

ESTIMACIÓN DEL ENSAYO DE COMPRESIÓN CON DEFORMACIÓN PLANA TIPO FORD UTILIZANDO EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS Y UTILIZANDO CURVAS DE COMPORTAMIENTO OBTENIDAS EN UN ENSAYO DE TRACCIÓN

MARICELY DE ABREU, ALBERTO PERTUZ

Escuela de Ingeniería Mecánica, Facultad de Ingeniería, Universidad Central de Venezuela. Código Postal N° 48222, Los Chaguaramos, Caracas, Venezuela. e-mail: maricely.deabreu@ucv.ve, alberto.pertuz@ucv.ve

Recibido: mayo 2013

Recibido en forma final revisado: noviembre 2013

RESUMEN

Se estiman las curvas de carga-reducción de espesor obtenidas como resultado de un ensayo de compresión con deformación plana tipo Ford (ETF) utilizando el método de elementos finitos (MEF), a partir de las curvas esfuerzo-deformación, derivadas experimentalmente de un ensayo de tracción. Se validó el modelo geométrico propuesto utilizando el programa comercial ABAQUS™ a través de la comparación de resultados computacionales con los experimentales de aleaciones de aluminio 3003, 8011 y 6063. Se valida el modelo computacional en dos dimensiones del ensayo Ford con el uso del ancho de probeta variable y el coeficiente de roce promedio constante, tanto en la simulación como en el tratamiento de las curvas de esfuerzo-deformación del material (cálculo de curvas fuerza-desplazamiento del ETF). En el modelo validado para las aleaciones, se obtiene una sobrestimación de los valores de carga entre el 4% y 6% al inicio de la deformación plástica, y una subestimación entre el 2% y 3% al finalizar el ensayo. Asimismo, mientras menor sea el coeficiente de ensanchamiento, parámetro que relaciona el ancho de probeta inicial y final, menor será el efecto del uso de ancho probeta constante en el modelo. Posteriormente, utilizando los modelos matemáticos propuestos por tres investigadores, se extrapola el comportamiento a tracción de dichas aleaciones, para luego introducir estas curvas de esfuerzo-deformación en el modelo computacional y estimar los resultados obtenidos del ETF. El modelo de exponencial parece ser el modelo que mejor representa la forma curvas obtenidas en el ETF, sin embargo, en los valores aún existen algunas discrepancias.

Palabras clave: Método de elementos finitos, Ensayo de compresión con deformación plana tipo Ford, Modelos de endurecimiento por deformación, Aleaciones de aluminio, ABAQUS™, Ensayo de tracción.

FINITE ELEMENT PLANE STRAIN COMPRESSION TEST (FORD TEST) ESTIMATION USING FLOW STRESS DATA FROM TENSION TEST

ABSTRACT

The results of a plane strain compression test (PSCT) were estimated by mean of the finite element method (FEM) and data of stress flow experimentally obtained from a tension test. The geometric model employed in ABAQUS™ was validated by comparing load-thickness reduction computational curves to experimental ones. Three different aluminum alloys were studied: 3003, 8011 and 6063. The two-dimensional FEM model is validated using a variable specimen width and a constant average friction coefficient, both in simulation as in the stress-strain material curves calculation. The computational results showed a 4-6% overestimation in terms of load at the beginning of plastic strain and a 2-3 % underestimation and the end of the PSCT. Moreover, the lower the spreading coefficient selected (parameter that takes into account the initial and final specimen's width ratio), the smaller the effect of the use a specimen with constant average width, in the two-dimensional computation model. The application of hardening laws proposed by Hollomon, Voce and Sah allowed extrapolating the alloy's tensile behavior and utilizing the stress-strain curves obtained under the FEM's analyses, in order to estimate the results of PSCT. It was concluded that in all of the three alloys investigated, the Hollomon's equation showed the best approximation to the load-thickness reduction PSCT experimental curves, however the values showed some discrepancies.

Keywords: Finite element method, Plane strain compression test, Work hardening laws, Aluminum alloys, ABAQUS™.

