

## VALIDACIÓN EXPERIMENTAL, DE UN MODELO DE CAMPO DE FASE PARA SIMULAR FRACTURA FRÁGIL

Angel A. Ciarbonetti<sup>a</sup>, Alfredo E. Huespe<sup>a</sup>, Fernando P. Duda<sup>b</sup> y Pablo J. Sánchez<sup>a,c</sup>

<sup>a</sup>*CIMEC-INTEC-UNL-CONICET, Güemes 3450, 3000 Santa Fe, Argentina*

<sup>b</sup>*Programa de Engenharia Mecânica, COPPE/UFRJ, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Cidade Universitária, Rio de Janeiro, Cx. Postal 68503 21945-970, Brazil*

<sup>c</sup>*GIMNI-UTN-FRSF, Lavaisse 610, 3000 Santa Fe, Argentina*

**Palabras Clave:** mecánica de fractura, modelo de campo de fase, validación

**Resumen.** En el contexto de las aproximaciones numéricas de la Mecánica de Fractura, es posible aproximar el problema de propagación de fracturas mediante un modelo de campo de fase y describir el modelo bajo la teoría de los materiales micromórficos. En ese caso, el campo de fase se considera un descriptor cinemático adicional del sólido.

Primeramente en este trabajo se muestra, una revisión de las ecuaciones que gobiernan el modelo de campo de fase presentadas en (Ciarbonetti et al., 2012). Luego se presenta una validación del modelo propuesto, a través de ensayos normalizados en probetas de material acrílico, se utiliza dicho material debido a que es un material homogéneo y puede considerarse frágil.

Las probetas utilizadas responden al modelo de viga con entalla simple (SENB), comúnmente utilizadas en trabajos experimentales de laboratorio, cuya geometría y dimensiones establece la norma ASTM E399, para ensayos de fractura en metales.

La aplicación de esta norma en polímeros se resume en una metodología utilizada en este trabajo y que se detalla en (Moore y J.G., 2001).

## 1. INTRODUCCIÓN

El modelo de campo de fase para simular problemas de mecánica de fractura ha sido introducido por (Francfort y Marigo, 1998) y ha tenido una creciente popularidad a través de trabajos de (Miehe et al., 2010) y otros autores. Las hipótesis y ecuaciones que gobiernan este modelo, se presentaron en un trabajo previo de los autores (Ciarbonetti et al., 2012). En dicha contribución se adopta al campo de fase como un descriptor cinemático morfológico dentro de la teoría del continuo con microestructuras desarrollada por (Capriz, 1989) y (Mariano, 2002) entre otros. Mencionamos la reciente contribución de (Da Silva et al., 2012), en donde se presenta la aproximación de un campo de fase en mecánica de fractura dentro de este contexto teórico más general.

En la presente contribución mostramos la capacidad del modelo de campo de fase para capturar respuestas de fractura frágil observadas experimentalmente. Para esto se realizaron ensayos de fractura con técnicas y metodologías que responden a adaptaciones de normas utilizadas para determinar los parámetros fractomecánicos habitualmente. El material seleccionado para estos ensayos es el acrílico, debido a que puede considerarse como un material homogéneo y con comportamiento frágil.

La geometría de las probetas, la metodología y protocolo de ensayo seguida es una adaptación de la norma (ASTM, 1990) para metales, propuesta por (Moore y J.G., 2001), con el fin de ensayar materiales poliméricos.

De los ensayos, se obtuvo la tenacidad a fractura  $K_C$ , la energía de fractura  $G_C$  y las curva carga-desplazamiento para cada probeta.

La validación del modelo de campo de fase se realiza introduciendo la energía de fractura obtenida en laboratorio, y recuperando la curva carga-desplazamiento a través de una simulación computacional. De esta manera, se muestra la capacidad del modelo para capturar la fenomenología asociada al problema de propagación de fisura.

## 2. MODELO DE CAMPO DE FASE PARA FRACTURA FRÁGIL

Consideremos para un sólido  $\mathcal{B}$  la ubicación espacial  $\mathbf{x}$ , de una partícula material inicialmente en la posición  $\mathbf{X}$ , y dada por:

$$\mathbf{x} = \hat{\mathbf{x}}(\mathbf{X}, t) = \mathbf{X} + \mathbf{u}$$

donde  $t$  es el tiempo y  $\mathbf{u}$  es el vector de desplazamientos.

La evolución del daño en el material, se introduce a través del descriptor campo de fase  $d(\mathbf{X}, t)$ :  $d \in [0, 1]$ , significando con  $d = 1$ , al material completamente agotado y con  $d = 0$ , el material completamente virgen.

Como hipótesis de partida asumimos que la ecuación constitutiva del material depende de  $\nabla d$  y la energía libre  $\varphi$ , se define con los siguientes argumentos:  $\varphi(\boldsymbol{\varepsilon}, d, \nabla d)$ , donde  $\boldsymbol{\varepsilon} = \nabla^s \mathbf{u}$ .

