left( K_{MMI,c}^2 + \frac{2\kappa+3}{2\kappa-1} K_{MMII,c}^2 \right) \beta \quad (3)$$

$$\beta = \left[ 1 - \frac{1}{4} \left( \frac{K_{MMII,c}}{K_{MMI,c} + K_{MMII,c}} \right)^2 \right]^{5/2}$$

en la que  $K_{MMI,c}$  y  $K_{MMII,c}$  representan los valores críticos de los factores de intensidad de tensiones que provocan el crecimiento del defecto original, es decir, los presentes en el frente de la fisura madre en el momento de la inestabilidad, que pueden ser determinados, por ejemplo, mediante cálculo numérico.

El criterio de rotura consiste en comparar los valores de los factores de intensidad de tensiones correspondientes a los modos I y II, es decir,  $K_{MMI}$  y  $K_{MMII}$ , resultantes de la carga real en modo mixto, con la combinación crítica de las tenacidades a fractura en modo mixto, es decir, con la curva de rotura del material para diferentes relaciones modo II/modo I, obtenida como caracterización experimental.

Las figuras 1 y 2 recogen las curvas límite y el ángulo de ramificación para modo mixto I-II calculados con el modelo de Podleschny-Kalthoff, bajo la hipótesis de que la tasa de liberación de energía crítica en modo mixto sea  $G_{Ic}$ . La predicción de ángulos de ramificación es coincidente con el modelo propuesto por Erdogan, y la curva de rotura es ligeramente menos conservadora que la obtenida con el criterio de Hussain et al., lo que se debe a la consideración de la disipación energética debida al campo de compresión que crece en el codo.

El modelo de rotura de Podleschny-Kalthoff mantiene el planteamiento de Hussain et al., deduciendo los factores de intensidad de tensiones de la sollicitación, pero establece un criterio de rotura que toma en consideración la tasa de liberación de energía realmente

efectiva para la iniciación de la grieta. Adicionalmente, insiste en la necesidad de una caracterización completa del material en función de la proporción de modo mixto de la carga, es decir, la relación modo II/modo I, lo que exige un pormenorizado plan de ensayo con el adecuado sistema de sujeción de probetas, tal como el desarrollado por Arcan-Richard. Este modelo ha sido corroborado experimentalmente.

Del modelo de Podleschny-Kalthoff se deduce que no es posible definir un criterio de rotura general, válido para todos los materiales frágiles, sino que en cada caso y supuesto desarrollado el modelo correcto, será necesario obtener, mediante experimentación, los parámetros críticos del material, es decir, la combinación de f.i.t. que componen la curva de rotura, para proceder a la comparación de valores críticos, teóricos y experimentales.

3.2 Metodología del ensayo

Consecuentemente con el nuevo criterio de rotura expuesto, el modelo de dimensionamiento para el vidrio exige la caracterización del material en fractura, es decir, la determinación de los pares de factores de intensidad de tensión (en lo sucesivo, f.i.t.) críticos en modo I,  $K_{MMI,c}$  y en modo II,  $K_{MMII,c}$ , que producen la rotura.

La probeta utilizada en los ensayos está representada en la figura 5, con las dimensiones referidas al ancho  $W$ . La longitud total de la grieta ha de estar comprendida entre  $0.3W$  y  $0.5W$ ; es de forma rectangular, y presenta una entalla previa en V de 6 mm de profundidad y 2 mm de ancho, realizada con una sierra radial de diamante a partir de cuyo vértice se generó, con una cuchilla fina, otra microentalla recta de 0.2 mm de ancho y unos 10 mm de longitud, en cuya prolongación se genera una grieta.

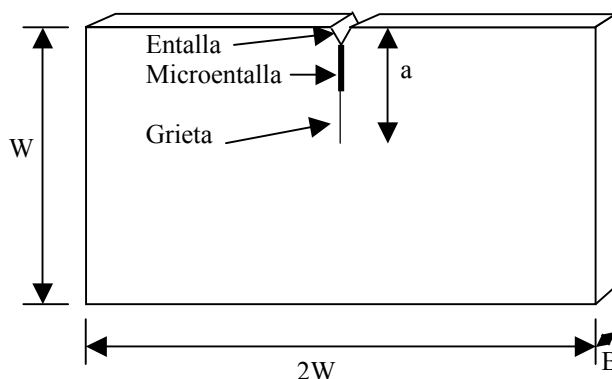


Fig. 5. Probeta de vidrio para el ensayo en modo mixto

Para la generación de la grieta se emplea inicialmente una cuchilla de 0.2 mm de espesor, que sirve para preparar una guía a partir de la entalla que facilita una generación correcta de la grieta. Después, se golpea la probeta con una cuña, haciendo que la grieta crezca hasta la longitud deseada.