INTRODUCCIÓN

El conformado de metales es una importante rama de los procesos de fabricación (tales como la laminación, algunos procedimientos de forja y algunos de conformado de láminas), pues la pieza está sometida a un estado de deformación muy similar a la definida como deformación plana. Por tal razón es altamente deseable este modo de deformación a nivel experimental y a escala de laboratorio.

Durante la compresión de una chapa de metal la restricción que elimina o limita la deformación en un sentido es la situación donde sólo una parte del bloque es deformado y el metal rígido fuera de la zona de deformación plástica previene la propagación de la deformación. Bajo este principio ocurre el ensayo de compresión con deformación plana tipo Ford (ETF), el cual fue inicialmente sugerido por Nadai (1931) y posteriormente desarrollado por Watts y Ford (Watts & Ford, 1952), en donde una chapa de espesor h se comprime entre indentadores de anchura b que sobrepasan el ancho de la chapa w , tal como se muestra en la Figura 1. La reducción de espesor de la chapa está completamente compensada por el alargamiento en la dirección longitudinal, existiendo prácticamente ninguna deformación lateral (a lo ancho de la probeta), y para que la deformación lateral sea despreciable el ancho de la chapa w debe ser al menos 5 y preferiblemente 10 veces b . Otra consideración importante en este ensayo es la relación h/b entre el espesor de la chapa y el ancho del indentador; si ésta es muy pequeña, implica un ancho de plataforma relativamente grande, lo cual incrementaría la influencia del rozamiento, y en caso de ser alta se tendría un espesor de chapa grande, por lo que el ensayo se convertiría en un procedimiento de indentación.

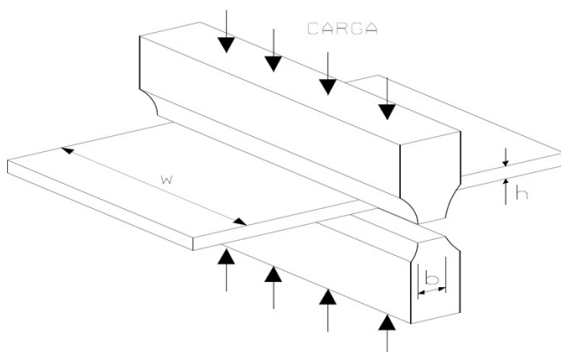


Figura 1. Ensayo Ford

Inicialmente el ensayo de deformación plana tuvo la intención de estudiar el comportamiento de algunos metales durante las operaciones de conformado en frío, pero luego fue extendido al desarrollo del ensayo para la determinación de las curvas de esfuerzo-deformación de los

metales. En la actualidad el ETF es generalmente aceptado como uno de los métodos más confiables para la obtención de los datos del esfuerzo de fluencia para los procesos que involucran deformación plana, además de ser considerado de gran utilidad en la investigación microestructural de la laminación plana.

En los procesos reales de conformado de metales están involucrados geometrías y/o formas complejas, cargas no distribuidas, comportamiento inelástico de materiales, la fricción y condiciones de contorno variables, razones por las cuales las ecuaciones analíticas simplificadas no son muy prácticas para conocer y eventualmente optimizar un proceso industrial. La optimización tradicionalmente se realiza en los ámbitos industriales por medio de costosos procedimientos de ensayo y error. En la actualidad la mecánica computacional aplicada a problemas no lineales hace del modelado numérico una importante herramienta en el ámbito industrial, siendo uno de los enfoques más utilizados la aplicación del MEF. El MEF permite obtener la solución numérica aproximada sobre un cuerpo, una estructura, o un dominio (medio continuo), sobre la cual están definidas las ecuaciones diferenciales que caracterizan el comportamiento físico del problema, dividiendo el problema en subdominios denominado elementos finitos.

