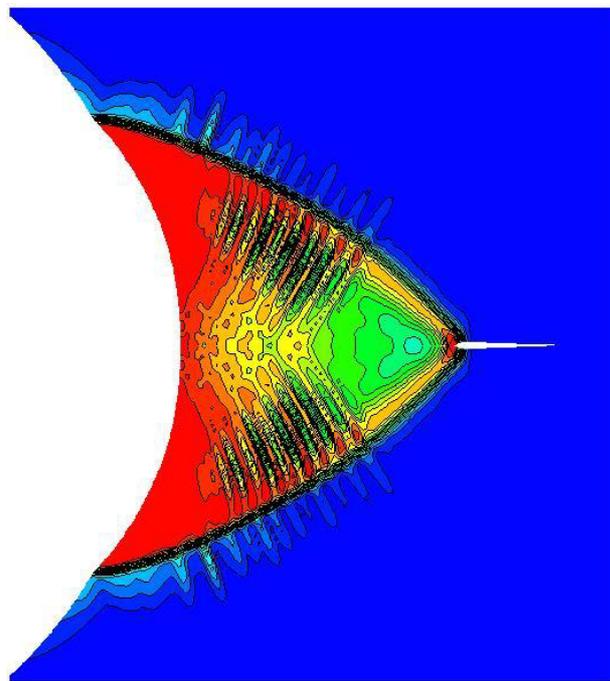
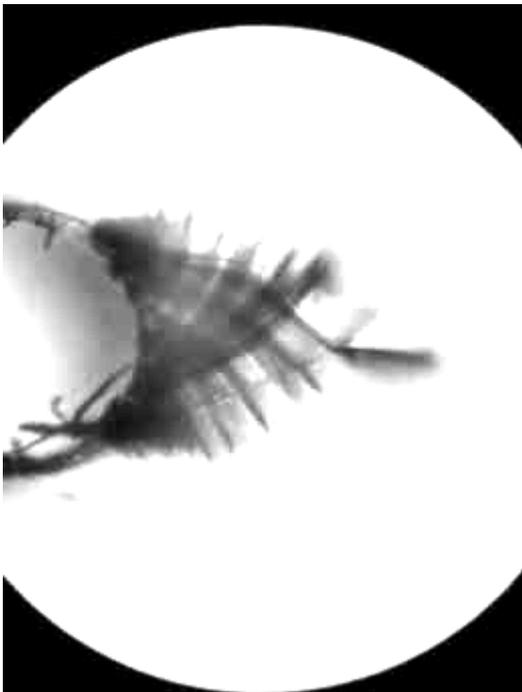




ESTUDIO DEL PROCESO DE INICIACIÓN DEL “CRAZING” EN EL POLICARBONATO



Autor : Marcos Romero de la Osa Vadon.

Tutor : Federico París Carballo.

AGRADECIMIENTOS :

Este proyecto de fin de carrera no habría sido posible sin un cierto número de personas que durante todo el desarrollo del trabajo me han prestado su apoyo y colaboración y a las que aprovecho para agradecer su dedicación.

Para empezar debo agradecer a Rafael Estévez y Christian Olagnon por todo el tiempo que me han consagrado, la documentación y consejos recibidos y por toda la ayuda recibida sin la cual este proyecto no habría visto la luz.

Debo agradecer también a Nesrine Saad su atención y ayuda prestadas en la realización de los ensayos mecánicos de caracterización ; en los cuales su experiencia se ha mostrado crucial para la obtención de los resultados que aquí se presentan.

Igualmente, agradezco a Guy Massal por la calidad y la precisión de su trabajo y por el tiempo dedicado en la preparación de las probetas utilizadas.

Este proyecto no habría sido posible tampoco sin la ayuda de Federico Paris Carballo y de Alberto Barroso Caro, cuya ayuda, consejos y dedicación han permitido que este proyecto sea presentado.

Finalmente agradezco a todas las personas que, aunque no hayan sido mencionadas explícitamente, han aportado su granito de arena en la realización de este proyecto.

Marcos Romero de la Osa Vadon.

INDICE:

	<u>Página</u>
PORTADA.	1
AGRADECIMIENTOS.	2
INDICE.	3
RESÚMEN.	5
1) INTRODUCCION GENERAL.	8
2) ANÁLISIS PRELIMINAR.	15
2.1) Análisis del estado tensional por elementos finitos con una descripción simplificada del comportamiento.	18
2.2) Presentación de la solución analítica de Hill.	29
2.3) Discusión sobre la aplicabilidad de la solución analítica para calcular las tensiones críticas que provocan la iniciación.	32
3) ANÁLISIS EXPERIMENTAL.	42
3.1) Ensayos sobre probetas tipo DENT.	42
3.2) Ensayos sobre probetas tipo SENT.	46
3.3) Análisis del facies de ruptura.	47
4) ANALISIS NUMÉRICO. LEY DE COMPORTAMIENTO CARACTERÍSTICA DE LOS POLIMEROS AMORFOS.	51
4.1) Simulación de los ensayos sobre probetas tipo DENT.	52
4.2) Simulación de los ensayos sobre probetas tipo SENT.	55
4.3) Comparación de los resultados obtenidos en la simulación con la solución analítica de Hill.	59
5) SIMULACIÓN DEL PROCESO COMPLETO DE CRAZING.	64
5.1) Breve introducción al método de “cohesive zone”.	64
5.2) Mallado de las probetas utilizadas en los ensayos mecánicos.	67
5.3) Resultados de la simulación con la técnica de “cohesive zone”.	71
ANEXO 1 : Modificación del código FORTRAN.	76

ANEXO 2 : detalle del programa en MATLAB para la realización del mallado de las probetas tipo SENT y DENT.	81
REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS.	92

RESÚMEN :

El comportamiento a ruptura de los polímeros amorfos se centra en el análisis experimental del fenómeno de “crazing”. Los “crazes” son geoméricamente similares a unas microfisuras cuyos labios se encuentran unidos por fibrillas de material ; se desarrolla siguiendo tres procesos : llegados a un valor crítico de tensión se produce la iniciación, posteriormente se suceden los procesos de alargamiento y rotura de las fibrillas, con la consecuente aparición de una fisura.

En este proyecto, realizaremos un estudio del proceso de iniciación del “crazing” en el policarbonato. Su elevada ductilidad nos obliga a realizar en paralelo un análisis experimental y otro numérico para poder obtener el valor crítico de la tensión que provoca la iniciación.

La observación del fenómeno de crazing en el policarbonato sólo es posible en presencia de un elevado gradiente de tensiones en el material, lo que evita una plastificación generalizada de la sección. La elección de la geometría más apropiada para la realización de los ensayos mecánicos se basa en los resultados obtenidos a partir de un cálculo preliminar realizado mediante la técnica de los elementos finitos (ABAQUS) y bajo la suposición de un comportamiento elasto-plástico perfecto del material. Las configuraciones elegidas se corresponden con probetas de tipo DENT o SENT, presentando unas entallas con radios de 0.25y 0.5 mm. La elección del criterio adecuado para predecir la iniciación del crazing también es tratada en este cálculo preliminar ; el criterio propuesto por Ishikawa y al., que prevé la aparición de crazes cuando la componente hidrostática del tensor de tensiones alcanza un valor crítico es escogido de entre las diferentes propuestas existentes.

El análisis experimental del crazing se lleva a cabo mediante la realización de ensayos de tracción sobre probetas entalladas; en estos ensayos se persigue la localización del lugar en que el proceso de iniciación tiene lugar. Los ensayos muestran la aparición de crazes para una distancia a partir del fondo de la entalla de $x/\rho \approx 1.4$ ($\rho \rightarrow$ radio de la entalla)

La tensión crítica necesaria para la iniciación se obtiene a partir de un cálculo por elementos finitos haciendo uso de la ley de comportamiento visco-elasto-plástica del policarbonato, que presenta una relajación de tensiones una vez el límite elástico del material ha sido superado y un endurecimiento posterior. Dados los valores de x/ρ obtenidos en los ensayos mecánicos, el criterio de iniciación elegido prevé la aparición de crazes para un valor de $\sigma_h^{cr} \approx 95$ MPa. La comparación de las dos soluciones propuestas para el cálculo de la tensión crítica (analítica a partir de la teoría de Hill y numérica mediante el uso de la verdadera ley de comportamiento), pone de manifiesto que una primera aproximación al valor de la misma es posible a partir de la aplicación de la teoría de las bandas de deslizamiento.

Finalmente, una verificación del valor de la tensión crítica calculado es realizada haciendo uso de la técnica de “cohesive zone”, mediante comparación de las fuerzas a rotura de la probeta obtenidas en ensayos experimentales y simulaciones numéricas.

INTRODUCTION GENERALE :

Le comportement en rupture des polymères amorphes est abordé au travers de l'analyse expérimentale du craquelage. Les craquelures sont géométriquement semblables à des microfissures pontées par des fibrilles de matière. Il procède selon trois étapes : amorçage pour un état de contrainte local critique, élargissement et rupture des fibrilles avec la création d'une fissure localement.

Dans ce PFE, une étude du craquelage dans le polycarbonate est menée. Son comportement ductile (le craquelage est précédé d'une déformation plastique importante) nécessite un travail expérimental et numérique en parallèle. L'analyse du craquelage dans le polycarbonate nécessite un gradient de contrainte élevé pour favoriser le développement d'une plasticité non étendue.

Une étude préliminaire par E.F. avec ABAQUS en considérant un comportement simplifié de type élastique-plastique parfait pour le polycarbonate est réalisée pour définir la géométrie plus appropriée pour l'analyse du craquelage. La configuration proposée correspond à une géométrie type DENT avec des rayons d'entaille de 0.25 et 0.5 mm. Le choix du critère pertinent pour définir l'amorçage est également traité dans cette analyse ; une condition en contrainte critique telle que prévoit l'apparition des craquelures lorsque la contrainte hydrostatique atteint une valeur maximum est choisie par mis les différents critères proposés dans la littérature (Ishikawa 1977).

L'analyse expérimentale du craquelage est menée à partir de la réalisation des essais de traction sur des échantillons entaillés. Les essais montrent l'apparition du craquelage pour une distance en avant du fond d'entaille de $x/\rho \approx 1.4$ ($\rho \rightarrow$ rayon d'entaille).

L'état de contrainte local critique pour l'amorçage est obtenu à partir d'un calcul par E.F. en utilisant une loi de comportement élasto-visco-plastique avec adoucissement et durcissement à mesure que la déformation augmente représentant effectivement la réponse du polycarbonate. Pour des valeurs de $x/\rho \approx 1.4$ le critère d'amorçage choisi prévoit l'apparition des craquelures pour une valeur de $\sigma_h^{cr} \approx 95$ MPa à température ambiante. Une comparaison entre les résultats numériques provenant de la simulation et la solution proposée par la théorie de Hill montre comme l'utilisation de cette solution analytique est valable en première approximation pour estimer la valeur de la contrainte critique, bien que le comportement rigide plastique parfait utilisé pour le calcul analytique de Hill soit notablement différent de celui des polymères amorphes.

ABSTRACT :

Fracture mechanism on polymers is experimentally studied by crazing analysis. Crazes are geometrically similar to micro-cracks linked by material fibrils. Crazing can therefore be divided into three phases : initiation for a critical stress level, widening and fibril breakdown with the consequent creation of a crack.

In this project, crazing phenomena in polycarbonate will be characterized. Its ductile behaviour requires developing the numerical and experimental studies together.

A F.E. preliminary study with ABAQUS is done with an perfect elastic-plastic material to choose, between the possible options, the geometry the more adequate to our mechanical tests. The final geometry for the test tubes is a DENT configuration, with the next notch radii : 0.25 and 0.5 mm. The better criteria to predict crazing is also dealt here; the Ishikawa et al. criteria (1977), which predicts crazing for a maximum hydrostatic stress level is chosen by the different criteria proposed by the consulted publications.

Experimental analysis consists in traction tests in notched specimens and craze initiation site localisation. Tests show that crazing takes place for a distance of $x/\rho \approx 1.4$ ($\rho \rightarrow$ notch radius) behind the notch ending.

Critical stress releasing crazing phenomena is obtained by a finite elements calculus with the true viscous-elastic-plastic behaviour on polycarbonate, characterized by softening immediately after yielding followed by progressive strain hardening at large deformations. For a distance of $x/\rho \approx 1.4$, the crazing initiation criterion gives a stress of 95 MPa at a room temperature. The comparison between Hill stress prediction and the numerical results show that an initial approach to the critical stress value by the analytic solution is possible.

1) INTRODUCCIÓN GENERAL :

Los materiales poliméricos, en gran parte derivados del petróleo, constituyen un grupo de materiales cuyas propiedades particulares : reducido peso específico, resistencia a los agentes corrosivos, reducido coste, ... han propiciado su uso intensivo en las más diversas aplicaciones. Su utilización, sin embargo, se encuentra sometida a la resolución de ciertas problemáticas relativas al diseño y concepción de piezas realizadas con este tipo de materiales ; siendo motivo de un gran número de estudios recientes y futuros los aspectos relacionados con la correcta determinación de la ley de comportamiento (visco-elasto-plástica y anisótropa) y el conocimiento de los mecanismos de fallo tanto a bajas como a elevadas velocidades de sollicitación. En este proyecto nos centraremos en el estudio de los mecanismos de fallo que podemos encontrar en los polímeros amorfos ; más concretamente, nuestro proyecto persigue la determinación de un criterio adecuado que permita la previsión del fenómeno conocido como “crazing” en el policarbonato.

Los polímeros amorfos presentan en su comportamiento mecánico dos modos de fallo : la deformación plástica mediante bandas de deslizamiento y el fenómeno de “crazing”.

La *deformación plástica* en dichos polímeros se produce mediante las denominadas bandas de deslizamiento : zonas alargadas y de pequeño espesor en las cuales se concentra la deformación plástica sufrida por el material. Este modo particular de deformarse el material encuentra su explicación en la singularidad de su ley de comportamiento, en la cual puede observarse un fenómeno de reblandecimiento tras plastificación seguido de un endurecimiento posterior del material (fig.1).

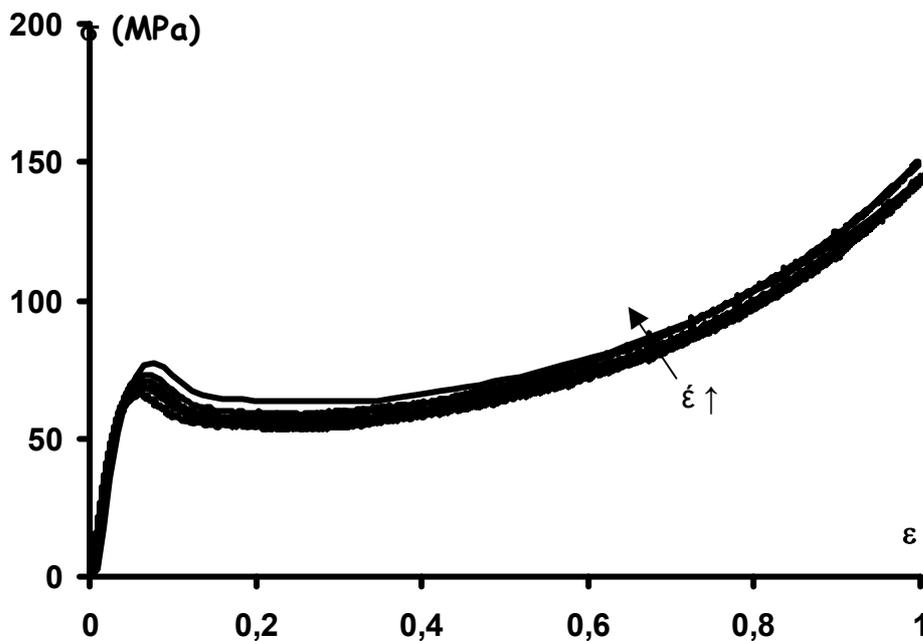


fig. 1 : ley de comportamiento visco-elasto-plástica del policarbonato. (Saad-1). Observamos la dependencia de la ley de comportamiento con la velocidad de deformación, así como el reblandecimiento y endurecimiento posterior una vez el límite elástico del material ha sido superado.

Esta ley de comportamiento característica suscita en los polímeros amorfos una tendencia a deformarse mediante bandas de deslizamiento, como ha sido demostrado en un estudio publicado por E. Van der Giessen y J. Lai (VdG-1) ; en el cual, mediante el uso de la técnica de los elementos finitos, los autores muestran como la intensidad del reblandecimiento y el endurecimiento posterior son dos parámetros que controlan el desarrollo de la región plástica en los polímeros amorfos.

El “*crazing*” es el mecanismo responsable de la fisuración en los polímeros amorfos.

Los crazes son geoméricamente similares a microfisuras cuyos labios se encuentran unidos por pequeñas fibrillas estiradas de material, orientadas siguiendo la dirección de la carga aplicada; la presencia de estas fibrillas les confiere una cierta resistencia mecánica y diferencia el comportamiento mecánico del “craze” del que podemos observar en una fisura. El crazing se desarrolla siguiendo tres procesos (fig. 2) : iniciación, alargamiento de las fibras y rotura de las mismas con la consecuente creación de una microfisura localmente. En este proyecto nos centraremos en el estudio del proceso de iniciación ; para que este fenómeno tenga lugar, se necesita de un estado de tensiones hidrostático de tracción ($I_1 > 0$, $I_1 \rightarrow$ primer invariante del tensor de tensiones).

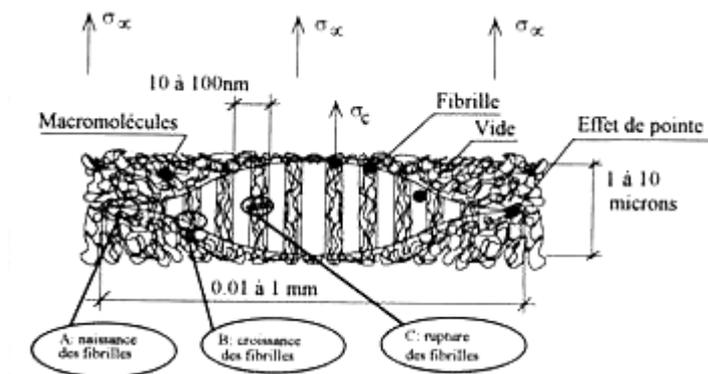


fig. 2 : etapas del crazing en un polímero (Introduction à la mécanique des polymères).

Podemos distinguir tres etapas bien diferenciadas en el proceso de iniciación :

- Creación de micro-vacios en el material : en esta etapa el rol de la tensión hidrostática es fundamental, dado que la aparición de dichos micro-vacios es consecuencia de un estado triaxial de tensiones de tracción.
- Coalescencia de los micro-vacios.
- Formación de las fibrillas, las cuales se orientan siguiendo la dirección de la carga externa aplicada (dirección perpendicular al craze).

Estudios publicados por R. Estévez y E. Van der Giessen (Est-1) muestran como el fallo en el material se producirá mediante deformación plástica o mediante crazing en función de la competición entre las dos cinéticas asociadas a cada uno de los procesos para unas condiciones de sollicitación dadas, siendo ambos mecanismos de naturaleza viscoplástica.

En los polímeros amorfos podemos distinguir dos tipos de comportamiento : dúctil y frágil.

En los *polímeros con comportamiento frágil* (PMMA, PS), los crazes aparecen y se desarrollan en una matriz con comportamiento elástico o viscoelástico. Ensayos realizados sobre estos materiales han llevado a la proposición de diversos criterios, los cuales predicen el proceso de iniciación del fenómeno de crazing cuando un valor crítico de tensión o deformación es alcanzado :

Criterio de Sternstein, Myers y Ongchin (Ste-1) :

$$\sigma_e = |\sigma_1 - \sigma_2| \geq A^0 + \frac{B^0}{I_1} \quad ; \quad (1)$$

A^0 y $B^0 \rightarrow$ parámetros del material, eventualmente dependientes de la temperatura.

$I_1 \rightarrow$ primer invariante del tensor de tensiones. Cuantifica la triaxialidad del tensor de tensiones ($I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$; $\sigma_i \rightarrow$ tensiones principales del tensor de tensiones).

Hay que indicar que los autores no definen σ_2 , pudiendo tratarse de la tensión principal intermedia si seguimos una notación en tensiones principales ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$; $\sigma_i \rightarrow$ tensiones principales del tensor de tensiones) o la tensión mínima en el plano considerado para una situación en tensiones o deformaciones planas ($\sigma_1 > \sigma_2$; $\sigma_i \rightarrow$ tensiones principales en el plano considerado).

Criterio de Oxborough y Bowden (Oxb-1) :

$$\varepsilon_c = \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3) \geq X^0 + \frac{Y^0}{I_1} \quad ; \quad (2)$$

X^0 et $Y^0 \rightarrow$ parámetros del material, eventualmente dependientes de la temperatura.

$\nu \rightarrow$ coeficiente de Poisson.

$I_1 \rightarrow$ primer invariante del tensor de tensiones.

Criterio muy similar en forma (pero más general) al propuesto por Sternstein y al. (1), presenta la ventaja con respecto al anterior que las tensiones a utilizar se encuentran perfectamente definidas.

Criterio de Argon y Hannoosh (Arg-1) :

$$\sigma_e = |\sigma_1 - \sigma_2| = \frac{A}{C + I_1 / 2\sigma_y Q} \quad ; \quad (3)$$

A, C y Q → parámetros del material, eventualmente dependientes de la temperatura.

σ_y → límite elástico del material.

I_1 → primer invariante del tensor de tensiones.

Criterio en tensiones críticas muy similar en forma a los presentados con anterioridad. A diferencia del criterio de Sternstein (1), no presenta ambigüedad en su definición, pues la tensión σ_2 se corresponde con la tensión principal mínima en el plano considerado.

Los ensayos mecánicos de caracterización que Sternstein (1969) ha realizado en este tipo de materiales se han llevado a cabo en probetas consistentes en una placa rectangular sometida a tracción con un orificio en su interior (fig. 3) :

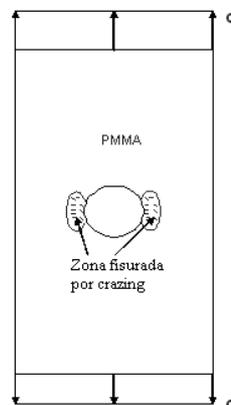


fig. 3 : probeta para un ensayo de iniciación sobre polímeros amorfos con comportamiento frágil.

La aplicación de la solución analítica (elástica) existente para este problema permite, una vez delimitado el contorno entre las zonas con y sin crazes, definir un estado de tensión/deformación crítico.

En la totalidad de los ensayos de caracterización realizados para determinar dichos criterios la temperatura de ensayo ha sido superior a T_β (temperatura de relajación, a partir de

la cual se producen movimientos locales de las cadenas libres, no interconectadas) ; sin embargo, ningún estudio acerca de su aplicabilidad por debajo de esta temperatura ha sido todavía publicado. En este proyecto, los ensayos mecánicos se llevarán a cabo a la temperatura ambiente ($T_{amb} \gg T_{\beta} = -100^{\circ}C$); la aplicabilidad de estos criterios será, por tanto, considerada en nuestro estudio de la iniciación del crazing en el policarbonato.

En los *polímeros amorfos dúctiles* (policarbonato), la iniciación se produce después de que haya tenido lugar una cierta deformación plástica, apareciendo el craze en el límite entre las zonas plástica y elástica. Más concretamente en el lugar en que las bandas de deslizamiento se cruzan (fig. 4).

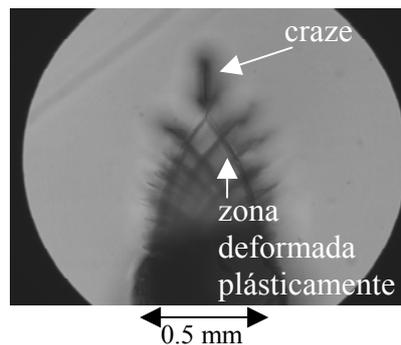


fig. 4 : Fotografía de un craze en el policarbonato (ensayo sobre una probeta tipo DENT).

Si la geometría presentada anteriormente para los polímeros amorfos con comportamiento frágil es utilizada en un ensayo sobre un polímero amorfo con comportamiento dúctil, el fallo de la probeta se producirá por plastificación generalizada de la sección y el fenómeno de crazing no tendrá lugar (fig. 5) :

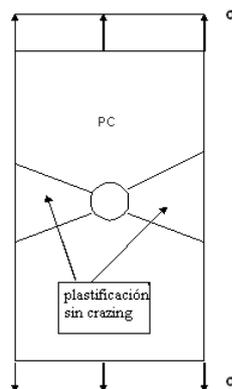


fig. 5 : plastificación generalizada sin aparición de crazes sobre una probeta con orificio.

Para evitar la deformación plástica generalizada, buscamos una configuración en la que se generen gradientes de tensiones más importantes. La geometría propuesta se corresponde con una probeta de tipo DENT (double edge notched tension) (fig. 6):

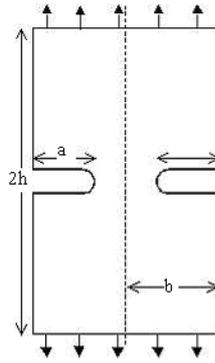


fig. 6 : probeta tipo DENT (double edge notched tension) (The stress analysis of cracks handbook).

Con la elección de esta probeta la región plástica queda confinada en la región que rodea la entalla y tiene lugar el fenómeno de crazing (fig. 3).

La teoría de las bandas de deslizamiento de Hill prevé un valor máximo de la tensión hidrostática en el lugar en que las bandas de deslizamiento se cruzan; valor que viene dado por la siguiente expresión analítica :

$$I_1 = 3\tau \left(1 + 2 \ln \left(1 + \frac{x}{\rho} \right) \right) \quad ; \quad (4)$$

$x \rightarrow$ distancia entre el lugar de iniciación y el extremo de la entalla.

$\rho \rightarrow$ radio de la entalla.

$\tau \rightarrow$ límite elástico a cizalladura ($\tau^2 = \sigma_y^2/3$).

$I_1 \rightarrow$ primer invariante del tensor de tensiones.

De entre los criterios propuestos a partir de ensayos realizados sobre los polímeros amorfos con comportamiento dúctil podemos citar :

Criterio de Ishikawa, Narisawa y Ogawa (Ish-1) :

Prevé la aparición de los crazes una vez la tensión hidrostática ha alcanzado un valor crítico. Como hemos visto anteriormente, la microcavitación precede la iniciación de los crazes y este fenómeno necesita de un estado de tensiones global de tracción con una importante componente triaxial. Este hecho ha llevado a los autores a considerar la tensión hidrostática como un parámetro adecuado para prever la aparición del proceso de iniciación del crazing, definiendo un valor crítico de I_1 (en este documento nos referiremos

indistintamente a la tensión hidrostática y al primer invariante del tensor de tensiones, siendo ambos proporcionales : $I_1/3 = \sigma_h$).

La zona plastificada en el fondo de la entalla presenta un comportamiento similar al predicho por Hill en su teoría de las bandas de deslizamiento : las líneas que se observan en la zona plastificada se adaptan bien a la forma logarítmica de las bandas de deslizamiento previstas en la teoría de Hill. La aplicación de esta teoría permite la obtención de una solución analítica al problema analizado a partir de la cual podemos definir un valor de la tensión crítica una vez conocida la distancia entre el fondo de la entalla y el lugar de iniciación del crazing (4).

La teoría de las bandas de deslizamiento se basa en la hipótesis de un comportamiento plástico perfecto del material. Se aplica con resultados satisfactorios en materiales que no presentan endurecimiento, reblandecimiento ni dependencia del límite elástico con respecto al primer invariante del tensor de tensiones [$\sigma_y(I_1)$] ; estas razones hacen que su aplicación a nuestro caso de estudio sea, por lo menos, cuestionable.

Trabajos realizados por M. Ishikawa y I. Narisawa (Ish-2) ponen en evidencia la importancia de la tensión hidrostática en la iniciación del crazing en el policarbonato. En esta publicación los autores muestran, tras la realización de ensayos de flexión sobre probetas entalladas en una cámara bajo presión, la existencia de una fuerte dependencia del comportamiento a ruptura del policarbonato con respecto a la tensión hidrostática. Si la iniciación del crazing tiene lugar cuando un valor crítico de la tensión hidrostática es alcanzado, la imposición de una presión externa suficientemente grande debe inhibir el proceso de iniciación, produciéndose el fallo del material por plastificación generalizada de la probeta sin aparición de crazes.

Los ensayos realizados muestran que para una presión externa débil, el fallo se produce por formación y posterior propagación de una fisura generada por crazing ; sin embargo, el momento aplicado y el desplazamiento a ruptura aumentan considerablemente con dicha presión. Llegados a un cierto valor crítico de la presión, el modo de ruptura cambia : ningún craze aparece y el fallo en el material se produce por deformación plástica generalizada.

2)ANALISIS PRELIMINAR :

Hemos señalado anteriormente que la geometría escogida para nuestra probeta se corresponde con una geometría de tipo DENT, lo que favorece la generación de un estado triaxial de tensiones de tracción que aumenta con la carga externa aplicada.

Una vez la geometría adecuada ha sido escogida, procedemos al dimensionado de la probeta; para ello haremos uso del programa comercial ABAQUS (basado en el método de los elementos finitos), habiendo modelizado varias probetas con diferentes dimensiones (fig. 7). La configuración escogida debe presentar la carga aplicada lo suficientemente lejos de la entalla para evitar los efectos de borde derivados del sistema de sujeción de la probeta a la máquina de tracción y poder entonces utilizar la solución analítica que resulta de la teoría “slip line fields” (bandas de deslizamiento).

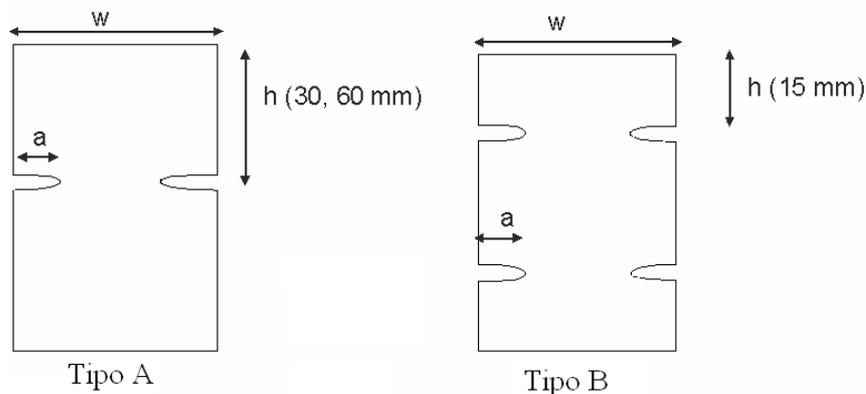


fig. 7 : geometrías y dimensiones estudiadas por M.E.F.

Dimensiones de las probetas estudiadas :

- Radios de entalla : 0.25 et 0.5 mm.
- Ancho : 10 mm (para favorecer un estado de deformaciones planas en la zona central de la probeta con el consiguiente aumento de la tensión hidrostática).
- $a/W = 1/4$.
- $a = 5$ mm.

La ventaja de la utilización de las probetas de tipo B con respecto a las probetas de tipo A está en poder llevar el ensayo hasta la ruptura ; lo que nos permite realizar un análisis del facies de ruptura en las entallas que han provocado el fallo de la probeta y obtener la distancia entre el fondo de la entalla y el craze (parámetro que, según la solución propuesta a partir de la aplicación de la teoría de Hill (4), controla el valor de la tensión hidrostática) en aquellas entallas que no han roto. El uso de probetas tipo A requiere el cese de la carga externa

aplicada una vez el craze se haya formado, lo que obliga a un control constante de la probeta a lo largo del ensayo.

El material utilizado en la simulación presenta un comportamiento elasto-plástico perfecto ; sus propiedades son las siguientes :

- $E = 1300 \text{ MPa}$ (módulo elástico o de Young).
- $\nu = 0.39$ (coeficiente de Poisson).
- $\sigma_y = 60 \text{ MPa}$ (límite elástico del material).

Esta ley no es característica del comportamiento del policarbonato (fig.1) y, por consiguiente, los resultados obtenidos con la misma nos permitirán realizar únicamente una estimación del estado de tensiones en el material. Su utilización, sin embargo, nos dará las bases para fijar las dimensiones de nuestras probetas a partir de una simulación mucho menos costosa en tiempo con respecto a una simulación con la verdadera ley de comportamiento (fuertemente no lineal debido a la presencia del reblandecimiento y el endurecimiento).

