

## **SIMULACIÓN TRIDIMENSIONAL DE UN PROCESO DE EXTRUSIÓN MULTIPASO TIPO ECAE**

**Javier Signorelli\* , Claudio Gazza\* , Raúl Bolmaro\* , Roland Loge\*\* , Pablo Turner\***

\* Instituto de Física Rosario (IFIR – CONICET)  
Bv. 27 de Febrero 210bis. 2000 Rosario – Argentina. [www.ifir.edu.ar](http://www.ifir.edu.ar)

\*\* Centre de Mise en Forme des Matériaux (CEMEF) - Ecole des Mines de Paris UMR 7635  
BP 207, 06904 Sophia Antipolis Cedex, Francia.

**Palabras claves:** Extrusión angular, ECAE, modelo de daño, Elementos finitos 3D

**Resumen.** *En el presente trabajo se analizan los efectos de considerar diferentes descripciones constitutivas, diseño de la matriz y condiciones de fricción en el comportamiento de una aleación metálica sometida a un proceso de extrusión angular (ECAE - Equal Channel Angular Extrusion -) utilizando la técnica de elementos finitos. El diseño de la matriz ( $\Phi$ - $\Psi$ : 90°-0°, 105°-75°, 120°-60°, 135°-45°) tiene un efecto importante en el desarrollo de la tensión y por ende en la aparición posterior de daño en el material durante el proceso de ECAE. Se investiga la propensión al surgimiento de la fractura y su relación con el campo de tensión generado es investigada utilizando el criterio de Cockcroft-Latham y el modelo de daño de LeMaître. Los resultados de las simulaciones muestran que el daño aparece localizado en la parte superior de la pieza extrudada y su magnitud decrece al decrecer la sensibilidad del material a la velocidad y/o a un aumento de radio exterior. Finalmente, se muestra la influencia de la ruta elegida en una operación multipaso (rotación de la pieza) en la estabilidad del flujo y en función del camino de deformación y del endurecimiento sufrido por el material.*

### NOTACIÓN

$\lambda, \nu$	Coeficientes de Lamé
$\tilde{\lambda}, \tilde{\nu}$	Coeficientes de Lamé con daño
$\sigma_H$	Componente esférica del tensor de tensiones
$f$	Función de fluencia
$\sigma_o$	Tensión de fluencia
$S_n$	Estado de tensión deviatorio en $t_n$
$P_n$	Presión en $t_n$
$P_{n+1}$	Presión en $t_n + \Delta t$
$D_n$	Daño en $t_n$
$D_{n+1}$	Daño en $t_n + \Delta t$
$S^{\text{pred}}$	Predicción del tensor de tensión deviatorio en $t_n + \Delta t$
$\Delta D$	Incremento del daño
$\Delta e^{\text{el}}$	Componente elástica del incremento de deformación
$\Delta e^{\text{pl}}$	Componente plástica del incremento de deformación
$\Delta \delta$	Multiplicador plástico
$\Delta p$	Incremento de la velocidad de deformación plástica equivalente
$p_n$	Velocidad de deformación plástica equivalente en $t_n$
$\epsilon_{\text{eq}}$	Deformación plástica equivalente
$\epsilon^{\text{pl}}$	Componente plástica del tensor de deformación
$\epsilon_R$	Deformación a fractura
$\epsilon_D$	Umbral de daño
$D_c$	Valor crítico de daño
$\sigma_1$	Tensión principal máxima
$\chi$	Triaxialidad de tensión

## 1. INTRODUCCIÓN

El proceso de extrusión a través de un canal angular (ECAE, “Equal Channel Angular Extrusion”) fue desarrollado por Segal<sup>1,2</sup>. Este proceso recibe una creciente atención, especialmente debido a la posibilidad de imponer grandes deformaciones plásticas y de obtener microestructuras muy finas en metales, a través de múltiples cambios en la trayectoria de deformación del metal extrudado. Una característica distintiva de este proceso es su carácter discontinuo: la pieza es insertada y reinsertada en el canal, el cual está constituido por dos partes de igual sección rectangular que se intersectan a un ángulo  $\Phi$  (ver Figura 1). La deformación impuesta es esencialmente de corte, lo que implica que la pieza no presente, mayormente, cambios en su sección. A su vez, esto redundaría en la posibilidad de utilizar lingotes/tochos más pequeños para obtener un producto semi-terminado de un tamaño dado.