Aplicando el Principio de las Potencias Virtuales podemos escribir la siguiente identidad:

$$\int_{\mathcal{B}} (\boldsymbol{\sigma} \cdot \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \pi \dot{d} + \boldsymbol{\xi} \nabla \dot{d}) \, d\mathcal{B} = \int_{\mathcal{B}} (\mathbf{b} \cdot \dot{\mathbf{u}}) \, d\mathcal{B} + \int_{\Gamma} (\mathbf{t} \cdot \dot{\mathbf{u}} + \eta \dot{d}) \, d\Gamma \quad (1)$$

donde los términos de la derecha, representan la potencia virtual externa  $\mathcal{P}^{ext}$ , debido a las tracciones en la superficie  $\mathbf{t}$ , fuerzas de cuerpo  $\mathbf{b}$ , ambas convencionales y la fuerza generalizada

$\eta$  conjugada al daño  $d$ . El término de la izquierda la potencia virtual interna  $\mathcal{P}^{int}$ .  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \nabla^s \dot{\boldsymbol{u}}$ , es la tasa de deformación virtual;  $\boldsymbol{\sigma}$ , es el tensor convencional de tensiones de Cauchy;  $\boldsymbol{\xi}$ , vector de microtensiones internas y  $\pi$ , la microfuerza interna. Utilizamos la notación  $\dot{\boldsymbol{u}}$  para referirnos a velocidad virtual,  $\dot{d}$  a la tasa de evolución del daño virtual.

Agrupando términos, y considerando alternativamente  $\dot{d} = 0$  con  $\dot{\boldsymbol{u}}$  admisible y arbitrario, o bien  $\dot{\boldsymbol{u}} = 0$  con  $\dot{d}$  arbitrario, podemos desacoplar la ecuación de las potencias virtuales en las siguientes dos identidades:

$$\int_{\mathcal{B}} (\boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \dot{\boldsymbol{u}} - \mathbf{b} \cdot \dot{\boldsymbol{u}}) d\mathcal{B} - \int_{\Gamma} \mathbf{t} \cdot \dot{\boldsymbol{u}} d\Gamma = 0 \quad (2)$$

$$\int_{\mathcal{B}} (\boldsymbol{\xi} \cdot \nabla \dot{d} - \pi \dot{d}) d\mathcal{B} - \int_{\Gamma} \eta \dot{d} d\Gamma = 0 \quad (3)$$

El desarrollo y presentación de estas ecuaciones en forma más detallada puede verse en (Carbonetti et al. (2012)).

Aplicando el segundo principio de la termodinámica (Gurtin et al. (2010)) podemos escribir la disipación mecánica como sigue:

$$\mathcal{D} = -\dot{\varphi}(\boldsymbol{\varepsilon}, d, \nabla d) + \boldsymbol{\sigma} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \pi \dot{d} + \boldsymbol{\xi} \cdot \nabla \dot{d} \geq 0 \quad (4)$$

Válido para todo proceso termodinámicamente admisible. De (4) sigue que::

$$\partial_{\boldsymbol{\varepsilon}} \varphi = \boldsymbol{\sigma} \quad - \partial_d \varphi = \pi \quad \partial_{\nabla d} \varphi = \boldsymbol{\xi} \quad (5)$$

## 2.1. Especificación para la función de energía libre

Especificamos la función de energía libre  $\varphi$  como:

$$\varphi = \frac{1}{2} (1-d)^2 \boldsymbol{\varepsilon}^+ : \mathbb{C}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^+ + \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon}^- : \mathbb{C}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^- + \frac{G_c d^2}{2\ell} + \frac{G_c \ell}{2} |\nabla d|^2 \quad (6)$$

Con  $\mathbb{C}^e = \lambda \mathbb{1} \otimes \mathbb{1} + 2\mu \mathbf{I}$ ; el tensor elástico Hooke, en cuya expresión,  $\lambda$  y  $\mu$  son los parámetros de Lamé,  $\mathbb{1}$  el tensor identidad de orden 2 e  $\mathbf{I}$  el tensor identidad de orden 4.

Las componentes positivas  $\boldsymbol{\varepsilon}^+$  y negativas  $\boldsymbol{\varepsilon}^-$  del tensor de deformaciones  $\boldsymbol{\varepsilon}$ , se definen como:  $\boldsymbol{\varepsilon}^+ = \langle \varepsilon_i \rangle^+ \mathbf{n}_i \otimes \mathbf{n}_i$  y  $\boldsymbol{\varepsilon}^- = \langle \varepsilon_i \rangle^- \mathbf{n}_i \otimes \mathbf{n}_i$ ; siendo  $\langle \rangle$  los corchetes de Mc Aulay. Esta función define el valor del argumento si es positivo o cero si negativo.

$G_c$  es la energía de fractura por unidad de área de fisura (sus dimensiones son:  $[N/m]$ ) y  $\ell$  es un parámetro de orden del modelo de campo de fase cuya dimensión es una longitud ( $[m]$ ).

Los primeros dos términos de la ecuación (6), denotan la densidad de energía de deformación elástica y los últimos dos términos se interpretan como la energía cohesiva regularizada en el ancho  $\ell$  de la fisura.

Reemplazando la expresión (6) en las ecuaciones de estado (5), éstas se reescriben como:

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma} &= (1-d)^2 \mathbb{C}^e \boldsymbol{\varepsilon}^+ + \mathbb{C}^e \boldsymbol{\varepsilon}^- \\ \pi &= [(1-d) \boldsymbol{\varepsilon}^+ : \mathbb{C}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^+] - G_c d / \ell \\ \boldsymbol{\xi} &= G_c \ell \nabla d \end{aligned} \quad (7)$$

La ecuación de gobierno para el campo de fase (3), resulta:

$$\int_{\mathcal{B}} (G_c \ell \nabla d) \cdot \nabla \dot{d} + \left( (1-d) \boldsymbol{\varepsilon}^+ : \mathbb{C}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^+ + \frac{G_c d}{\ell} \right) \dot{d} d\mathcal{B} - \int_{\Gamma} \eta \dot{d} d\Gamma = 0 \quad (8)$$

## 2.2. Implementación Numérica

El modelo descrito por las ecuaciones (2) y (8), se implementa numéricamente a través del método de elementos finitos en forma standard.