La presencia de dos planos de simetría en nuestra geometría nos permitirá disminuir la superficie de mallado y, por tanto, una resolución más rápida del problema.

Los elementos del mallado son de tipo triangular cuadrático (6 nodos/elemento).

Con el fin de obtener una representación adecuada del perfil de tensiones en la zona de estudio (región que rodea la entalla) (fig. 8), realizaremos un mallado con elementos de pequeño tamaño.

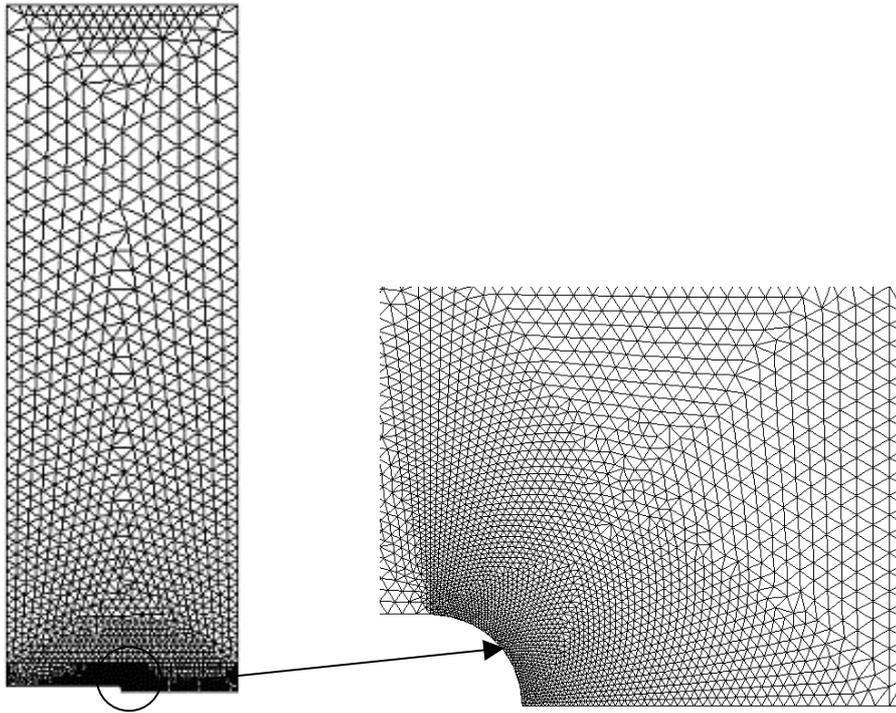


fig. 8 : mallado con elementos triangulares. Probeta tipo A con $h = 30$ mm y $\rho = 0.25$ mm.

Las condiciones de contorno impuestas se enumeran a continuación (fig. 9):

- Tracción en el extremo superior : desplazamiento siguiendo la dirección vertical impuesto y desplazamiento siguiendo la dirección horizontal impedido.
- Condiciones de simetría en el borde derecho y en el extremo inferior del modelo.
- Condición de borde libre en el resto de caras.

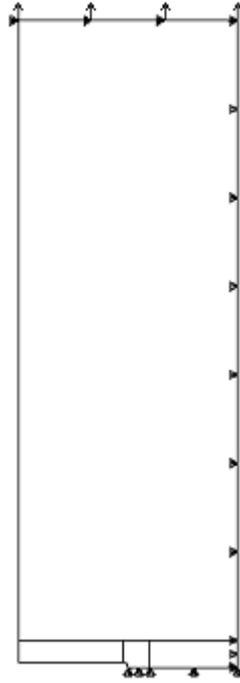


fig. 9 : condiciones de contorno impuestas a nuestra probeta.

2.1) Análisis del estado tensional por elementos finitos con una descripción simplificada del comportamiento :

A partir de los resultados obtenidos en las simulaciones, conviene escoger una variable que nos permita comparar dos estados de carga equivalentes en probetas de diferentes dimensiones.

Los pasos incrementales de la simulación vienen dados por la variable “step-time” :

$$step\ time = \frac{u_2}{u_{2f}} t_c \quad ;$$

$u_2 \rightarrow$ desplazamiento total en la dirección vertical (parámetro de ABAQUS)

$u_{2f} \rightarrow$ desplazamiento final impuesto siguiendo la dirección vertical.

$$u_{2f}^{h=60} = 2 u_{2f}^{h=30} = 4 u_{2f}^{h=15} .$$

$t_c \rightarrow$ tiempo total de carga (1 seg. en nuestras simulaciones).

Para poder comparar soluciones procedentes de simulaciones con probetas de diferentes dimensiones debemos obtener los “step-time” equivalentes.

Para ello, nos hemos servido en primer lugar de la variable deformación media impuesta :

$$\bar{\varepsilon}_{22} = \ln \frac{u_2 + h_0}{h_0} ;$$

$h_0 \rightarrow$ altura inicial.

$u_2 \rightarrow$ desplazamiento vertical impuesto.

$\bar{\varepsilon}_{22} \rightarrow$ deformación media impuesta.

La elección de esta variable responde a la facilidad de su obtención (directa) a partir del conocimiento del “step-time” correspondiente. Sin embargo, su utilización ha sido desechada debido a los resultados obtenidos : dos probetas presentando un mismo valor de esta variable no se encuentran sometidas a un mismo estado de carga externa aplicada y no son, por tanto, comparables.

La comparación de los resultados obtenidos en las diferentes simulaciones debe de realizarse atendiendo a estados de carga equivalentes (misma carga externa aplicada en el ensayo de tracción) ; la variable escogida para ello será la tensión media aplicada. La obtención de esta variable requiere de un postratamiento de los resultados de la simulación ; más concretamente de la fuerza aplicada en los nodos del extremo superior del modelo (nodos con desplazamiento vertical impuesto) :

$$\Sigma_{22} = \frac{\sum RF_2}{S} ;$$

$S \rightarrow$ área resistente sobre la cual la carga externa es aplicada ($S = W$).

$RF_2 \rightarrow$ fuerza aplicada sobre los nodos del mallado de la superficie superior del modelo siguiendo la dirección vertical (reaction force).

$\Sigma_{22} \rightarrow$ tensión media aplicada.

A partir de Σ_{22} podemos comparar las distintas configuraciones de ensayo propuestas.

Los resultados obtenidos muestran la existencia de una diferencia notable en el campo de tensiones global entre probetas de diferente geometría (tipo A o B) a causa de los efectos de borde (fig. 10) :

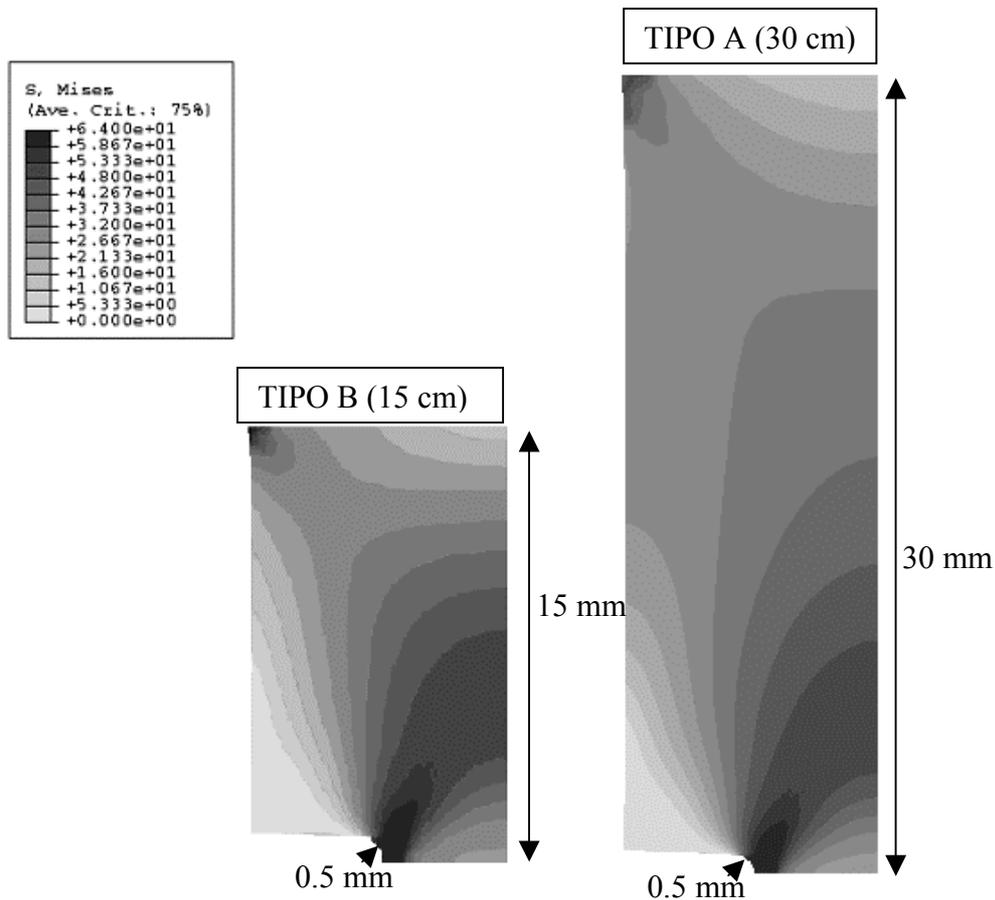


fig. 10 : representación del campo de tensiones de Von Mises para probetas con $\rho = 0.5$ mm y $h = 15$ y 30 mm respectivamente. Tensión media aplicada de 35 MPa.

Sin embargo, estas diferencias apreciables a nivel global no lo son a nivel local. Si nos centramos en la región que rodea la entalla no se observa ninguna diferencia notable entre las dos geometrías presentadas (fig. 11) :

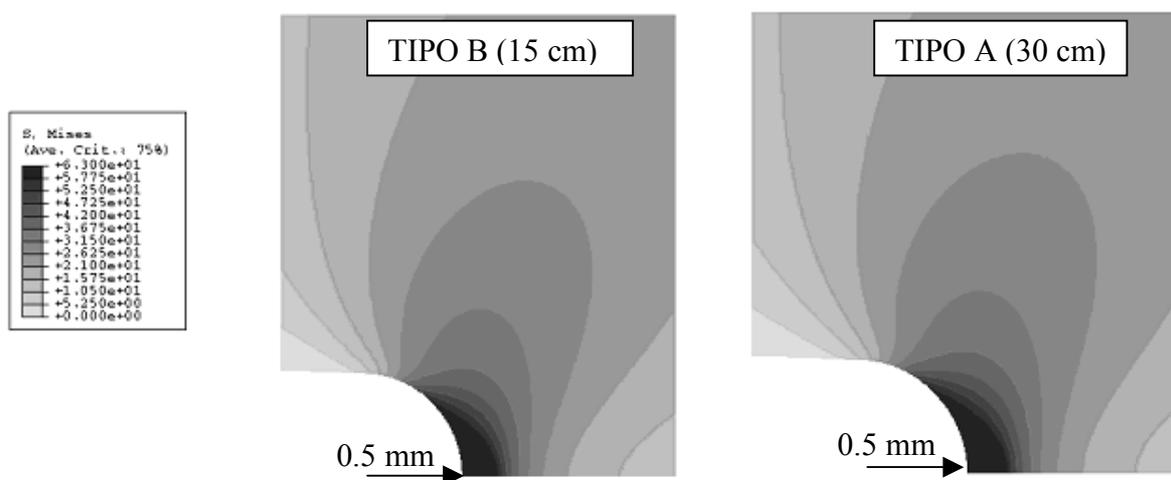


fig. 11 : representación del campo de tensiones equivalentes de Von Mises en la región que rodea la entalla. Probetas con $\rho = 0.5$ mm y $h = 15$ y 30 mm respectivamente. Tensión media aplicada de 35 MPa.

En conclusión, ninguna decisión puede ser tomada a partir de la visualización directa de los resultados de la simulación. La observación de la evolución de las tensiones en la región que rodea la entalla es necesaria para estimar la influencia de los efectos de borde en las diferentes geometrías propuestas.

2.1.2) Elección del criterio de iniciación :

Los criterios propuestos en las diferentes publicaciones consultadas para prever el proceso de iniciación del crazing han sido presentados anteriormente (Ishikawa et al., Oxborough et al., ...). En este apartado nos centraremos en la elección del criterio más adecuado a nuestro material y a nuestras condiciones de carga y geometría de entre las diferentes posibilidades a partir de los resultados obtenidos en las simulaciones.

Como hemos visto anteriormente, los campos de tensiones en las diferentes geometrías propuestas presentan un comportamiento similar en la región que rodea la entalla. La elección del criterio más adecuado se realizará, por tanto, a través de un análisis acerca del comportamiento de los diferentes parámetros propuestos en los criterios de iniciación sobre una geometría definida aleatoriamente (se ha escogido la correspondiente a una probeta tipo A con $h = 30 \text{ mm}$ y $\rho = 0.25 \text{ mm}$).

Antes de proceder a la presentación de los resultados obtenidos es necesario realizar ciertas indicaciones para una correcta comprensión de los mismos :

- Para evitar las confusiones de notación, hay que señalar que las direcciones representadas como 1 y 2 no se corresponden con las direcciones principales de tensión tridimensionales ($\sigma_1^{3D} \geq \sigma_2^{3D} \geq \sigma_3^{3D}$); sino que, dado que estamos tratando con un problema en deformaciones planas, se corresponden con las direcciones principales de tensión en el plano considerado ($\sigma_1 = \sigma_1^{3D}$; $\sigma_2 = \sigma_3^{3D}$). La dirección 3 se corresponde con la tensión en la dirección perpendicular al plano ($\sigma_3 = \sigma_2^{3D}$).
- En las gráficas que presentaremos a continuación estudiaremos la variación de los parámetros utilizados en los criterios de iniciación en diversos puntos a lo largo del plano de la entalla (plano en el que los crazes aparecen). Cada curva representa la evolución del parámetro estudiado sobre cada punto durante el proceso de carga de la probeta.

Siguiendo el orden de presentación de los criterios enunciados anteriormente, el primer parámetro objeto de estudio será $|\sigma_1 - \sigma_2|$ (fig. 12), parámetro que encontramos en los criterios de Sternstein y al. (1) y Argon y al. (3) :

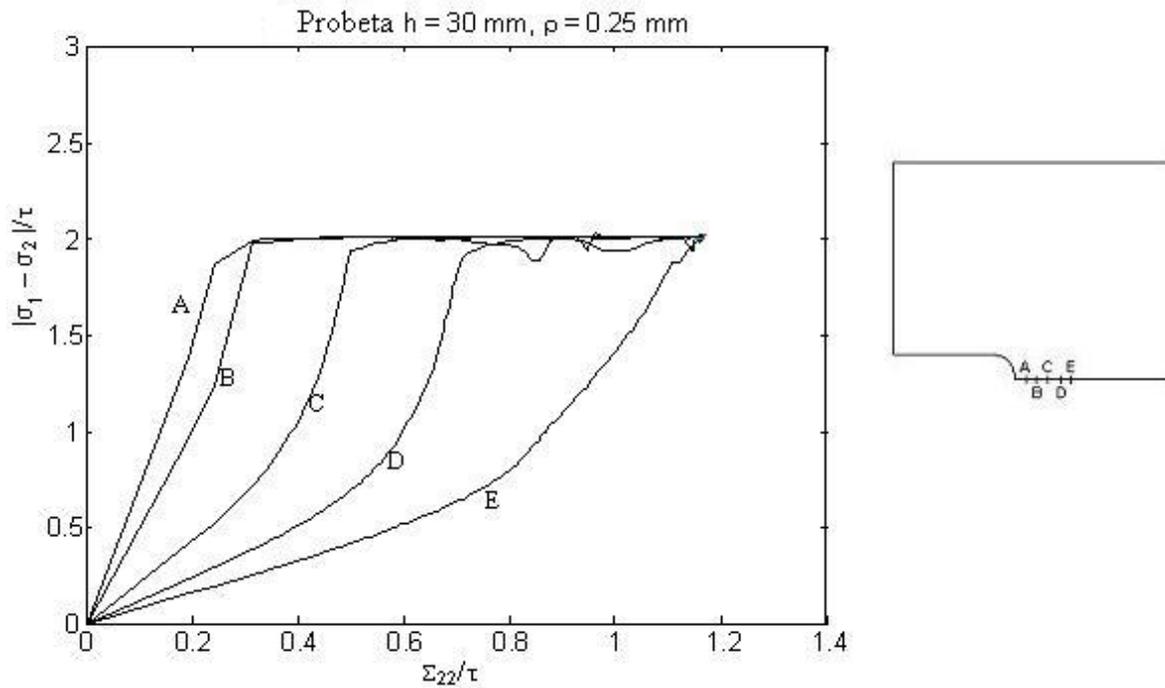


fig. 12 : evolución de $|\sigma_1 - \sigma_2|$ en diferentes puntos del plano de la entalla.

En esta figura podemos apreciar como $|\sigma_1 - \sigma_2|$ crece de manera continua a lo largo del proceso de sollicitación y, llegados a un cierto valor de la carga aplicada, alcanza un valor límite dado por 2τ . Este valor se corresponde con el límite elástico del material bajo condiciones de deformación plana, como lo muestra el círculo de Mohr de un material rígido-plástico perfecto sollicitado bajo condiciones de deformación plana ($\sigma_3 = \frac{1}{2} [\sigma_1 + \sigma_2]$) y que ha alcanzado el valor límite en su criterio de plastificación (fig. 13).

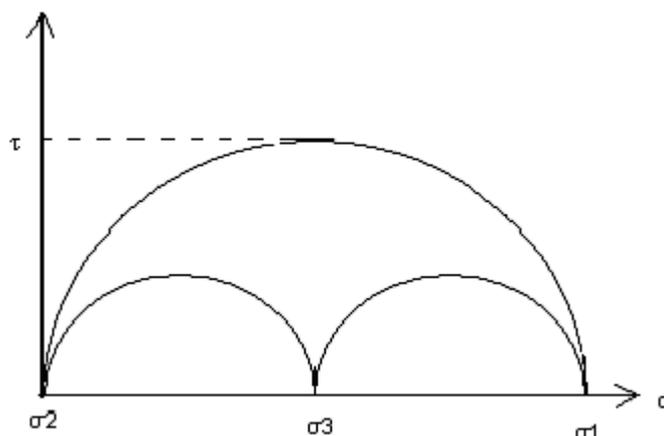


fig. 13 : representación del círculo de Mohr para un estado de deformaciones planas.

Una vez el valor de 2τ es alcanzado, $|\sigma_1 - \sigma_2|$ se estabiliza y cesa en su crecimiento ; esto es debido a la ley de comportamiento del material (elastoplástica perfecta) utilizada en el modelo, que mantiene constante el valor de la tensión equivalente de Von Mises una vez el material ha plastificado.

Podemos afirmar, por tanto, que $|\sigma_1 - \sigma_2|$ se mantiene constante una vez el material ha plastificado. Las publicaciones consultadas acerca del fenómeno de crazing en el policarbonato sitúan como lugar de iniciación de los crazes precisamente la interfaz elastoplástica del material, lo que implica $|\sigma_1 - \sigma_2| = \text{cte.}$ en nuestra zona de interés.

En conclusión, este parámetro no varía a lo largo del proceso de carga y no será, por tanto, un parámetro adecuado para definir nuestro criterio de iniciación del fenómeno de crazing.

Este parámetro aparece en los criterios de Argon y al. (3) y de Sternstein y al. (1). La imposición de un valor constante de $|\sigma_1 - \sigma_2|$ en ambos nos lleva a la obtención de un criterio equivalente en forma al propuesto por Ishikawa y al. (4) : el crazing aparece cuando la tensión hidrostática alcanza un valor crítico que es función del material y de la temperatura.

$$(1) : \sigma_e = |\sigma_1 - \sigma_2| \geq A^0 + \frac{B^0}{I_1} \rightarrow \text{cte} \geq A^0 + \frac{B^0}{I_1} \rightarrow I_1 \geq \frac{B^0}{\text{cte} - A^0} = I_1^{cr}$$

$$(2) : \sigma_e = |\sigma_1 - \sigma_2| \geq \frac{A}{C + I_1 / 2\sigma_y Q} \rightarrow \text{cte} \geq \frac{A}{C + I_1 / 2\sigma_y Q} \rightarrow I_1 \geq \frac{K}{\text{cte} - C} = I_1^{cr}$$

El segundo parámetro objeto de estudio es $|\sigma_1 - \sigma_3|$ (fig.14), parámetro que puede ser utilizado en el criterio de Sternstein (1) ; recordemos que Sternstein no define explícitamente σ_2 en su criterio del proceso de iniciación.

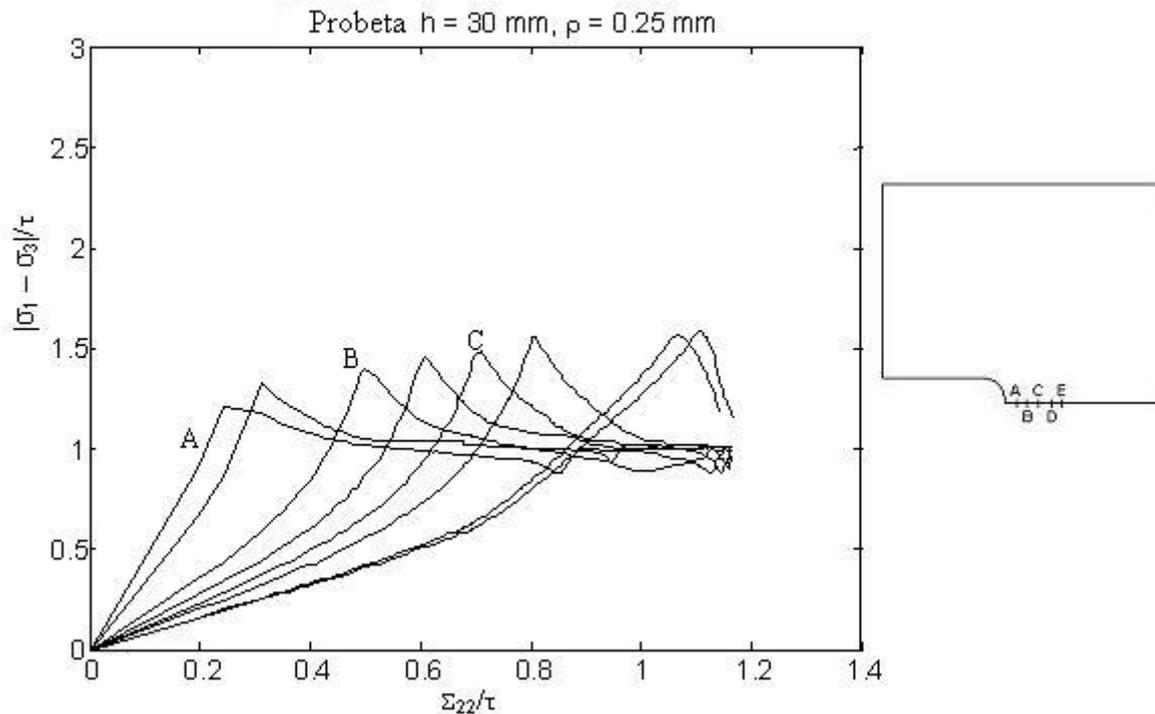


fig. 14 : evolución de $|\sigma_1 - \sigma_3|$ en diferentes puntos del plano de la entalla.

En esta figura observamos un comportamiento diferente al presentado anteriormente. En efecto, tiene lugar un aumento del parámetro estudiado con la carga aplicada como ocurría en el caso precedente ; sin embargo, llegados a un cierto valor la curva alcanza un máximo y este crecimiento tiene fin, comenzando entonces una disminución del parámetro objeto de estudio. Esta disminución tendrá fin una vez $|\sigma_1 - \sigma_3|$ alcance un valor constante dado por $|\sigma_1 - \sigma_3| = \tau$, valor que concuerda con las tensiones previstas por los círculos de Mohr (fig. 13) para un material rígido-plástico perfecto que ha plastificado bajo condiciones de deformación plana.

La diferencia con respecto a la figura anterior se encuentra, por tanto, en la presencia de este máximo. Este valor cúspide de la tensión es alcanzada una vez el material ha plastificado ; concretamente, podemos situarlo en la interfaz elasto-plástica (volveremos más tarde sobre este aspecto) ; siendo por tanto dicho máximo el valor objeto de nuestro estudio, dado que el fenómeno de crazing se inicia precisamente en esta zona. Para determinar la pertinencia de la aplicación del criterio de Oxborough a nuestro caso de estudio nos interesaremos a la evolución de dicho máximo a lo largo del proceso de carga.

No olvidemos que, en la definición de un criterio, perseguimos la obtención de un parámetro que varíe considerablemente con la carga aplicada. En esta figura (fig. 14) podemos apreciar como la diferencia entre los máximos de las distintas curvas representadas permanece pequeña. Además, esta variación puede ser atribuida al aumento del primer invariante del tensor de tensiones a medida que los puntos más alejados del borde de la entalla plastifican ($I_1 = f(x/\rho)$ según la teoría de Hill ; $\sigma_i = I_1/3 + \sigma_d$, $\sigma_d =$ desviador del tensor de tensiones).

En conclusión, el uso de este parámetro no será pertinente en la definición de nuestro criterio.

El siguiente parámetro objeto de estudio es $|\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)|$, propuesto en el criterio de Oxborough (2) (fig. 15):

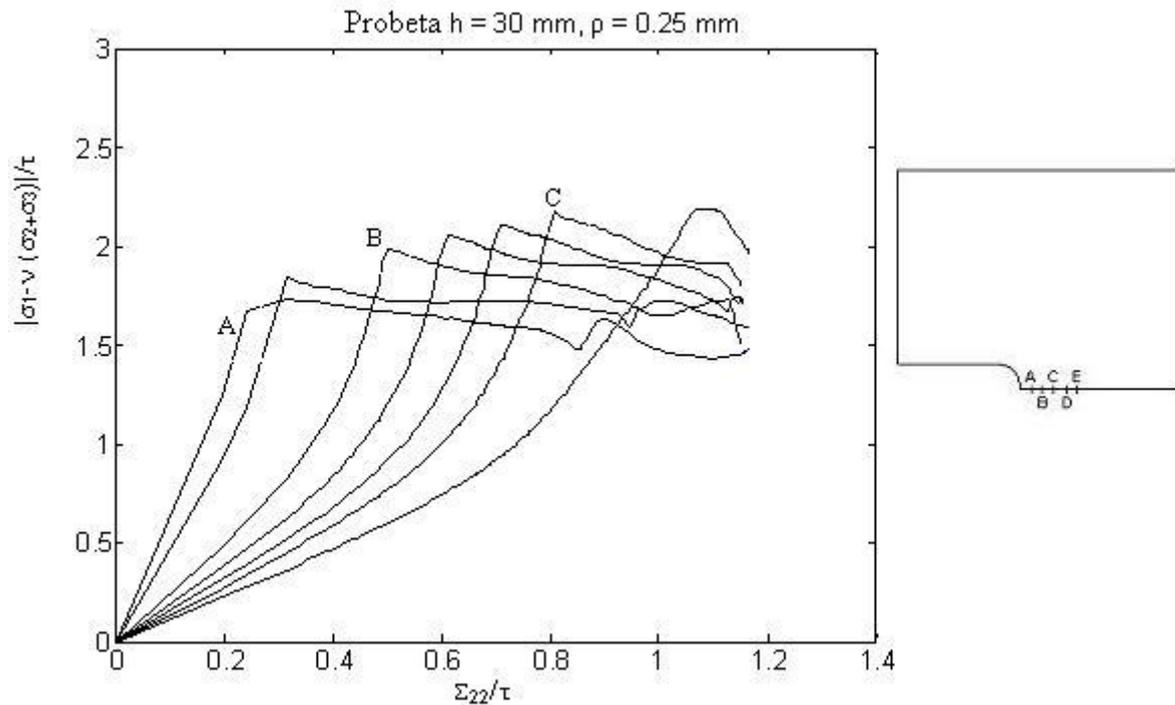


fig. 15 : evolución de $|\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)|$ sobre diferentes puntos del plano de la entalla.

La utilización del coeficiente de Poisson correspondiente al comportamiento elástico en nuestro problema, en el cual una plastificación del material en la zona de estudio tiene lugar, no parece intuitivamente correcta. Sin embargo, su uso es correcto : la zona de aparición del crazing es la interfaz elasto-plástica y en esta región el valor del coeficiente de Poisson es el correspondiente al estado elástico dado el valor nulo de la deformación plástica sufrida por el material ($\nu = f(\nu_{el}, \epsilon_p) ; \epsilon_p = 0 \rightarrow \nu = \nu_{el}$).

$|\sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3)|$ presenta un comportamiento similar al observado en el estudio de $|\sigma_1 - \sigma_3|$, particularmente en lo que se refiere a la presencia de un máximo en las curvas presentadas. En efecto, observamos al igual que en caso precedente un crecimiento continuo del valor del parámetro estudiado, el cual encuentra fin en un máximo de la curva; tras el cual, el parámetro disminuye de valor. Este máximo se sitúa en la interfaz elasto-plástica, región en la que el fenómeno de crazing es observado ; la evolución del valor de dichos máximos a lo

largo del proceso de carga será, entonces, el aspecto a tener en cuenta en nuestro estudio acerca de la evolución de $|\sigma_1 - \sigma_3|$.

Como en el caso precedente, la variación entre los máximos permanece reducida y puede ser también atribuida a la variación de I_1 : a medida que la zona plástica aumenta en sus dimensiones, el valor de I_1 en la interfaz elasto-plástica crece y, con ella, el valor de todas las tensiones principales. $|\sigma_1 - \sigma_3|$ no será, por tanto, un parámetro adecuado en la definición de nuestro criterio de iniciación.

Finalmente, el último parámetro propuesto en las publicaciones consultadas es la tensión hidrostática ($\sigma_h = I_1/3$) (fig. 16), parámetro propuesto fundamentalmente en el criterio de Ishikawa (4) como único responsable del proceso de iniciación pero que también aparece en los demás criterios presentados (1, 2 y 3)

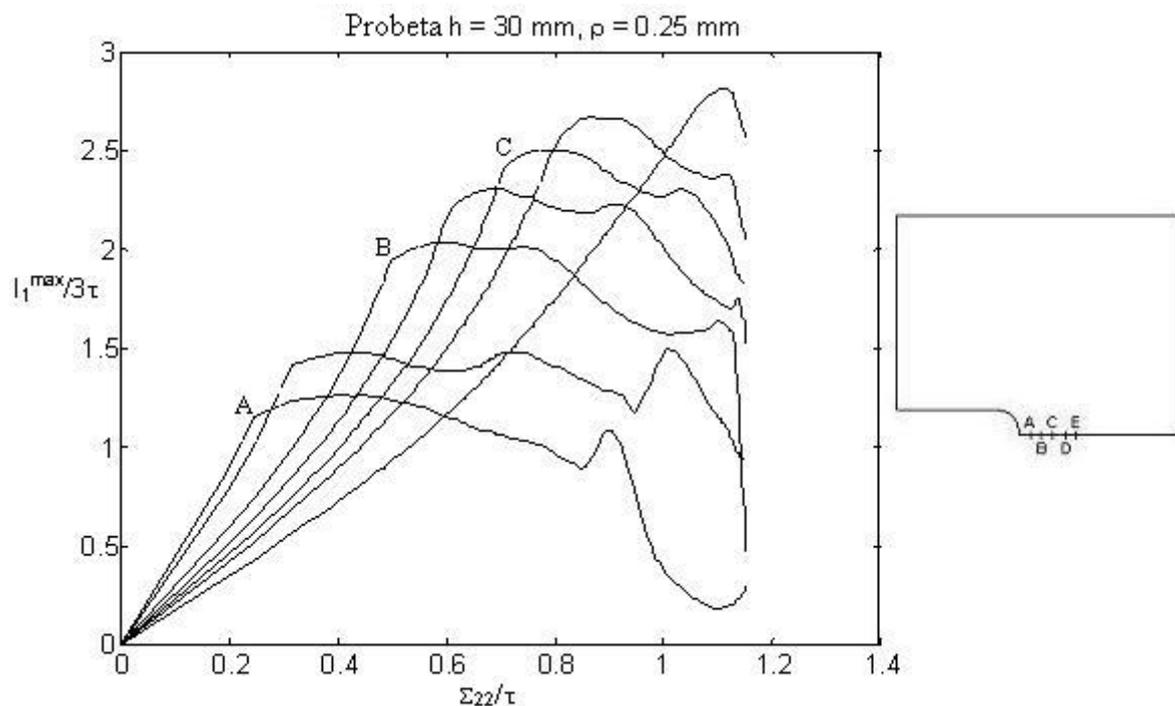


fig. 16 : evolución de $\sigma_h = I_1/3$ sobre diferentes puntos del plano de la entalla.