En el área de la metalurgia, esta ventaja es de interés dado que promueve la macrosegregación<sup>3</sup>. Por otra parte, la discontinuidad de este proceso posibilita modificar la textura cristalográfica de la muestra y por ende las propiedades mecánicas finales a través de una juiciosa elección de la secuencia de operaciones. El número de pasos puede variar de 1 a 16; las rutas más reportadas en ECAE son las identificadas como A, C, B<sub>A</sub> y B<sub>C</sub><sup>4,5,6</sup>. Las diferentes rutas son identificadas por el sentido de rotación en torno al eje de la pieza al cabo de dos pasos sucesivos; si se trata de una rotación en el sentido de las agujas del reloj “clockwise” (CW) o si se trata de una rotación en sentido opuesto “counterclockwise” (CCW). La ruta A no involucra rotación alguna; C se corresponde con una rotación de 180° al cabo de cada paso de extrusión; mientras que B<sub>A</sub> aplica una rotación de 90° en sentido CW en los pasos identificados como pares y B<sub>C</sub> aplica una rotación de 90° en sentido CCW en los pasos identificados como impares. Todas las posibles secuencias de operaciones en el proceso de ECAE implican un cambio en la trayectoria de deformación al que se somete el metal, aún en el caso de utilizar simplemente operaciones del tipo A.

Numerosas investigaciones han sido realizadas en relación con la influencia de la microestructura, estructura y subestructura de dislocaciones y propiedades efectivas desarrolladas durante el proceso de extrusión angular<sup>5,7,8</sup>. Sin embargo, poca atención ha sido prestada al comportamiento constitutivo del material, condiciones de fricción, etc.. Semiatin *et al.*<sup>9</sup> abordan este problema e investigan el proceso de fractura en una aleación de Titanio, poniendo de manifiesto la dificultad del trabajado, dado que la natural deformación de corte en el proceso de ECAE puede generar bandas de localización de la deformación, o eventualmente fractura por corte en el material.

Por otra parte, Segal<sup>10</sup> deriva una expresión aproximada, Ec. (1), para el cálculo de la deformación de corte impuesta en función de la geometría del canal. Más recientemente, Iwahashi *et al.*<sup>11</sup> proponen una expresión más refinada teniendo en cuenta el ángulo de curvatura exterior  $\Psi$ , además de la apertura de canal  $\Phi$ . Ambos análisis asumen la no existencia de fricción entre la muestra y el canal y homogeneidad del corte producido en la zona de deformación. La influencia de la deformación normal que genera la pieza durante la flexión no es contemplada en el análisis previo. La Ec. (1) indica que la deformación efectiva acumulada durante cada paso es influenciada por ambos ángulos,  $\Phi$  y  $\Psi$ .

Tabla I. Efecto de la geometría del canal sobre la deformación acumulada.

ángulo de canal $\Phi$	curvatura exterior $\Psi$	deformación acumulada
90°	0°	1.115
	90°	0.907
105°	0°	0.886
	75°	0.755
120°	0°	0.667
	60°	0.605
135°	0°	0.478
	45°	0.453

Como se muestra en la Tabla I, cuando  $\Psi=0^\circ$  se presenta la situación donde la deformación acumulada es máxima para un dado valor del ángulo de canal  $\Phi$ . Por ejemplo si se desea una deformación total de 4 esta puede ser alcanzada en 4 pasos a través de un canal  $\Phi=90^\circ$ ; para tener una acumulación homogénea de la deformación será necesario cambiar la orientación de la muestra de un paso a otro del proceso. Un incremento en la apertura del canal  $\Phi$  implica la necesidad de un número mayor de pasos a fin de obtener un dado valor de deformación.

$$\varepsilon = \frac{2 \cot\left(\frac{\Phi}{2} + \frac{\Psi}{2}\right) + \Psi \operatorname{cosec}\left(\frac{\Phi}{2} + \frac{\Psi}{2}\right)}{\sqrt{3}} \quad (1)$$

Tanto en los estudios del tipo experimental como en los análisis por simulación, la Ec. (1) es utilizada como punto de partida para definir la cantidad de pasos necesarios a fin de obtener la deformación acumulada deseada. Idealmente, la situación más eficiente es  $\Phi=90^\circ$  y  $\Psi=0^\circ$ , sin embargo la utilización práctica de un ángulo  $\Psi$  muy pequeño puede derivar en una concentración excesiva de tensión o en la aparición de zona muerta de deformación.

Mediciones posteriores, realizados por Wu y Baker<sup>8</sup> basadas en viscoplasticidad, revelan que la deformación de corte en procesos simples o multi pasos es muy próxima a la derivada por Iwahashi *et al.* en la parte central de la muestra. Sin embargo, las regiones adyacentes a la pared del canal presentan una deformación menor debido a los efectos del roce con las paredes del canal. La incorporación de los efectos de borde y fricción en la distribución de la deformación de corte han sido estudiados por Pragnell *et al.*<sup>7</sup> en el caso de aluminio en un canal simple. DeLo y Semiatin<sup>12</sup> muestran que la aparición de deformación no homogénea puede ser reducida permitiendo que la parte inferior del canal sea móvil lo cual es ilustrado claramente por Segal *et al.*<sup>13</sup>.