Consideramos  $\mathbf{u} \in V_0^u$  y  $d \in V_0^d$ , donde  $V_0^u$  y  $V_0^d$  son los espacios de funciones de test suficientemente suaves. La aproximación de los campos  $\mathbf{u}$  y  $d$  a través del método de elementos finitos se escribe como:

$$\mathbf{u} = N^I \hat{\mathbf{u}}^I \quad d = N^I \hat{d}^I$$

Del mismo modo las variaciones  $\delta \mathbf{u}$  y  $\delta d$  se aproximan con:  $\delta \mathbf{u} = N^I \delta \hat{\mathbf{u}}^I$  y  $\delta d = N^I \delta \hat{d}^I$ , donde  $N^I$  es la función de forma estándar asociada al nodo  $I$ . Las condiciones de borde que se adoptan para el campo  $d$  son:  $\eta = \boldsymbol{\xi} \mathbf{n} = 0$  en  $\Gamma$ .

Estas aproximaciones se introducen en el problema variacional dado en las ecuaciones (2) y (8), que son reescritas en forma discreta como sigue:

$$\int_{\mathcal{B}} \boldsymbol{\sigma} \nabla N^I \delta \hat{\mathbf{u}}^I d\mathcal{B} = \int_{\mathcal{B}} \mathbf{b} N^I \delta \hat{\mathbf{u}}^I d\mathcal{B} + \int_{\mathcal{B}} (t N^I) \delta \hat{\mathbf{u}}^I d\mathcal{B} \quad (9)$$

$$\int_{\mathcal{B}} \left[ \left( (G_c \ell \nabla d) (\nabla N^I) \delta \hat{d}^I \right) - \left( (1-d) \boldsymbol{\varepsilon}^+ : \mathbb{C}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^+ - \frac{G_c d}{\ell} \right) N^I \delta \hat{d}^I \right] d\mathcal{B} = 0 \quad (10)$$

Las ecuaciones (9) y (10), permiten resolver el problema de campo de fase en forma numérica. A tal fin se utiliza un esquema por etapas ("staggered") en el que primero se resuelve el campo de desplazamientos a través de (9), luego se calcula el término  $\boldsymbol{\varepsilon}^+ : \mathbb{C}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^+$  y se reemplaza en la ecuación (10). Para ambos campos ( $\mathbf{u}$ ,  $d$ ) escogemos aproximaciones determinadas por elementos finitos del tipo cuadriláteros bilineales (interpolaciones de igual orden). De esta forma, las funciones de forma  $N^I$  son las estándar de ese tipo de elemento finito.

## 3. VALIDACIÓN CON ENSAYOS EN PROBETAS DE ACRÍLICO

Para validar el modelo de campo de fase propuesto en las secciones anteriores, se realizaron ensayos de laboratorio en probetas de material acrílico a fin de obtener, la tenacidad de fractura del  $K_C$  en forma experimental, y con esta evaluar la energía de fractura  $G_C$ .

### 3.1. Protocolo de Ensayo

Se utilizan probetas tipo viga con entalla simple (SENB), sometidas a ensayo de flexión de tres puntos. Se adopta este tipo de espécimen, debido a que se pueden realizar de tamaño reducido, comparado con otras geometrías utilizadas habitualmente, en ensayos de fractura.

Las probetas están diseñadas en función de relaciones dimensionales con el espesor de la misma y profundidad de entalla, igual que las utilizadas para ensayos en metales y que establece la norma (ASTM (1990)). Estas relaciones para las probetas SENB utilizadas, se muestran en la Fig.(1a) y son:  $W = 20(mm)$ ,  $B = 5(mm)$ ,  $a = 7,50(mm)$ .

Los ensayos se realizaron siguiendo el protocolo propuesto por Moore y J.G. (2001), Cap.I, pág. 11, correspondiente a ensayos a baja velocidad, en polímeros. La misma es una adaptación de la norma para ensayo en metales.

Una condición importante para la validación de la técnica de ensayo, es que el diámetro de los apoyos y del dispositivo de carga, deben ser suficiente grandes para evitar hendiduras o deformaciones plásticas en las probetas. Otro condicionante según el tipo de polímero a ensayar, es

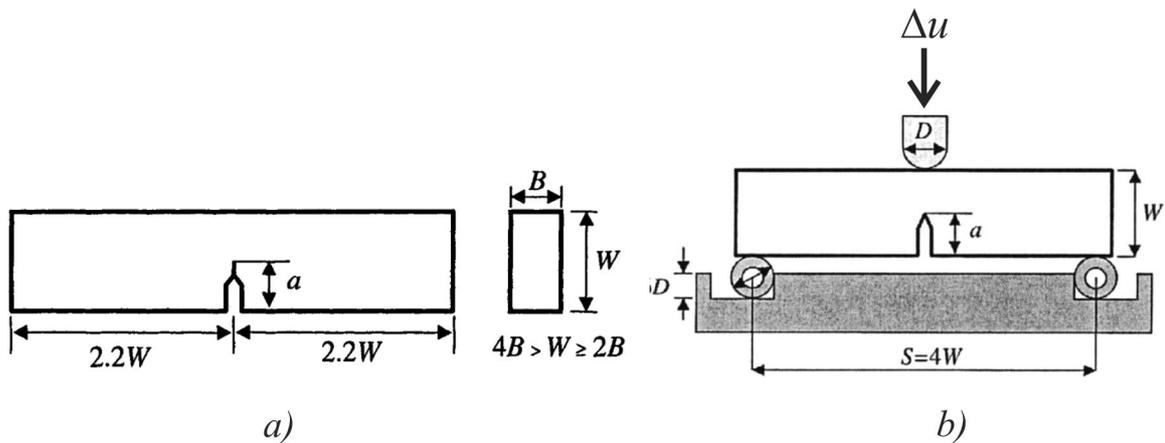


Figura 1: a) - Relaciones geométricas de una probeta SENB, ASTM E399, b)- Condiciones de carga y apoyo para las probetas ensayadas