En esta figura apreciamos como I_1 así como los máximos de los distintos puntos del plano de la entalla considerados varían considerablemente a lo largo del ensayo. Será, por tanto, una variable adecuada para definir nuestro criterio de iniciación.

Tras haber estudiado la evolución de los diferentes parámetros propuestos en los criterios de iniciación podemos concluir que el criterio más apropiado para estudiar el fenómeno de iniciación es el criterio propuesto por Ishikawa y al., el cual prevé la aparición del fenómeno de crazing una vez la tensión hidrostática ha alcanzado un valor crítico ($\sigma_h^{cr} = I_1^{cr}/3$).

2.1.3) Evolución del criterio en función de las dimensiones de la probeta :

Una vez escogido el parámetro adecuado para definir nuestro criterio, procederemos a estudiar su evolución en las diferentes geometrías propuestas afin de determinar las dimensiones más adecuadas para la realización de nuestros ensayos.

Las dos dimensiones que diferencian las geometrías propuestas son la distancia entre el plano de la entalla y el extremo superior de la probeta (h) y el radio de la entalla (ρ).

Efecto de la variación de h (fig.17) :

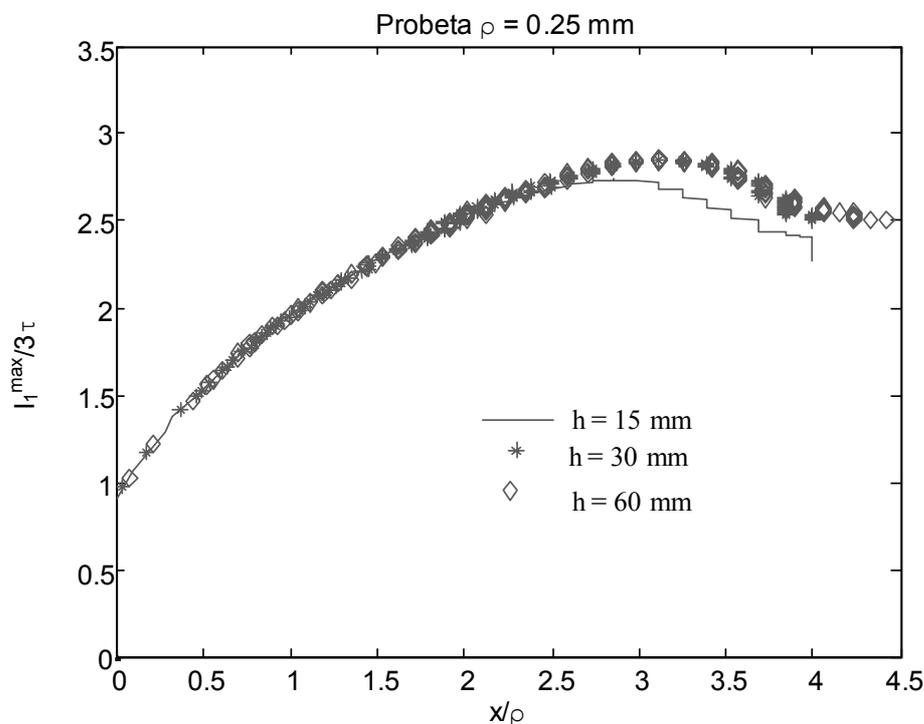


fig. 17 : evolución de I_1^{\max} en el plano de la entalla.

En esta figura podemos apreciar la evolución de I_1^{\max} en el plano de la entalla para las diferentes geometrías estudiadas ; se trata, por tanto, de las curvas que engloban todos los máximos de las curvas presentadas en la gráfica anterior (fig. 16).

Las curvas con $h = 30$ mm y $h = 60$ mm no muestran ninguna diferencia apreciable en su comportamiento a lo largo del proceso de carga. Podemos concluir entonces que los efectos de borde inducidos por las diferentes alturas consideradas son despreciables para la probeta con $h = 30$ mm, siendo posible su utilización en los ensayos experimentales de iniciación.

La probeta con $h = 15$ mm, sin embargo, muestra una desviación en su comportamiento con respecto a las dos geometrías anteriores para un valor de $x/\rho \approx 2.5$. Dado que es el valor de h el único parámetro que varía entre las tres probetas estudiadas, podemos concluir que esta desviación en el comportamiento puede atribuirse a los efectos de borde inducidos por las dimensiones de nuestra probeta. La utilización de probetas con geometría tipo B será entonces posible a condición de que el valor de $x/\rho \approx 2.5$ no sea superado. Los ensayos experimentales realizados muestran que el crazing aparece para relaciones efectivas de x/ρ inferiores a esta cota superior, por lo que el uso de este tipo de probetas es también posible.

Efecto de la variación del radio de la entalla (ρ) (fig.18):

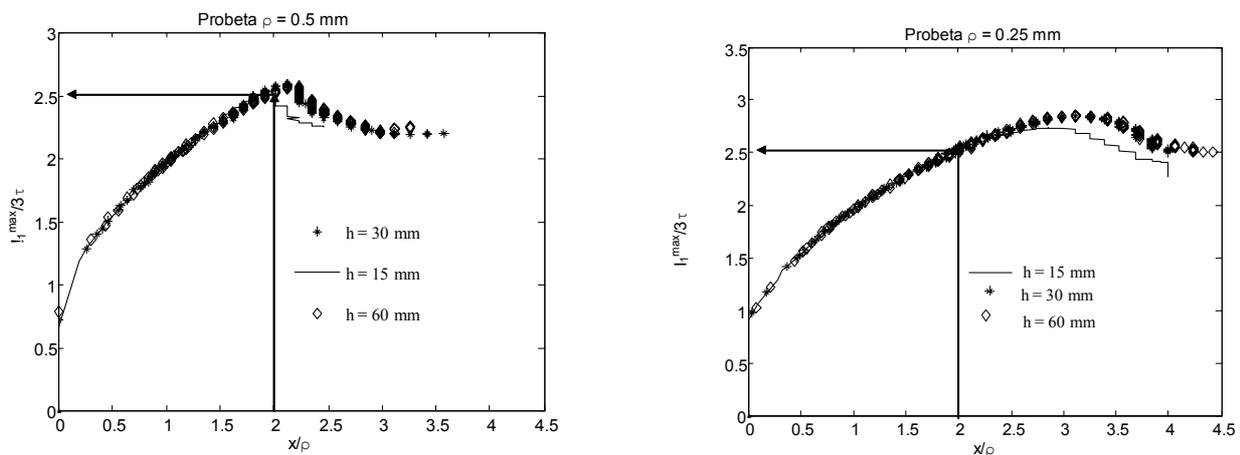


fig. 18 : evolución de I_1^{\max} en el plano de la entalla.

La consecuencia del aumento del radio de la entalla ($\rho = 5$ mm) se traduce en una desviación del comportamiento de las probetas de tipo B ($h = 15$ mm) para una relación x/ρ inferior ($x/\rho \approx 2$). Este fenómeno puede explicarse acudiendo a que un radio de entalla más elevado conlleva a un aumento de la relación adimensional D/ρ ($D = h, W/2$), la cual controla la aparición de los efectos de borde en nuestra probeta.

En conclusión, la utilización de probetas con geometría de tipo B ($h = 15$ mm) es posible. Sin embargo, la utilización de los resultados obtenidos estará sometida a la verificación de que la relación x/ρ sea inferior a un cierto valor que será igual a 2 para un radio de entalla de $\rho = 0.5$ mm y de 2.5 para un radio de entalla de $\rho = 0.25$ mm, valor dado por la desviación del comportamiento de la probeta tipo B con respecto a las probetas tipo A.

Las ventajas derivadas de la utilización de las probetas tipo B enunciadas anteriormente y los resultados obtenidos en la simulación por elementos finitos nos llevan a elegir este tipo de probetas en la realización de nuestros ensayos experimentales.

2.2) Presentación de la solución analítica de Hill.

En el apartado anterior hemos señalado a la tensión hidrostática como la variable más adecuada para prever el proceso de iniciación en nuestro material. Ishikawa y al., en cuyas publicaciones se propone la utilización de este criterio, calcula la tensión crítica necesaria para que el proceso de iniciación tenga lugar a partir de la solución analítica existente para este problema proveniente de la teoría de las bandas de deslizamiento de Hill. Resulta, por tanto, de especial interés realizar un análisis de la solución que resulta de la aplicación de esta teoría, lo que nos permitirá confrontar posteriormente sus resultados con aquellos obtenidos en la simulación numérica.

La aplicación de la teoría de las bandas de deslizamiento de Hill está sometida a la verificación de las siguientes condiciones :

- Ley de comportamiento correspondiente a un material rígido-plástico perfecto (fig. 19).

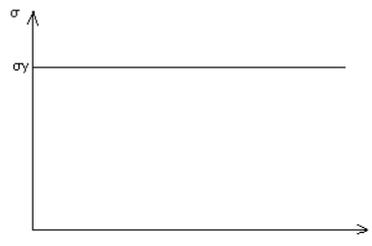


fig. 19 : ley de comportamiento de un material rígido-plástico perfecto.

Esta ley, en extremo simplista, no tiene en cuenta varios fenómenos observables en la verdadera ley de comportamiento del material y que procedemos a enumerar a continuación :

- a) Se considera una rigidez infinita del material : el material no se deforma antes de la plastificación. En nuestro caso de estudio el módulo elástico está lejos de poder ser considerado como infinitamente rígido ; los polímeros sufren una deformación elástica previa a la plastificación que puede ser superior al 1% (valor muy superior al 0.02% que muestra el acero).
- b) El comportamiento rígido-plástico perfecto no incluye el reblandecimiento tras plastificación.
- c) El endurecimiento posterior tampoco es tenido en cuenta.

- d) El valor del límite elástico del material es independiente de la velocidad de deformación impuesta. Nuestro material, por el contrario, presenta un comportamiento visco-elasto-plástico y aspectos tales como la velocidad de carga tienen una influencia que no puede ser despreciada en la respuesta mecánica del mismo.
- e) El límite elástico del material es también independiente del valor de la tensión hidrostática. En el caso de policarbonato este aspecto es menos importante, pues si bien es verdad que existe una dependencia del límite elástico con el valor de la tensión hidrostática, también es cierto que esta dependencia es débil :

$$\sigma_e = \sigma_e(\sigma_h = 0) + k \cdot \sigma_h \quad ; \quad k = -0.008.$$

Como podemos observar, el policarbonato presenta una ley de comportamiento muy alejada del modelo ideal rígido-plástico perfecto supuesto en esta teoría ; no hay que olvidar sin embargo que a pesar de estas diferencias notables, la región del material que ha plastificado se adapta bastante bien a la forma de la zona plástica predicha por esta teoría.

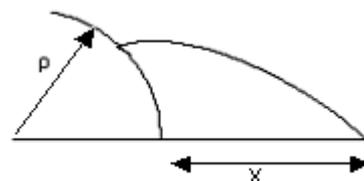
La aplicación directa de la solución analítica está sometida a la aceptación de ciertas condiciones que pueden inducir diferencias notables con respecto a la situación real.

- Estado de deformaciones planas. Es exactamente el estado de tensiones que perseguimos obtener en nuestra probeta.
- Suposición de pequeños desplazamientos. Resolución del problema a partir de la configuración inicial (no deformada). Las consecuencias de esta suposición serán estudiadas con posterioridad.
- Suposición de pequeñas deformaciones. Los términos de segundo orden no son tenidos en cuenta en la obtención de las deformaciones a partir de los desplazamientos. Esto es cuanto menos cuestionable en nuestro caso de estudio, donde tiene lugar una deformación plástica importante.

La utilización de la teoría de las bandas de deslizamiento nos permite calcular el estado tensional en un punto de la región plastificada :

$$\sigma_1 = 2\tau \left(1 + \ln \left(1 + \frac{x}{\rho} \right) \right) \quad ;$$

$$\sigma_2 = \sigma_1 - 2\tau \quad ;$$



Nos encontramos en un estado de deformaciones planas y con $\varepsilon = \varepsilon_p$ ($\nu = 1/2$). La tensión en la dirección perpendicular al plano considerado vendrá dada por :

$$\sigma_3 = \nu (\sigma_1 + \sigma_2) = 1/2 (\sigma_1 + \sigma_2) \quad ;$$

El círculo de Mohr correspondiente a este estado de tensiones es el siguiente (fig. 20) :

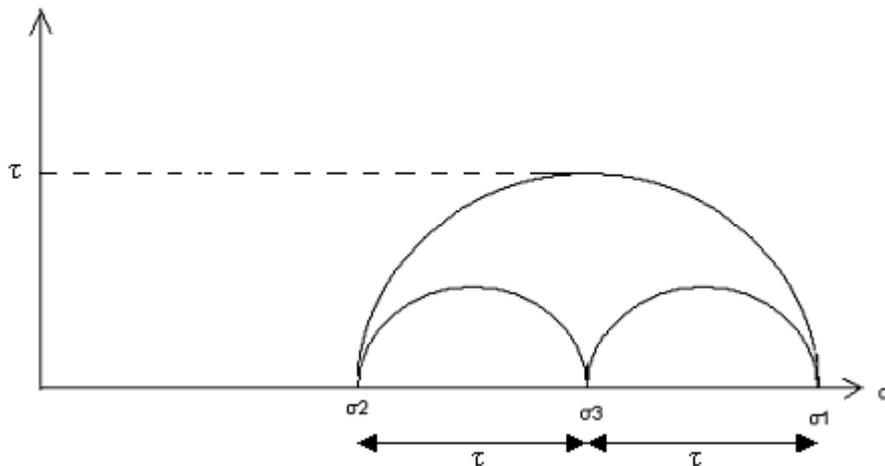


fig. 20 : círculo de Mohr correspondiente a la región plastificada en un material rígido-plástico perfecto.

Obtenemos entonces las relaciones siguientes, válidas para todo punto plastificado a lo largo del plano de la entalla.

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \tau \quad ;$$

$$\sigma_2 = \sigma_3 - \tau \quad ;$$

$$3 \cdot \sigma_h = I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 3 \cdot \sigma_3 \quad ;$$

La única diferencia entre los estados tensionales de dos puntos pertenecientes al plano de la entalla reside en el valor del tensor hidrostático de tensiones (σ_h), el cual aumenta a medida que nos alejamos del borde de la entalla.

Por otra parte, hay que indicar que una vez el material ha plastificado, las tensiones en el punto considerado permanecen constantes. Esto es debido a que la solución analítica es función de la geometría de nuestro problema ($\sigma_i = f(x/\rho)$) y, como indicamos anteriormente, esta no varía (fig. 21) ($x = \text{cte.} \rightarrow \sigma_i = f(\text{cte.}) = \text{cte.}$).

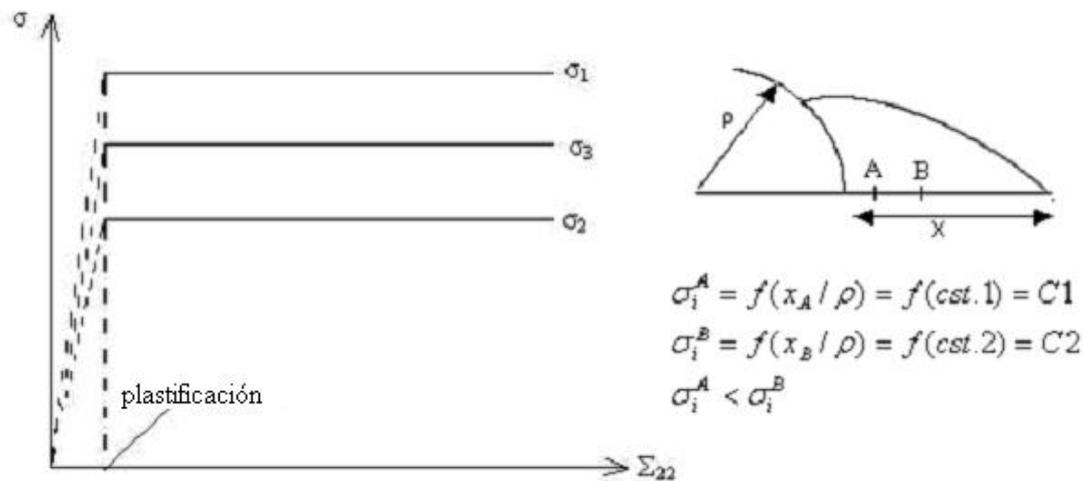


fig. 21 : evolución de las tensiones en un punto del material tras plastificación según la teoría de Hill.

2.3) Discusión sobre la aplicabilidad de la solución analítica para calcular las tensiones críticas que provocan la iniciación :

Disponemos de dos soluciones (numérica y analítica) para un mismo problema : la obtención del campo de tensiones en la región que rodea el fondo de la entalla. La solución analítica proviene de la aplicación de la teoría de Hill y la numérica de los resultados obtenidos en la simulación mediante la técnica de los elementos finitos.

La discusión acerca de las diferencias observables entre las dos soluciones nos permitirá estimar el error cometido al calcular el valor de la tensión hidrostática crítica que provoca la aparición de los crazes a partir de la solución analítica.

Si representamos la evolución de la tensión hidrostática con respecto a la variable x/ρ observamos una diferencia notable entre las dos soluciones, encontrándose la solución analítica por debajo de la numérica ; esto implica que la utilización de la solución de Hill conlleva a una sobreestimación de la tensión crítica. La diferencia entre las dos soluciones para valores de x/ρ obtenidos en ensayos experimentales de iniciación alcanza un valor del 25% (fig. 22).

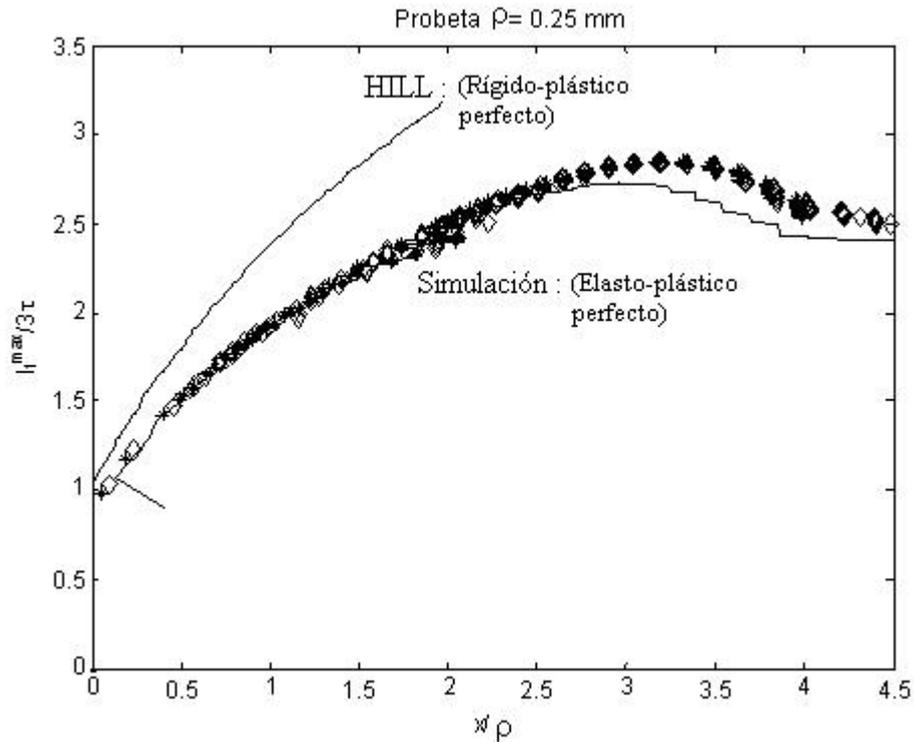


fig. 22 : representación de I_1^{\max} en función de x/ρ para las soluciones analítica y numérica

La explicación a esta diferencia se encuentra en las hipótesis realizadas en la teoría de Hill enunciadas anteriormente.

Con respecto a la ley de comportamiento, hay que indicar que en los dos casos analizados hacemos uso de leyes diferentes : elasto-plástica perfecta en el análisis numérico y rígido-plástica perfecta en la teoría de Hill ; esto induce forzosamente diferencias entre las dos soluciones. Un análisis de las curvas obtenidas en la simulación numérica y su comparación con las predicciones de la teoría de Hill nos lleva a señalar dos diferencias entre ambas predicciones :

La *primera* de estas diferencias ya fue observada en la representación de $|\sigma_1 - \sigma_3|$ (fig. 14) ; donde, como indicamos anteriormente, podemos apreciar la existencia de un máximo en la curva una vez el material ha plastificado. Este máximo no aparece en la solución dada por Hill, que prevé un valor constante ($|\sigma_1 - \sigma_3| = \tau$) de dicha tensión ; valor constante al que tiende la solución numérica una vez superado dicho máximo (fig. 23) :

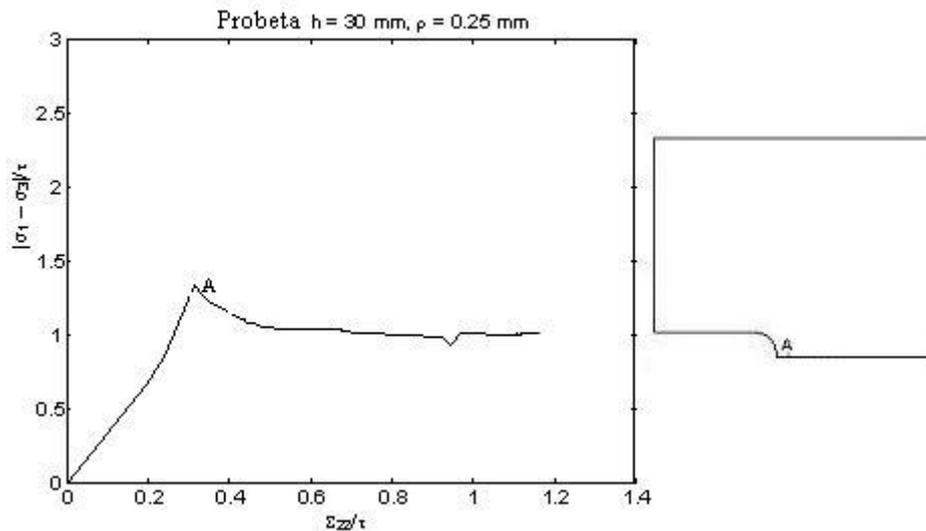


fig. 23 : variación de $|\sigma_1 - \sigma_3|$ para un punto del plano de la entalla durante el proceso de carga.

La explicación a este comportamiento se encuentra en el valor del coeficiente de Poisson utilizado en ambos casos :

- En la teoría de Hill utilizamos $\nu = 1/2$, valor correspondiente al coeficiente de Poisson de la deformación plástica ($\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p$, pero debido a su comportamiento rígido perfecto $\varepsilon_e = 0$ y $\nu = \nu_p = 1/2$). Para un estado de deformaciones planas :

$$\left. \begin{aligned} \sigma_3 &= \nu(\sigma_1 + \sigma_2) = 1/2(\sigma_1 + \sigma_2) \quad ; \\ \sigma_1 - \sigma_2 &= 2 \cdot \tau \quad ; \end{aligned} \right\} \rightarrow \sigma_1 - \sigma_3 = \tau \quad ;$$

- En la simulación numérica ε_e es distinto de cero, luego :

$$\nu = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x} = -\frac{\varepsilon_{ye} + \varepsilon_{yp}}{\varepsilon_{xe} + \varepsilon_{xp}} = -\frac{\nu_e \cdot \varepsilon_{xe} + \nu_p \cdot \varepsilon_{xp}}{\varepsilon_{xe} + \varepsilon_{xp}} \quad ;$$

$$-\frac{\varepsilon_{ye}}{\varepsilon_{xe}} = \nu_e = 0.39 \quad ;$$

$$-\frac{\varepsilon_{yp}}{\varepsilon_{xp}} = \nu_p = 1/2 \quad ;$$

$\nu_i \rightarrow$ coeficiente de Poisson asociado a la deformación plástica/elástica.

$\varepsilon_{ji} \rightarrow$ deformación plástica/elástica según la dirección j.

En la situación previa a la plastificación tenemos $\varepsilon_p = 0$ y $\nu = \nu_e = 0.39$, pero una vez el material ha plastificado, ε_p aumenta progresivamente y se convierte en el término dominante en ν .

Esto explica el comportamiento de la curva $|\sigma_1 - \sigma_3|$:

- a) Cuando el material se encuentra en estado elástico y en la interfaz elasto-plástica $\varepsilon_p = 0$ y, por tanto,

$$\sigma_3 = \nu(\sigma_1 + \sigma_2) = \nu_e(\sigma_1 + \sigma_2) ;$$

- b) Tras plastificación, ε_p aumenta y ν con ella hasta alcanzar el valor límite de $\frac{1}{2}$ aplicado en la solución de Hill.

$$\sigma_3 = \nu(\sigma_1 + \sigma_2) \approx \nu_p(\sigma_1 + \sigma_2) ;$$

Por tanto, en la interfaz elasto-plástica σ_3 no ha alcanzado aún su valor máximo a causa del valor del coeficiente de Poisson, más reducido en la simulación. La tensión σ_3 aumenta entonces tras plastificación del material y sólo una vez que el material haya sufrido una deformación plástica suficiente el crecimiento de ν y de σ_3 tendrá fin. (fig. 24).

Podemos verificar esta suposición trazando la curva que nos dará el valor de σ_3 en función de σ_1 en la interfaz elasto-plástica, zona donde la relación $\sigma_1 - \sigma_2 = 2\tau$ es aplicable :

$$\sigma_3 = \nu_e(\sigma_1 + \sigma_2) = 0.39(2\sigma_1 - 2\tau) ;$$

Si la suposición indicada es correcta, las curvas $\sigma_3 = 0.39(2\sigma_1 - 2\tau)$ y $\sigma_3^{\text{numérica}}$ deben coincidir una vez el material haya plastificado ($\sigma^{\text{VM}} = \text{cte.}$) ; en efecto, como podemos observar en la siguiente gráfica ambas curvas presentan un mismo valor una vez el límite elástico del material es alcanzado (fig. 24) para el punto considerado :

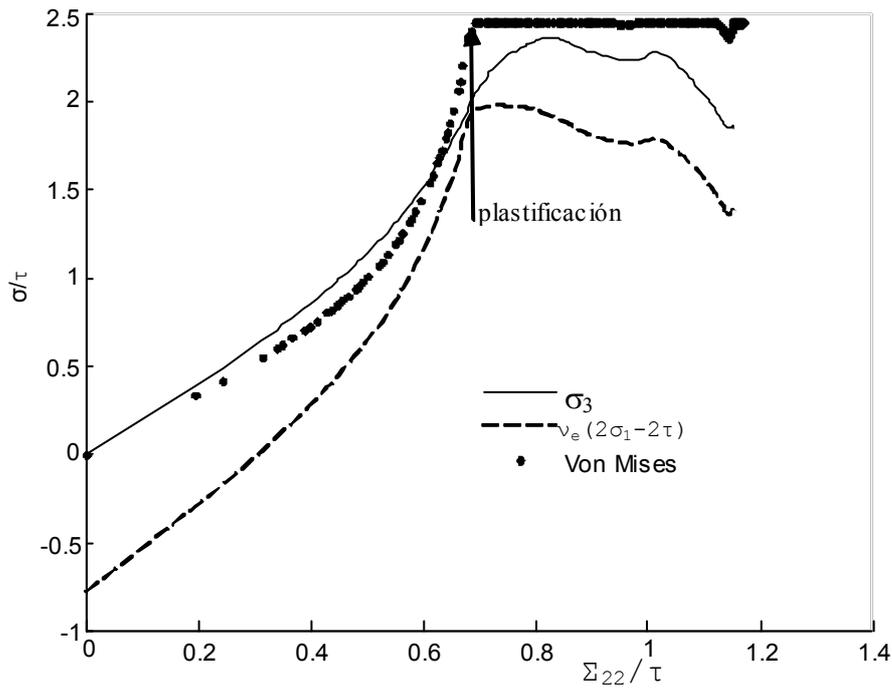


fig. 24 : evolución de la tensión σ_3 , la tensión equivalente de Von Mises y la curva $\sigma_3 = 0.39(2\sigma_1 - 2\tau)$. Observamos como cuando el material plastifica (valor constante de σ_{VM}), las dos curvas presentan el mismo valor de σ_3 .

La consecuencia de este hecho es que la tensión hidrostática, debido al crecimiento de σ_3 , no presenta ya su máximo valor en la interfaz, sino en una zona ya plastificada y cercana a la misma. En efecto, $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ y el crecimiento de σ_3 tras plastificación induce a su vez un crecimiento de I_1 (fig. 25).

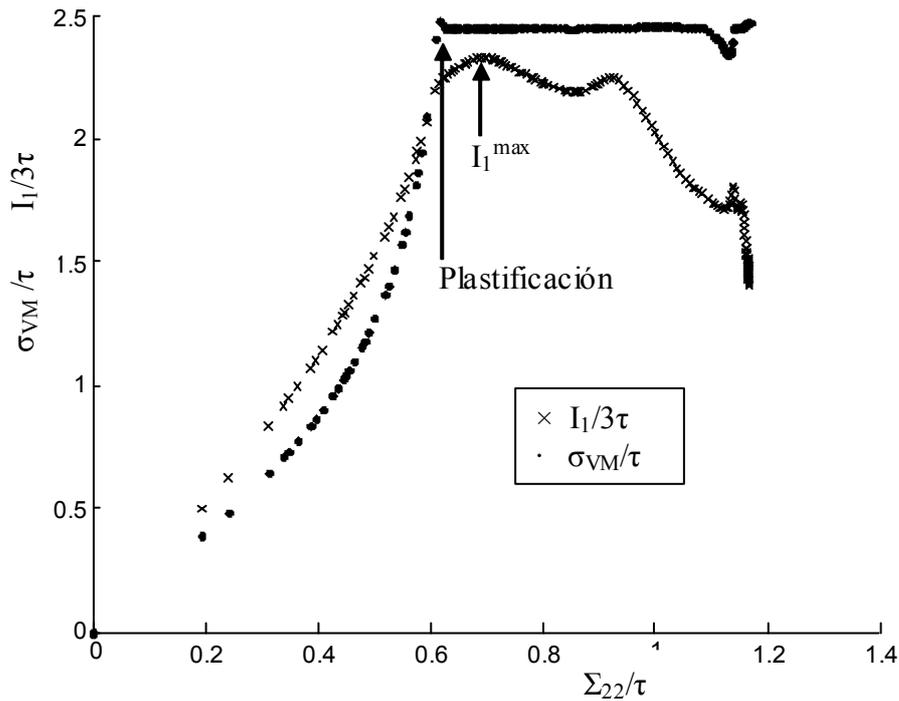


fig. 25 : evolución de la tensión hidrostática y de la tensión de Von Mises en función de la carga aplicada. Podemos apreciar como tras la plastificación del material (valor constante de σ_{VM}) el primer invariante del tensor de tensiones sigue aumentando hasta alcanzar un valor máximo.

Este aspecto es importante, puesto que en las diferentes publicaciones consultadas el lugar de la iniciación del crazing ha sido situado en la interfaz elasto-plástica siguiendo la predicción de la teoría de Hill, que prevé para esta posición un valor máximo de la tensión hidrostática. En esta curva observamos una situación diferente : o bien la iniciación no se produce en la interfaz elasto-plástica o bien no se produce para un valor máximo de I_1 , situación en la cual un criterio en σ_1^{cf} podría ser planteado.

Varios razonamientos hacen de σ_1 una variable pertinente para su utilización como criterio de iniciación : alcanza su valor máximo en la interfaz (fig. 26), si observamos su evolución podemos observar como este valor máximo crece con x/ρ gracias al aumento de I_1 y, por último, los crazes aparecen en la dirección perpendicular a σ_1 .