Para llevar a cabo los ensayos de rotura se emplea un sistema de sujeción de probetas y de aplicación de cargas denominado Arcan-Richard [12, 13, 14], adaptado a una máquina convencional de ensayos de tracción.

El sistema Arcan-Richard está formado por dos juegos de dos piezas que sirven de mordaza y permiten sujetar la probeta a la máquina de ensayo, tal y como muestra la figura 6. Las dimensiones de las mordazas y todo los detalles que las componen se fijan en función del ancho de la probeta a ensayar, W. En este caso, las mordazas de sujeción fueron realizadas con chapa de aluminio 7074, de 5 mm de espesor.

En cuanto a la unión probeta-mordaza, se desechó taladrar la probeta y emplear tornillos para la unión, que es la solución comúnmente empleada en el ensayo de metales, debido a la dureza y fragilidad del vidrio, ya que la mecanización de dichos agujeros exigiría mucho trabajo y a que los taladros actuarían de concentradores de tensión pudiendo dar origen a una rotura prematura de la probeta. La solución adoptada inicialmente consistió en el empleo de Araldit de dos componentes para la sujeción de la probeta a las mordazas, lo que permitió una unión firme.

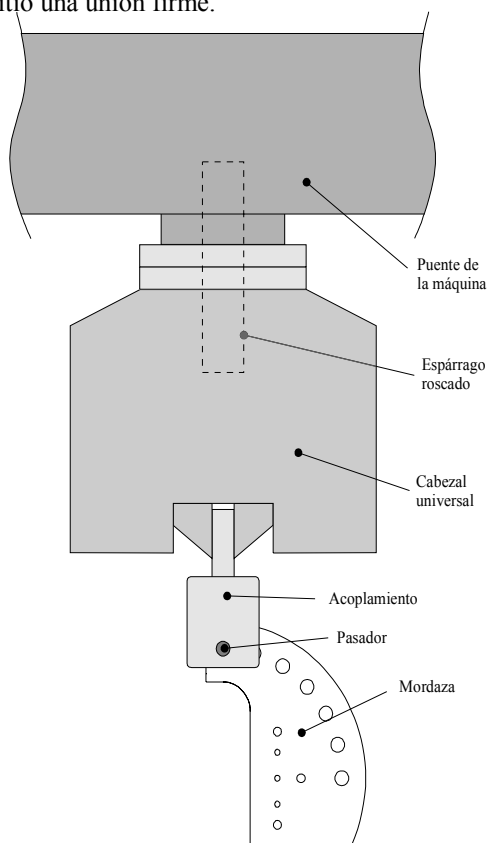


Fig. 6. Acoplamiento mordaza-máquina

En la parte exterior de las mordazas se sitúan una serie de agujeros de diámetro D, situados según distintos ángulos ( $\theta$  en la fig. 7) respecto de la posición de la probeta fisurada, que permiten, mediante la diferente posición de un pasador, la fijación a la máquina de

ensayo y una variación progresiva del modo de carga de la probeta, desde modo I puro hasta modo II puro, pasando por varios modos combinados intermedios.

En función de la proporción de carga que se aplica a la probeta en modos I y II, así como de las características geométricas de la probeta y del tipo y dimensiones de su grieta, se pueden calcular, según Hiese[15], los f.i.t. para cada uno de los dos modos que provocaron la propagación del defecto:

$$K_{MMI} = \frac{F_1}{W.t} \sqrt{\pi.a} \frac{1}{1 - \frac{a}{W}} \sqrt{\frac{0,697 + 1,095 \frac{a}{W-a}}{1 - 0,083 \frac{a}{W-a} + 0,017 \left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \quad (4)$$

$$K_{MMII} = \frac{F_2}{W.t} \sqrt{\pi.a} \frac{1}{1 - \frac{a}{W}} \sqrt{\frac{0,584 + 0,016 \frac{a}{W-a}}{1 + 0,167 \frac{a}{W-a} + 0,118 \left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \quad (5)$$

Por tanto, tras la rotura de la probeta bastaría medir el tamaño de la fisura original y calcular las proyecciones en modo I y II ( $F_1$  y  $F_2$ ) en el instante de la rotura, para calcular los f.i.t. críticos,  $K_{MMIc}$  y  $K_{MMIIc}$ , que representan un punto de la curva de rotura, tal como muestra la fig. 8.