Nuestra intención es mostrar la factibilidad de modelizar a través de elementos finitos 3D el proceso de extrusión multipaso ECAE. Se discuten los resultados en términos de la tendencia a la localización de la deformación y de la distribución del daño y sus consecuencias en la fractura del material.

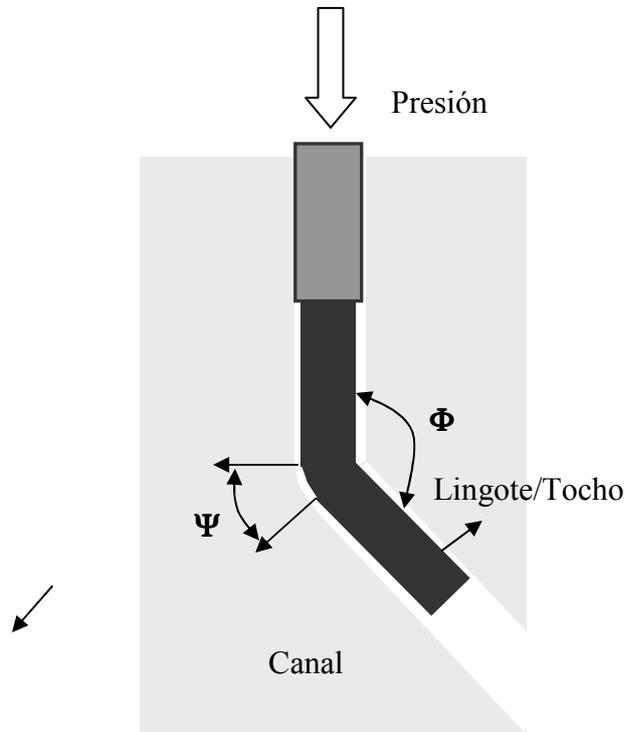


Figura 1: Descripción del proceso de extrusión a través de un canal.

## 2. MODELO DE DAÑO Y FRACTURA

A los fines de poder predecir la evolución del deterioro del material durante el proceso de ECAE, la ley de comportamiento debe tener en cuenta los efectos y la evolución del daño en el material. En nuestro caso el daño y el desarrollo de la fractura son descriptos a través de una ley constitutiva del tipo elastoplástico acoplada a un modelo de daño.

### 2.1. Criterio de fractura dúctil

Generalmente, la aparición de la falla se modeliza a través de una función matemática la cual representa el comportamiento físico del material. Diversas funciones han sido propuesta y analizadas por diferentes autores<sup>14,15,16,17,18</sup>.

$$\int_0^{\epsilon_R} f_{frac}(\sigma, \epsilon_{eq}) d\epsilon_{eq} - C_c < 0 \quad \text{no hay falla} \quad (2)$$

$$\int_0^{\epsilon_R} f_{frac}(\sigma, \epsilon_{eq}) d\epsilon_{eq} - C_c \geq 0 \quad \text{aparición de la fractura} \quad (3)$$

En la expresión anterior,  $\epsilon_R$  representa la deformación a fractura y  $\epsilon_{eq}$  es la deformación plástica equivalente definida como:

$$\epsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon^{pl} : \epsilon^{pl}} \quad (4)$$

siendo  $\epsilon^{pl}$  la componente plástica del tensor de deformación. El criterio de fractura  $f_{frac}$  es función de una combinación de los estados de tensión, deformación y/o velocidad de deformación más que de una de ellas en particular. Uno de los criterios más difundidos es el atribuido a Cockcroft-Latham<sup>19</sup> el cual está formulado en términos de la energía de tensión por unidad de volumen.

$$\int_0^{\epsilon_R} \sigma_1 : d\epsilon_{eq} = C \quad (5)$$

Este criterio reconoce el hecho de la dependencia del valor crítico de fractura con el nivel de la tensión principal máxima. No obstante, es un hecho experimental que materiales con muy limitada formabilidad pueden ser deformados satisfactoriamente bajo un estado de alta presión.

Si la tensión principal máxima es dividida por la tensión equivalente se llega a la definición del criterio de fractura normalizado de Cockcroft-Latham.

$$\int_0^{\epsilon_R} \frac{\sigma_1}{\sigma_{eq}} : d\epsilon_{eq} = C \quad (6)$$

## 2.2 Respuesta elastoplástica – dañada acoplada.

El modelo introducido por Le Maître<sup>20</sup> es un modelo constitutivo elastoplástico que incluye la descripción del daño en el material a través de una variable de daño escalar (Figura 2). Le Maître propone una evolución isotrópica del daño, cuya expresión incremental adopta la forma:

$$dD = \begin{cases} 0 & \text{si } \epsilon^{pl} \leq \epsilon_D \\ \frac{D}{\epsilon_R - \epsilon_D} \left[ 2(1+\nu) + 3(1-2\nu) \left( \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right) \right] d\epsilon_{eq}^{pl} & \text{si } \epsilon^{pl} > \epsilon_D \end{cases} \quad (7)$$