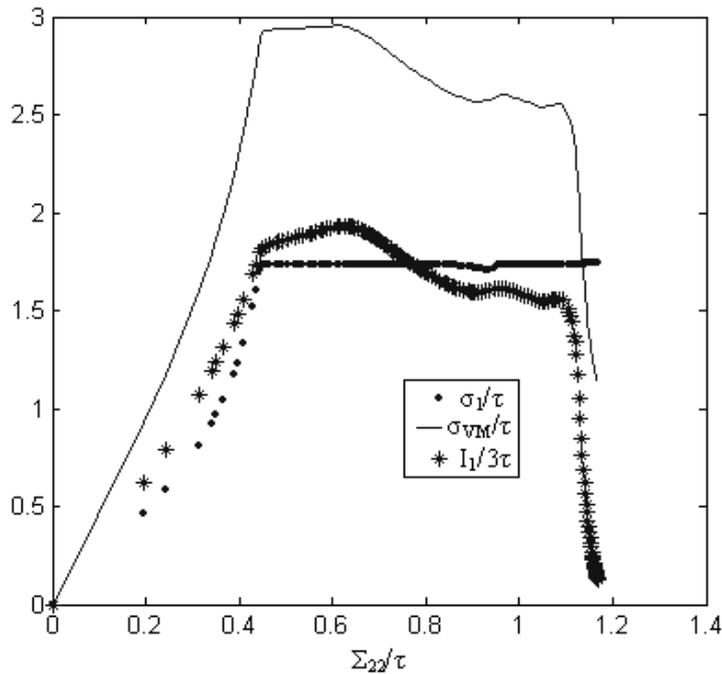


fig. 26: evolución de I_1 , la tensión equivalente de Von Mises y la tensión σ_1 en función de la carga externa aplicada para un punto del plano de la entalla.

Debemos indicar que en la simulación no hemos utilizado la verdadera ley de comportamiento del material, sino que nos hemos servido de una simplificación (ley elasto-plástica perfecta) ; por consiguiente esta discusión será llevada a cabo más detenidamente una vez los resultados de la simulación con la verdadera ley de comportamiento del policarbonato hayan sido obtenidos.

No hemos de perder de vista, sin embargo, que esta diferencia entre los valores de la tensión hidrostática correspondientes al máximo de la curva y a la interfaz elasto-plástica no explica la diferencia entre los resultados previstos por la teoría de Hill y los obtenidos en la simulación. En efecto, la variable utilizada para dicha representación era el valor máximo de σ_h y no su valor en la interfaz y el razonamiento anterior desemboca a un mismo valor de dicha tensión (aunque trasladado en el tiempo).

La *segunda* diferencia observable entre las dos soluciones propuestas está en la predicción de Hill de un valor constante de las tensiones tras plastificación del material ; hecho que no es observado en la simulación numérica donde, una vez el máximo de I_1 es alcanzado, podemos apreciar una variación en la magnitud de las tensiones.

En la gráfica siguiente podemos observar como, tras haber alcanzado el valor máximo σ_h , disminuye ; mientras tanto, la carga externa aplicada aumenta y el material se mantiene en estado plástico. Asistimos, por tanto, a una relajación en el nivel de tensiones en una situación en que la carga externa aplicada crece continuamente. Este hecho no puede ser atribuido más que a una variación de la geometría de nuestro problema, la cual, mediante el aumento del radio de la entalla disminuye el efecto “concentrador de tensiones” y provoca una relajación del estado tensional dentro del material (fig. 27).

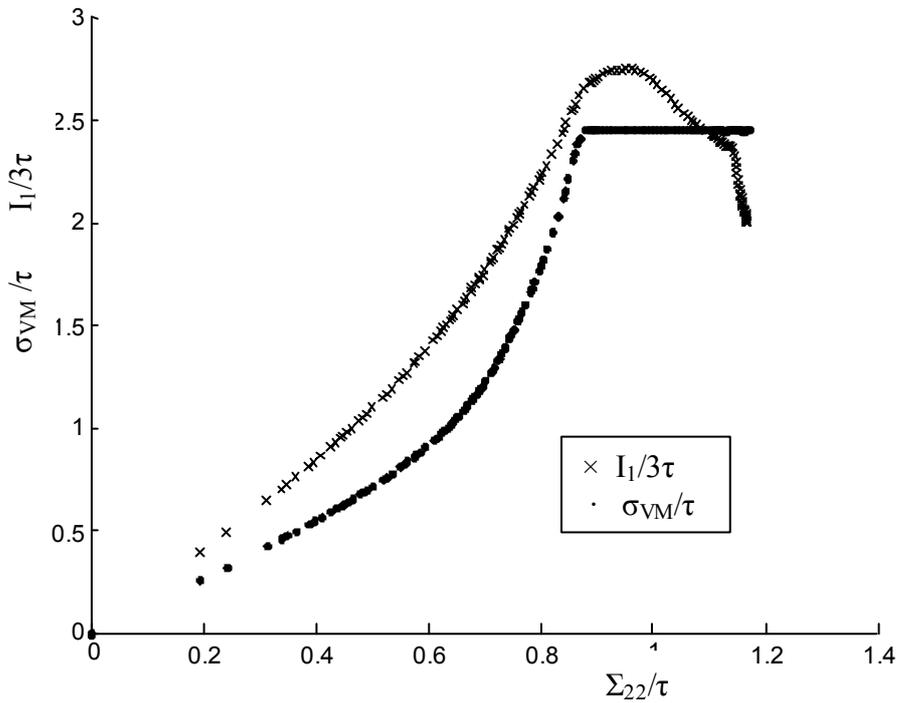


fig. 27 : disminución de σ_h durante el periodo de carga de la probeta tras haber alcanzado su valor máximo.

Podemos también observar cómo esta disminución es más acusada para los puntos más alejados de la entalla (fig. 28) :

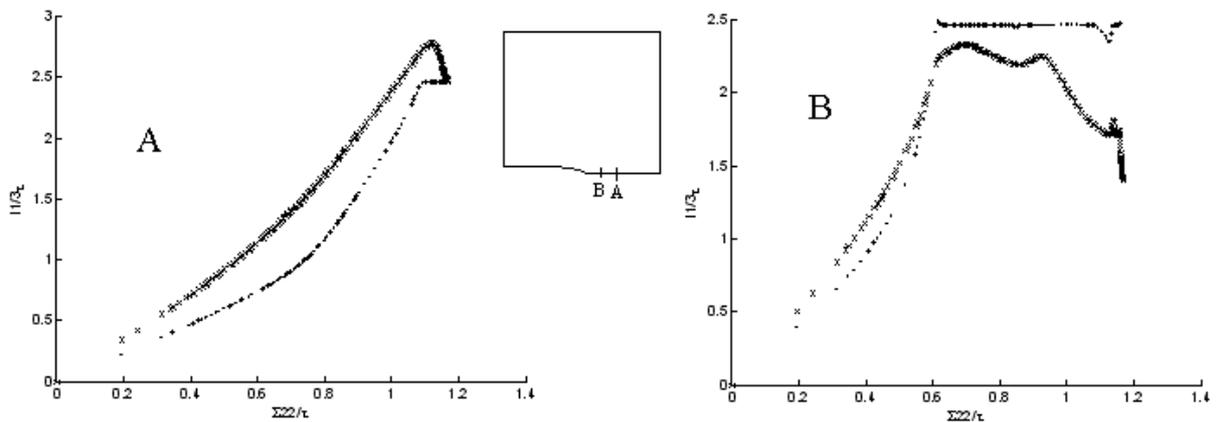


fig. 28 : representación de σ_h para dos puntos del plano de la entalla con una posición x diferente. En la primera figura vemos como el material plastifica más tarde ; se trata, por tanto, de un punto alejado del fondo de la entalla. Llama la atención la acusada disminución del valor de I_1 en comparación a la disminución más pausada de la segunda gráfica, correspondiente a un punto cercano al fondo de la entalla.

Partiendo de la solución de Hill (4) :

$$I_1 = 3\tau \left(1 + 2 \ln \left(1 + \frac{x}{\rho} \right) \right) ;$$

Observamos como, efectivamente, un aumento de ρ induce una disminución de I_1 más acusada para los puntos más alejados del borde de la entalla.

La principal razón de la diferencia entre I_1^{HILL} y I_1^{num} puede ser atribuida, por tanto, a la suposición de pequeños desplazamientos realizada en la teoría de las bandas de deslizamiento, lo cual implica que la geometría de la probeta no varía a lo largo del ensayo.

Como podemos observar, no es lo que observamos en los resultados de la simulación (fig. 29), donde podemos apreciar como el radio de la entalla varía considerablemente a lo largo del proceso de carga.

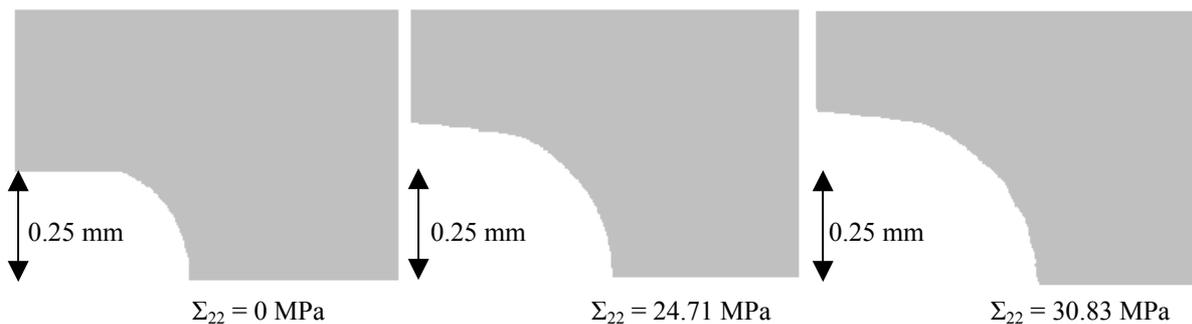


fig. 29 : variación de la geometría de la probeta con $h = 30$ mm y $\rho = 0.25$ mm durante el proceso de carga.

Resumiendo, a lo largo del proceso de carga, en la simulación numérica (material elasto-plástico perfecto) el radio de la entalla varía considerablemente sus dimensiones : la plastificación provoca un aumento del radio de la entalla ($\rho' > \rho$) y una disminución de la distancia entre el fondo de la entalla y la interfaz elasto-plástica ($x > x'$) ; estos dos efectos provocan una disminución de la relación x/ρ ($x/\rho > x'/\rho'$) la cual, de acuerdo a la solución analítica de Hill, controla el valor de σ_h .

En conclusión, la comparación de los resultados provenientes de las soluciones analítica (aplicación de la teoría de Hill \rightarrow comportamiento rígido-plástico perfecto) y numérica por E.F. (comportamiento elasto-plástico perfecto) muestra una diferencia notable entre las predicciones de los valores de I_1^{max} , obteniendo un valor de la tensión hidrostática crítica más importante en el análisis con la teoría de las bandas de deslizamiento de Hill ($I_1^{\text{HILL}} > I_1^{\text{E.F.}}$). Parece ser, por tanto, que la deformación elástica tiene una influencia importante en la estimación de I_1 .

El efecto inducido en la evolución de I_1^{\max} por una ley de comportamiento visco-elasto-plástica con reblandecimiento y endurecimiento posterior una vez el límite elástico del material ha sido superado será estudiado en los análisis numéricos siguientes.

3) ANALISIS EXPERIMENTAL :

3.1) Ensayos sobre probetas tipo DENT :

En la realización de los ensayos mecánicos hemos utilizado una máquina de tracción INSTRON Standard.

El montaje experimental necesario para proceder al ensayo de iniciación se muestra en la siguiente fotografía (fig. 30) :



fig. 30 : vista del montaje experimental para la determinación de la tensión crítica.

Las entallas de las probetas (sean de geometría tipo A o B) se realizarán mediante mecanizado, sometiendo a la probeta a un flujo constante de nitrógeno líquido mientras dura el mecanizado de las entallas con el fin de disminuir al máximo la presencia de tensiones residuales en el fondo de la entalla y evitar así efectos secundarios que pudieran afectar a nuestra medida. El mecanizado bajo nitrógeno líquido presenta la ventaja de mantener durante todo el proceso la temperatura de nuestra probeta por debajo de la temperatura de relajación (T_{β}) del policarbonato, anulando así los movimientos locales de las cadenas de polímero que podrían producirse debido al calentamiento inducido por el mecanizado y disminuyendo así significativamente la magnitud de las tensiones residuales presentes en nuestra zona de interés (fig. 31):

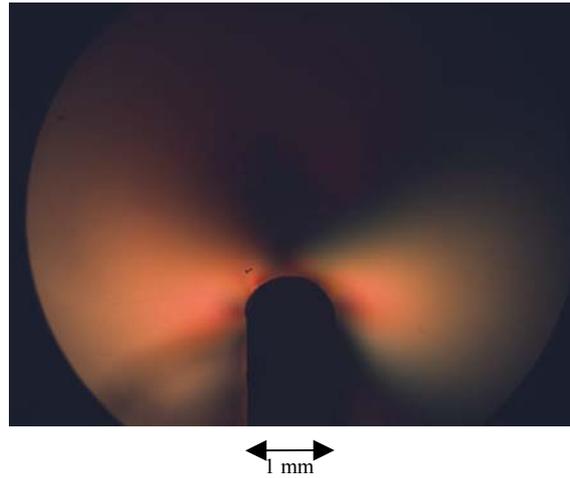


fig. 31 : campo de tensiones residuales generadas en el fondo de la entalla tras mecanizado de una probeta tipo B con $\rho = 0.5$ mm. Observación realizada en el microscopio óptico con una luz polarizada.

Los ensayos mecánicos pueden suponerse cuasiestáticos dado el bajo valor de la velocidad de carga aplicada, que será de : $\dot{K} = 10^{-2} \text{ MPa}\sqrt{\text{m}} \rightarrow \dot{F} = 0.81 \text{ KN/s}$ (0.0007 mm/s aprox.).

La obtención del parámetro x/ρ se hará mediante medición de la distancia entre el fondo de la entalla y el lugar de aparición del craze por medio de un microscopio óptico. Para obtener una medida correcta de x y dado que el craze aparece en el centro de la probeta, la focalización debe de hacerse en volumen : nos encontramos en un estado de deformaciones planas para favorecer el desarrollo de un estado triaxial de tensiones importante y el craze aparece en el interior de la probeta ; la medida debe por tanto de realizarse con una focalización en volumen y no en superficie (fig. 32).

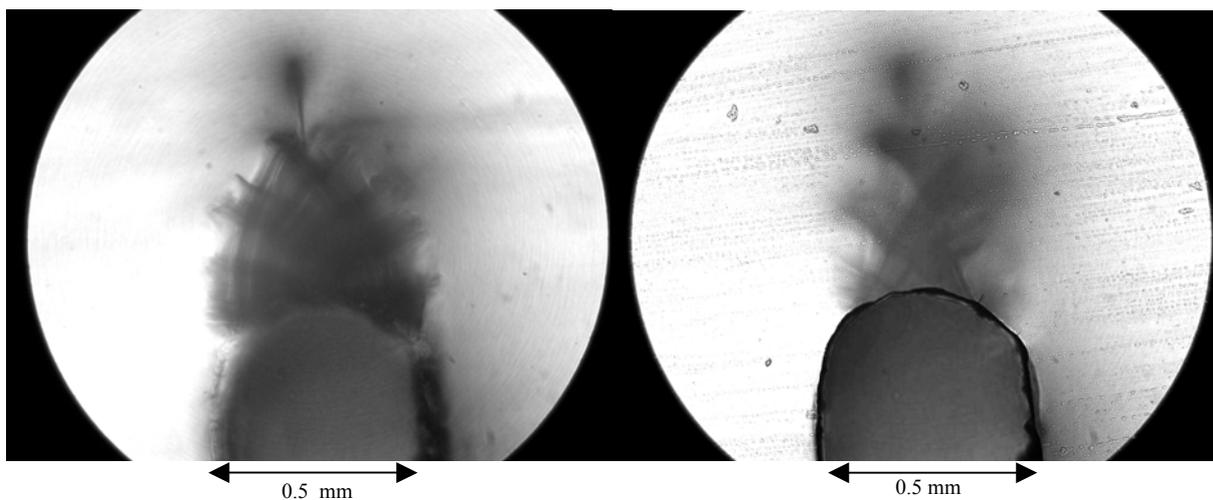


fig. 32 : fotografías de entallas con focalización en superficie (a la derecha) y en volumen (a la izquierda) tras realización del ensayo de iniciación. En la superficie la fisura no se percibe. Probeta tipo SENT con $\rho = 0.25$ mm y $h = 30$ mm.

Otro aspecto a tener en cuenta antes de proceder a la medida de x consiste en la correcta eliminación de los residuos de material provenientes del mecanizado de la entalla, aspecto particularmente importante en el estudio de las probetas con $\rho = 0.25$ mm. En la siguiente figura podemos observar como una entalla sin presencia de residuos muestra un contorno mucho más nítido, lo que ayuda considerablemente en la toma de medidas (fig. 33).

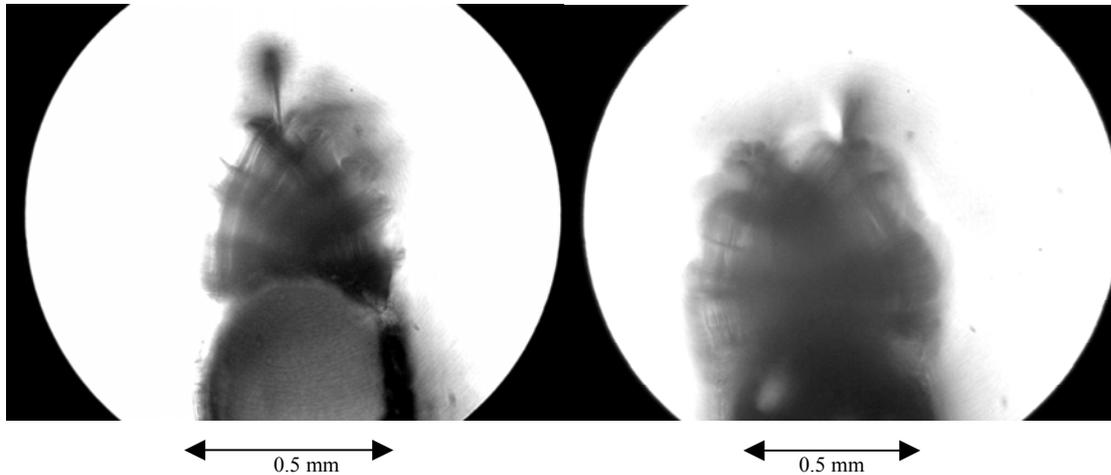


fig. 33 : probetas con y sin restos de mecanizado en la entalla. Probetas tipo SENT con $\rho = 0.25$ mm.

Los primeros ensayos fueron realizados sobre probetas de tipo B, siguiendo las conclusiones expuestas anteriormente (véase 2.1.3); sin embargo, los resultados obtenidos con este tipo de probetas no han sido satisfactorios, por lo que hemos decidido cambiar el tipo de probeta de ensayo inicialmente previsto. La geometría finalmente adoptada se corresponde con una probeta de tipo A con $h = 30$ mm (fig. 34).

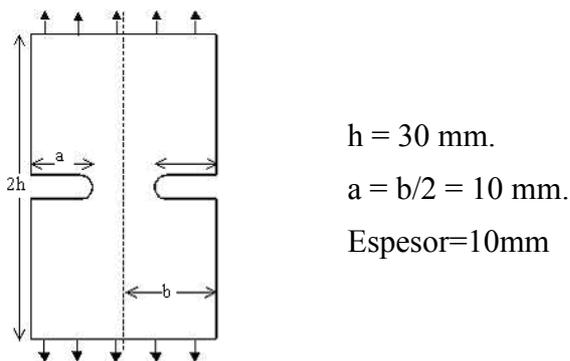


fig. 34 : probeta tipo DENT (double edge notched tension) (The stress analysis of cracks handbook).

Los hechos que nos han llevado a desestimar el uso de las probetas de tipo B se enuncian a continuación :

- Observamos una gran dispersión en los valores de la carga externa aplicada que provocan la aparición del fenómeno de crazing en cada una de las cuatro entallas de nuestra probeta. A modo de ejemplo citamos el siguiente ensayo realizado, en el cual la fuerza externa aplicada es de 3.8 KN cuando aparece el primer craze y de 4.3 KN para el último (probeta DENT tipo B con $\rho = 0.25$ mm).
- Debemos mencionar también que en ciertos ensayos realizados la probeta se fractura antes de que la totalidad de las entallas presenten un craze. En un ensayo realizado sobre una probeta DENT tipo B con $\rho = 0.5$ mm aparecen solamente dos crazes de entre las cuatro entallas que presenta la probeta.
- Indicar también que en todos los ensayos realizados la entalla en la cual el primer craze aparece es aquella que provoca la rotura final de la probeta.
- Finalmente, las medidas de x/ρ muestran una gran dispersión en su valor, dispersión que es superior al 12% para las probetas DENT tipo B con $\rho = 0.25$ mm.

La obtención de estos resultados sin coherencia puede ser atribuida a la gran sensibilidad que presentan las probetas tipo DENT a la falta de simetría provocada por los defectos que aparecen en el mecanizado de la probeta. La geometría tipo B presenta cuatro entallas en lugar de las dos de la geometría tipo A, por lo que esta última será menos sensible a la eventual presencia de defectos de mecanizado y será, por tanto, la geometría escogida para la realización de nuestros ensayos mecánicos.

Los resultados obtenidos tras la realización de los ensayos experimentales sobre probetas de tipo A con $h = 30$ mm se muestran en la siguiente tabla :

ρ (mm)	x^{cr}/ρ	\bar{x}/ρ
	1.448	
0.25	1.472	1.448
	1.424	
	1.568	
0.5	1.488	1.52
	1.52	

El parámetro x^{cr}/ρ es relativamente independiente del radio de la entalla, como señalaron las simulaciones precedentes ; observamos sin embargo un valor ligeramente superior de x^{cr}/ρ (diferencia de un 4%) en las probetas con $\rho = 0.5$ mm. Esta diferencia puede atribuirse a la dificultad de una medida correcta de x^{cr} en las probetas con un radio de entalla reducido : la presencia de un radio de entalla de pequeñas dimensiones concentra la

deformación plástica en una zona reducida, por lo que la imagen es menos nítida a la que se obtiene de un ensayo sobre una probeta con un radio de entalla superior. Además, la focalización en volumen provoca que el borde de la entalla sea también más difícil de situar, lo que a su vez induce errores en la medida del parámetro x^{cr}/ρ . (fig. 35).

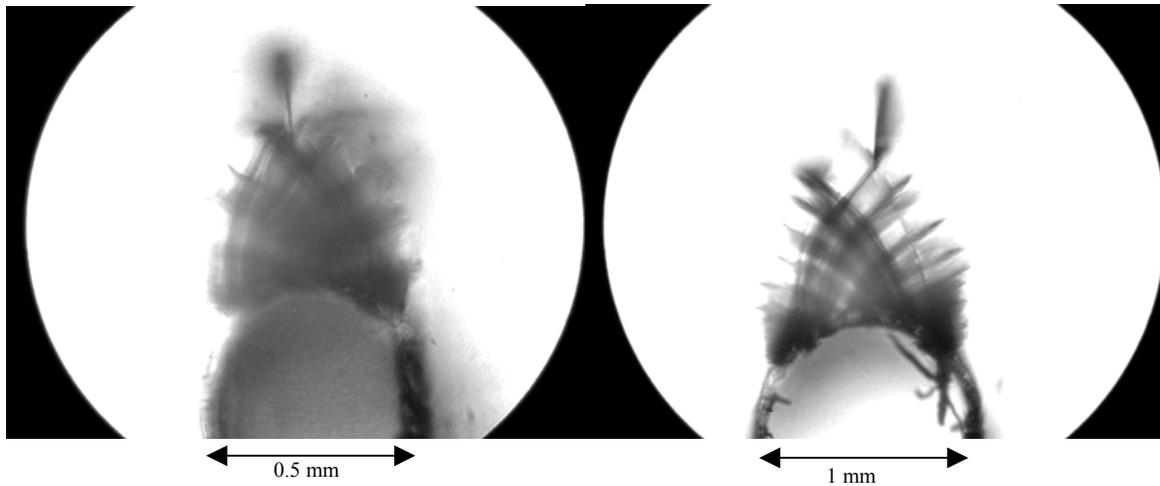
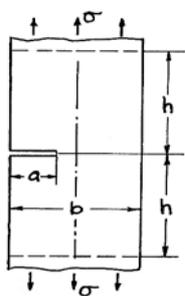


fig. 35 : medidas de x en probetas con $\rho = 0.25$ y 0.5 mm respectivamente. Probetas tipo SENT.

3.2) Ensayos sobre probetas tipo SENT :

Los ensayos realizados sobre probetas tipo DENT han sido satisfactorios ; sin embargo, el fenómeno de crazing tiene lugar únicamente en una sola de las dos entallas de la probeta, lo que puede atribuirse a la gran sensibilidad de esta probeta a la eventual falta de simetría. A la vista de este hecho, hemos decidido realizar nuevos ensayos sobre probetas de tipo SENT, las cuales presentan una sola entalla y serán, por tanto, menos sensibles a este problema. Las dimensiones de las probetas utilizadas en dichos ensayos se muestran a continuación (fig. 36) :



$h = 30$ mm
 $a = b/2 = 10$ mm
 Espesor = 10 mm

fig. 36 : probeta tipo SENT (simple edge notched tension) (The stress analysis of cracks handbook).

En estas probetas realizaremos dos tipos de ensayos :

- De iniciación : cuyo objetivo es la determinación de la tensión crítica ; para ello la carga externa aplicada cesa cuando el fenómeno de crazing tiene lugar.

- De ruptura : que utilizaremos para la realización de un análisis del facies de ruptura ; para ello la carga externa aplicada aumenta hasta el fallo de la probeta.

Los ensayos se realizarán bajo condiciones de velocidad de desplazamiento impuesta : efectuaremos un modo de control en desplazamiento en lugar del modo de control en carga anterior para adaptarnos a las condiciones de contorno que impondremos en la simulación numérica, en las cuales el extremo superior de la probeta se encuentra sometido a una velocidad de desplazamiento vertical de 0.0007 mm/s.

Los resultados obtenidos en los ensayos experimentales de iniciación se muestran a continuación :

ρ (mm)	x^{cr}/ρ	\bar{x}/ρ
0.25	1.425	1.4
	1.375	
0.5	1.328	1.344
	1.36	

Podemos observar como el valor del parámetro x^{cr}/ρ a disminuido ligeramente con respecto a los ensayos anteriores, donde encontrábamos valores cercanos a 1.5. Las consecuencias de esta diferencia serán tratadas una vez las curvas de I_1^{max} en función de x/ρ hayan sido obtenidas mediante simulación numérica con la verdadera ley de comportamiento.

3.3) Análisis del facies de ruptura :

El objetivo perseguido en la realización de los ensayos mecánicos hasta ruptura de la probeta es triple : la determinación de la secuencia de rotura del material, la localización del lugar de inicio del crazing y, eventualmente, la medición de la distancia entre el origen del craze y el fondo de la entalla.

Los facies de ruptura son similares en todas las probetas ensayadas, pudiendo distinguir cuatro zonas claramente diferenciadas (fig. 37):

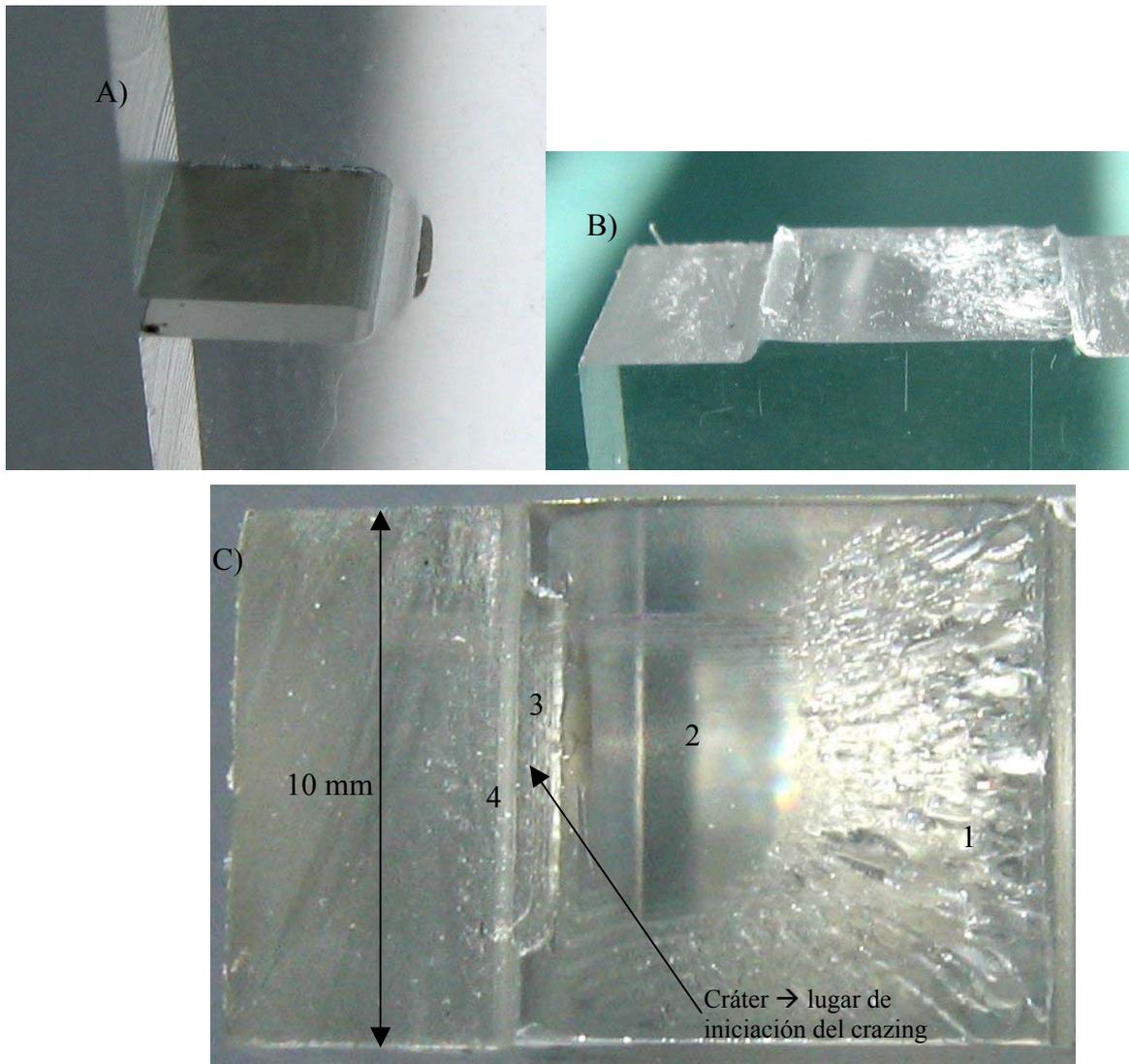


fig. 37 : A) ensayo de iniciación del crazing en una probeta tipo SENT ; se aprecia claramente el craze/fisura creado, así como la región plástica (más opaca al paso de la luz que el sólido masivo) situada en la zona que rodea a la entalla. B) Vista lateral del facies de ruptura ; se aprecia la existencia de una zona en el fondo de la entalla inclinada con respecto al plano de simetría. C) Vista de alzado del facies de ruptura en el policarbonato e identificación de las cuatro zonas generadas a lo largo del proceso de rotura de la probeta.

- Zona 1 : plana y rugosa, se corresponde con la zona de mayores dimensiones y la más alejada del fondo de la entalla. Su morfología y posición dentro del plano de la entalla llevan a considerarla como la zona en la que se produce la propagación inestable de la fisura generada por crazing y la consecuente rotura final de la probeta.
- Zona 2 : situada al lado de la zona 1 pero más cercana que esta última al fondo de la entalla, es una zona plana, lisa y brillante. En su superficie pueden observarse también en ocasiones ciertas ondulaciones que parecen señalar el lugar de origen y la dirección de propagación de la fisura (fig. 38). Esta morfología puede atribuirse a una propagación lenta y estable de la fisura generada por crazing.