la manera en que se induce el inicio de fisura previo al ensayo. Una forma de iniciar la fisura, es solicitar la probeta a fatiga. Alternativamente, la fisura puede ser inducida marcando el fondo de la entalla de la probeta con una hoja de afeitar. En este trabajo, por razones de simplicidad y debido a que el acrílico lo permite, se utiliza la segunda técnica para producir el inicio de la fisura.

La Fig.(1b), presenta un esquema con las condiciones de carga y apoyos del ensayo, en este caso  $D = 8,0(mm)$ .

Las probetas, se ensayaron con control de desplazamientos a razón de  $\Delta u = 0,10(mm/min)$ , lo que garantizó el régimen cuasi estático necesario para el cumplimiento del protocolo de ensayo elegido.

Los resultado obtenidos en los ensayos, son curvas carga-desplazamientos para cada probeta. Estas curvas representan la respuesta estructural desde el comienzo de carga hasta la propagación total de la fisura a través de la probeta. Con la carga máxima  $P_Q$  obtenida de estas curvas, se calcula la tenacidad a fractura  $K_C$ , bajo la hipótesis de deformación plana, asumiendo para esta condición que  $K_C = K_{IC}$  (tenacidad a fractura en modo I). Para obtener  $K_C$  se recurre a la relación ( 11), dada en (Moore y J.G. (2001)).

$$K_C = f \frac{P_Q}{BW^{1/2}} \quad (11)$$

Donde  $f$  es un coeficiente geométrico que, para probetas SENB, es dado por:

$$f = 6\alpha^{1/2} \frac{[1,99 - \alpha(1 - \alpha)(2,15 - 3,93\alpha) + 2,7\alpha^2]}{(1 + 2\alpha)(1 - \alpha)^{2/3}} \quad (12)$$

con  $\alpha = a/W$ .

Con este procedimiento se ensayaron las probetas en una maquina de ensayos múltiples INSTRON 3344, con celda de carga de 1 (kN). Debido a los ajustes propios de la metodología de trabajo en laboratorio se aceptaron cuatro resultados de seis probetas ensayadas. De las desechadas se utilizó una para efectuar el ajuste de la velocidad de ensayo y la restante para el ajuste de la profundidad de entalla.

Las curvas carga-desplazamiento obtenidas, se muestran en la Fig.(2). En ellas se observa un crecimiento lineal de la carga, hasta el valor de carga última  $P_Q$ , coincidente con el crecimiento

repentino de la fisura en forma frágil y casi instantánea.

Los valores de carga última de los cuatro resultados tomados como aceptables se muestran en la Tabla (1). La carga  $P_Q$ , promedio de estos cuatro valores es:  $P_Q = 85,26(N)$ , y se utiliza en el calculo de  $K_C$ . De (11) se obtiene  $K_C = 30,01(\frac{N}{mm}\sqrt{mm})$ .

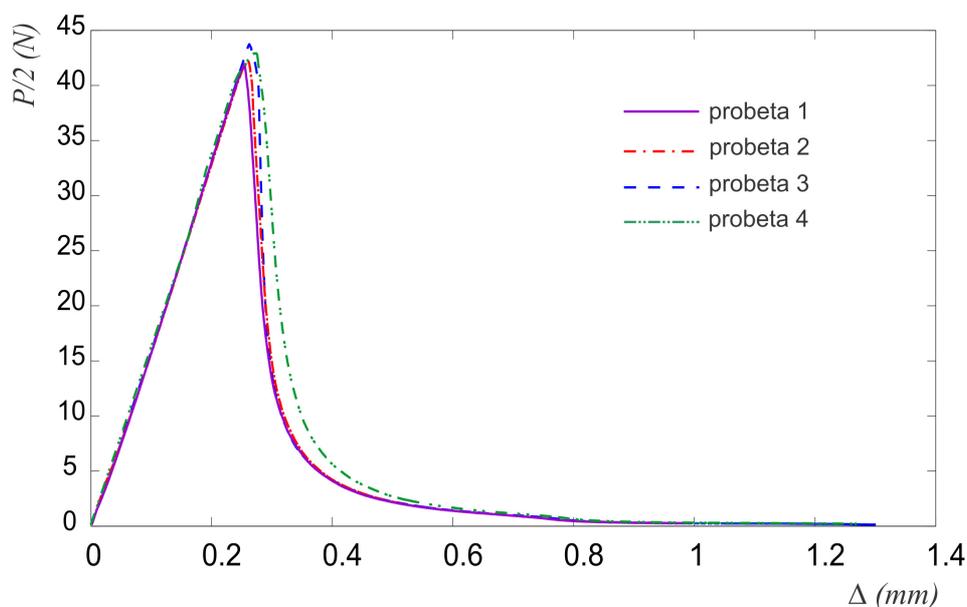


Figura 2: Curvas carga-desplazamiento obtenida mediante ensayos, en probetas SENB de acrílico