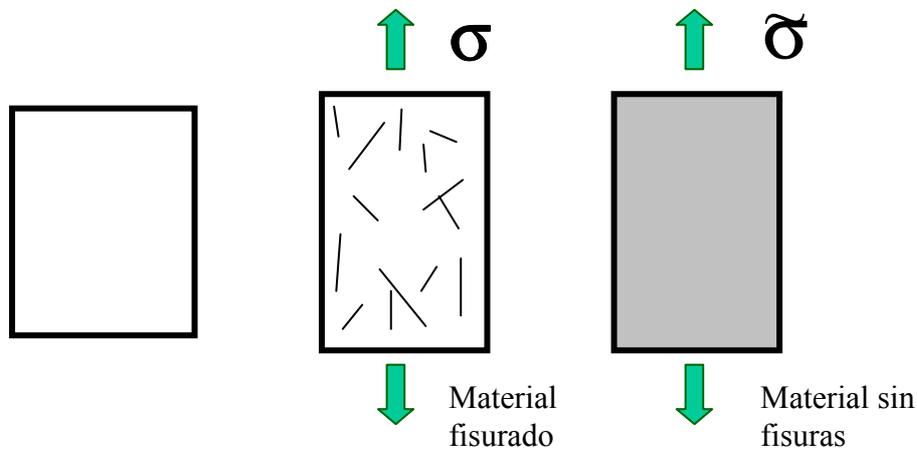


Figura 2: Esquema del modelo de daño.

donde  $\varepsilon_D$  es el valor a partir del cual el daño comienza y  $D_c$  es el valor crítico al cual el material fractura.  $\varepsilon_D$ ,  $\varepsilon_R$  y  $D_c$  pueden ser obtenidos a partir de un ensayo de tracción simple<sup>15</sup>. Dado que el modelo propuesto está basado en el concepto de propiedades efectivas, particularmente tensión efectiva, la variable de daño tendrá también influencia sobre el módulo elástico  $E$  y la tensión de fluencia del material.

### 3. PLANTEO NUMÉRICO

La ley constitutiva del material debe poder describir las diferentes etapas del proceso observadas experimentalmente desde el estado elástico inicial hasta la ruptura final. En el presente trabajo se emplea una ley del tipo elastoplástica acoplada al modelo de daño propuesto por Le Maître, los resultados obtenidos se comparan con los obtenidos utilizando el criterio de Cockcroft-Latham.

#### 3.1 Integración local de las ecuaciones de Prandtl-Reuss acopladas con daño.

La metodología para integrar las ecuaciones constitutivas utilizadas es la usual predictor-corrector empleada en la mayoría de los códigos elastoplásticos. Al predictor se le asocia la respuesta del material puramente elástico con daño, mientras que el corrector produce una corrección plástica a la solución aportada por el predictor. En nuestro caso, la resolución de la segunda etapa involucra la solución de un sistema de ecuaciones no lineales.

#### 3.2 Predicción elástica

El tensor de tensiones de Cauchy se descompone en sus partes deviatoria y esférica. Escribiendo las relaciones constitutivas en la forma incremental:

$$\Delta P_H = -\frac{3\tilde{\lambda} + 2\tilde{\nu}}{3} \text{tr}(\Delta e) \quad (8)$$

$$\Delta S = 2\tilde{\nu} \Delta e \quad (9)$$

siendo  $\tilde{\lambda} = (1-D)\lambda$  y  $\tilde{\nu} = (1-D)\nu$ . Dado que la parte esférica no contribuye a los efectos de la deformación plástica, la predicción elástica sólo debe ser revisada en su parte deviatoria:

$$S^{\text{pred}} = S_n + 2\tilde{\nu} \Delta e \quad (10)$$

$$P_{n+1} = P_n \quad (11)$$

$$D_{n+1} = D_n \quad (12)$$

### 3.3 Corrección plástica

Las variables en la configuración  $t_{n+1}$  deben satisfacer la condición de fluencia:

$$f = 0 \quad (13)$$

Descomponiendo el incremento impuesto de deformación en sus componentes elástica y plástica y en función de las magnitudes conocidas en  $t$ :

$$\Delta e = \Delta e^{\text{el}} + \Delta e^{\text{pl}} \quad (14)$$

$$\Delta e^{\text{el}} = \frac{1}{2\tilde{\nu}} \Delta S + \frac{\Delta D}{2\tilde{\nu}(1-D_{n+1})} S_{n+1} \quad (15)$$

$$\Delta e^{\text{pl}} = \Delta \delta \frac{\partial f}{\partial S} = 2\Delta \delta (S_n + \Delta S) \quad (16)$$

siendo

$$\Delta \delta = \frac{3}{4} \frac{1}{(1-D_{n+1})} \frac{\Delta p}{\sigma_0 [p_n + \Delta p]} \quad (17)$$