- Zona 3 : situada entre las zonas 4 y 2, se corresponde con la región plana, lisa y brillante que localizamos cerca del fondo de la entalla. El espesor de esta zona es más importante en la zona central de la probeta y disminuye a medida que nos acercamos a los bordes laterales (forma elíptica cuyo diámetro mayor se posiciona paralelamente a la entalla) ; esta geometría particular así como su posición nos permite identificar esta zona como la correspondiente a la fisura creada mediante el fenómeno de crazing. La visualización de las probetas utilizadas en los ensayos de iniciación (fig. 37-A) muestra como el craze/fisura generado en estos ensayos coincide en forma y localización con esta tercera zona.

Merece especial atención la presencia de un pequeño cráter situado en el centro de esta zona, el cual puede ser identificado como el lugar en que el proceso de iniciación del crazing ha tenido lugar. Este cráter también ha sido observado en estudios anteriores (Ish-3), en los que es identificado como el origen del fenómeno de crazing.

- Zona 4 : situada a la derecha del borde de la entalla, podemos identificar esta zona como la correspondiente al material que se ha deformado plásticamente durante la realización del ensayo. A diferencia de las anteriores, esta zona no es plana, sino que forma un cierto ángulo con el plano de la entalla (fig. 37-B).

La tercera zona no aparece claramente definida en estas fotografías (fig. 37), pero la observación del facies de ruptura con un microscopio óptico permite su visualización incluso si utilizamos un pequeño aumento (fig. 38).

La observación del facies con un microscopio óptico nos permite también apreciar el sitio en que el proceso de iniciación ha tenido lugar, el cual se corresponde con el cráter situado en el centro de la zona brillante (zona 3) y en la interfaz entre las zonas tercera y cuarta, como ponen de manifiesto los ensayos de iniciación.

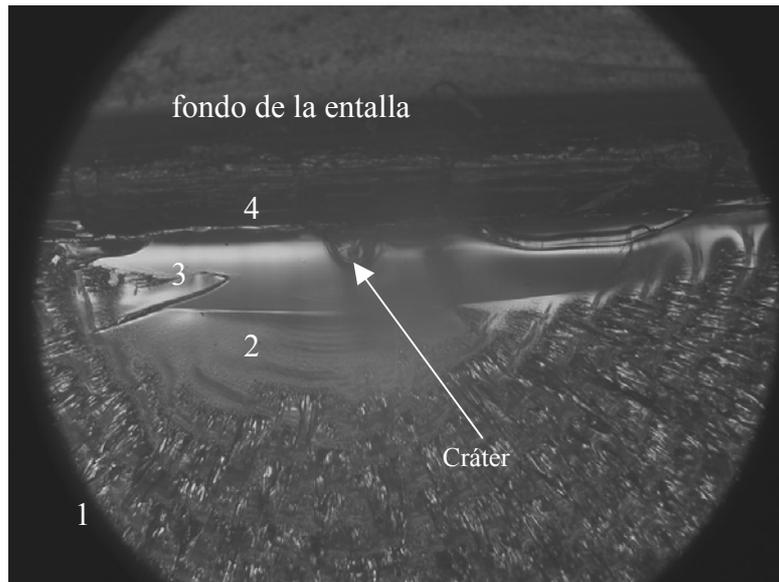


fig. 38 : foto del facies de ruptura de una probeta tipo SENT con $\rho = 0.5 \text{ mm}$.

Finalmente, debemos indicar que en las fotografías obtenidas con el microscopio óptico la cuarta zona aparece con un color muy oscuro debido a su orientación ; en efecto, presenta una inclinación con respecto al plano de la entalla, lo que provoca que los rayos de luz incidentes sean reflejados lejos de la lente objetivo y, por tanto, esta zona aparezca oscura y se confunda con el fondo de la entalla (fig. 39).

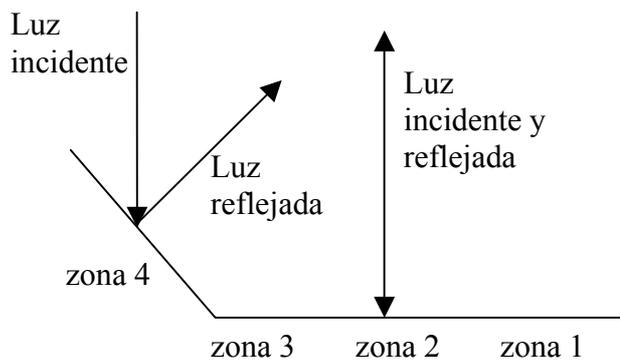


fig. 39 : esquema de funcionamiento de la visualización del facies de ruptura en el microscopio óptico en modo reflector

Podemos concluir, por tanto, que la visualización del facies de ruptura nos permite atender los objetivos fijados : obtención de la secuencia de ruptura del policarbonato causada por crazing y localización del lugar de iniciación del fenómeno de crazing. Sin embargo, la medición de la distancia entre el lugar de iniciación y el fondo de la entalla presenta varios inconvenientes, siendo preferible y más exacta una medida mediante la realización de los ensayos de iniciación.

4) ANALISIS NUMÉRICO. LEY DE COMPORTAMIENTO CARACTERÍSTICA DE LOS POLIMEROS AMORFOS :

Una vez escogidas la geometría y las dimensiones apropiadas de la probeta a utilizar en los ensayos experimentales de iniciación, procedemos a realizar una simulación numérica de dichos ensayos haciendo uso de la verdadera ley de comportamiento del material. El objetivo perseguido en estas simulaciones es la obtención del valor exacto de la tensión hidrostática crítica a partir de la cual el proceso de iniciación tiene lugar.

El código de cálculo numérico por elementos finitos ha sido desarrollado por E. Van der Giessen y R. Estévez y permite la obtención del campo de tensiones y de deformaciones en un material con comportamiento visco-elasto-plástico y cuya región plástica presenta un reblandecimiento y un endurecimiento posterior (VdG-1, Est-1).

La geometría de nuestro problema, por diferir de la utilizada originalmente en el código, hemos realizado ciertas modificaciones en el mismo para adaptarlo a nuestras necesidades (probetas DENT de tipo A y SENT con $\rho = 0.25$ y 0.5 mm). Concretamente, hemos modificado las partes del código correspondientes al posicionamiento de los nodos y los elementos del mallado, así como aquellas referentes a la definición de las superficies con condiciones de contorno impuestas.

En el código original, la posición de los nodos del mallado y su tabla de conectividad (tabla en cuyo interior se encuentran enumerados los cuatro nodos que definen un elemento del mallado) son introducidos mediante una “subrutina” del programa ; en nuestro caso realizaremos un mallado del problema mediante ABAQUS y crearemos unos ficheros de texto (*.txt) con todos los datos necesarios para el correcto funcionamiento del programa a partir del fichero de salida (*.inp), el cual contiene toda la información necesaria.

- Posición de los nodos del mallado (documento XGYG.txt).
- Tabla de conectividad, conteniendo los elementos y los nodos asociados (documento connectivity.txt).
- Nodos del mallado con una condición de contorno en desplazamiento o tensión impuesta diferente de $T = 0$ (borde libre) (documentos bordbas.txt, bordhaut.txt, borddroit.txt).

NOTA : para más detalles acerca de las modificaciones realizadas en el código original, véase el anexo correspondiente (anexo 1).

Los parámetros característicos que definen la ley de comportamiento a utilizar en nuestro material han sido recogidos de la tesis realizada por N. Saad (Saad-1), donde dichos parámetros han sido ajustados para conseguir un acuerdo adecuado entre resultados

experimentales y teóricos. En la figura siguiente se muestra la respuesta del material (experimental y simulada) ante un mismo estado de carga impuesto (ensayo de compresión) (fig. 40) :

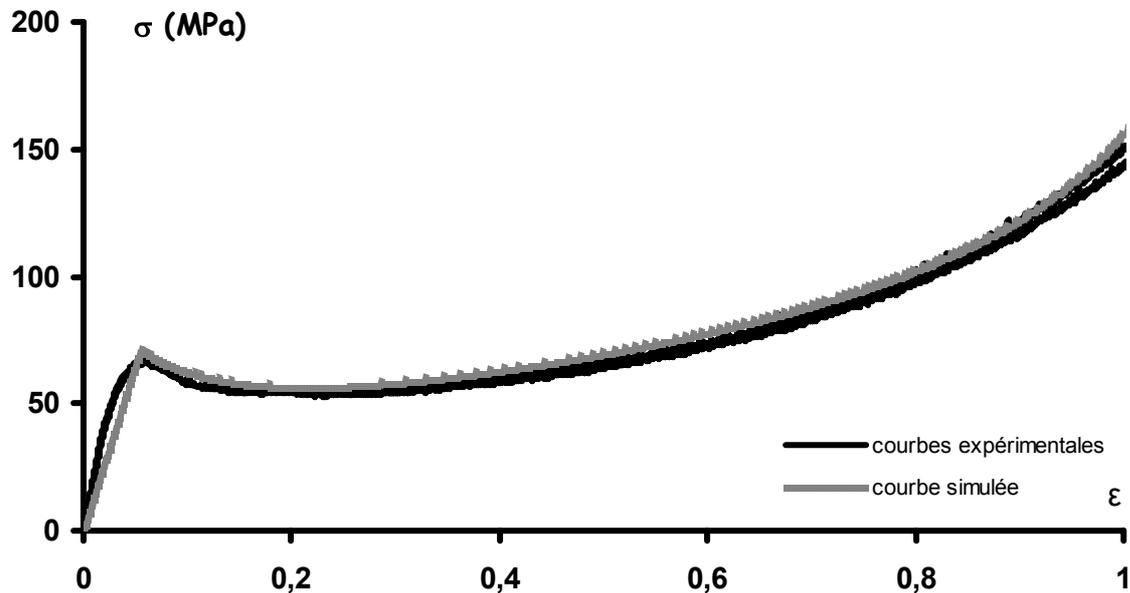


fig. 40 : leyes de comportamiento experimentales y simulada para una velocidad de compresión dada. (Saad-1)

Los ensayos experimentales han sido realizados sobre probetas con una geometría DENT de tipo A o SENT. Las simulaciones numéricas con la verdadera ley de comportamiento del policarbonato han sido realizadas utilizando ambas.

4.1) Ensayos sobre probetas tipo DENT :

Hemos realizado una modelización para las probetas de tipo DENT con $h = 30$ mm y $\rho = 0.25$ y 0.5 mm, utilizadas en los ensayos mecánicos de iniciación.

Los elementos del mallado son cuadriláteros de cuatro nodos.

El mallado propuesto por ABAQUS para las dos probetas estudiadas ($\rho = 0.25$ y $\rho = 0.5$ mm) es similar. En la figura siguiente se muestra el correspondiente a la probeta con $\rho = 0.25$ mm (fig. 41) :

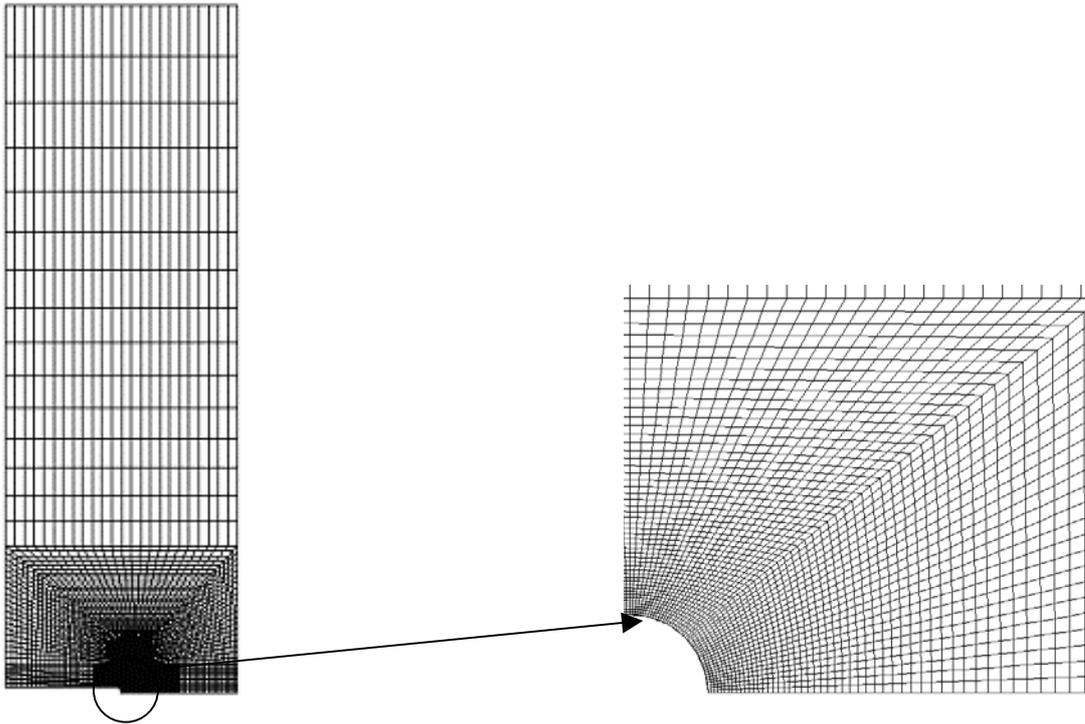


fig. 41 : mallado con elementos cuadriláteros. Probeta DENT con $h = 30$ mm y $\rho = 0.25$ mm.

Las condiciones de contorno impuestas son las ya utilizadas en las simulaciones con la ley de comportamiento elasto-plástica perfecta (véase 2) (fig. 42) :

- Tracción en el extremo superior : desplazamiento siguiendo la dirección 1 impuesto y nulo siguiendo la dirección 2. En esta simulación, a diferencia de la anterior, no impondremos un desplazamiento vertical final, sino una velocidad de desplazamiento ; la cual, con el fin de acercarnos lo más posible a las condiciones reales de ensayo, será de 0.0007 mm/s.
- Condiciones de simetría en el borde derecho y el extremo inferior del modelo (el mallado representa un cuarto de la probeta completa).
- Condición de borde libre en el resto de las caras.

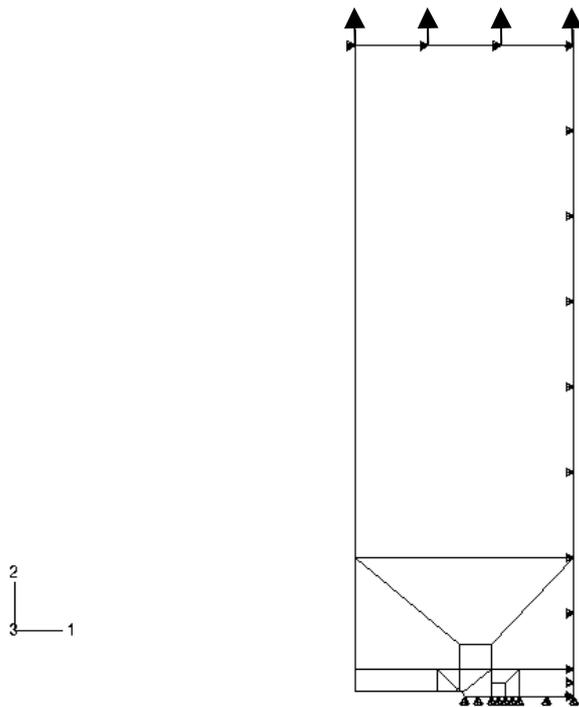


fig. 42 : condiciones de contorno impuestas para la resolución del problema. Probeta con $h = 30$ mm y $\rho = 0.25$ mm.

A partir de los resultados obtenidos en la simulación podemos trazar las curvas de σ_h^{\max} en función de x/ρ para los dos radios de entalla considerados (fig. 43 y 44):

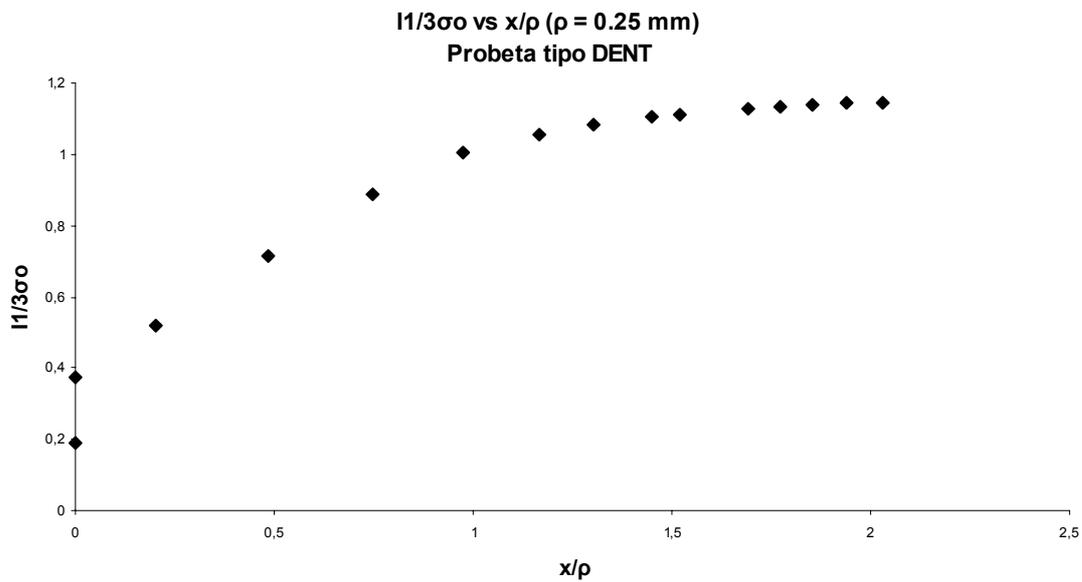


fig. 43 : evolución de la tensión hidrostática en función de la distancia al fondo de la entalla para $\rho = 0.25$ mm. ($\sigma_0 = 88$ MPa).

Para una relación x/ρ igual a 1.52 obtenemos el siguiente valor de la tensión hidrostática crítica :

$$\sigma_h^{cr} = 1.11 \cdot \sigma_0 = \mathbf{98 \text{ MPa.}}$$

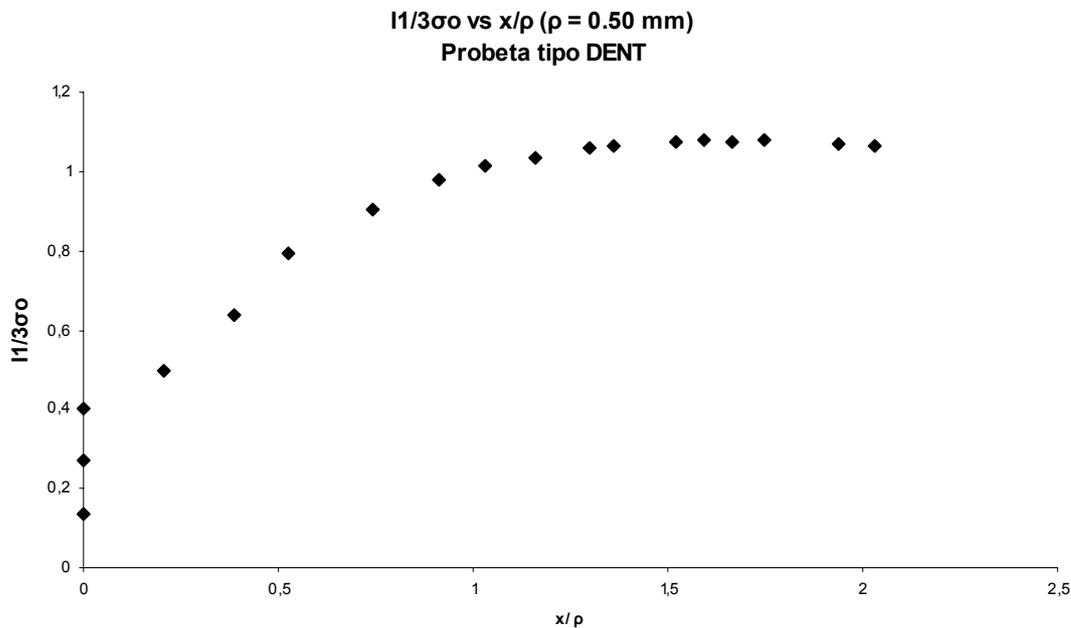


fig. 44 : evolución de la tensión hidrostática en función de la distancia al fondo de la entalla para $\rho = 0.5 \text{ mm}$. ($\sigma_0 = 88 \text{ MPa}$).

Para una relación x/ρ igual a 1.488 obtenemos el siguiente valor de la tensión hidrostática crítica :

$$\sigma_h^{cr} = 1.08 \cdot \sigma_0 = \mathbf{95 \text{ MPa.}}$$

En ambas curvas observamos una pendiente que disminuye con x/ρ . Para un valor de x/ρ del orden de 1.25 I_1^{\max} parece alcanzar su valor límite.

4.2) Ensayos sobre probetas tipo SENT :

La geometría de nuestras probetas y nuestras condiciones de contorno no son las mismas para las probetas tipo DENT y SENT, por lo que los cálculos realizados para la obtención de las curvas de σ_h^{\max} en función de x/ρ deberán realizarse también para las probetas de tipo SENT.

El mallado propuesto por ABAQUS correspondiente a la probeta con $\rho = 0.25$ mm se muestra a continuación (fig. 45) :

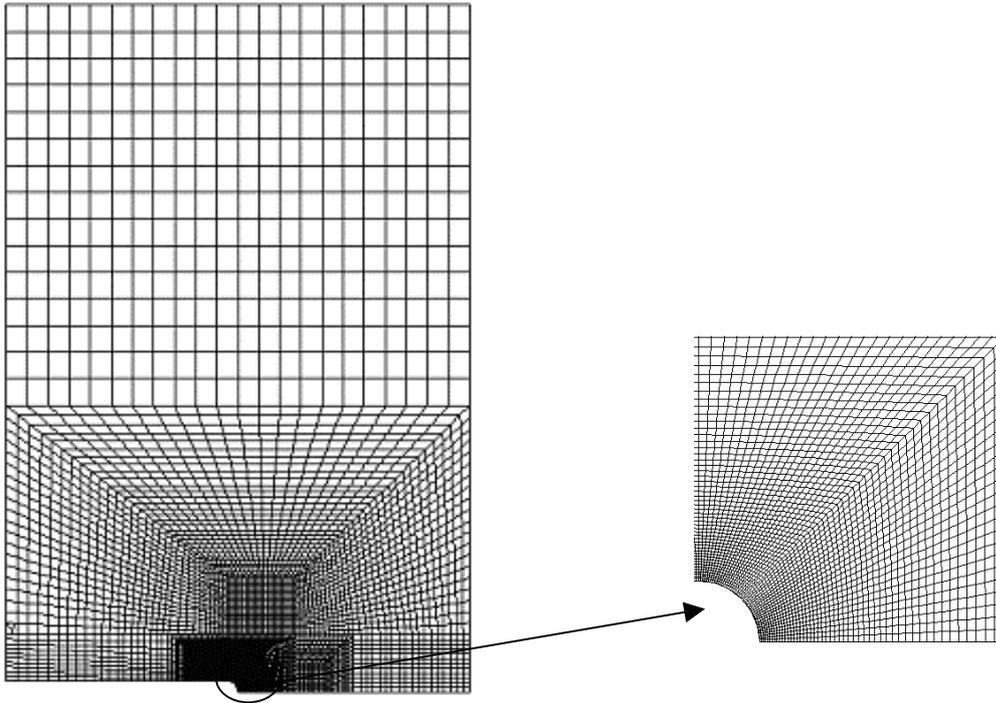


fig. 45 : mallado con elementos cuadriláteros. Probeta con $h = 30$ mm y $\rho = 0.25$ mm.

Las condiciones de contorno impuestas son similares a las aplicadas en las probetas de tipo DENT con la salvedad de que en este tipo de probetas la condición de simetría en el borde derecho debe ser sustituida por una condición de borde libre (fig. 46) :

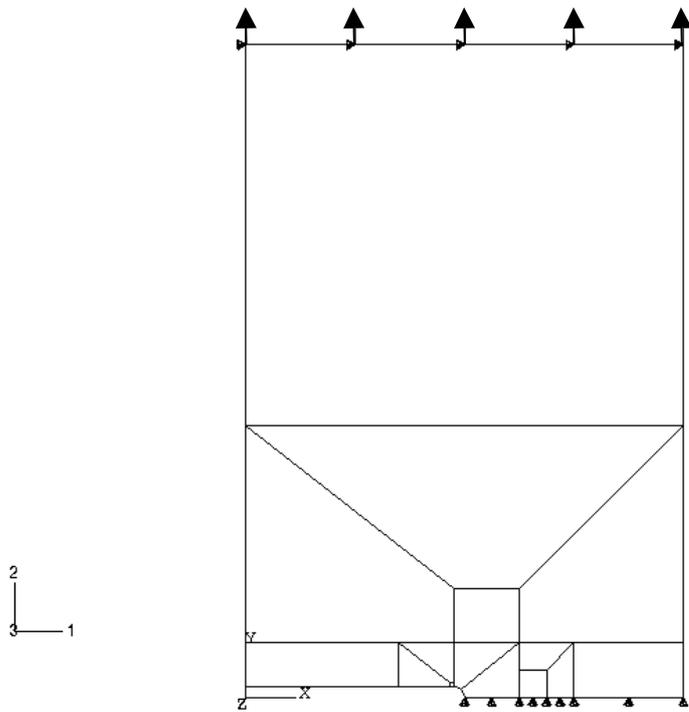


fig. 46: condiciones de contorno impuestas para la resolución del sistema.

A partir de los resultados de la simulación podemos trazar las curvas σ_h^{\max} en función de x/ρ para los dos radios de entalla considerados (fig. 47 y 48) :

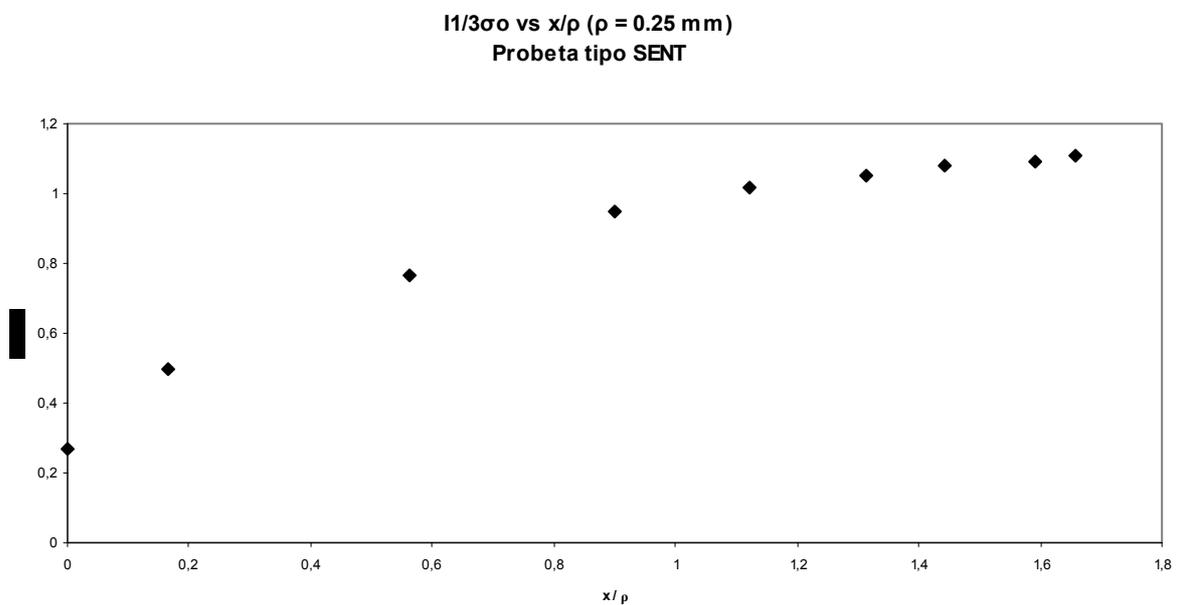


fig. 47 : evolución de la tensión hidrostática en función de la distancia al fondo de la entalla para $\rho = 0.25$ mm. ($\sigma_0 = 88$ MPa).

Para una relación x/ρ igual a 1.4 obtenemos el siguiente valor de la tensión hidrostática crítica :

$$\sigma_h^{cr} = 1.07 \cdot \sigma_0 = \mathbf{94.4 \text{ MPa.}}$$

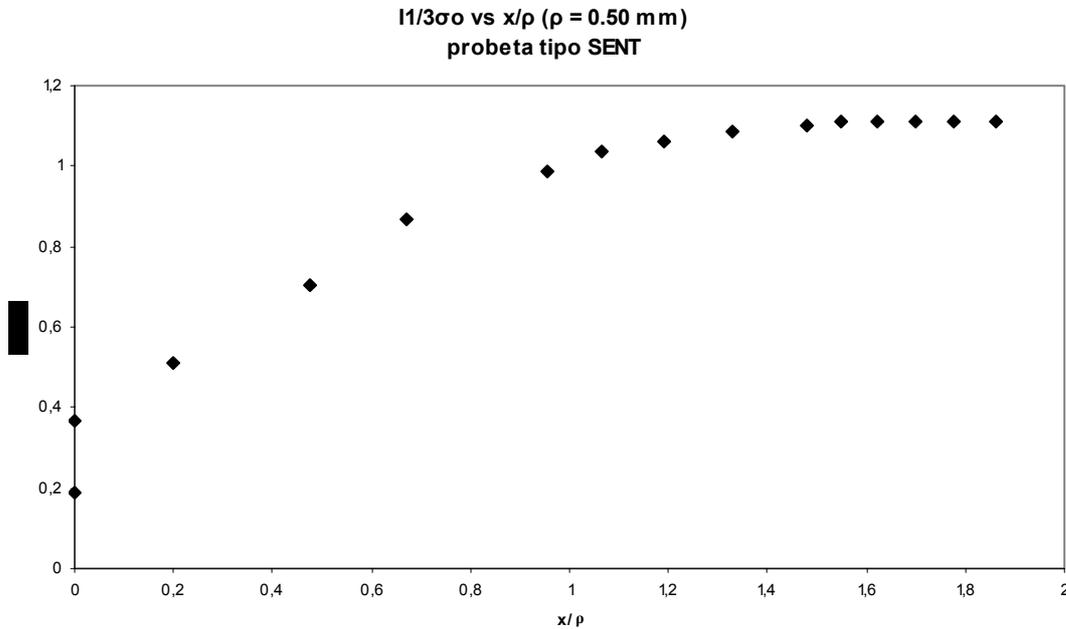


fig. 48 : evolución de la tensión hidrostática en función de la distancia al fondo de la entalla para $\rho = 0.5 \text{ mm}$. ($\sigma_0 = 88 \text{ MPa}$).

Para una relación x/ρ igual a 1.344 obtenemos el siguiente valor de la tensión hidrostática crítica :

$$\sigma_h^{cr} = 1.09 \cdot \sigma_0 = \mathbf{96 \text{ MPa.}}$$

Podemos observar como los valores de la tensión hidrostática crítica son similares a los resultados ya obtenidos. En efecto, en la gráfica siguiente podemos observar como las curvas para las probetas SENT y DENT presentan el mismo comportamiento (fig. 49).