La tendencia actual es la fabricación de piezas, componentes y equipos, reduciendo al mínimo los productos de importación, por ende las investigaciones y el desarrollo de la tecnología deben ir en miras de ampliar y mejorar la capacidad del sector manufacturero del país. Se deriva la necesidad de estudiar la aplicación y validación de un modelo computacional, a través del uso del MEF, que pueda simular el comportamiento de un material sometido a condiciones similares a las encontradas en los procesos de conformado, como es el caso de la deformación plana. Este trabajo tiene como objetivo principal estimar a través del método de elementos finitos el ensayo de compresión con deformación plana tipo Ford a partir de curvas de esfuerzo-deformación derivadas de un ensayo de tracción. El hecho de poder estimar el comportamiento mecánico de un material bajo un estado de deformación plana a través del modelado computacional y a partir del ensayo de tracción simple, se traduce en ahorro de tiempo y dinero en el momento de realizar modelizaciones más complejas de conformado de metales. Cabe destacar que el ensayo de tracción es mucho más sencillo de llevar a cabo y muchas veces los datos del material son posibles de encontrar en manuales y literatura especializada.

Un trabajo que permite identificar resultados obtenidos en la simulación por MEF de ensayos de compresión, es

el realizado por Rietman (1999), además de proporcionar técnicas experimentales donde estudian los patrones de flujos generados por el ensayo. El código MEF fue creado por la Universidad de Twente el cual validan a través de los resultados experimentales. Las muestras de acero y aluminio estaban dotadas de rejillas grabadas por láser pudiendo observar con este procedimiento el patrón de flujo del material desarrollado en las pruebas con diferentes coeficientes de fricción. La respuesta de carga versus desplazamiento del indentador arrojada por el modelo numérico se desvía aproximadamente un 20% de las curvas experimentales del estudio.

Por otro lado, Klüber *et al.* (2009) realizaron un estudio de las características de deformación y microestructura para el ensayo de compresión plana en caliente. Utilizaron un modelo computacional en 2D, comprobando que la distribución de la deformación equivalente varía muy poco en comparación con la simulación en 3D. Obtuvieron resultados de la distribución de la deformación efectiva luego de ensayada y, en conjunto con la tasa de deformación calculada, evalúan la cinética de la recristalización estimando así la microestructura desarrollada, específicamente el tamaño de grano.

El presente trabajo muestra un resumen de los aspectos teóricos del MEF aplicado a conformado de metales, la metodología establecida para el desarrollo del trabajo, que incluye modelo geométrico, validación del mismo y la estimación del ensayo Ford, los resultados obtenidos con su correspondiente análisis, finalizando con las conclusiones del mismo.

MEF aplicado al conformado de metales

Para completar un modelo constitutivo en el estudio de la plasticidad multiaxial se necesita definir dos aspectos primordiales: la condición de fluencia y las condiciones de postfluencia.

La condición de fluencia es la que indica cuál es la combinación de esfuerzos que permite una respuesta plástica, usándose en el conformado de metales el criterio de von Mises (1913) (Ecuación 1), el cual es función del tensor de esfuerzo desviadores y un valor de esfuerzo que proviene de una relación de esfuerzo uniaxial y deformación plástica uniaxial definido por el material. La interpretación gráfica de este criterio puede ser apreciada en la Figura 2.

$$f = \sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}} - \sigma_y = 0 \quad (1)$$

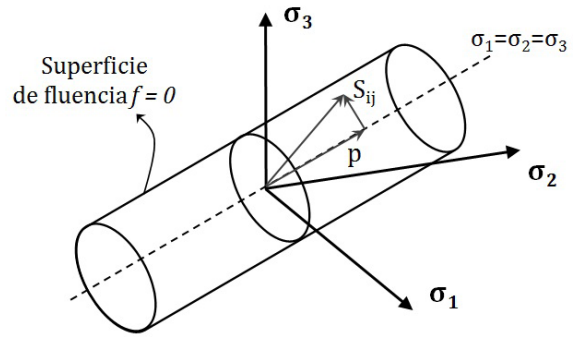


Figura 2. Superficie de fluencia de von Mises

Dentro de las condiciones de postfluencia es necesario definir dos situaciones. Inicialmente el cómo cambia la condición de fluencia con el endurecimiento del material y posteriormente precisar el cómo se relaciona los incrementos de las deformaciones con los esfuerzos.