El incremento de la parte deviatoria de la tensión, se obtiene de las relaciones anteriores:

$$S_{n+1} = S_n + \Delta S = \frac{\Delta e + \frac{S_n}{2\tilde{\nu}}}{\frac{1}{2\tilde{\nu}} + \frac{\Delta D}{2\tilde{\nu}(1-D_{n+1})} + 2\Delta \delta} \quad (18)$$

La función de fluencia al final del incremento expresada en términos de los incrementos de  $S$ ,  $D$  y  $p$  toma la siguiente forma:

$$f(S_{n+1}, p_{n+1}, D_{n+1}) = f(S_n + \Delta S, p_n + \Delta p, D_n + \Delta D) = (S_n + \Delta S) : (S_n + \Delta S) - \frac{2}{3} (1 - (D_n + \Delta D))^2 \sigma_o^2 [p_n + \Delta p] = 0 \quad (19)$$

donde

$$S_{n+1} = S_n + \Delta S \quad (20a)$$

$$p_{n+1} = p_n + \Delta p \quad (20b)$$

$$D_{n+1} = D_n + \Delta D \quad (20c)$$

Reemplazando la Ec.(18) en la Ec. (19) obtenemos:

$$\frac{\Delta e : \Delta e + \Delta e : \frac{S_n}{2\nu} + \frac{1}{4\nu^2} S_n : S_n}{\left( \frac{1}{2\nu} + \frac{\Delta D}{2\nu(1 - D_{n+1})} + 2\Delta\delta \right)^2} - \frac{2}{3} (1 - D_{n+1})^2 \sigma_o^2 [p_n + \Delta p] = 0 \quad (21)$$

Agregando la ecuación de evolución del daño y trabajando algebraicamente llegamos a un sistema de 2 ecuaciones no lineales con  $\Delta p$  y  $\Delta D$  como incógnitas:

$$\begin{cases} (1 - D_n) \sigma_o [p_n + \Delta p] + 3\nu \Delta p - \sqrt{6\nu^2 \Delta e : \Delta e + 6\nu S_n : \Delta e + \frac{3}{2} S_n : S_n} = 0 \\ \Delta D - \Delta p \frac{D_{n+1}}{\epsilon_R - \epsilon_D} \left[ 2(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left( \frac{P_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] = 0 \end{cases} \quad (22)$$

La resolución del sistema precedente se realiza a través del método de Newton-Raphson.

### 3.4 Equilibrio global

La integración de las ecuaciones a nivel global se realiza a través de la metodología mencionada anteriormente. Las ecuaciones de equilibrio global se obtienen de la integración implícita de las ecuaciones constitutivas locales. El módulo tangente consistente se obtiene utilizando una linealización exacta del algoritmo de integración, asegurando una velocidad de convergencia acorde al método de resolución empleado<sup>21</sup>. El modelo descripto anteriormente fue implementado utilizando las rutinas externas en el código FORGE3®.

FORGE3® es un software de elementos finitos desarrollado para la modelización de procesos que involucran grandes deformaciones en materiales viscoplásticos, elastoplásticos y elastoviscoplásticos. La condición de contacto se trata con la ayuda de un método de penalización. FORGE3® se basa en una formulación en velocidad y presión, utiliza elementos tetraédricos isoparamétricos lineales P1+/P1 (Mini elemento), sumando una función “burbuja” a nivel del elemento finito a fines de satisfacer la condición de Brezzi-Babuska<sup>22,23</sup>.

#### 4. DISCUSIÓN Y RESULTADOS

Las simulaciones que se presentan a continuación corresponden a la extrusión de un lingote de Ti-6Al-4V de dimensiones 10 x 10 x 40 mm. El comportamiento constitutivo del material es descrito a través de una función de endurecimiento dependiente de la deformación, velocidad de deformación y del daño sufrido por el material que toma la forma:

$$\sigma_o(p, \dot{p}, D) = (1 - D) \sqrt{3} K_o (1 + a p^n) \dot{p}^m$$

En nuestro caso:  $a = 3.50$ ,  $n = 0.30$ ,  $m = 0.02$  y  $K_o = 75\text{MPa}$  y módulos elásticos  $E = 110000\text{MPa}$  y  $\nu = 0.33$ . Las constantes que caracterizan la evolución del daño son:  $\epsilon_D = 0$ ,  $\epsilon_R = 0.84$  y  $D_C = 0.35$ .