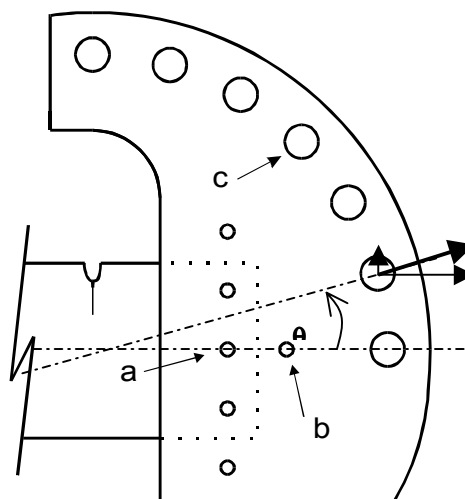


Fig. 7. Mordaza: a) agujeros de sujeción con probetas perforadas, b) agujeros de sujeción por presión, c) agujeros de tiro para los distintos modos de carga.

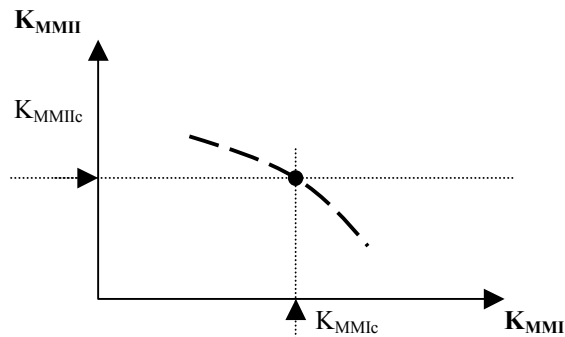


Fig. 8. Determinación de la curva de rotura

De esta manera, ensayando para las distintas posiciones que permiten las mordazas y que representan diferentes relaciones modo II/modo I, se van obteniendo puntos de

la curva de rotura que, tras el oportuno ajuste, proporcionan la curva de rotura completa, similar a la de la figura 9.

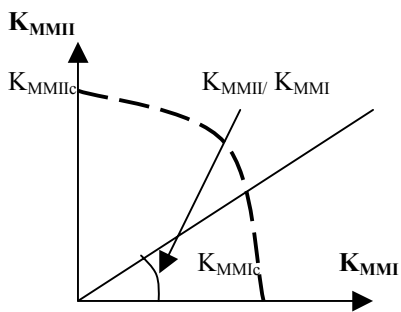


Fig. 9. Curva de rotura para un material en modo mixto

3.3 Criterio de rotura

Una vez deducida la curva de rotura del material para las distintos relaciones de modo mixto, tal y como se ha expuesto anteriormente, se puede establecer el criterio de rotura como la comparación entre la intensificación mixta de tensiones real,  $K_{MMI}-K_{MMII}$ , debida al estado de carga y la intensificación mixta de tensiones crítica de la curva de rotura,  $K_{MMIc}-K_{MMIIc}$ .

Para aplicar el criterio de rotura al modelo de dimensionamiento será necesario conocer el estado tensional de una celdilla referido al plano de un defecto con una orientación determinada, a partir del cual se procede al cálculo de los f.i.t. en modos I y II,  $K_{MMI}-K_{MMII}$ , mediante la consideración de los oportunos factores geométricos o mediante cálculo numérico, obteniéndose así la relación,  $K_{MMI}/K_{MMII}$  que permite determinar el par de valores críticos sobre la curva experimental de rotura,  $K_{MMIc}-K_{MMIIc}$ .

De cada par de valores críticos resulta un tamaño de defecto que originaría la rotura, aplicando la expresión :

$$K_{MMIc} = f_1 \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (6)$$

y, finalmente, con el tamaño de defecto calculado se puede estimar la probabilidad de rotura de la celdilla para esa orientación, mediante la f.d.d. de tamaños de defecto [16].

La probabilidad total de rotura del componente exige la consideración de todas las posibles orientaciones del defecto y de todas las celdas en las que aquél se haya dividido.