Finalmente la energía de fractura  $G_{IC}$ , para estado plano de deformación, se calcula con la

| Probeta | $P_Q(N)$ |
|---------|----------|
| 1       | 84.30    |
| 2       | 87.40    |
| 3       | 85.47    |
| 4       | 83.88    |

Tabla 1: Valores de  $P_Q$ , obtenidos en el ensayo de probetas SENB, de acrílico

relación (13), extraída de (Moore y J.G., 2001), donde:  $E = 2528(N/mm^2)$ , es el módulo de elasticidad y  $\nu = 0,25$  el coeficiente de Poisson, según datos que proporciona el fabricante del material. Con esta relación y  $K_C$ , se obtiene:

$$G_C = \frac{(1 - \nu^2)K_C^2}{E} = 0,31\left(\frac{N}{mm}\right) \quad (13)$$

En la Fig.(3), se muestran algunas fotografías, hechas durante los ensayos, se presenta la máquina de ensayos múltiples, el dispositivo para el montaje de la probetas y una probeta ensayada en la que se puede ver el mecanismo de falla. Éste responde al de un material frágil y la propagación de la fisura, se produjo en un corto período de tiempo, casi en forma instantánea.

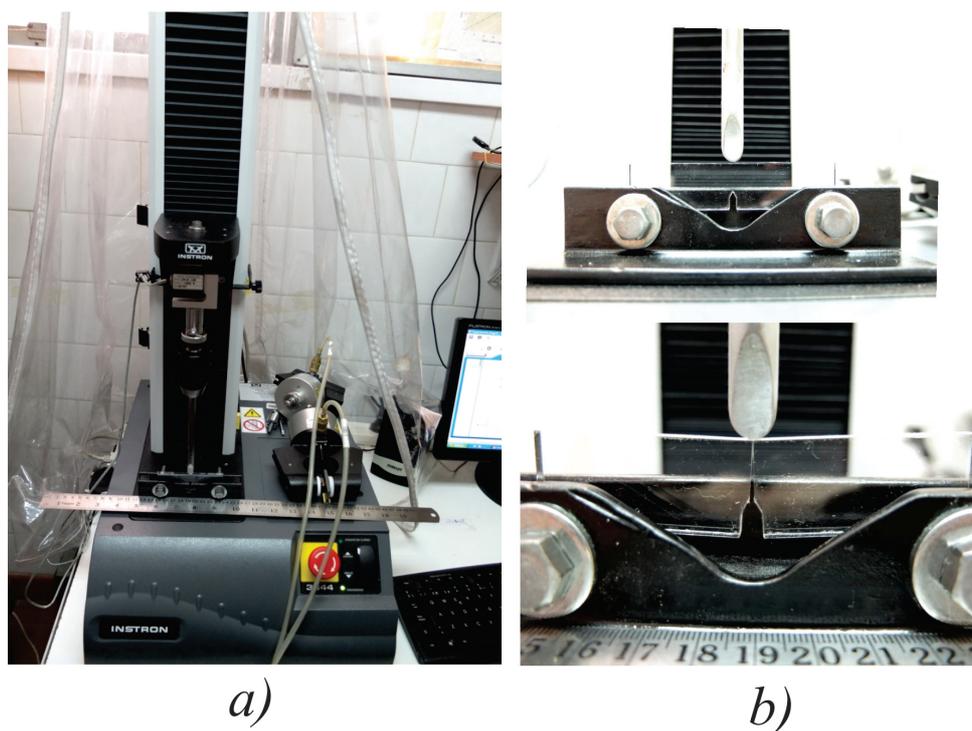


Figura 3: a)- Maquina de ensayos multiples INSTRON 3344 utilizada para realizar los ensayos en probetas de acrílico. b) - Superior: Dispositivo de ensayo y carga, con una probeta lista para ser ensayada. Inferior: Probeta ensayada, mostrando un mecanismo de falla frágil

### 3.2. Validación del modelo de campo de fase

Con los resultados de laboratorio se realiza la validación del modelo de campo de fase cuya implementación numérica dada por (9) y (10). Se discretiza la geometría de las probetas con una malla de elementos finitos, que por razones de simetría, sólo modela la mitad de la misma, respetando las dimensiones utilizadas en los ensayos.

La energía de fractura  $G_C$  obtenida experimentalmente se introduce como parámetro, junto con el módulo de elasticidad  $E$ , el coeficiente de Poisson  $\nu$  y el parámetro  $\ell$  propio del modelo de campo de fase.

Como resultado se obtiene la curva carga-desplazamiento, que se compara con las curvas de máximos y mínimos, construidas a partir de las curvas de laboratorio mostradas en la Fig. (2).

La Fig.(4) muestra la malla utilizada, con su parte regular y el aspecto del elemento de menor tamaño utilizado. También se esquematizan las condiciones de borde consideradas en este análisis.

En la malla de elementos finitos se utilizaron 4402 elementos cuadriláteros bilineales standard  $Q_1$ . La malla se diseña con un refinamiento regular a lo largo de la línea de fisura, cuyo ancho es de diez elementos, de tamaño  $h = 0,05(mm)$ , siendo este tamaño el menor utilizado para este caso.

Se imponen condiciones de borde, que respetan simetría a lo largo de la fisura. Los incrementos de desplazamiento  $\Delta u$ , en cada paso de tiempo, se controlan mediante incrementos predeterminados de apertura de fisura  $ds$ . Este tipo de control se utiliza para capturar la propagación de fisura en forma incremental, permitiendo obtener en forma detallada y con mayor exactitud, la fenomenología simulada en cada paso de tiempo.