Comparación de los resultados obtenidos en la simulación de las probetas tipo SENT y DENT

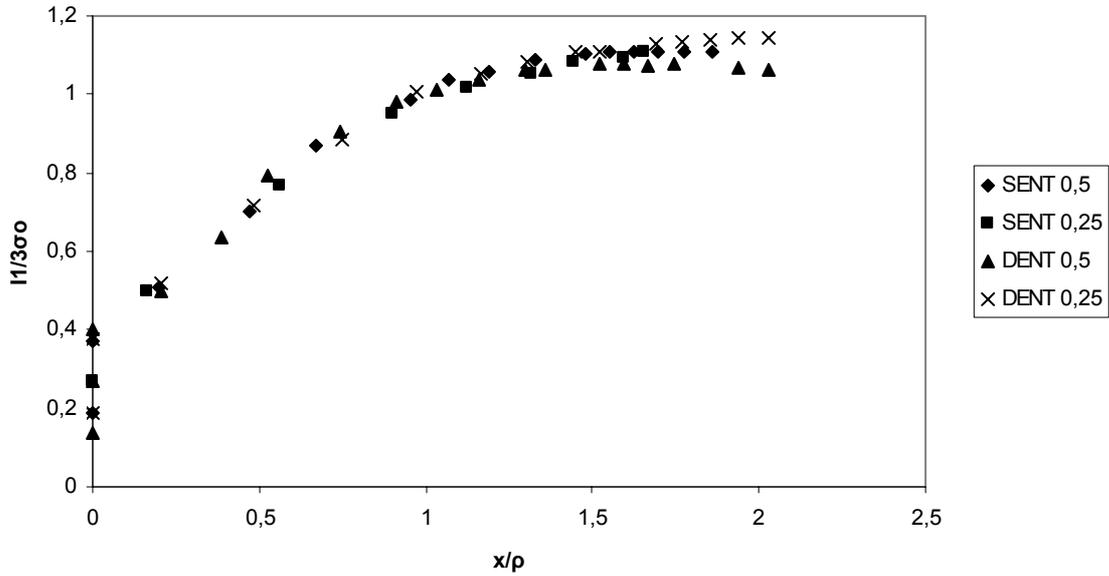


fig. 49 : curvas de tensión hidrostática máxima en función de x/p para las diferentes geometrías propuestas.

Esto está asociado al hecho de que el estudio se realiza en la región que rodea a la entalla y esta zona se encuentra suficientemente alejada de los bordes con condiciones de contorno aplicadas.

Por otra parte, hay que indicar que los valores obtenidos para la tensión hidrostática en los ensayos tipo SENT y DENT son similares, encontrando una variación de entre todos los σ_h^{cr} inferior a 4%.

La reproducibilidad de los resultados obtenidos en los ensayos mecánicos nos permite concluir que la tensión hidrostática crítica necesaria para la iniciación del crazing se sitúa en un valor cercano a los 95 MPa

4.3) Comparación entre los resultados de la simulación y la solución analítica de Hill :

Los valores de la tensión hidrostática crítica predichos a partir de los resultados de la simulación con la verdadera ley de comportamiento son muy cercanos a los obtenidos con la aplicación de la solución analítica de Hill. En efecto, si representamos las curvas que nos dan el valor de la tensión hidrostática para las dos soluciones propuestas encontramos que, para los valores de x/p observados experimentalmente ($x/p \sim 1,5$) obtenemos una tensión hidrostática del mismo orden de magnitud (fig. 50).

Comparación de los resultados analíticos y numéricos

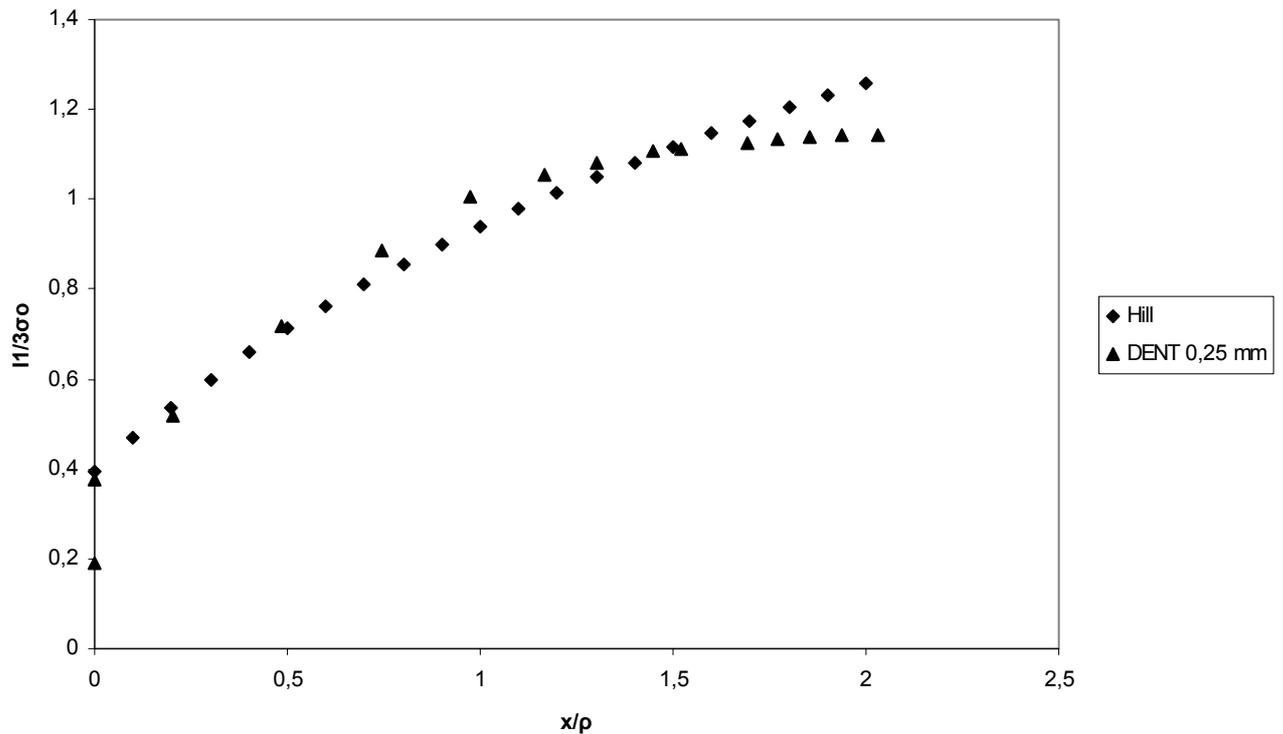


fig. 50: comparación entre las soluciones analítica y numérica.

Para un valor de $x/\rho \leq 1.5$ el máximo error cometido por la solución de Hill es inferior al 10% y para el valor de x/ρ correspondiente a la iniciación del crazing la diferencia entre las curvas es despreciable.

La razón a esta similitud entre las curvas no está clara. Anteriormente hemos razonado la diferencia entre las dos soluciones como un efecto del cambio de geometría asociado a la deformación plástica localizada en la región que rodea a la entalla. En la siguiente figura podemos ver como en este caso el radio de la entalla varía también con la carga debido a las deformaciones plástica y elástica sufridas por el material (fig. 51).

La explicación a este aumento de la curva de tensiones hidrostáticas puede atribuirse al comportamiento viscoso del material, que es uno de los aspectos junto con el endurecimiento y el reblandecimiento que han sido introducidos en la ley de comportamiento utilizada en la simulación numérica :

- La deformación plástica es una deformación concentrada en una pequeña región del fondo de la entalla correspondiente a la banda de deslizamiento ; en esta región la velocidad de deformación es muy importante (fig. : 51).

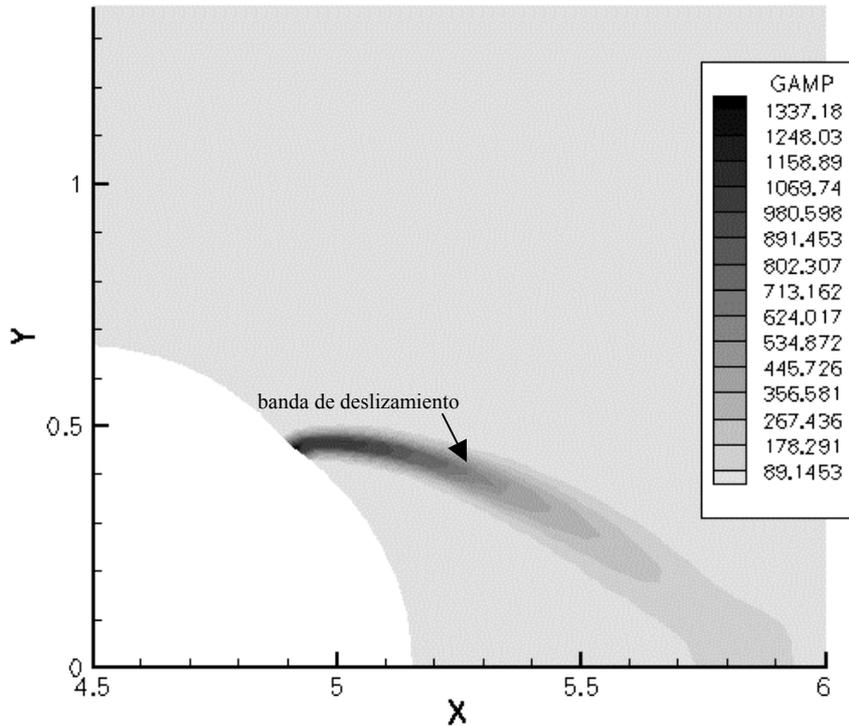


fig. 51 : velocidad de deformación plástica equivalente ($\dot{\gamma}^p / \dot{\Gamma}_0$) en la región que rodea a la entalla. La entalla original se encontraba centrada en $(x, y) = (4.5, 0)$ y tenía un radio $\rho = 0.5$ mm.

$$\dot{\Gamma}_0 = \frac{\dot{K}_I}{S_0 \sqrt{r_t}} \rightarrow \text{velocidad de deformación a } r_t \text{ del fondo de la entalla.}$$

- El comportamiento viscoso de nuestro material hace que para grandes velocidades de deformación el límite elástico de nuestro material aumente.

Estos dos hechos pueden provocar un aumento de la tensión equivalente necesaria para deformar plásticamente el material y, por tanto, un aumento de la tensión hidrostática máxima ; aumento en la resistencia a la deformación de nuestro material que puede compensar la disminución de I_1 en la interfaz elasto-plástica asociada a la variación de la geometría (aumento del radio de entalla).

Sin embargo, una simulación con una ley visco-elasto-plástica perfecta nos muestra que este efecto no es tan significativo como se pretendía en un principio (fig. 52). El aumento del valor de la tensión hidrostática estará, por tanto, asociado principalmente al reblandecimiento y posterior endurecimiento tras plastificación del material (segundo efecto introducido en la ley de comportamiento con respecto a la ley de comportamiento anterior) o a la combinación de la viscosidad junto con el reblandecimiento y endurecimiento tras plastificación. El código utilizado no nos ha permitido profundizar en este estudio.

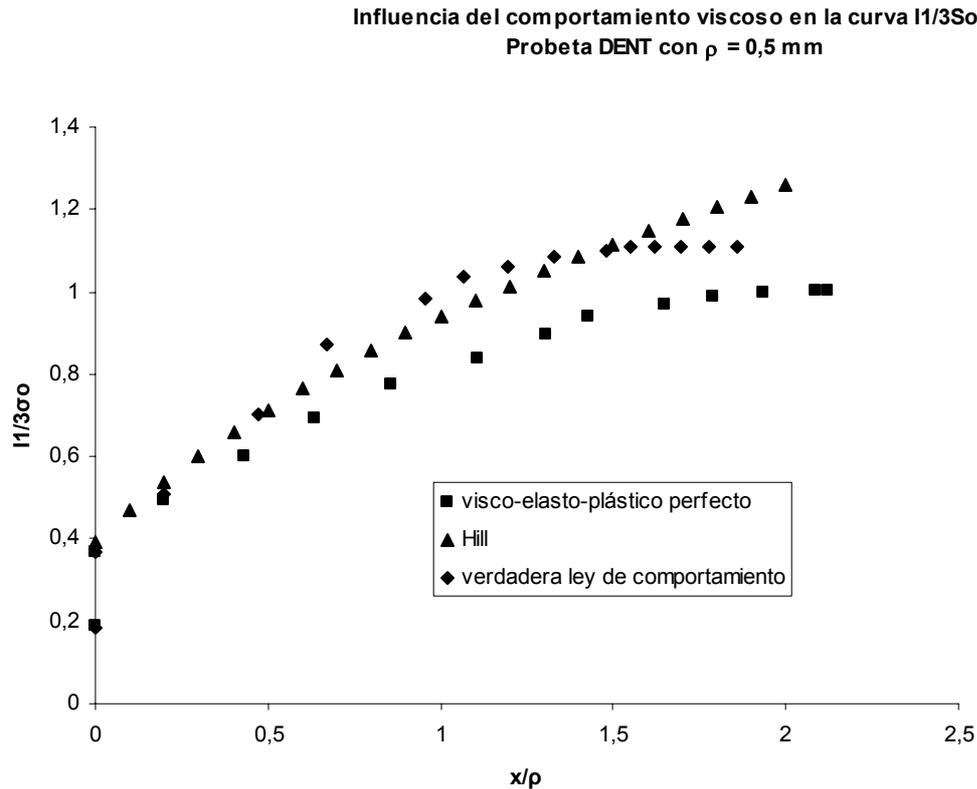


fig. 52 : influencia de la viscosidad en la tensión hidrostática máxima.

Observamos, por tanto, dos zonas en la curva de tensiones hidrostáticas :

- a) Para una carga aplicada de pequeño valor el radio de la entalla no ha variado significativamente y el aumento de la tensión hidrostática asociado a la concentración de la deformación plástica en las bandas de deslizamiento provoca que la tensión real se sitúe por encima de la predicha a partir de la aplicación de la teoría de Hill.
- b) Para una carga externa aplicada más importante la disminución de la tensión hidrostática inducida por la variación de la geometría de la entalla (aumento del radio) es demasiado grande y la curva numérica se sitúa por debajo de la analítica.

Un último aspecto a estudiar es la situación del punto que presenta la tensión hidrostática máxima. La simulación anterior (véase 2.3) había puesto en evidencia que la tensión hidrostática máxima se situaba en la región plástica y no en la interfaz elasto-plástica como lo prevé la teoría de Hill. La simulación con la verdadera ley de comportamiento nos muestra que el máximo de tensión se sitúa cerca de la zona elasto-plástica pero en la región ya plastificada (fig. 53) :

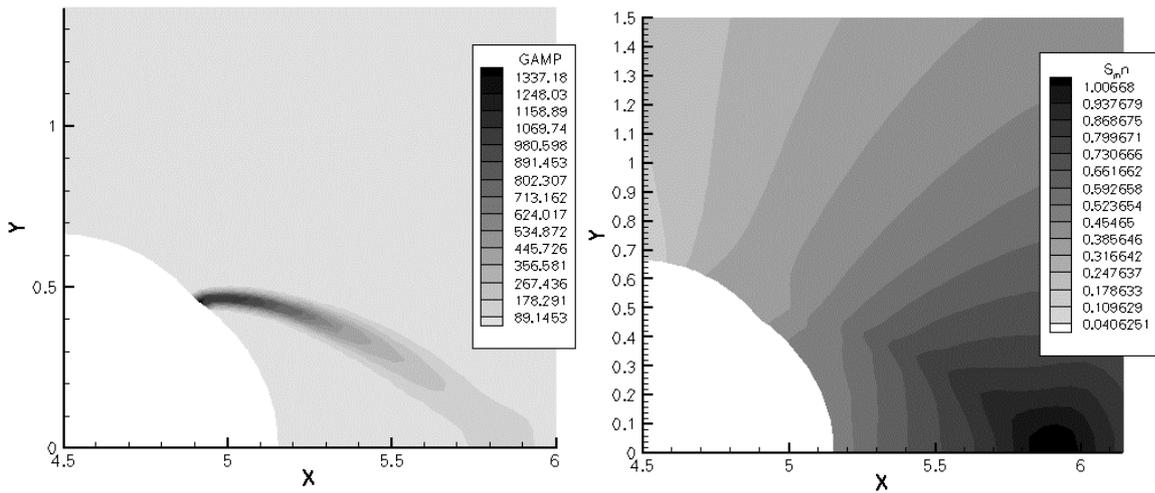


fig. 53 : representación de los campos de velocidad de deformación y tensión hidrostática ($\dot{\gamma}^P / \dot{\Gamma}_0$ y σ_h/σ_0 respectivamente ; $\sigma_0 = 88$ MPa) para una misma carga externa aplicada. El valor máximo de la tensión se produce a una distancia del fondo de la entalla $x = 0.75$ mm y la región plástica se sitúa entre $x = 0.58$ y $x = 0.78$.

Sin embargo, siendo esta distancia muy pequeña con respecto al tamaño de la zona plastificada, el error cometido al considerar la distancia entre el borde de la entalla y el punto de tensión hidrostática máximo como el tamaño de la zona plástica es despreciable.

5) SIMULACIÓN DEL PROCESO COMPLETO DE CRAZING SOBRE PROBETAS TIPO DENT O SENT :

Para la realización de las simulaciones del proceso completo de rotura de las probetas utilizadas en nuestros ensayos experimentales (el cual comprende la iniciación, el alargamiento de las fibrillas y la rotura final de las mismas así como la propagación de la fisura generada por crazing) haremos uso de la técnica de “cohesive zone”.

La “cohesive zone” es una técnica de simulación numérica muy prometedora que se engloba dentro de las técnicas basadas en el método de los elementos finitos. Encuentra su campo de aplicación en la simulación de todos aquellos fenómenos que tengan como consecuencia la generación de nuevas superficies en un material. De entre la multitud de fenómenos que obedecen a esta descripción, podemos citar la propagación de una fisura, la decohesión entre matriz y refuerzo en materiales compuestos y nuestro problema objeto de estudio : la generación y propagación de una fisura mediante el fenómeno de crazing.

Una breve introducción a este método de modelización de los procesos de fisuración puede encontrarse en el apartado siguiente.

5.1) Breve introducción al método de “cohesive zone” :

El principio de funcionamiento de esta técnica consiste en la introducción de ciertos elementos de superficie en el mallado de la estructura original a lo largo del camino que seguirá la fisura en su propagación ; esta condición impone la primera restricción a la utilización de esta técnica : el camino que seguirá el fenómeno de generación de la nueva superficie debe ser conocido de antemano (existe la posibilidad de proponer diversos caminos posibles a la nueva superficie para su propagación, escogiendo la fisura aquel que le sea más favorable), condición que cumplen un gran número de procesos de fisuración y decohesión en materiales.



fig. 54 : esquema la implementación de una “cohesive zone” en un sólido arbitrario.

Los elementos de la cohesive zone obedecen, a diferencia de los elementos del sólido masivo, una ley de comportamiento tensión-apertura característica del fenómeno de generación de la nueva superficie (fig. 56).

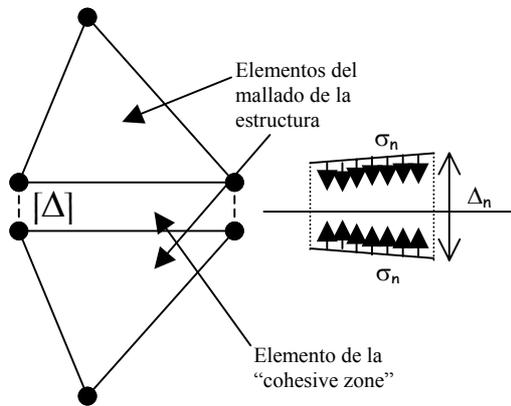
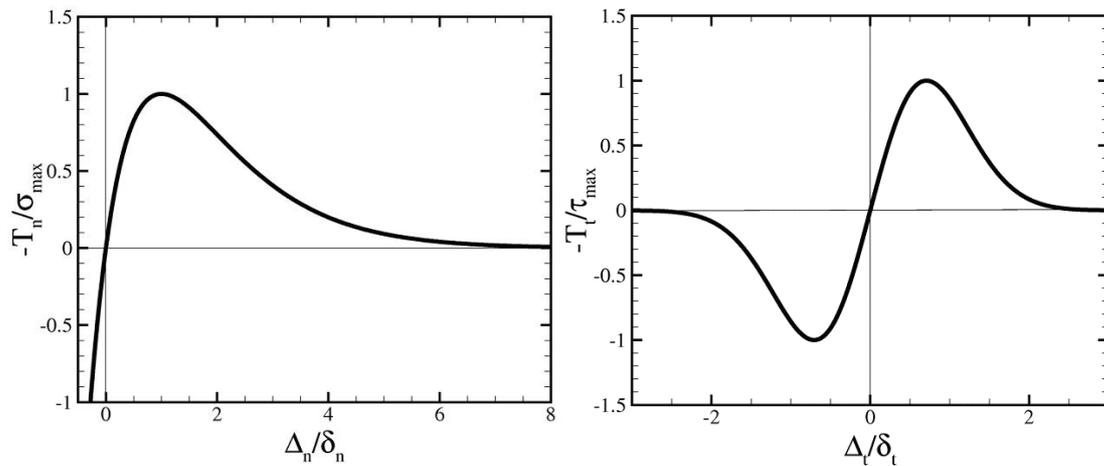


fig. 55 : detalle de los elementos utilizados en un mallado con una "cohesive zone" : podemos diferenciar los elementos triangulares, correspondientes al mallado del sólido masivo, y los elementos de superficie, correspondientes a la nueva superficie que se generará y situados en el camino que seguirá la misma en su propagación. (R. Estevez).



$$-T_n = \sigma_{\max}^0 \frac{\Delta_n}{\delta_n} e^{\left(1 - \frac{\Delta_n}{\delta_n}\right)} e^{\left(-\frac{\Delta_t^2}{\delta_t^2}\right)} \quad ;$$

$$-T_t = 2\sigma_{\max}^0 \left(\frac{\delta_n}{\delta_t}\right) \frac{\Delta_t}{\delta_t} \left(1 - \frac{\Delta_n}{\delta_n}\right) e^{\left(1 - \frac{\Delta_n}{\delta_n}\right)} e^{\left(-\frac{\Delta_t^2}{\delta_t^2}\right)} \quad ;$$

fig. 56 : ejemplo de una ley de comportamiento tensión-apertura característica de un fenómeno de decohesión en un material compuesto Al-Si (Needleman Int.J.Fract.'90). La fisuración del material se da al alcanzar un estado de tensiones normal o de cizalladura crítico (Cha.-1).

La introducción en el seno de nuestro material de esta nueva superficie, la cual presenta un comportamiento diferente al observado en el sólido masivo, introducirá una

modificación en la formulación del problema de elementos finitos. Esta modificación consiste en la aparición de un nuevo sumando ($\int_{S_{cz}} \sigma_{\alpha} \delta \Delta_{\alpha} dS$) (7) a tener en cuenta en la ecuación genérica (6) procedente del teorema de los trabajos virtuales en la cual se basa el método de los elementos finitos :

$$\int \tau \delta \eta dV = \int_{\partial V} T \delta u dS \quad ; (6)$$

$\tau \rightarrow$ tensor de tensiones (segundo tensor de Piola-Kirchhoff).

$\eta \rightarrow$ tensor de deformaciones (tensor de Green-Lagrange).

$T \rightarrow$ vector de las cargas externas aplicadas en el contorno.

$$\int \tau \delta \eta dV + \int_{S_{cz}} \sigma_{\alpha} \delta \Delta_{\alpha} dS = \int_{\partial V} T \delta u dS \quad ; (7)$$

$\sigma_{\alpha} \rightarrow$ tensión en la “cohesive zone” ($\alpha = n$: normal, $\alpha = t$: tangencial).

$\Delta_{\alpha} \rightarrow$ apertura en la “cohesive zone” ($\alpha = n$: normal, $\alpha = t$: tangencial).

Hemos mencionado anteriormente que la utilización de esta técnica requiere del conocimiento del camino que seguirá la nueva superficie en su propagación, dado que los elementos de la cohesive zone son introducidos previamente a la resolución del sistema. En nuestro caso de estudio, los ensayos de iniciación realizados ponen de manifiesto que el lugar en el cual la iniciación del “craze” tendrá lugar se sitúa en el plano de simetría de nuestra probeta ; igualmente, los ensayos experimentales de ruptura nos muestran que la fisura generada mediante el fenómeno de crazing se propagará siguiendo este mismo plano. Podemos concluir, por tanto, que la “cohesive zone” se encuentra perfectamente localizada.

La utilización de esta técnica requiere también del conocimiento de la ley de comportamiento característica del proceso de generación y propagación de la nueva superficie. En nuestro análisis haremos uso de la ley de comportamiento propuesta por R. Estevez y al. (Est.-1) para modelizar el fenómeno de crazing (fig. 57) ; en esta ley de comportamiento se pueden observar las tres etapas de dicho fenómeno : iniciación (caracterizada por el valor de una tensión crítica), alargamiento de las fibras y ruptura final de las mismas (caracterizada por un valor de apertura crítico del craze). La tensión hidrostática crítica determinada en este proyecto será introducida en dicha ley de comportamiento para adaptarla a nuestro caso de estudio.

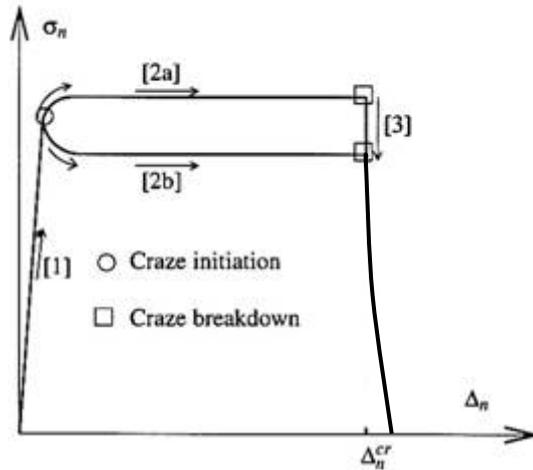


fig. 57 : ley de comportamiento utilizada en la “cohesive zone” para modelizar el proceso de crazing. Podemos distinguir las tres etapas que controlan dicho fenómeno : iniciación (caracterizada por una tensión hidrostática crítica), alargamiento de las fibras y rotura de las mismas (caracterizada por una apertura crítica del craze). (Est-1).

5.2) Mallado de las probetas utilizadas en los ensayos mecánicos :

En las simulaciones anteriores hemos hecho uso de los mallados propuestos por el programa comercial ABAQUS, adaptando dichos mallados al formato requerido en nuestro código de cálculo. La simulación del proceso de crazing y de la posterior propagación de la fisura generada en el policarbonato requiere de la utilización de un mallado con elementos de un tamaño inferior al utilizado en las simulaciones anteriores. La imposición de un mayor número de elementos en la región que rodea la entalla (192 para un radio de la entalla de 0.25 mm y 384 para un radio de 0.5 mm frente a los 96 elementos utilizados en ambos casos en las simulaciones anteriores) se traduce en un tamaño del sistema a resolver que impide su resolución en un tiempo razonable si el mallado propuesto por ABAQUS es utilizado. Hemos decidido entonces realizar un código en MATLAB que nos permita un control más exhaustivo de las regiones que necesitan de un mallado más fino y, fundamentalmente, de sus dimensiones.

El programa ABAQUS presenta ciertos problemas en cuanto a la generación automática de mallados en los cuales se requiere de una variación importante del tamaño de los elementos cuadriláteros en las diversas zonas del modelo. Es totalmente posible y relativamente simple para el programa, sin embargo, la realización de este tipo de mallados si el elemento escogido es de tipo triangular (fig. 8) ; la imposición del uso de elementos cuadriláteros por parte del código de cálculo utilizado (en el cual se encuentra implementada la ley de comportamiento del material) nos impide esta opción de cambio del tipo de elemento.

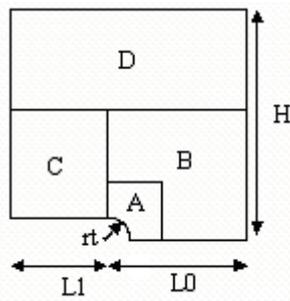
El código creado permite la generación de mallados para probetas de tipo DENT y SENT con cualquier tipo de dimensiones : las dimensiones geométricas son datos de entrada para el código, lo que permite su uso en nuestro problema de estudio pero también en cualquier otro ensayo que utilice este tipo de probetas. Permite también un control del número de elementos presentes en el fondo de la entalla (parámetro que controla en gran parte el tamaño de la matriz del sistema a resolver) así como de las dimensiones de la región que presenta un mallado más refinado (otro parámetro fundamental) y de las sucesivas reducciones del número de elementos del mallado que pueden realizarse. Es el control de este último aspecto, imposible a efectos prácticos en el programa ABAQUS, el factor que ha decantado la elección de un mallado de tipo “manual” (la posición de cada elemento es fijada por el utilizador del código) frente al mallado automático propuesto por el programa ABAQUS (el número de elementos en los bordes del modelo es controlado por el usuario, pero no la forma en que se realiza el mallado interno del mismo).

La utilización del código propuesto ha permitido una reducción considerable del número de elementos en el mallado ; a título de ejemplo, un mallado con el programa ABAQUS con 96 elementos en el fondo de la entalla presenta del orden de un 30% más de elementos que un mallado generado por el código en MATLAB ; porcentaje que aumenta con este número. La ganancia en tiempo de resolución del sistema es, por tanto, bastante considerable.

También cabe señalar la ganancia en tiempo de generación de mallados conseguida con este código con respecto al programa ABAQUS, ya que una vez el código ha sido creado la generación de mallados de este tipo de probetas se encuentra automatizada y requiere de poco tiempo por parte del utilizador del programa (se necesita únicamente de la definición de los parámetros que controlan las dimensiones y de aquellos que controlan el mallado). Un mallado con ABAQUS requiere, por contra, de la generación de todas y cada una de las probetas a simular ; siendo la automatización de este proceso imposible.

A continuación procedemos a una breve explicación de la solución empleada por el código para generar el mallado ; un informe más detallado sobre la forma en que el mallado ha sido realizado puede encontrarse en el anexo correspondiente (Anexo 2 : detalle del programa en MATLAB para la realización del mallado de las probetas tipo SENT y DENT).

En el mallado de la probeta pueden distinguirse cuatro zonas claramente diferenciadas, las cuales se encuentran representadas en la siguiente figura (fig. 58). En esta figura podemos también visualizar las variables que controlan las dimensiones de la probeta :



$rt \rightarrow$ radio de la entalla
 $H \rightarrow$ altura de la probeta,
 $L1 =$ longitud de la entalla $- rt$,
 $L0 =$ longitud total de la probeta $- L1$.

fig. 58 : esquema de una probeta tipo SENT presentando las cuatro zonas del mallado.

ZONA A : región que rodea la entalla. Es la zona que presenta un mallado más fino, dado que se trata del lugar en el cual el fenómeno de crazing tendrá lugar. El número de elementos presentes en el fondo de la entalla puede controlarse por medio de la variable nt y la dimensión de esta zona viene dada por la variable $fine$ (fig. 59).

- nt : n° de nodos en la entalla = n° de elementos - 1.
- $fine$: $fine \times rt$ nos da las dimensiones del cuadrilátero en cuya esquina inferior izquierda se encuentra situada la entalla.

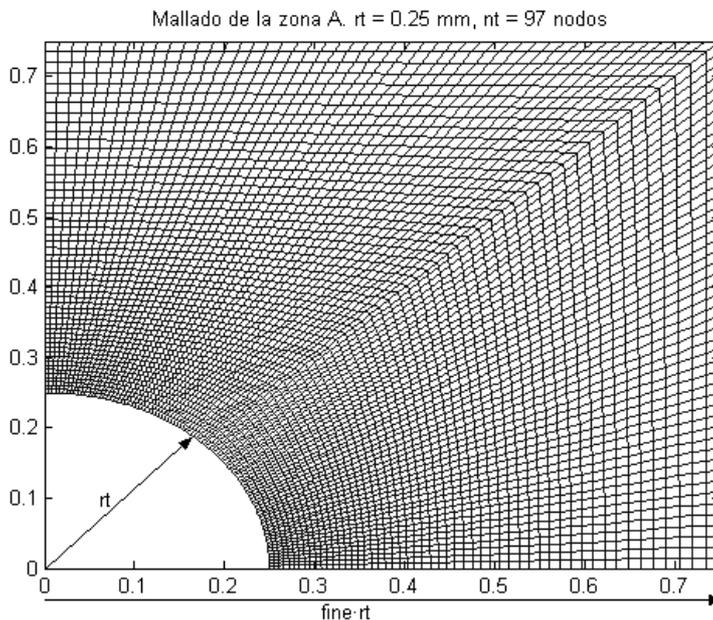


fig. 59 : variables que controlan el mallado y las dimensiones de la zona A.

ZONA B : esta zona comprende la región situada a la derecha de la entalla. Consiste en un cuadrilátero de dimensiones $L0 \times L0$ en cuya esquina inferior izquierda se encuentra la zona A y en cuyo interior se procede a la reducción del número de elementos necesarios para la realización del mallado (controlado hasta ahora por nt). Esta reducción se ha realizado siguiendo la solución propuesta por E. Van der Giessen y al. en sus publicaciones (VdG.-1)

(fig. 60) ; gracias a la cual se consigue una disminución del número de elementos necesarios a la mitad tras cada reducción en una distancia más que aceptable (la correspondiente a dos elementos consecutivos). El número total de reducciones en el mallado viene dado por la variable red y el número de elementos entre dos reducciones consecutivas por nred.