Para la condición de fluencia existen las conocidas reglas de flujo de endurecimiento isotrópico y de endurecimiento cinemático (Figura 3); en la primera la superficie de fluencia aumenta de tamaño manteniendo su centro, mientras que el cinemático permanece de igual tamaño pero desplazándose su centro. Luego el tamaño de la deformación plástica dependerá de los incrementos de esfuerzo (Ecuación 2) mientras que la dirección dependerá de la dirección de la función potencial (Ecuación 3) que a su vez dependerá del estado actual de esfuerzos. La regla de flujo que se deriva de la superficie de fluencia es conocida como regla asociativa de flujo plástico.

$$d\lambda = \frac{1}{h_u} \frac{\frac{3}{2} S_{ij} d\sigma_{ij}}{\sqrt{\frac{3}{2} S_{ij} S_{ij}}} \quad (2)$$

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda G_{ij} \quad (3)$$

La implementación algorítmica de las ecuaciones clásicas de plasticidad independiente de la tasa de deformación, se hace a través de un procedimiento iterativo incremental llamado método de retorno radial (Simo & Taylor, 1985; Simo & Hughes, 1998). Conceptualmente la idea del método es sencilla, para cada incremento de carga el esfuerzo se actualiza asumiendo que la respuesta es elástica; si este estado de esfuerzo cae fuera de la superficie de fluencia, el esfuerzo es proyectado hacia el punto más cercano de la superficie, su interpretación geométrica puede ser observada en la Figura 4. Si el material es perfectamente plástico, la superficie de fluencia es constante, pero si experimenta endurecimiento por deformación dicha superficie se expande durante la deformación plástica y el esfuerzo es proyectado sobre esta superficie expandida.

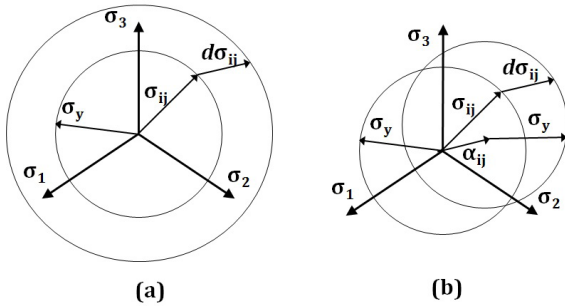


Figura 3. (a) Endurecimiento Isotrópico
(b) Endurecimiento Cinemático

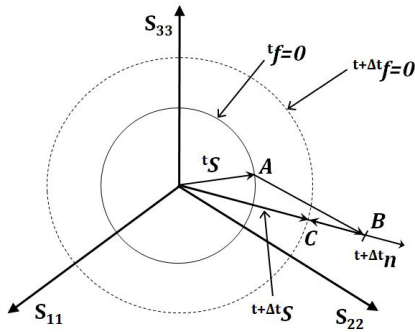


Figura 4. Representación geométrica del método de retorno radial

En los procesos de conformado, además del conocimiento idóneo de las propiedades constitutivas, es necesaria una adecuada modelización de los aspectos de contacto y fricción entre herramientas y pieza. Desde el punto de vista computacional, se determina qué nodos de la pieza metálica están en contacto con las herramientas y se deciden las condiciones de contorno a aplicar. Para cada nodo en contacto con una herramienta, la velocidad en sentido normal de dicho nodo se iguala a la velocidad normal de la herramienta, mientras que en el sentido tangencial se aplican las fuerzas de rozamiento. Para garantizar el movimiento nodal, Garmendia *et al.* (1997) desarrollaron el método del elemento ficticio, el cual los desarrolladores del paquete comercial ABAQUS™ han incorporado como una subrutina. El método consiste en crear una capa de elementos finitos especiales en la intercara entre herramientas y pieza, como se muestra en la Figura 5 para elementos de ocho nodos. Se observa en dicha figura como los nodos de la intercara (nodos F, G y H) tienen los desplazamientos impedidos en sentido perpendicular a la herramienta y los desplazamientos paralelos a la herramienta son libres, asegurándose así el contacto entre herramienta y pieza. Por otro lado, los nodos del elemento ficticio que no están en la intercara (nodos A, B, C, D y E, Figura 5), están rígidamente unidos a la herramienta y no pueden deslizar en sentido paralelo a la intercara. Este efecto equivale a aplicar una fuerza cortante en los nodos de la intercara en sentido contrario a la dirección del movimiento.