Para obtener la curva carga-desplazamiento, en el análisis se utiliza  $ds = 10^{-4}$ , con los datos del

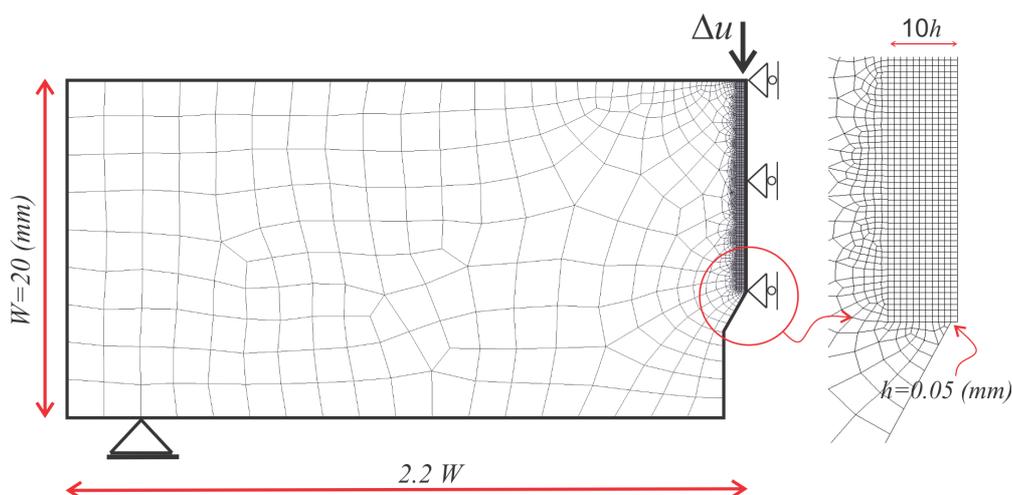


Figura 4: Malla de elementos finitos utilizada, en el modelo numérico, con las condiciones de borde impuestas para el análisis. En la ampliación se muestra la zona regular y el menor  $h$  utilizado en este modelo.

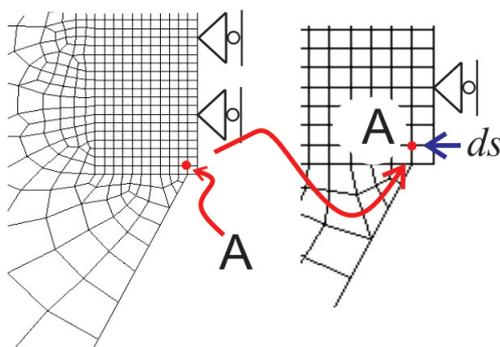


Figura 5: Punto (A), utilizado para imponer el control de desplazamiento  $ds$ , en la dirección de apertura de fisura

material previamente mencionados y el parámetro geométrico del modelo  $\ell = 10h_{min} = 0,50$ . En la Fig.(6) se presenta la curva obtenida en forma numérica a través del modelo de campo de fase, superpuesta a las curvas de máximos y mínimos obtenidas en laboratorio. Esta curva tiene un comportamiento similar al registrado en forma experimental, aunque se capturó con mas detalle el fenómeno de relajación ("*snap-back*") producido cuando comienza a propagar la fisura (punto 2). La diferencia observada entre el comportamiento experimental y los resultados de la simulación numérica en el inicio de la etapa post-crítica se debe, posiblemente, a que en el modelo numérico, se controla el crecimiento del campo  $d$ , como se describió anteriormente a través del parámetro  $ds$ . Mientras que el procedimiento experimental carece de este tipo de control.

La evolución del daño, para los puntos marcados en la Fig.(6) de 1 a 5, se presentan en la Fig.(7), se muestra además cómo es la evolución de la fisura, para la longitud característica  $\ell = 0,50$  utilizada en este análisis. En la Fig.(8), se incluye la malla deformada completa, en el momento en que comienza a propagar la fisura y en forma ampliada la deformada de la zona de fisura, mostrando la evolución de ésta, para los 5 puntos marcados en la curva carga-desplazamiento.

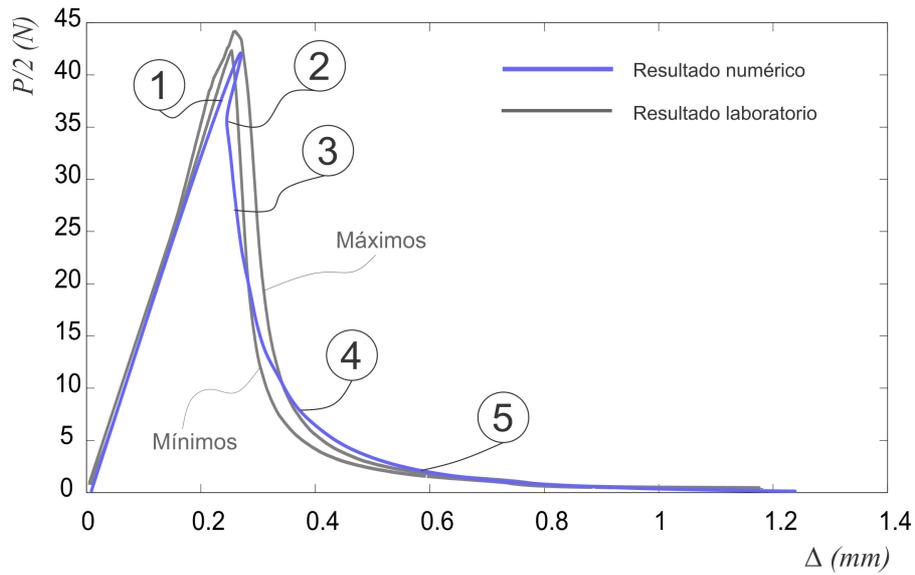


Figura 6: Curva Carga-desplazamiento obtenida en forma numérica junto a las curvas de máximos y mínimos, obtenidas en forma experimental.