El rozamiento entre el lingote y las paredes interiores del canal es tenido en cuenta utilizando una ley de Coulomb

$$\tau = \mu \sigma_n \frac{\Delta v}{\|\Delta v\|} \quad \text{si } \mu \sigma_n < \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \quad \mu = 0.02$$

$$\tau = \bar{m} \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \frac{\Delta v}{\|\Delta v\|} \quad \text{si } \mu \sigma_n > \bar{m} \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \quad \bar{m} = 0.04$$

Los cálculos se realizaron a una velocidad de extrusión de 1mm/s, mientras que los efectos térmicos no fueron considerados. El lingote fue discretizado utilizando 3436 nodos en 16321 elementos tetraédricos. Dependiendo de la degeneración de la malla durante el proceso de deformación la pieza es remallada. El tamaño de elemento elegido resulta de un compromiso entre el tiempo de cálculo y la precisión de los resultados. La utilización de elementos tetraédricos hace necesario el empleo de remallado en la pieza, no así si se emplean elementos del tipo paralelepípedos<sup>3,9</sup>.

Una magnitud importante de analizar a través de la simulación numérica es la distribución de tensiones locales y la localización del daño dada su potencial importancia en el proceso de diseño. La Figura 3 muestra la distribución de la tensión efectiva obtenida para 4 configuraciones diferentes del canal de extrusión. En todos los casos la componente de tensión  $\sigma_y$ , paralela a la fuerza aplicada asume valores importantes; valores más pequeños de tensión son predichos en la dirección de extrusión. Dado que el estado de tensión es completamente compresivo en el centro de la zona de deformación, el inicio de la fractura dúctil no es esperado en este tipo de procesos. La misma conclusión se obtiene tomando el promedio sobre un plano situado a 45° respecto del sistema de laboratorio  $x, y$  para evaluar la tensión de corte y normal a dicho plano:  $\tau_{x'y'} = (\sigma_y - \sigma_x)/2$  y  $\sigma_{y'} = (\sigma_x + \sigma_y - 2\tau_{xy})/2$ , respectivamente. Si bien la deformación puede ser aproximada por un estado de corte simple, el estado compresivo en  $\sigma_{y'}$  muestra claramente que lo anterior no se aplica al estado de tensión. La figura 4 muestra, en el caso del canal recto, que la afirmación anterior no es válida

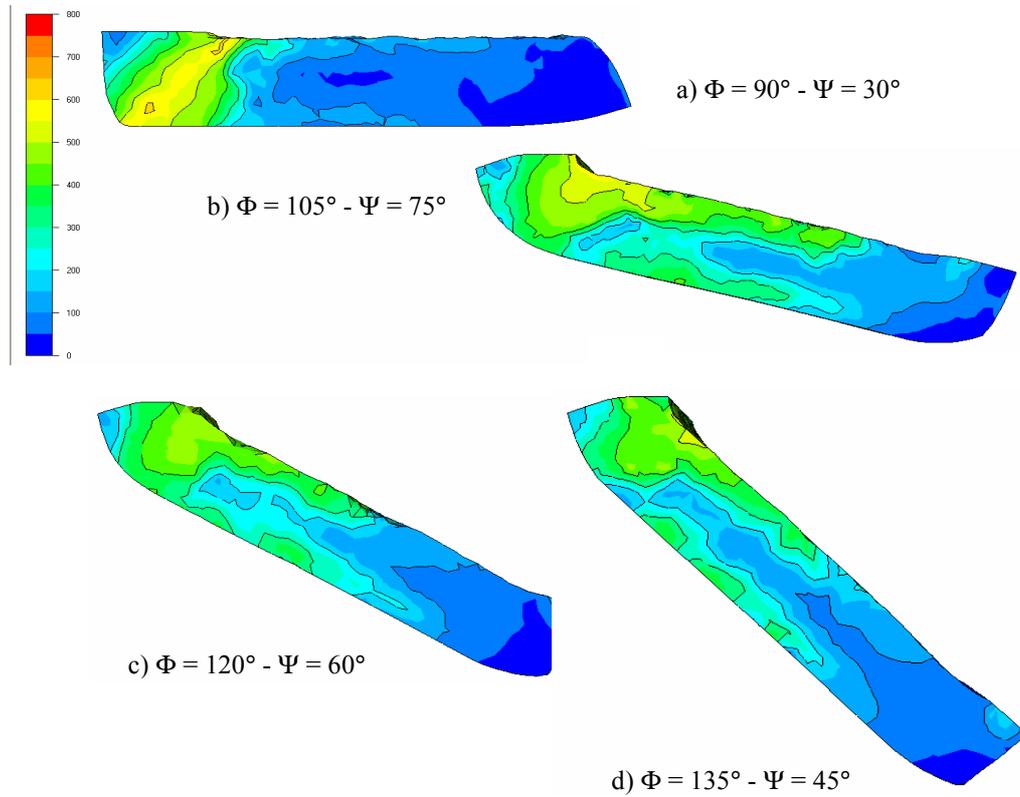


Figura 3: Distribución de la tensión efectiva para diferentes geometrías del canal

en la zona del canal posterior al radio interno (“front leg radius”) donde se desarrolla un estado positivo de tensión ( $\sigma_x > 0$ ). La magnitud, extensión y distribución depende de la geometría elegida y del coeficiente de rozamiento. El caso que se ilustra en la figura 4 presenta tres zonas de concentración desarrolladas a intervalos de 9.5s particularmente intensas a  $t=16s$  y  $t=34s$ .