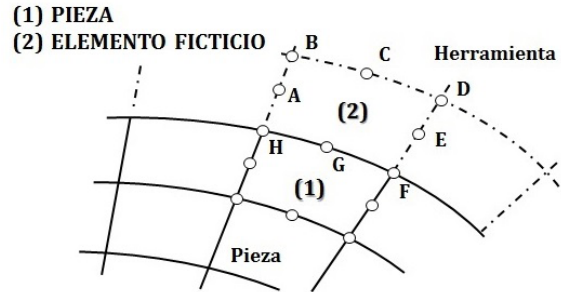


Figura 5. Representación del método del elemento ficticio para elemento de 8 nodos

METODOLOGÍA

De manera esquemática se muestra en la Figura 6 la metodología que se aplicó en la presente investigación, la cual básicamente se divide en tres partes:

Resultados experimentales del ETF: Los datos experimentales del ETF se tienen en términos de curvas de esfuerzo-deformación para las tres aleaciones, las cuales fueron tratadas para la obtención de curvas de fuerza-reducción de espesor obtenidas típicamente de este tipo de ensayo.

Validación del modelo geométrico: Para la definición del comportamiento del material en el modelo computacional se introducen las curvas de esfuerzo-deformación obtenidas en el ETF en términos de esfuerzo equivalente $\bar{\sigma}$ y deformación equivalente $\bar{\epsilon}$. Los resultados obtenidos de fuerza-reducción de espesor son comparados con los datos experimentales a fin de validar en modelo geométrico.

Estimación del ETF: Se estiman las curvas de carga-reducción de espesor obtenidas del ETF simulado computacionalmente, utilizando curvas de comportamiento del material, esfuerzo-deformación, derivadas experimentalmente de un ensayo de tracción y debidamente extrapoladas con las leyes de endurecimiento de Hollomon (1945), Voce (1948; 1955) y Sah *et al.* (1969).

Datos experimentales del ensayo Ford

Los datos experimentales de las aleaciones estudiadas fueron tomados de investigaciones previas, aluminios AA3003 y AA8011 (Fernández & Reverón, 1994), y AA6063 (Rodríguez & Vergara, 1998). Los investigadores realizan ETF a dichas aleaciones, reportando en sus trabajos las curvas de esfuerzo-deformación plana ($\sigma' - \epsilon'$) y debido a que no mostraban las curvas carga contra reducción de espesor fue necesario estimarlas. Dichas curvas se obtienen a través de los conceptos de deformación (Ecuación 4), la

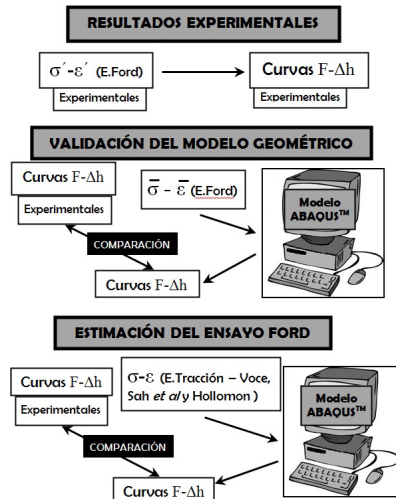


Figura 6. Representación del método del elemento ficticio para elemento de 8 nodos

relación entre la presión y el esfuerzo (Ecuación 5) y, de la presión media de las herramientas (Ecuación 6), de esta forma se completa los resultados experimentales a comparar con los de la simulación. En relación con la deformación lateral experimentada por la probeta, y teniendo presente que su influencia es pequeña, su consideración redunda en una estimación más exacta de la carga F . Por lo tanto se introduce el ancho variable, el cual varía según la Ecuación 7 para cada instante. El ancho variable o también denominado ancho instantáneo de la probeta depende a su vez del coeficiente de ensanchamiento s definido por la relación que se expresa en la Ecuación 8. Los valores dimensionales finales e iniciales de las probetas para las tres aleaciones en estudio figuran en la Tabla 1.