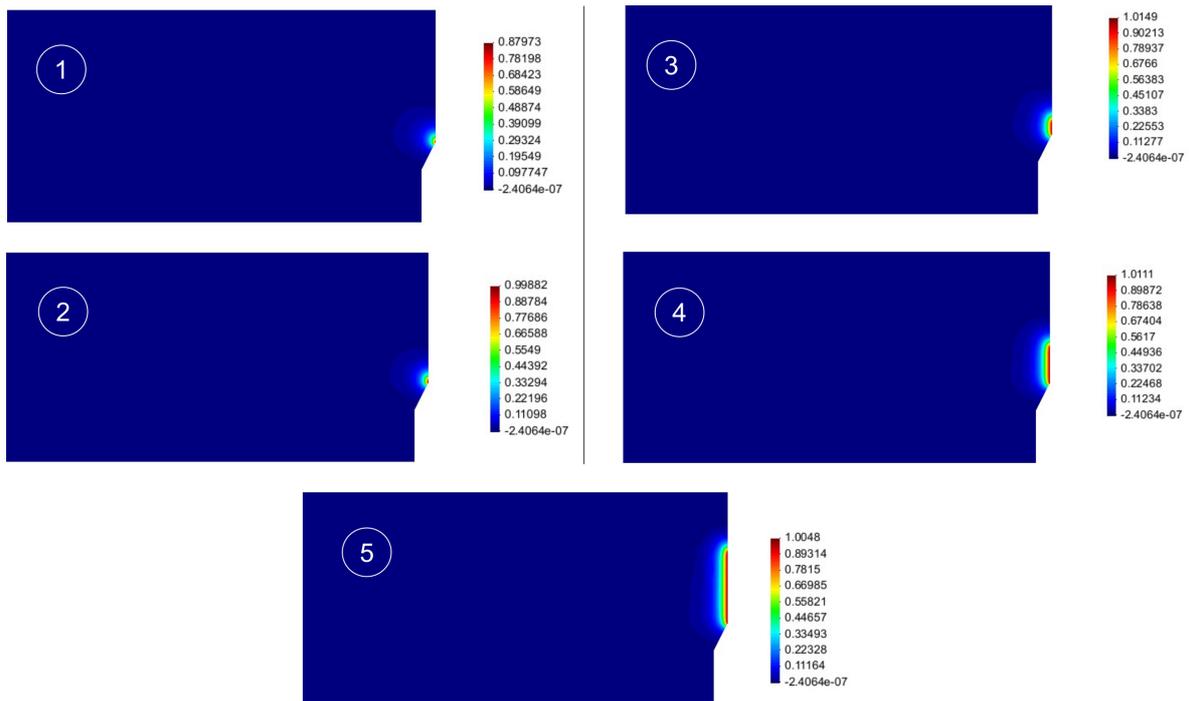


Figura 7: Evolución del campo  $d$  para  $\ell = 0,50$ , utilizado en el modelo numérico de las probetas SENB. En los cuadros 1 a 5 se muestra la evolución de los puntos marcados en la curva mostrada en la Fig.(6) con sus correspondientes escalas

La carga última obtenida en forma numérica es  $P_{Q_{num}} = 85,95(N)$ , tiene un error menor al 1 % con respecto a la carga promedio obtenida en los ensayos.

Para concluir este análisis, en la Fig.(9), se muestra la correspondencia entre la fisura obtenida de forma numérica, y la fisura en una probeta de acrílico ensayada en este trabajo.

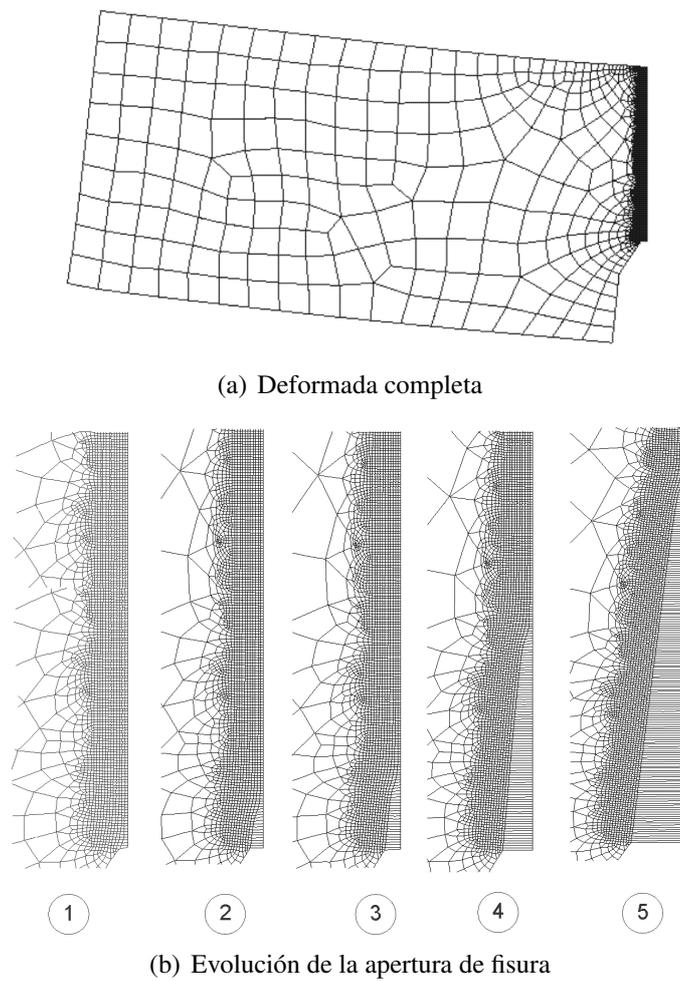


Figura 8: a)- Malla deformada al momento del inicio de fisura. b)Ampliación de la zona de fisura. Se muestra la evolución de esta, para los 5 puntos marcados en la curva carga-desplazamineto