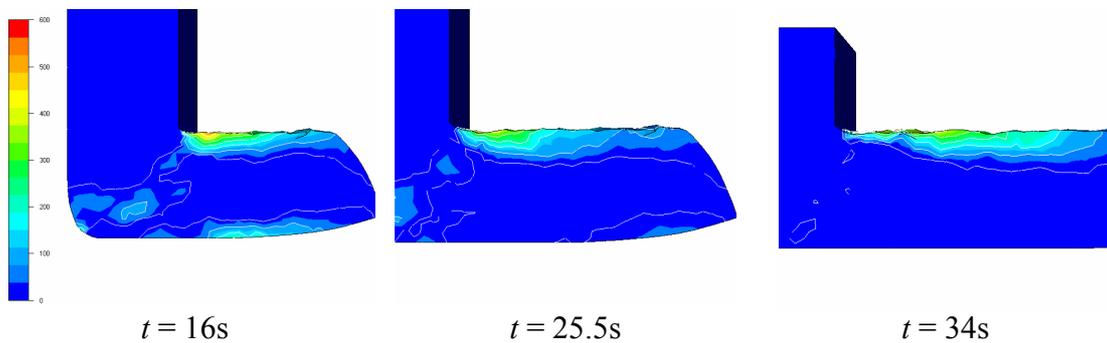
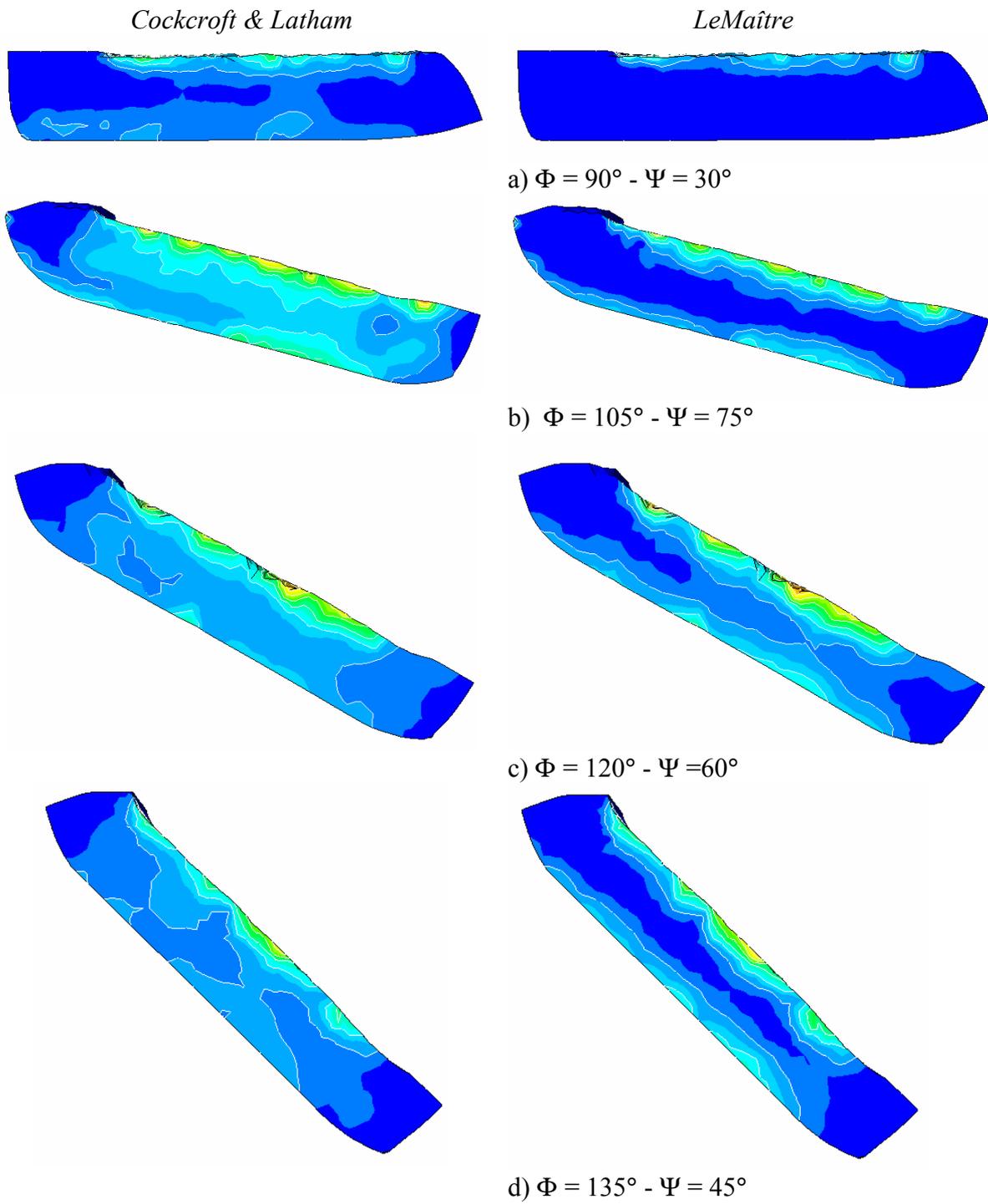