$$\epsilon' = \ln\left(\frac{h_i}{h_0}\right) \quad (4)$$

$$\bar{p} = \sigma_y \left(\frac{h_i}{\mu b} \right) \left[\exp\left(\frac{\mu b}{h_i}\right) - 1 \right] \quad (5)$$

$$\bar{p} = \frac{F}{A_i} = \frac{F}{w_i b} \quad (6)$$

$$w_i = w_0 \exp\left[s \ln\left(\frac{h_0}{h_i}\right) \right] \quad (7)$$

$$s = \frac{\ln(w_f/w_0)}{\ln(h_0/h_f)} \quad (8)$$

Tabla 1. Dimensiones iniciales y finales de las probetas

	AA 3003	AA 8011	AA 6063
h_0 (mm)	3,94	3,83	4,50
h_f (mm)	1,25	1,45	1,46
w_0 (mm)	29,64	29,57	36,45
w_f (mm)	35,15	34,37	40,20
s	0,1487	0,1550	0,0870

Los investigadores Fernández y Reverón (1994) calculan un roce medio de $\mu = 0,028$ para las aleaciones 3003 y 8011, y utilizando la misma técnica Rodríguez & Vergara (1998) obtienen un roce medio de $\mu = 0,020$ para la aleación 6063. Los investigadores han promediado los coeficientes de fricción obtenidos para diferentes valores de deformación.

Modelo Geométrico

Se genera un modelo compuesto por dos partes, el indentador y la probeta, y debido a la doble simetría del problema se reproduce solo una cuarta parte del conjunto.

Debido a la presencia de deformación plana es posible la utilización de una malla bidimensional, la cual está formada por 8820 elementos cuadrilaterales de cuatro nodos, con un orden geométrico lineal y de integración reducida, elemento denominado CPE4R en la librería del ABAQUS™. Al ser un modelo en dos dimensiones es necesario precisar el ancho del elemento (dimensión normal al plano xy, Figura 7), estableciéndolo igual a la unidad, de esta manera los resultados de carga obtenidos son independiente del valor del ancho de la probeta w utilizado en el modelo, valores de carga que posteriormente deben ser multiplicados por el w según sea el caso. Se realizó un refinamiento de malla de la zona de deformación, por debajo del indentador y adyacente a ella, tal como se muestra en la Figura 7, donde el tamaño de elemento es igual a $30\mu\text{m} \times 25\mu\text{m}$.

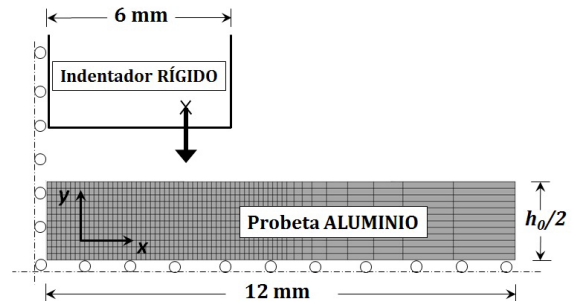


Figura 7. Esquema de la modelo computacional

En la Figura 7 se puede apreciar las partes del modelo, el indentador considerado como elemento rígido y la probeta con su respectiva malla. Asimismo se observan las condiciones de contorno aplicadas debido a la doble simetría y el proceso de carga que se simula aplicando en un punto de referencia del indentador una componente de desplazamiento creciente en la dirección vertical (eje y). Debido a la no linealidad del problema se configura el análisis dividiendo la aplicación del desplazamiento en múltiples pasos o incrementos, es necesario establecer el incremento inicial de desplazamiento, el paso de desplazamiento total, así como un rango mínimo y máximo del incremento (1e-2, 1, 1e-5, 1, respectivamente).