4. RESULTADOS EXPERIMENTALES

Se llevaron a cabo ensayos con el dispositivo Arcan – Richard, que pueden dividirse en dos etapas: en la primera de ellas, el objeto fue la verificación de la viabilidad experimental del ensayo. Para ello se diseñaron componentes y se realizaron dos ensayos, uno en modo I puro y otro en modo II puro, con una

finalidad más cualitativa que cuantitativa. En la segunda etapa se mejoró el proceso de ensayo realizándose un número de ensayos para obtener una primera curva de rotura del material en modo mixto.

Las probetas se prepararon con unas medidas de  $100 \times 50 \times 5,9 \text{ mm}^3$ , de acuerdo con la fig. 5. Entre la variedad de diseños posibles del sistema de sujeción de probeta se seleccionó la variante b) representada en la figura 7, pegando las probetas a las mordazas mediante Araldit.

Durante la realización de los primeros ensayos resultó evidente la dificultad de la ejecución, por un lado en la elaboración y control de la fisura en la probeta y por otro en la alineación de la fijación del sistema Arcan-Richard a la máquina. Se prepararon cuatro probetas, de las cuales dos rompieron al ser colocadas en la máquina de ensayo y otras dos se ensayaron hasta la rotura con éxito, una en modo I y la otra en modo II.

En el primer ensayo, cuyo diagrama fuerza-desplazamiento recoge la fig. 10, para una longitud de la grieta de 13 mm, la fuerza de rotura fue de 595 N, lo que proporcionó una tenacidad a fractura en modo I de  $0.570 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ .

Hay que señalar que la validez de las fórmulas (4) y (5), para estimar  $K_{Ic}$  (8.13), es dudosa puesto que no se cumplía la longitud mínima exigida para la grieta, de 15 mm.

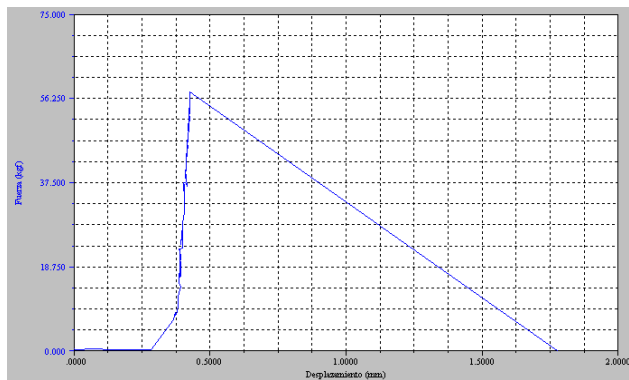


Fig. 10. Diagrama carga-desplazamiento del ensayo en modo I

Por otro lado, a la vista de la rotura no se descarta la existencia de modo III durante la rotura, probablemente debido a una fijación incorrecta de la probeta, dado que el análisis fractográfico de la superficie de rotura reveló huellas de compresión en uno de sus laterales.

En el segundo ensayo, la carga de rotura fue de 2865 N, que con las dimensiones ya mencionadas de la probeta y con un defecto de 10 mm de longitud, proporciona una tenacidad a fractura en modo II de  $1,55 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ , lo que supone un valor 2,72 veces superior al de la tenacidad en modo I.

De nuevo la validez de la expresión empleada para calcular el punto de la curva de rotura queda en entredicho, puesto que la grieta era demasiado corta. Por otro lado, hay que indicar que una vez rota la probeta se comprobó que la grieta no estaba contenida en un plano y que presentaba una diferencia apreciable entre las longitudes en ambas caras del vidrio.

La mayor dificultad del método radica en la generación de la grieta a partir de la entalla. Hasta el momento sólo en una de cada doce probetas preparadas se consiguió una grieta aceptable; el resto tuvo que desecharse, puesto que o no eran coplanares con la entalla, o no estaban contenidas en un plano normal al eje de la probeta, o su longitud variaba con el espesor, siendo más larga en el borde que en el interior, o eran demasiado largas o sencillamente en el intento de generación de la grieta se producía la rotura de la probeta.

A partir de estos dos primeros ensayos se diseñó un sistema nuevo de ajuste entre las mordazas y la máquina de ensayo, que sustituyó el acoplamiento y el cabezal universal por una única pieza, que va directamente roscada en el espárrago. Así se asegura una mejor alineación de la carga respecto a la probeta.