Figura 4: Concentración de  $\sigma_x > 0$  a lo largo del proceso de extrusión para un canal recto ( $\Phi 90^\circ$ ).



*Figura 5: Distribución del daño. Izquierda Cockcroft & Latham. Derecha LeMaître*

La figura 5 muestra las líneas de nivel correspondiente al parámetro de daño  $C_c$  (Cockcroft & Latham) y  $D$  (LeMaître) respectivamente. En todos los casos simulados los resultados indican que la tendencia del material a sufrir daño se concentra en la parte superior del material extrudado. La distribución del mismo no presenta diferencias de importancia en función del modelo de daño utilizado, esto puede ser justificado en términos de que la triaxialidad de tensiones ( $\sigma_H / \sigma_{eq}$ ) no es muy importante ( $\chi < 2$ )

## 5. CONCLUSIÓN

Se ha mostrado la factibilidad de modelizar el proceso de extrusión angular para diferentes configuraciones del canal.

- La distribución del daño se encuentra en la parte superior del material extrudado en todas las geometrías analizadas.

- No se encontraron diferencias significativas al utilizar un modelo constitutivo que incluye al daño (modelo de LeMaître) respecto de un modelo desacoplado como lo es la utilización del criterio propuesto por Cockcroft & Latham.

## 6. REFERENCIAS

- [1] Segal, V., Reznikov, V., Drobyshevkiy, A. and Kopylov, V., Russ. Metall., 1981, vol. 1, pp. 99-105.
- [2] Segal, V., Proc. 5<sup>th</sup> Int. Aluminum Technology Seminar, 1992, vol. 2, Aluminum Association, Washington, D.C., pp. 403-407.
- [3] Semiatin, S. and DeLo, D., Materials and Design 21, 2000, pp.311-322.
- [4] Zhu Y., Lowe T., Mater. Sci. Eng. A291, 2000, 46.
- [5] Furukawa M., Iwahashi Y., Horita Z., Nemoto M., Langdon T., Mater. Sci. Eng. A257, 1998,328.
- [6] Iwahashi Y., Horita Z., Nemoto M., Langdon T., Acta. Mater. 46, 1998, 3317.
- [7] Prangnell P., Harris C. and Roberts S., Scripta Mater. 1997, 37, 983,
- [8] Wu Y. and Baker I., Scripta Mater. 1997, 37, 437.
- [9] Semiatin S., Segal V., Goforth R., Frey N. and DeLo D., Metall and Mater. Trans. A, 1999, 1425.
- [10] Segal V., URSS. Patent No. 575892, 1997.
- [11] Iwahashi Y., Wang J., Horita Z., Nemoto M., Langdon T., Scripta Mater., 35, 1996, 143.
- [12] DeLo D. and Semiatin S., Metall. Mater. Trans. A, 1999, 30A, 1391.
- [13] Segal V., Goforth R. and Hartwing K., US Patent No, 5.400.633, 1995.
- [14] Clift S., Hartley P., Sturgess C., G. Rowe, Int. J. Mech. Sci. 32(1), 1990, 1-17.
- [15] Hambli R., Thèse de Doctorat, ENSAM d'Angers, 1996, (in french).
- [16] Montheillet F., Moussy, F., "Physique et mécanique de l'endommagement, Les éditions de phys., 1986.
- [17] Popat P., Ghosh A, Kishore N, J. Mech. Working Tech. 1989, 282.
- [18] Rice J. and Tracey D., J. Mech. Phys. Solids 17, 1969, 201-217.
- [19] Cockcroft M. and Latham D., J. Inst. Met. 96, 1968, 33.
- [20] Le Maître J., Chaboche J., Mécanique des matériaux solides, Dunod, Paris, 1985.

- [21] Simo J., Taylor R., *Int. J. Num. Meth. Eng.*, 22, 1991, 649.
- [22] Perchat E., *Thèse de Doctorat*, ENSMP, 2000.
- [23] Gay C., *Thèse de Doctorat*, ENSMP, 1995