- red : número total de reducciones a realizar en la zona B.
- nred : número de elementos entre dos reducciones consecutivas.

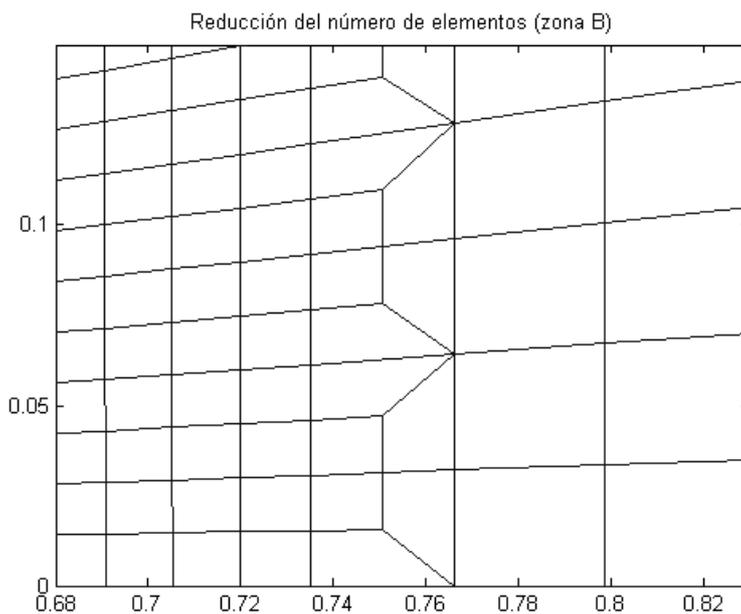


fig. 60 : esquema del procedimiento utilizado para disminuir el número de elementos en el mallado en la zona B.

ZONA C : a la izquierda de las zonas B y de A, esta zona se corresponde con la región situada encima de la entalla. Debido a su posición, se trata de una región que se encontrará sometida a un estado de tensiones de pequeña magnitud a lo largo de todo el proceso de carga ; esta razón nos permite la utilización de un mallado con elementos de mayor tamaño a los utilizados en las zonas A y B.

ZONA D : se corresponde con la zona situada en la parte superior de la probeta. Su posición, alejada de la región de estudio, hace que los elementos encontrados aquí sean los de mayor tamaño de todo el mallado.

A modo de ejemplo a continuación se muestra el mallado correspondiente a una probeta con un radio de 0.25 mm, geometría correspondiente a las probetas utilizadas en los ensayos de iniciación (fig. 61).

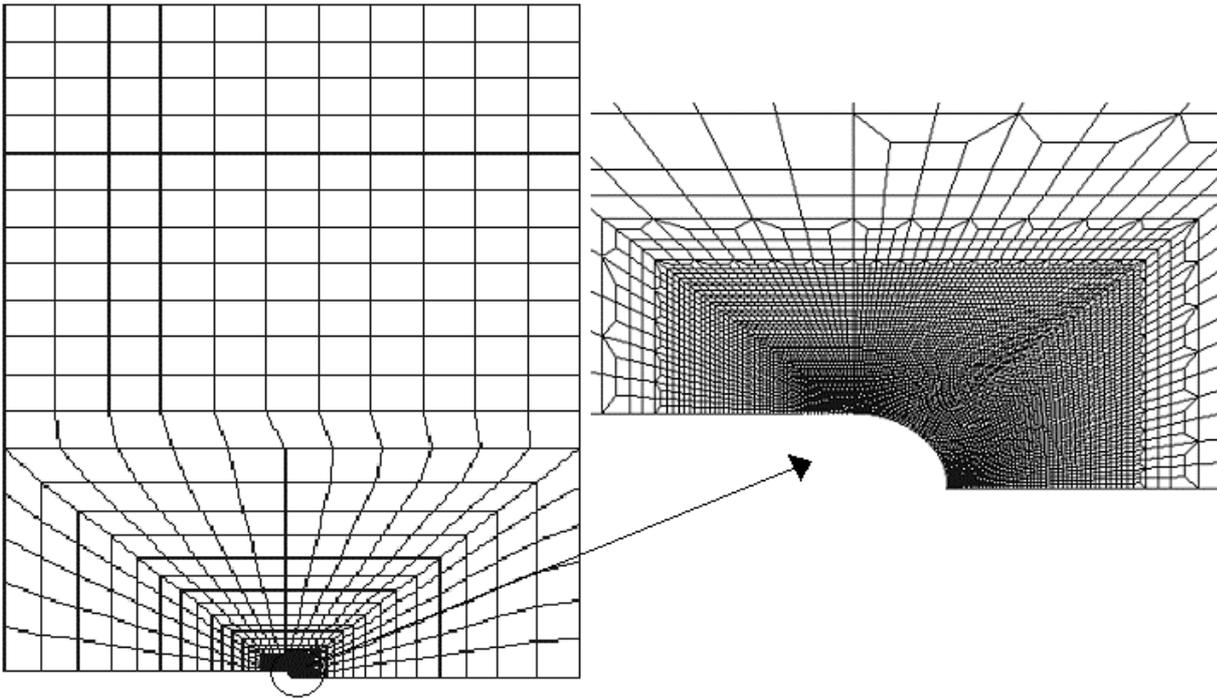


fig. 61: mallado de una probeta tipo SENT mediante el uso del código de programación propuesto. Valor de los parámetros utilizados : $r_t = 0.25$ mm, $H = 30$ mm, $L_0 = 10.25$ mm, $L_1 = 9.75$ mm, $n_t = 97$, $fine = 3$, $red = 3$, $nred = 1$.

5.3) Resultados de la simulación con la técnica de “cohesive zone” :

Se han realizado dos simulaciones con la técnica de “cohesive zone”, siendo la diferencia ambas simulaciones la velocidad de aplicación de la carga externa. Recordemos que el policarbonato presenta un comportamiento de tipo visco-elasto-plástico ; la realización de dos simulaciones con una distinta velocidad de aplicación de la carga y la comparación de los resultados obtenidos con las medidas experimentales disponibles nos permitirá verificar que el valor de la tensión hidrostática crítica (que es independiente de la velocidad de aplicación de la carga) calculado anteriormente es el correcto para nuestro material.

El valor que compararemos será el correspondiente a la fuerza externa aplicada en el momento en que la probeta se fractura, dado que para elevadas velocidades de sollicitación la determinación experimental de la fuerza necesaria para que el proceso de iniciación tenga lugar es, a efectos prácticos, imposible (la probeta rompe en un espacio de tiempo demasiado reducido). La fuerza necesaria para la rotura de la probeta es, sin embargo, un parámetro de verificación adecuado : incluso una vez la grieta originada por crazing ha aparecido, la propagación de la misma seguirá siendo controlada por el craze situado entre el material masivo y la grieta (fig.).

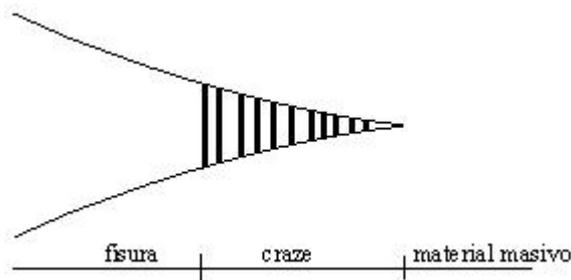


fig. : la propagación de una fisura en un polímero amorfo está controlada por el fenómeno de crazing:

Los valores experimentales de fuerza externa aplicada a la rotura que utilizaremos para llevar a cabo esta verificación han sido extraídos de la tesis de N. Saad (Saad-1), en la cual se han realizado ensayos de rotura para dos velocidades de carga diferentes :

- Caso 1 : $dU/dt = 1.38 \cdot 10^{-4} \text{ mm/s} \rightarrow F_{\text{rotura}}^{\text{exp}} = 4988 \text{ N}$.
- Caso 2 : $dU/dt = 1.29 \cdot 10^{-1} \text{ mm/s} \rightarrow F_{\text{rotura}}^{\text{exp}} = 4310 \text{ N}$.

Las probetas utilizadas en dicha tesis se corresponden con una geometría de tipo SENT con $h = 30 \text{ mm}$, $L0 = 15.5 \text{ mm}$, $L1 = 14.5 \text{ mm}$ y $rt = 0.5 \text{ mm}$ (véase fig.). El mallado utilizado en esta simulación, mostrado en la figura siguiente (fig.), ha sido generado con ayuda del código creado en lenguaje de programación MATLAB.

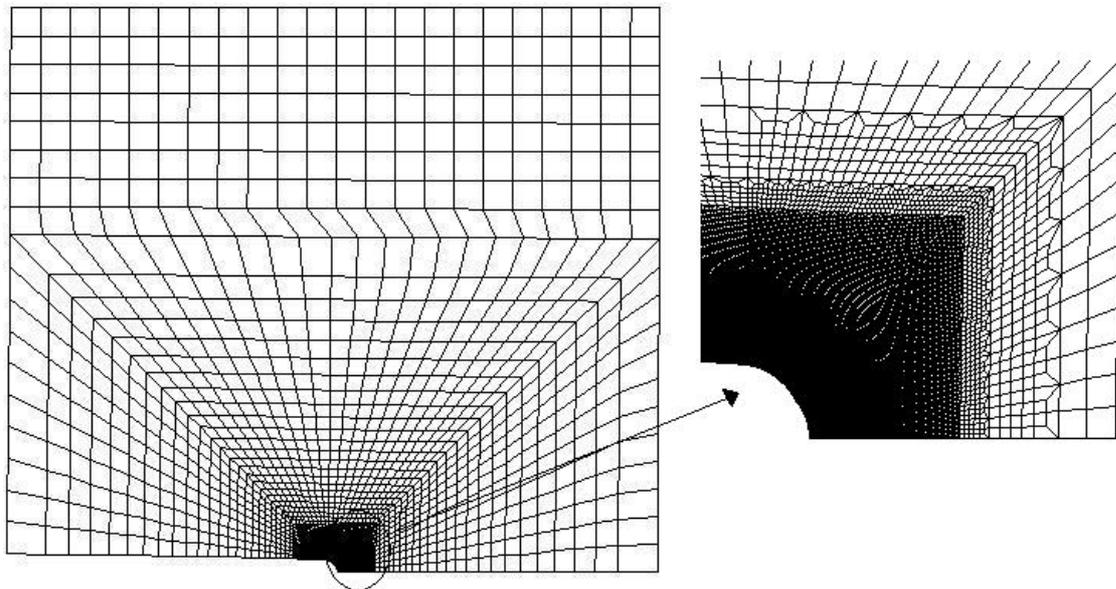


fig. : detalle del mallado utilizado en la simulación numérica de los ensayos mecánicos realizados en la tesis de N. Saad. Los parámetros introducidos en el código son : $red = 3$, $nred = 3$, $fine = 3$, $nt = 384$.

Las condiciones de contorno aplicadas son idénticas a las ya utilizadas en las simulaciones precedentes con probetas de tipo SENT (fig. 46).

En la siguiente gráfica se muestran las fuerzas externas aplicadas que resultan de las simulaciones con las dos velocidades de sollicitación consideradas (fig.).

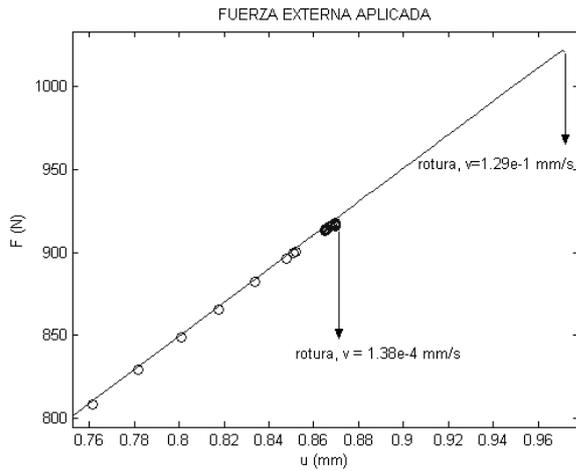


fig. : fuerzas externas aplicadas en el momento de la rotura de las probetas.

- Caso 1 : $dU/dt = 1.38 \cdot 10^{-4} \text{ mm/s} \rightarrow F_{\text{rotura}}^{\text{sim}} = 5150 \text{ N}$.
- Caso 2 : $dU/dt = 1.29 \cdot 10^{-1} \text{ mm/s} \rightarrow F_{\text{rotura}}^{\text{sim}} = 4584 \text{ N}$.

La comparación entre los resultados experimentales y numéricos pone de manifiesto el buen acuerdo existente entre ambos (diferencia entre ambos inferior al 5%) ; podemos considerar por tanto que el valor crítico de 95 MPa determinado en las simulaciones anteriores es adecuado para nuestro material.

Podemos también apreciar cómo la carga de rotura de las probetas ensayadas aumenta con la velocidad de sollicitación ; esto es debido al comportamiento viscoso de nuestro material. A elevadas velocidades de sollicitación el material ofrece una mayor resistencia a deformarse, lo que conlleva a un tamaño inferior de la zona plástica. Este hecho puede ser observado esto en la siguiente figura, donde se encuentra representada la deformación plástica acumulada para las velocidades de sollicitación consideradas en el momento en que se produce la rotura de la primera fibrilla del craze : A $\rightarrow 1.29 \cdot 10^{-1} \text{ mm/s}$, B $\rightarrow 1.38 \cdot 10^{-4} \text{ mm/s}$ (fig.).

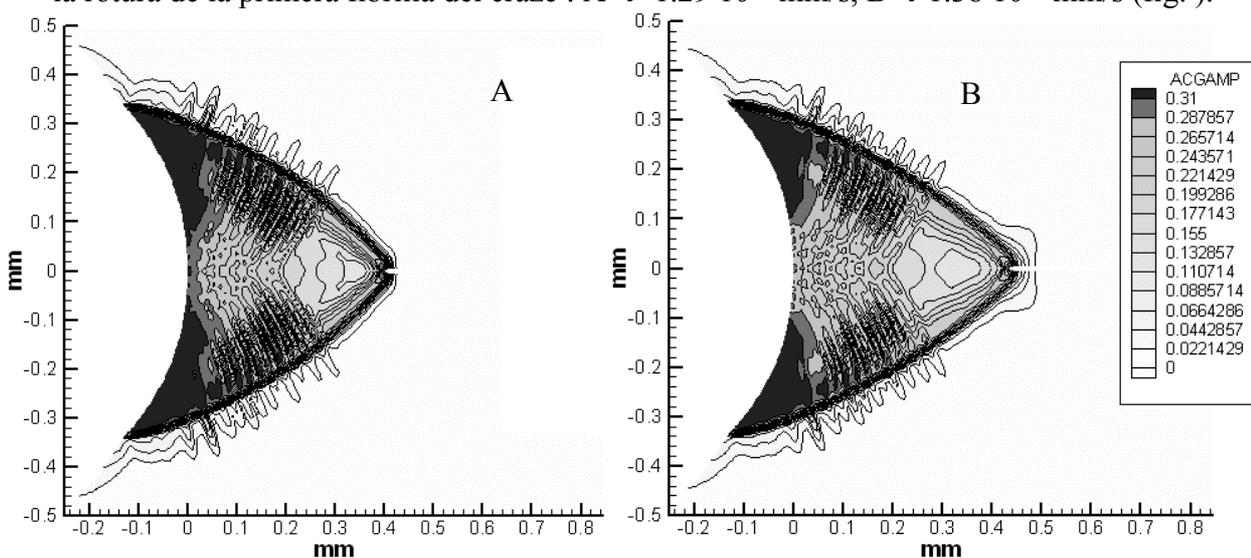


fig. : deformación plástica acumulada en el fondo de la entalla para velocidades de carga de $1.29 \cdot 10^{-1} \text{ mm/s}$ (A) y de $1.38 \cdot 10^{-4} \text{ mm/s}$ (B). Observamos cómo para elevadas velocidades de carga la región plástica disminuye su tamaño.

Un tamaño de la zona plástica más importante se traduce en una mayor tensión hidrostática en el fondo de la entalla ; el fallo del material mediante crazing se ve, por tanto, favorecido cuando el material se ve sometido a pequeñas velocidades de sollicitación. Este aspecto se pone de manifiesto en las gráficas siguientes (fig. y), donde el valor de la tensión hidrostática en el fondo de la entalla es representado en tres estados diferentes del proceso de rotura para las dos velocidades de carga consideradas :

- A) La tensión crítica es alcanzada → aparición del craze (iniciación).
- B) La primera fibrilla del craze rompe → generación de una microfisura.
- C) Propagación estable de la fisura generada por crazing.

$$\dot{U} = 1.38 \cdot 10^{-4} \text{ mm / s} :$$

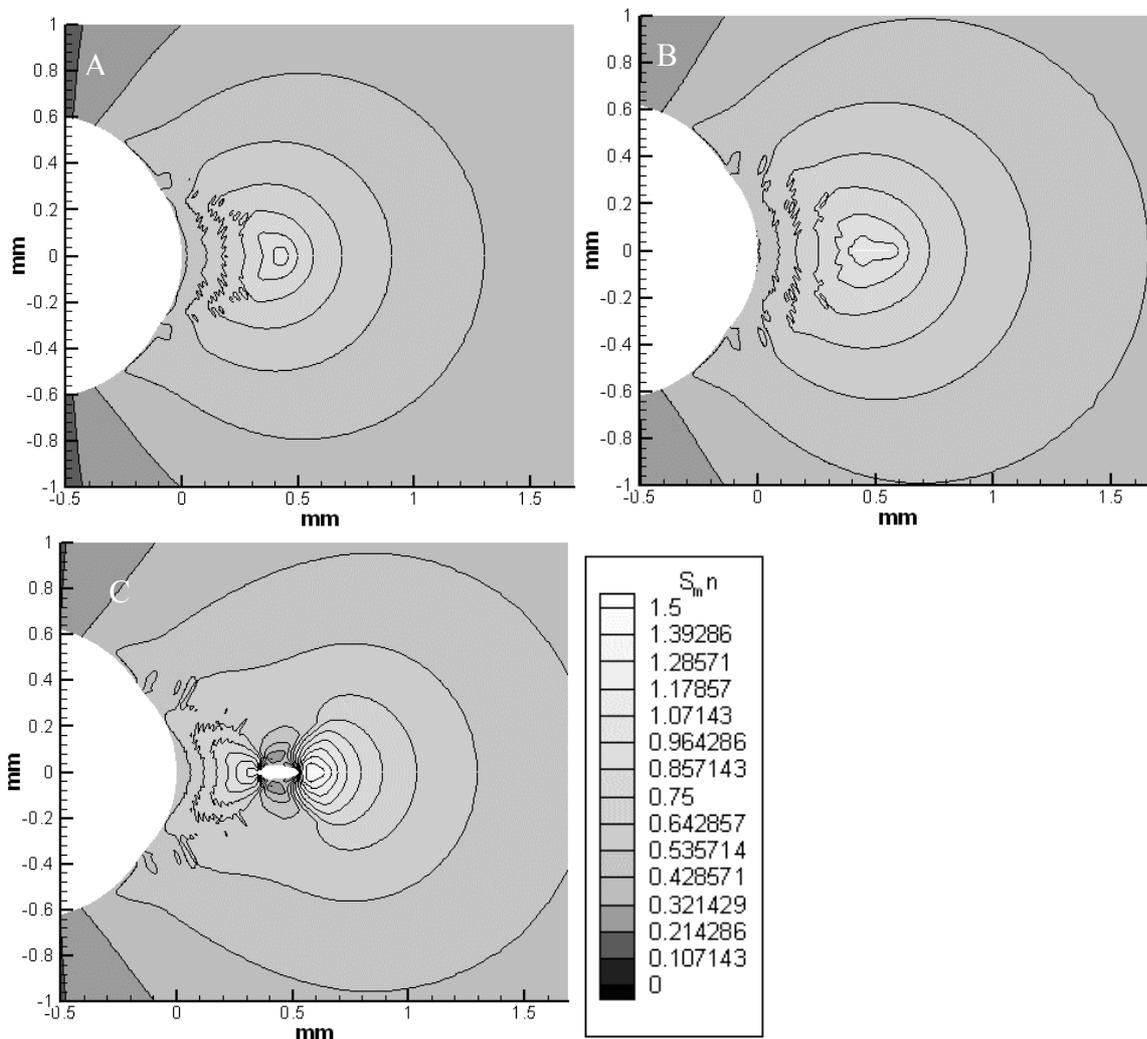


fig. : representación del campo de tensiones hidrostático en el fondo de la entalla para una velocidad de sollicitación de $1.38 \cdot 10^{-4} \text{ mm/s}$ ($S_{mn} = \sigma_H / \sigma_0$; $\sigma_0 = 88 \text{ MPa}$).

$$\dot{U} = 1.29 \cdot 10^{-1} \text{ mm/s} :$$

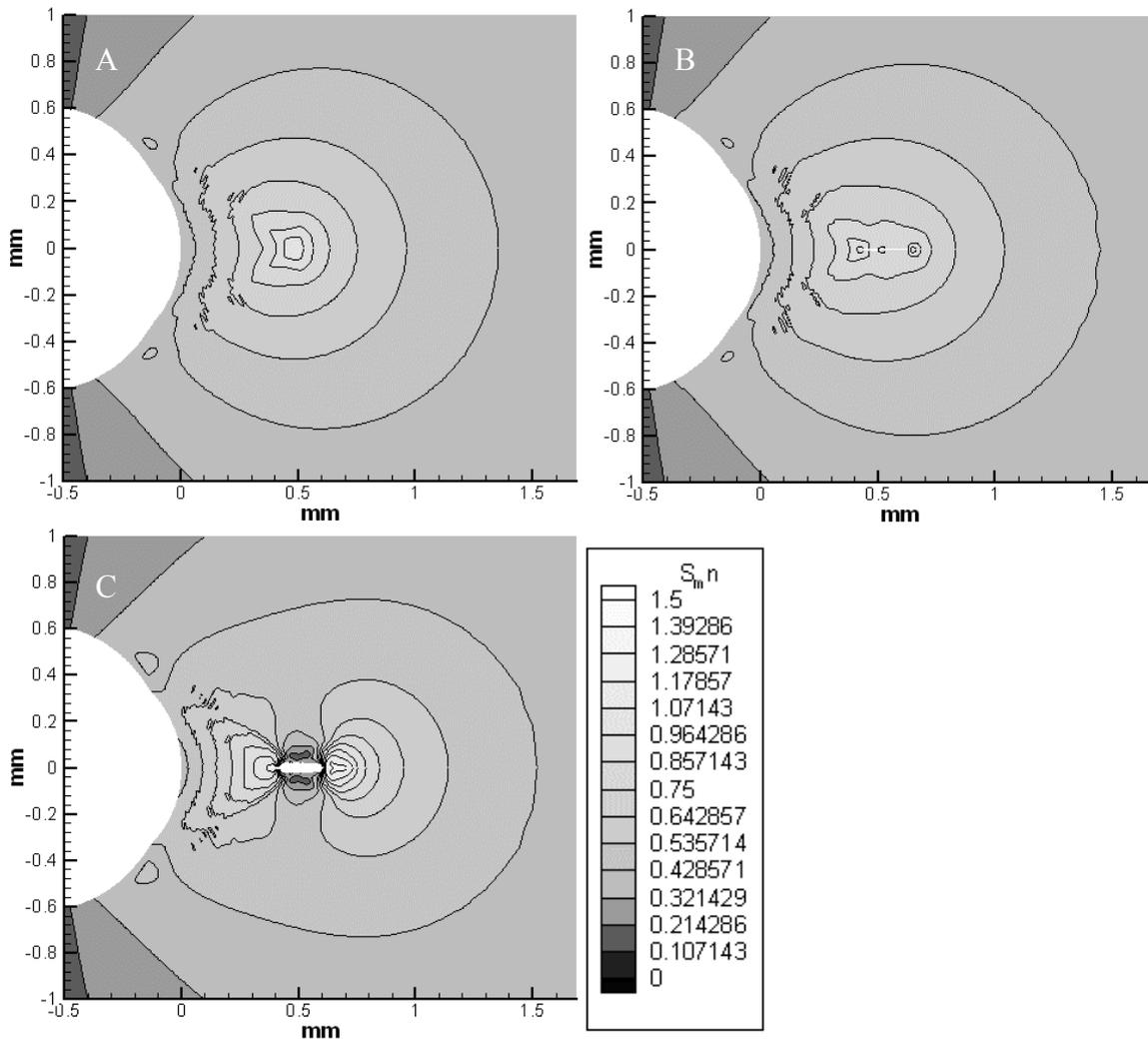


fig. : representación del campo de tensiones hidrostático en el fondo de la entalla para una velocidad de sollicitación de $1.29 \cdot 10^{-1} \text{ mm/s}$ ($S_{m,n} = \sigma_h / \sigma_0$; $\sigma_0 = 88 \text{ MPa}$).

La comparación entre las figuras A y B pone de manifiesto la principal diferencia entre los fenómenos de crazing y fisuración : la presencia de las fibrillas en el craze le confiere una cierta resistencia mecánica, lo que provoca que entre el momento en que el craze aparece y el momento en que se genera la fisura la fuerza aplicada sobre la probeta debe aumentar.

En el gráfico C observamos cómo, aunque la fisura ya ha aparecido, la propagación de la misma viene controlada por el fenómeno de crazing : el valor máximo de la tensión hidrostática, parámetro que controla la iniciación del crazing, aparece a los lados de la fisura, lugar donde se hayan situados los crazes.

ANEXO 1 : modificación del código FORTRAN.

En este anexo procedemos a explicar las modificaciones introducidas en el código diseñado por E. Van der Giessen y R. Estevez en lenguaje de programación FORTRAN, el cual nos ha permitido la realización de las simulaciones numéricas con la ley de comportamiento característica del policarbonato.

Modificación realizada el 20/01/05 por Marcos Romero de la Osa Vadon.

Con esta modificación perseguimos utilizar la mayor parte del código ya creado, los cambios realizados se ceñirán a los apartados que se encargan del mallado de las probetas ; mallado que realizaremos con ABAQUS. Las subrutinas que han sufrido modificaciones son las siguientes :

- mesh.f : definición de la posición de los nodos, la tabla de conectividad de los elementos y los nodos sobre los cuales se aplican las condiciones de contorno.
- prpbnd.f : introducción de las condiciones de contorno).

Estas subrutinas han sido sustituidas por meshabaqus.f y prpbndabaqus.f respectivamente ; subrutinas que cumplen la misma función que las precedentes.

Con esta nueva metodología evitamos la generación de una subrutina de mallado diferente para cada tipo de problema a estudiar.

Datos de entrada :

Los datos de entrada necesarios para el correcto funcionamiento del código y los ficheros de texto en los cuales dicha información debe ser introducida se enumeran a continuación :

- Posición (X,Y) de los nodos del mallado → documento XGYG.txt. El formato es el siguiente : columna 1 : nº del nodo, . columna 2 : posición horizontal (x), columna 3 : posición vertical (y).
- Tabla de conectividad de los elementos → documento connectivity.txt. El formato es el siguiente : columna 1 : nº del elemento, columnas 2, 3, 4 y 5 : nodos que forman el elemento.
- Nodos sobre los cuales se impondrán las condiciones de contorno → documentos bordhaut.txt, bordbas.txt y borddroit.txt. El formato es el siguiente : una sola columna con el nº de los nodos en los que se encuentran aplicadas las condiciones de contorno.

Todos estos datos se encuentran disponibles en el documento *.inp generado por ABAQUS ; los documentos de texto podrán ser creados con una simple operación de copiar-pegar las informaciones requeridas.

Hay que indicar que para que el programa ABAQUS nos permita obtener los nodos con las condiciones de contorno impuestas debemos seguir los pasos que se detallan a continuación, dado que no son datos que el programa facilite por defecto.

La secuencia de órdenes que nos permiten obtener dichos nodos es la siguiente : Load → Tools → Set → Manager → Create → introducir el nombre del Nset a generar y seleccionar las superficies con una misma condición de contorno impuesta. Con esta operación, en el documento *.inp aparecerá un Nset con los nodos correspondientes a las superficies seleccionadas.

NOTA : en todos los ficheros *.txt se debe verificar que el último número a introducir vaya seguido de “,” ; en caso contrario, dicho número no quedará registrado. Ej. :

1
6 → el ordenador guardará 1,6
9

1
6 → el ordenador guardará 1, 6, 9.
9,

NOTA : por defecto, la condición de contorno es la correspondiente a la de borde libre ; por tanto, las superficies que presenten este tipo de condición de contorno no necesitan ser introducidas.

NOTA : los datos correspondientes a las condiciones de contorno deben de presentarse obligatoriamente en forma de columnas. Ej. :

1
1, 6, 9, → NO ; 6 → SI
9

Modificación del código :

- meshabaqus.f: subprograma que lee y guarda los datos de entrada que se encuentran en los documentos de texto y que contienen el valor de las variables necesarios para la generación del mallado por parte del código (NPDHC, NPDH, NBV, NNODE, NELM). El código propuesto se muestra a continuación :

```
c *****
c
c code FORTRAN pour introduire le maillage.
c Il substitue à mesh.f en utilisant le maillage
c réalisé par ABAQUS
c *****
c
c SUBROUTINE MESHABAQUS
c
c IMPLICIT DOUBLE PRECISION (A-H,O-Z)
c COMMON/PRSC4/NBV
c COMMON/MEXSHPAR/NPDHC,NPDH
c COMMON /RTNC/NELM,NDOF,NDOF2,NIPE,NIP,NNODE,NNOD
c COMMON/ICO/ICON(4,1)
c COMMON/CCXG/XG(1)
c COMMON/CCYG/YG(1)
c COMMON /PRSC1/ RKREF,BV(1)
c COMMON /PRSC2/IND(1)
c COMMON /CRACK/ NCS,NCM,NCE,NDT,LMT
c
c -----
c Introduction des variables:
c NNODE --> nombre de nodes du maillage
c XG(i) --> position x du noeud i
c YG(i) --> position y du noeud i
c -----
c
c open(UNIT=10,file='XGYG.txt')
c
c do i=1,10000
c   read (10,*,END=1000) NNODE, XG(i), YG(i)
c enddo
c
c 1000 continue
c close(UNIT=10)
c
c NNOD=NNODE
c
c -----
c Introduction de la connectivité nodes élément
c ICODE (i,j) --> node i de l'élément j (i=1...4)
c NELM --> nombre d'éléments du maillage
c -----
c
c open(UNIT=20,file='conectivity.txt')
c
c do i=1,10000
```

```

read(20,*,END=2000)NELM,ICON(1,i),ICON(2,i),ICON(3,i),ICON(4,i)
  enddo
c
2000  continue
      close(UNIT=20)
c
c
c -----
c Introduction des nodes du contour
c IND --> nombre du node
c NBV --> traction displacement face
c NPDHC --> (variable auxiliaire) node boundary simetry down
c NPDH --> node boundary symmetry right
c -----
c
      open(UNIT=40,file='bordbas.txt')
      open(UNIT=50,file='borddroit.txt')
      open(UNIT=60,file='bordhaut.txt')
c
      NBV=0
      NPDHC=0
      NPDH=0
c
      do i=1,10000
        read (40,*,END=4000) IND(i)
      enddo
4000  NPDHC=i-1
      close(UNIT=40)
c
      do i=NPDHC+1,1000
        read (50,*,END=5000) IND(i)
      enddo
5000  NPDH=i-1
      close(UNIT=50)
c
      do i=NPDH+1,1000
        read (60,*,END=6000) IND(i)
      enddo
6000  NBV=i-1
      close(UNIT=60)
c
      LMT=5
c
      RETURN
      END

```

- prpbndabaqus.f: subprograma en el cual se introducen las condiciones de contorno ; para ello se utilizan tres variables : ICODE (1 → tensión impuesta; 0 → desplazamiento impuesto), IRTN (1 → dirección x, 2 → dirección y) y BV (valor del desplazamiento/tensión impuesto). El código propuesto se muestra a continuación :

```

c *****
c
c code FORTRAN pour introduire les conditions limites
c il substitue a prpbnd.f en utilisant le maillage
c réalisé par ABAQUS
c

```

```

C      *****
C
C      SUBROUTINE PRPBNDABAQUS
C
C      IMPLICIT DOUBLE PRECISION (A-H,O-Z)
C
C      COMMON/PRSC1/RKREF,BV(1)
C      COMMON/PRSC2/IND(1)
C      COMMON/PRSC3/IRTN(1)
C      COMMON/PRSC4/NBV,ICODE(1)
C      COMMON/MEXSHPAR/NPDHC,NPDH
C
C      do i=1,NPDHC
C          ICODE(i)=0
C          IRTN(i)=2
C          BV(i)=0.d0
C      enddo
C
C      do i=NPDHC+1,NPDH
C          ICODE(i)=0
C          IRTN(i)=1
C          BV(i)=0.d0
C      enddo
C
C      do i=NPDH+1,NBV
C          ICODE(i)=1
C          IF (I.eq.(NPDH +1)) THEN
C              BV(i) = 0.5d0
C          ELSEIF (I.eq.NBV) THEN
C              BV (i) = 0.5d0
C          ELSE
C              BV(i)=1.d0
C          ENDIF
C          IRTN(i)=2
C      enddo
C
C      return
C      end

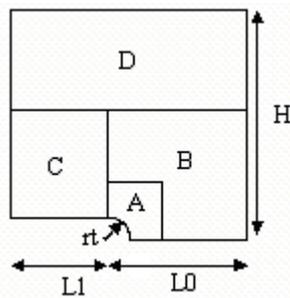
```

NOTA : en estas nuevas subrutinas, el nombre y número de las variables utilizadas anteriormente por el código no han sido modificados ; esto puede presentar problemas en ciertos casos en los cuales un número mayor a tres variables para definir las condiciones de contorno fuera necesario (NPDHC, NPDH y NBV). Para la simulación de los ensayos realizados este número es suficiente.