En esta primera fase, también se comprobó que el pegamento garantizaba una sujeción suficiente para la probeta, si bien su empleo restrasaba la secuencia de los ensayos, debido al tiempo requerido para el curado; además, resultaba muy laborioso despegar las mordazas del pegamento para su reutilización.

Asimismo, se observó que el montaje de la probeta en la máquina era el proceso clave, dada la fragilidad de la probeta una vez fisurada. Por ello se decidió realizar el ensayo con control de desplazamiento y no de carga, evitando que en el tirón inicial rompiera la probeta antes del ensayo debido a la inercia de los cabezales.

Teniendo en cuenta las consideraciones comentadas, se llevaron a cabo una serie de modificaciones previas a la realización de la segunda fase de ensayos: en primer lugar, se sustituyó el frente recto de la entalla por uno en V, ver figura 11, lo que favorece la concentración de tensiones y, por tanto, la generación de una grieta adecuada. En segundo lugar, se cambió el método de unión probeta-mordaza, introduciendo papel de lija entre ambas; el abrasivo penetra en el vidrio y lo fija firmemente, mientras se impide el deslizamiento respecto a las mordazas con un buen apriete de tornillos.

En esta segunda fase se hicieron dos ensayos en modo I (0°), uno en modo II (90°) y tres en modos de carga intermedios. Los resultados obtenidos se muestran en la tabla 1. Se Añadiendo a estos resultados los correspondientes a la primera fase de la exoerimentación se elaboró la curva de rotura en modo mixto I-II para el vidrio estudiado, que recoge la figura 12.

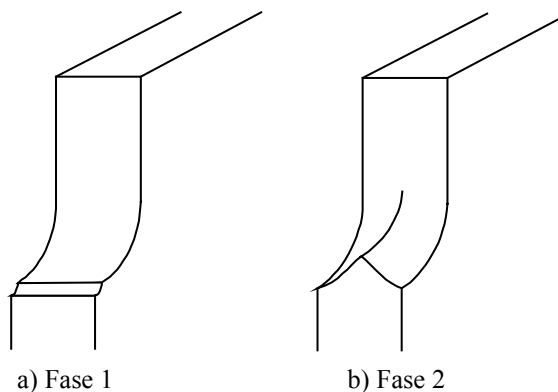


Fig 11. Grietas mecanizadas en las probetas

Tabla 1. Resultados de la segunda etapa de ensayos

| Modo | Grieta [mm] | Carga rotura [N] | $K_{MMI}$ [MPa·√m] | $K_{MMII}$ [MPa·√m] |
|------|-------------|------------------|--------------------|---------------------|
| 0°   | 20          | 470.6            | 0.815              | 0                   |
| 0°   | 23          | 315.5            | 0.700              | 0                   |
| 15°  | 19          | 219.1            | 0.338              | 0.054               |
| 45°  | 20          | 260.4            | 0.319              | 0.186               |
| 75°  | 20          | 528              | 0.237              | 0.516               |
| 90°  | 19          | 504.9            | 0                  | 0.500               |

Es evidente que los resultados obtenidos hasta la fecha no permiten deducir una curva de rotura fiable, lo que es atribuible al pequeño número de ensayos realizados y la gran dispersión de resultados que caracteriza al vidrio, así como a la dificultad de generación de grietas en las probetas de ensayo.

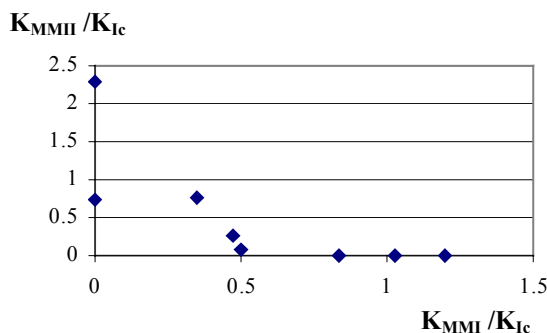


Fig. 12. Curva de rotura experimental

5. CONCLUSIONES

- La distinción entre modelo de rotura y criterio de rotura, facilita el análisis de la predicción de rotura bajo carga en modo mixto. Así, mientras el primero conduce al establecimiento de una formulación para definir una(s) magnitud(es) de referencia, que define el estado de sollicitación presente en la grieta, el segundo permite la comparación de aquélla(s) con otra magnitud que caracteriza la frontera entre rotura y no-rotura en el material.