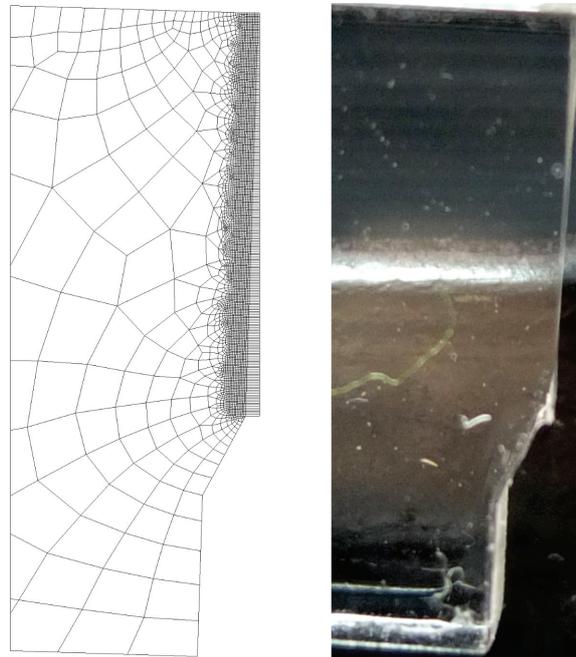


Figura 9: Probeta ensayada versus malla de elementos finitos al final del análisis. La captura de la fisura en forma numérica se corresponde totalmente a la de ensayo.

#### 4. CONCLUSIONES

La utilización de, un material frágil y homogéneo, como el acrílico, permite llevar a cabo una serie de experimentos en forma sencilla y a un costo razonable. Las probetas de acrílico resultaron fáciles de moldear con precisión, lo que, junto a un buen diseño en el dispositivo de apoyo, posibilita obtener una variabilidad muy baja entre especímenes ensayados. Las diferencias entre los ensayos que mostraron valores máximos de resistencia y los que mostraron valores mínimos resultó muy pequeña, tal como se muestra en la tabla (1). Esto llevó a considerar que cuatro resultados fueron suficiente para obtener el valor medio esperable en este test.

Los resultados obtenidos en forma numérica se comparan bien a los obtenidos a través de ensayos. La respuesta numérica carga-desplazamiento, determina una carga ultima muy próxima a la que se consigue como promedio de los valores extraídos de los ensayos.

La evolución del daño en las pruebas experimentales se produce en forma casi instantánea, y no se consigue observar el proceso incremental o evolutivo del daño a través del espécimen. El modelo de campo de fase propuesto incorpora un mecanismo de control, que permite evaluar el daño en forma incremental. De esa manera se puede estudiar con mas detalle el comportamiento de la zona post-crítica de la curva carga-desplazamiento.

Como conclusión final, podemos decir que el modelo propuesto determina resultados aceptables, mostrando ser capaz de predecir la evolución de una fisura en forma satisfactoria y semejante a la realidad.

Si bien los resultados numéricos son satisfactorios, la metodología de campo de fase resulta ser costosa comparada con otros métodos numéricos. La necesidad de utilizar mallas refinadas y con un diseño cuidadoso en la zona donde se quiere estudiar el fenómeno de evolución del daño, juntamente con pasos de tiempo pequeños, hace que la resolución de los problemas demanden varias horas de computo.

#### 5. AGRADECIMIENTOS

Agradecemos al Dr. Ignacio Rintoul (INTEC, CONICET, UNL), por su disposición y aportes en la realización de los ensayos de laboratorios, realizados en este trabajo, sin los cuales no hubieran sido posible.

**REFERENCIAS**

- ASTM E. *Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials*. ASTM, 1990.
- Capriz G. *Continua with microstructure*. Springer Verlag, 1989. Berlin.
- Ciarbonetti A., Huespe A., Sanchez P., y Da Silva M. Modelo de campo de fase para simular fractura frágil. *Mecánica Computacional XXXI*, páginas 1655–1670, 2012.
- Da Silva M., Duda F., y Fried E. Sharp-crack limit of a phase-field model brittle fracture. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2012.
- Francfort G. y Marigo J. Revisiting brittle fracture as an energy minimization problem. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46:1319–1342, 1998.
- Gurtin E., Fried E., y Anand L. *The Mechanics and Thermodynamics of Continua*. Cambridge Univ. Press., 2010.
- Mariano P.M. Multifield theories in mechanics of solids. *Adv. Appl. Mech.*, 38:1–93, 2002.
- Miehe C., Welshinger F., y Hofacker M. Thermodynamically consistent phase-field models of fracture: Variational principles and multi-field fe implementations. 83:1273–1311, 2010.
- Moore D.R. P.A. y J.G. W. *Fracture Mechanics Testing Methods for Polymers, Adhesives and Composites*. ELSEVIER, 2001.