ANEXO 2 : DETALLE DEL PROGRAMA EN MATLAB PARA LA REALIZACION DEL MALLADO DE LAS PROBETAS TIPO SENT Y DENT.

En este anexo realizaremos un análisis detallado de las soluciones adoptadas en la realización del código que nos permite la generación de los mallados de las probetas utilizadas en las simulaciones con la técnica de la “cohesive zone”.

En el mallado de la probeta pueden distinguirse cuatro zonas claramente diferenciadas, las cuales se encuentran representadas en la siguiente figura (fig. A2-1). En esta figura podemos también visualizar las variables que controlan las dimensiones de la probeta :



rt = radio de la entalla.

H = altura de la probeta.

L1 = longitud de la entalla – rt.

L0 = longitud total de la probeta – L1.

fig. A2-1 : esquema de una probeta tipo SENT presentando las cuatro zonas del mallado.

Zona A :

Región que rodea la entalla, es la zona que presenta un mallado más fino, dado que se trata del lugar en el cual el proceso de crazing tendrá lugar. Es geoméricamente asimilable a un cuadrado de lado $fine \cdot rt$ cuya esquina inferior izquierda ha sido sustituida por la entalla de radio rt .

- $fine \rightarrow$ variable adimensional que controla el tamaño de la zona A

El número de elementos en la entalla viene controlada por la variable nt y el número de elementos en los lados derecho y superior del cuadrilátero es igual a $(nt-1)/2$.

- $nt \rightarrow$ número total de nodos en la entalla = número de elementos -1. Por razones que se verán posteriormente, el número de elementos en el radio de la entalla debe de ser múltiplo de 2^{red} ($red \rightarrow$ parámetro que controla el número de reducciones del número de elementos en la zona B)

Los nodos del fondo de la entalla así como los pertenecientes a los lados superior y derecho del cuadrilátero están dispuestos uniformemente a lo largo de los mismos. El resto de nodos se dispondrán en las rectas que unen los nodos de la entalla con los de los lados derecho y superior, obteniendo así una disposición de los nodos en esta zona en forma de abanico (fig. A2-2).

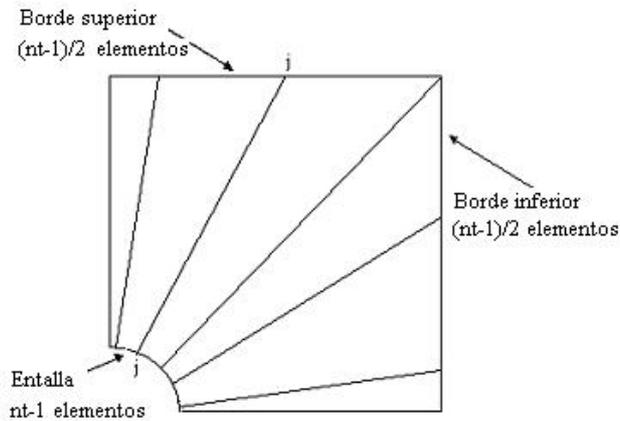


fig. A2-2 : esquema de la estructura en forma de abanico adoptada en la disposición de los nodos en el mallado de la zona A.

El problema que se presenta ahora es el de situar los nodos en las rectas ya definidas. Hay que tener en cuenta que buscamos, por razones de estabilidad numérica y precisión de la solución, que los elementos tengan una forma geométrica lo más cercana posible a un cuadrado. A continuación presentaremos la solución retenida para el posicionado de los nodos, la cual consta de dos pasos :

- 1) Posicionado de los nodos de la línea situada en el lado inferior de la zona A :

Hemos fijado con anterioridad el número de elementos en el fondo de la entalla (que, recordemos, es igual a $nt-1$) y la longitud del arco de la entalla (igual a $\pi/2 \cdot rt$) ; dado que el mallado en dicho arco es uniforme, el tamaño del lado vertical de los elementos utilizados vendrá dado por :

$$lado = \frac{rt \cdot \pi / 2}{nt - 1}$$

Para un elemento posicionado a una distancia x del centro de la entalla, el tamaño del lado vertical del mismo vendrá dado por :

$$lado \sim \frac{x \cdot \pi / 2}{nt - 1}$$

Dado que la forma de los elementos debe de ser similar a un cuadrado, podemos posicionar los nodos en la línea inferior de la zona A haciendo uso de la siguiente construcción (fig. A2-3) :

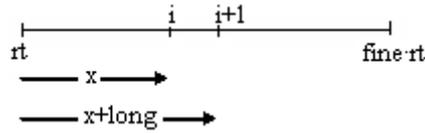


fig. A2-3 : esquema del posicionado de los nodos en el lado inferior de la zona A.

$$\frac{\frac{\pi \cdot x_i}{2(nt-1)} + \frac{\pi \cdot (x_i + long_i)}{2(nt-1)}}{2} = long_i \rightarrow long_i \left(1 - \frac{\pi}{2(nt-1)} \right) = \frac{\pi \cdot x_i}{2(nt-1)} ;$$

$$x_{i+1} = x_i + long_i ;$$

$$x_0 = rt ;$$

- 2) Posicionado del resto de nodos : para ello haremos uso de los nodos de la línea inferior de la zona A, que han sido fijados en el paso 1. La posición de los nodos del resto de las líneas de la zona A será proporcional a la posición de los nodos de la línea inferior ; la constante de proporcionalidad vendrá dada por la relación entre las longitudes totales de las dos líneas consideradas (fig. A2-4).

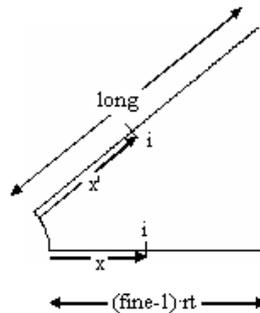


fig. A2-4 : esquema del posicionado del resto de nodos de la zona A.

$$x_i' = x_i \frac{long}{(fine-1)rt} ;$$

$$x_0 = 0 ;$$

En la siguiente figura podemos apreciar el mallado de la zona A correspondiente a una probeta con un radio de entalla igual a 0.25 mm, $fine = 3$ y $nt = 97$ (fig. A2-5) :

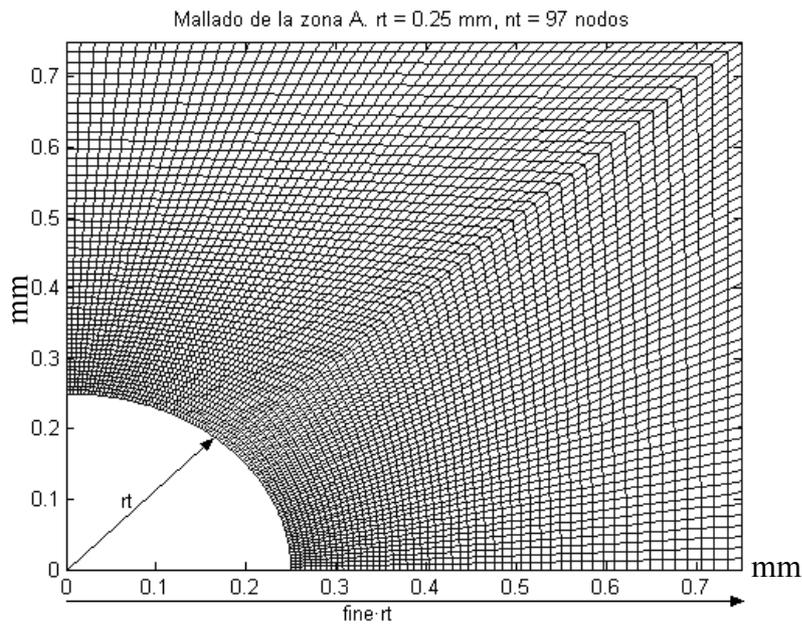


fig. A2-5 : variables que controlan el mallado y las dimensiones de la zona A.

Zona B :

Esta zona comprende la región situada a la derecha de la entalla, se trata de un cuadrilátero de dimensiones $L0 \cdot L0$ en cuya esquina inferior izquierda se encuentra la zona A y en cuyo interior se procede a la reducción del número de elementos necesarios para la realización del mallado (controlado hasta ahora por nt).

Nos encontramos suficientemente alejados de la zona de interés, por lo que no requerimos de una excesiva precisión en la solución numérica y el tamaño de los elementos puede entonces ser aumentado. Esto conlleva una considerable disminución en el número total de elementos necesarios para la generación del modelo.

La reducción del número de elementos se hará por medio de una construcción geométrica ; esta construcción sigue el esquema propuesto por E. Van der Giessen en sus publicaciones (VdG-1) (fig. A2-6). Es el control de estas reducciones (en número y posición) el aspecto que ha motivado la realización de un código de programación en detrimento de la utilización del programa comercial ABAQUS para la generación de los mallados que utilizaremos en nuestros cálculos.

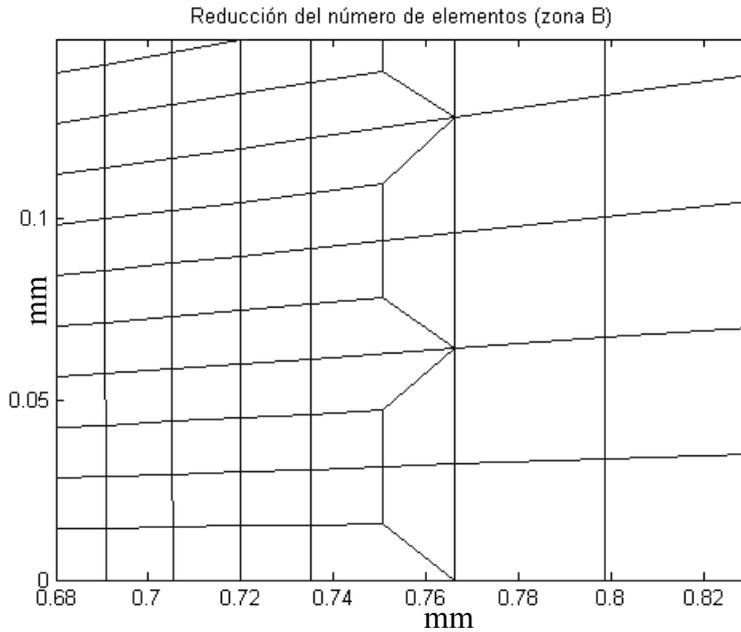


fig. A2-6 : esquema del procedimiento utilizado en la disminución del número de elementos en el mallado de la zona B.

El número de reducciones viene controlado por la variable *red* y el número de elementos entre dos reducciones consecutivas por la variable *nred*.

- *red* : número total de reducciones a realizar en la zona B.
- *nred* : número de elementos entre dos reducciones del número de elementos consecutivas.

El posicionado de los nodos sigue unas directrices similares a las que se marcaron en el mallado de la zona A pero con ciertas modificaciones : los nodos se sitúan , como ocurría en la zona A, encima de las líneas que ya se definieron en el apartado anterior y la línea correspondiente al lado inferior de la zona B sigue también las directrices ya indicadas. El cambio con respecto a la situación anterior es el siguiente : podemos dividir la zona B en dos subzonas, separadas entre sí por la bisectriz que va desde la esquina superior derecha de la zona A a la esquina superior derecha de la zona B ; en la subzona situada a la derecha de la bisectriz (subzona B1), la posición de los nodos viene dada por la intersección de las rectas definidas en el mallado de la zona A con unas verticales cuyo origen se sitúa en los nodos de la línea inferior de la zona B (los cuales, recordemos, siguen las mismas directrices que se marcaron en el mallado de la zona A). En la subzona situada a la derecha de la bisectriz (subzona B2), la posición de los nodos viene dada por la intersección de las rectas definidas anteriormente y las horizontales situadas simétricamente con respecto a las verticales de la subzona B1 (fig. A2-7).

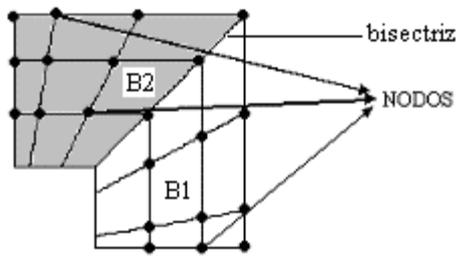


fig. A2-7 : esquema del proceso seguido en el mallado de la zona B.

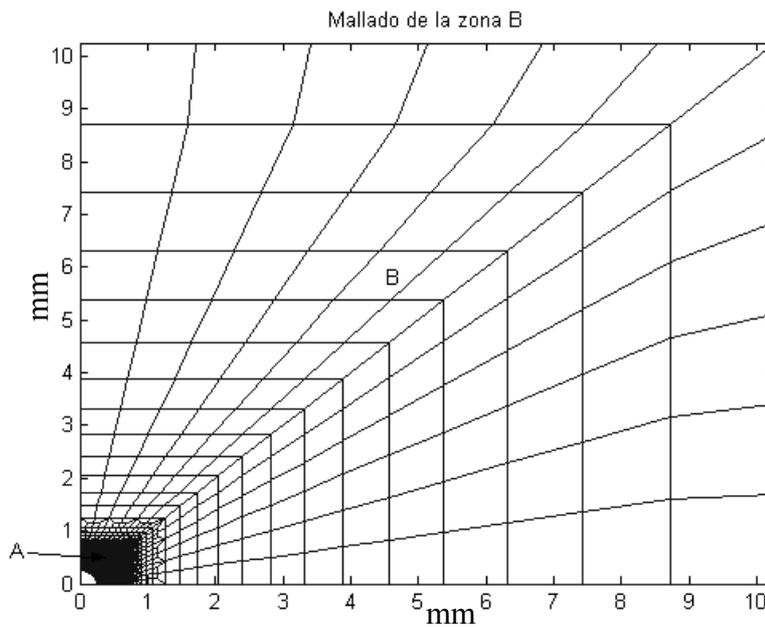


fig. A2-8 : mallado de la zona B.

Zona C :

Situada a la izquierda de las zonas B y A, esta zona se corresponde con la región de la probeta que encontramos encima de la entalla.

Debido a su posición, se trata de una región que se encontrará sometida a un estado de tensiones de pequeña magnitud a lo largo del proceso de carga ; esta razón nos permite la utilización de un mallado con elementos de mayor tamaño a los utilizados en las zonas A y B (el tamaño de los elementos en esta zona es el doble al correspondiente a los elementos de las zonas A y B), lo que se traduce en una considerable reducción del número de elementos.

Dentro del mallado podemos distinguir varias regiones (fig. A2-9) :

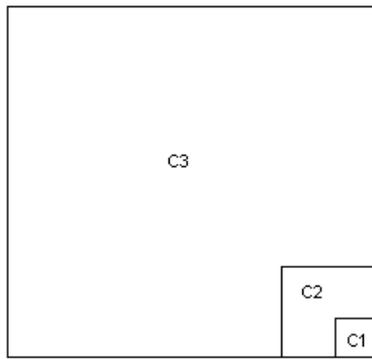


fig. A2-9 : subdivisiones de la zona C.

C1:

Región con forma de cuadrado situada en la esquina inferior derecha de la zona C.

Su situación, cercana a la zona de interés, y la presencia de la entalla (con el consiguiente gradiente de tensiones generado) motivan que esta sea la única región de la zona C que presente un mallado con elementos cuadráticos de pequeñas dimensiones ; es una región que requiere de una buena precisión en la solución.

El mallado del lado derecho viene dado por la posición vertical de los nodos de la zona A y el del lado inferior por un mallado uniforme del segmento con un número de elementos igual al número de elementos del lado vertical. El resto de los nodos se posicionan en la intersección de las rectas verticales y horizontales que tienen su origen en los nodos anteriormente definidos (fig. A2-10).

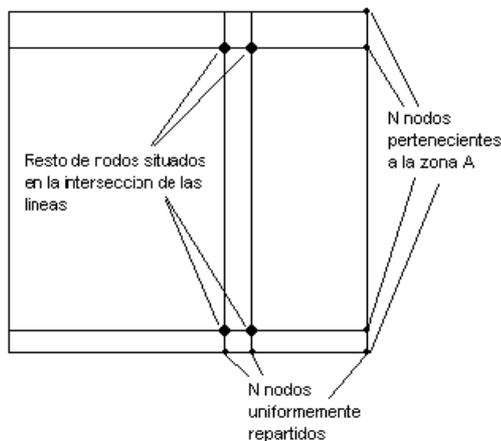


fig. A2-10 : esquema del mallado de la región C1.

C2 :

Región con forma de cuadrado que se extiende hasta el final de la zona A y en cuya esquina inferior derecha se sitúa la región C1.

El mallado de esta zona viene dado por la posición vertical de los nodos de la zona A. Los nodos de esta región se posicionan de manera uniforme encima de las rectas verticales y horizontales que parten de los nodos de la zona A ; el número de elementos es igual al número de elementos prefijado en la zona C1 (fig. A2-11).

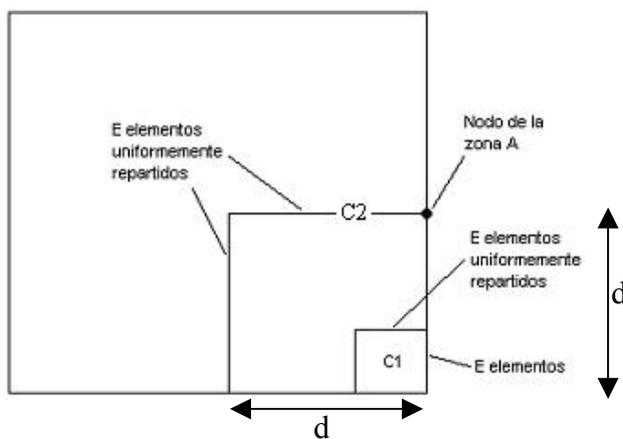


fig. A2-11 : esquema del mallado de la región C2.

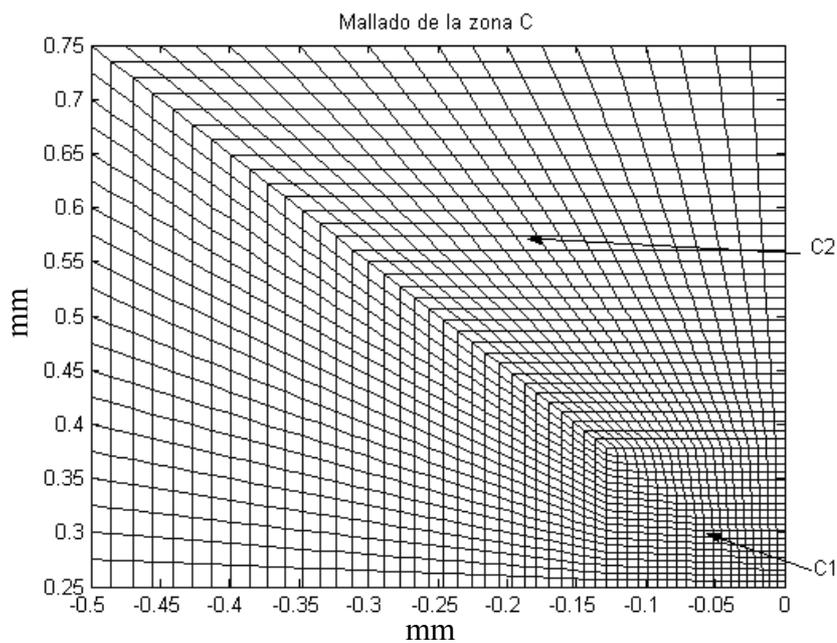


fig. A2-12 : mallado de las regiones C1 y C2.

C3 :

Región situada a la derecha de la zona B y en cuya esquina inferior derecha se sitúa la zona C2.

En el mallado de esta región, la posición de los nodos obedece a las directrices marcadas en la zona C2 ; la diferencia con la zona C2 consiste en que su posición, a la izquierda de la zona B, le obliga a seguir las reducciones de mallado de la misma salvo la última. La última reducción no se realiza con el objetivo de uniformizar lo máximo posible el tamaño y la forma de los elementos de esta región con respecto a los pertenecientes a la zona B y conseguir así una transición suave entre las zonas B y C y la zona D (fig. A2-13).

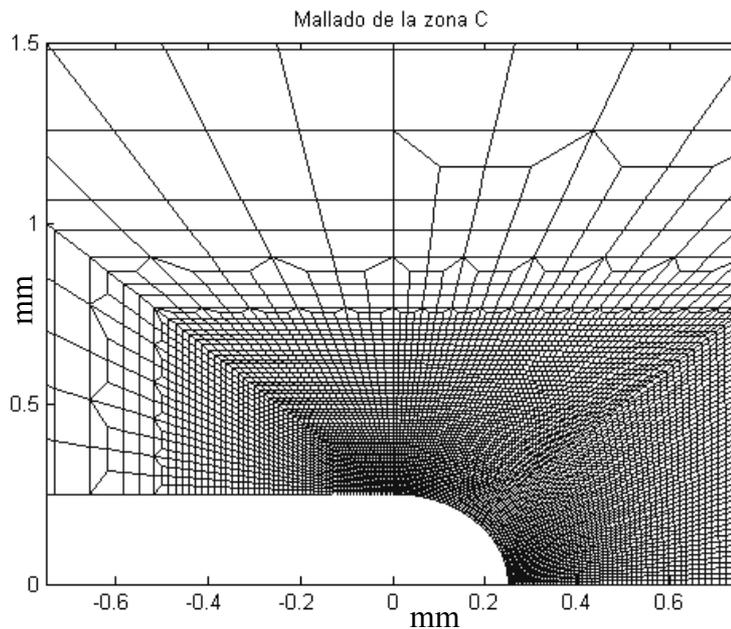


fig. A2-13 : reducciones de mallado sobre las zonas B y C3. Podemos apreciar el tamaño de los elementos de la zona C, sensiblemente más grandes que los de las zonas A y B; así como el hecho que la última reducción de mallado no se ha realizado en la zona C, lo que permite la obtención de unos elementos con un tamaño similar en las zonas B y C.

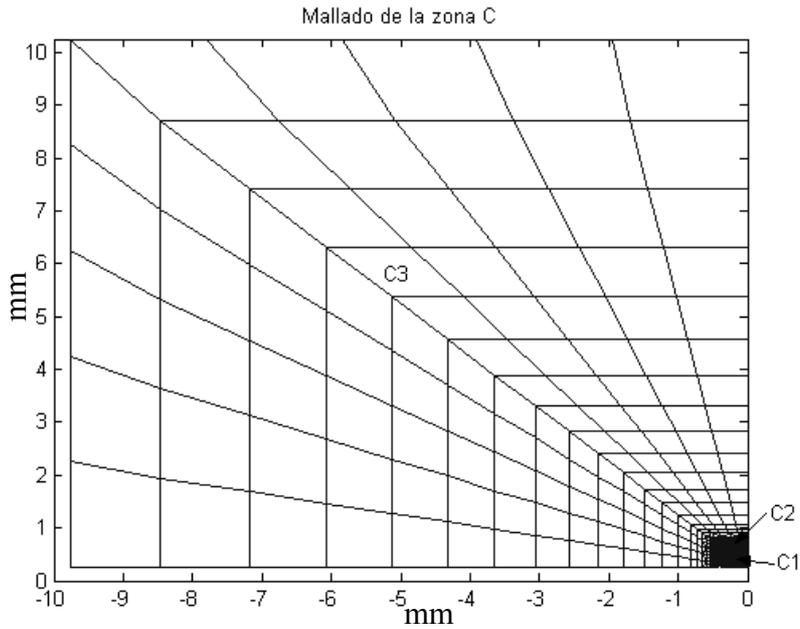


fig. A2-14 : mallado de la zona C.

Zona D :

Zona situada en la parte superior de la probeta, encima de las zonas B y C. Su posición, alejada de la zona de interés, hace que esta zona presente los elementos de mayor tamaño de todo el modelo.

El mallado es bastante simple, consistente en una serie de elementos rectangulares distribuidos uniformemente en toda la superficie y con una relación altura/base = 1.5. El número de elementos viene prefijado por la suma de los elementos de los lados superiores de las zonas B y C.

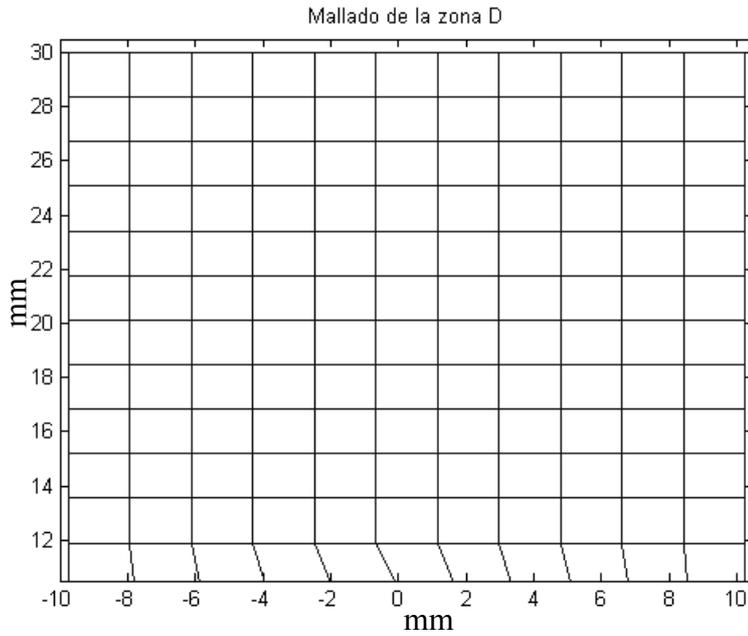


fig. A2-15 : mallado de la zona D.

En la siguiente figura se puede apreciar el mallado resultante de la aplicación de este código (fig. A2-16). Se trata de una probeta con un radio de entalla de 0.25 mm correspondiente a una de las geometrías utilizadas en los ensayos mecánicos de caracterización.

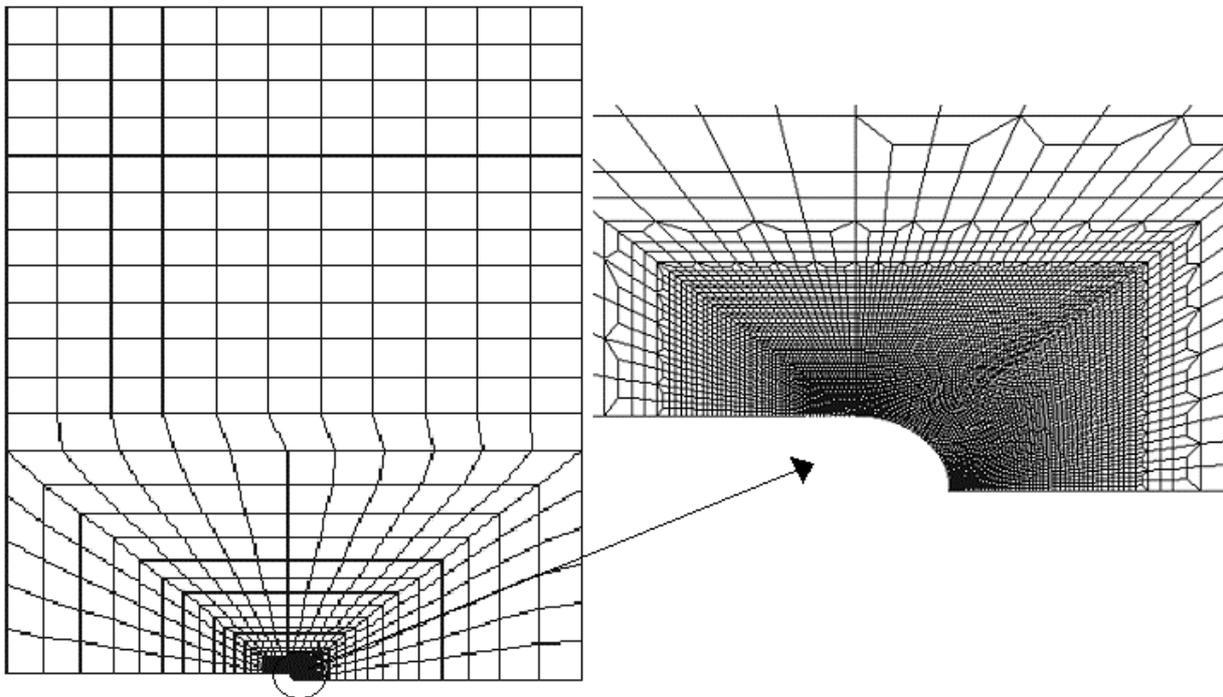


fig. A2-16 : mallado de una probeta tipo SENT mediante el uso del código de programación propuesto.
 Valor de los parámetros utilizados : $r_t = 0.25$ mm, $H = 30$ mm, $L_0 = 10.25$ mm, $L_1 = 9.75$ mm, $n_t = 97$, $fine = 3$, $red = 3$, $nred = 1$.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS :

(Ish-1) : Criterion for craze nucleation in polycarbonate (M. Ishikawa, I. Narisawa, H. Ogawa). Journal of Polymer Science, VOL.15 1791-1804 (1977).

(Ish-2) : Fracture of notched polycarbonate under hydrostatic pressure (M. Ishikawa, I. Narisawa). Journal of Materials Science 18 (1983) 1947-1957.

(Ish.-3) : Brittle fracture in glassy polymers (M. Ishikawa, H. Ogawa, I. Narisawa). J. MACROMOL. SCI.-PHYS., B19(3), 421-443 (1981).

(VdG-1) : A numerical study of crack-tip plasticity in glassy polymers (J. Lai, E. Van der Giessen). Mechanics of Materials 25 (1997) 183-197.

(Est-1) : Modelling and computational analysis of fracture of glassy polymers (R. Estevez, E. Van der Giessen). 2000 Journal of the Mechanics and Physics of Solid, V48, pp 2585-2617.

(Cha-1) : un modèle de zone cohésive endommageable pour l'analyse de la compétition entre la décohésion à l'interface et rupture des renforts CMM Aluminium (Y. Charles, R. Estevez, Y. Bréchet, E. Maire). 17^{ème} Congrès Français de Mécanique.

Analyse expérimentale de l'amorçage du craquelage du PMMA à température ambiante (J. Ducros). Proyecto de fin de carrera realizado en INSA, departamento SGM año escolar 2002-2003.

Analyse expérimentale de l'amorçage du craquelage du PMMA et du PC (J. Lablanquie). Proyecto de fin de carrera realizado en INSA, departamento SGM año escolar 2003-2004.

(SAAD-1) : Etude expérimentale et analyse numérique de la rupture des polymères amorphes (N. Sadad-Gouider). 2005, Thèse de doctorat INSA de Lyon.