- La mayor parte de los modelos propuestos están basados en la hipótesis errónea de Irwin, de crecimiento coplanar de la grieta. En consecuencia, son inválidos.
- Las hipótesis de partida del modelo de rotura de Hussain son correctas. Sin embargo, su propuesta global no lo es, ya que toma  $G_{ic}$  como magnitud crítica en el criterio de rotura y además no tiene en cuenta el campo de tensión presente en el codo de la ramificación de la nueva grieta.
- El modelo de Podleschny-Kalthoff se considera válido para el cálculo general de rotura de materiales frágiles, puesto que, basado en un modelo de rotura conceptualmente correcto, que introduce las oportunas correcciones en la estimación de la  $G_{mmc}$  realmente disponible para la propagación de la grieta, establece además un criterio de rotura adecuado, basado en una información experimental completa.
- Se ha iniciado un programa experimental para la caracterización a fractura del vidrio en modo mixto. Los resultados obtenidos aún no son satisfactorios debido a la dificultad de realización, aunque se han logrado avances en la metodología de ensayo.

## 6. REFERENCIAS

- [1] Podleschny, R., Kalthoff, J.F., "A novel mode-II fracture criterion", 10<sup>th</sup> Biennial European Conference on Fracture. Berlin, 1994.
- [2] Podleschny, R. "Untersuchungen zum Instabilitätsverhalten scherbeanspruchter Risse". Tesis doctoral. Bochum, 1993.
- [3] Broek, D., "The practical use of Fracture Mechanics", Kluwer Academic Publishers, 1988.
- [4] Gdoutos, E.E., "Fracture Mechanics. An introduction", Kluwer Academic Publishers. Londres, 1993.
- [5] Nuismer, R.J. "An energy release rate criterion for mixed mode fracture", International Journal of Fracture, vol 11, N<sup>o</sup> 2, 1975.
- [6] Hussain, M.A., Pu, S.L., Underwood, J. "Strain energy release rate for a crack under combined mode I and mode II". Fracture Analysis, ASTM STP 560, pag. 2- 28, 1974.
- [7] Erdogan, F., Sih, G.C., "On the Crack Extension in Plates under Plane Loading and Transverse Shear", Journal of Basic Engineering, Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, ASME, pag. 519-527, 1963.
- [8] Lo, K.W., Tamilsivan, T., Chau, K-H., Zhao, M.M., "A unified model for fracture mechanics", Eng. Fracture Mechanics, Vol.54, N<sup>o</sup>2, pag.189-210, 1996.
- [9] Bernardo Sánchez, A., "Cálculo probabilístico en rotura de acristalamientos mediante la utilización de parámetros de fractura", Tesis doctoral, Universidad de Oviedo, 1994.
- [10] Dally, J.W., Riley, W.F., "Experimental Mechanics", 3<sup>rd</sup> edition McGraw-Hill, 1991.
- [11] Kalthoff, J.F., "Shadow Optical Method of Caustics", Experimental Fracture Mechanics. Handbook on experimental mechanics, Cap. 9, Society for Experimental Mechanics, 1993.
- [12] Banks-Sills, L., Arcan, M., "Experimental Mechanics", vol. 23, pag 257-261, 1983.
- [13] Richard, H.A., Kuna, M., "Theoretical and experimental study of superimposed fracture modes I, II and III", Engineering Fracture Mechanics, Vol.35-n<sup>o</sup>6, pag 949-960, 1990.
- [14] Richard, H.A., "Bruchvohersagen bei überlagerter Normal- und Schubbeanspruchung sowie reiner Schubbelastung von Rissen", Habilitationsschrift, Fachbereich Maschinenwesen, Universität Kaiserslautern, 1984.
- [15] Hiese, W., "Gültigkeitskriterien zur Bestimmung von Scherbruchzähigkeiten", Tesis doctoral Ruhr-Universität Bochum, 2000.
- [16] García Prieto, M.A., "Dimensionamiento probabilístico y análisis experimental de vidrios en rotura", Tesis doctoral. Universidad de Oviedo, 2001.

## AGRADECIMIENTOS

Los autores desean expresar su agradecimiento, tanto a la Unión Europea por el proyecto FEDER 1FD97-0788 (MAT) como al Centro de Investigación y Desarrollo y a SEKURIT, ambas pertenecientes a Saint-Gobain Cristaloría, S.A. por el asesoramiento y la ayuda financiera prestados en el desarrollo de los estudios aquí presentados.