Para la interacción de las superficies en contacto se deben definir las superficies que posiblemente entrarán en contacto, en este caso se establece la superficie del indentador como maestra y la de la probeta como esclava, de esta manera los nodos de la probeta no penetran al indentador que es considerado como rígido. El modelo de propiedad mecánica que se usó para el comportamiento entre las superficies cuando están en contacto es la conocida ley de fricción de Coulomb, la cual se caracteriza por el uso de un coeficiente de fricción μ y donde el movimiento tangencial es cero hasta que el esfuerzo cortante a lo largo de la interfase (en el elemento ficticio) supere el valor crítico de esfuerzo cortante, siendo este último función de la presión de contacto p (Ecuación 9). El coeficiente de roce utilizado en la simulación es un valor promedio constante para cada aleación estudiada, tal como se expone en el apartado anterior.

$$\tau_{crit} = \mu p \quad (9)$$

En la simulación se emplea un modelo de material elastoplástico isotrópico y con criterio de fluencia de von Mises (1913) definido por las constantes elásticas del aluminio, módulo de Young = 68600 MPa y coeficiente de Poisson = 0,345, y las respectivas curvas esfuerzo-deformación plástica equivalente de cada aleación.

Como resultados se solicita al programa el desplazamiento del indentador y la fuerza de reacción en función de los pasos de cálculo. El desplazamiento del indentador, al considerarse rígido, representa la mitad de la reducción de espesor experimentada por la probeta. Posteriormente, la fuerza de reacción obtenida en la simulación debe ser multiplicada por 2 debido a la simetría vertical asumida en el problema, además debe multiplicarse por el ancho de la probeta con que se esté trabajando. Para la validación del modelo en un principio se utiliza el ancho de probeta promedio entre el ancho inicial y el ancho final (Ecuación 10).

$$w_p = \frac{w_f + w_0}{2} \quad (10)$$

Para validar el modelo se introduce como dato de entrada las curvas esfuerzo-deformación equivalente ($\bar{\sigma} - \bar{\epsilon}$), obtenidas a partir de las curvas de esfuerzo-deformación plana experimentales ($\sigma' - \epsilon'$) y usando el criterio de fluencia de von Mises (1913). Las curvas carga-reducción de espesor obtenidas en la simulación se comparan con las experimentales.

Estimación del Ensayo Ford a partir de datos de Ensayo de tracción

Los datos de tracción fueron tomados de investigaciones previas (Fernández & Reverón, 1994; Rodríguez & Vergara, 1998), los autores también reportan curvas de esfuerzo-deformación derivadas de ensayos de tracción realizados a las aleaciones de aluminio estudiadas. Posteriormente se ajustan los datos a las expresiones matemáticas propuestas por Hollomon (1945), Voce (1948; 1955) y Sah *et al.* (1969) para extrapolar el comportamiento de las aleaciones a niveles de deformación obtenidos en los ETF. Finalmente estas curvas son utilizadas como dato de entrada al programa de MEF para obtener los resultados numéricos de la simulación del ETF (estimación del ETF).

RESULTADOS Y ANÁLISIS

Validación del modelo

En la Figura 8 se observan las curvas de carga-reducción de espesor obtenidas computacionalmente (azul) y experimentalmente (rojo), utilizando el ancho de probeta promedio w_p y coeficiente de roce constante. Se nota un comportamiento similar para todas las aleaciones, existiendo una sobrestimación al inicio de la curva y una subestimación por parte de la simulación al final de las mismas. El porcentaje de diferencia en carga entre ambas (%DF) se muestra en la Tabla 2, donde los máximos valores obtenidos son de 13,6%; 15,7% y 7,7 % para las aleaciones 3003, 8011 y 6063 respectivamente, y sobrestimando el valor de carga experimental.

Indagando la fuente de discrepancia entre resultados experimentales y los obtenidos en la simulación, se presume que la misma puede derivarse de dos hechos: la teoría utilizada por el programa en la simulación del ensayo Ford y las respectivas suposiciones hechas en el modelo de elementos finitos; y/o la formulación utilizada en el tratamiento de los datos de esfuerzo y deformación que servirán de datos de entrada al programa computacional.

La teoría del método de elementos finitos utilizada por el programa comercial ABAQUS™ no debería ser el origen del error. Algunos investigadores que han llevado a cabo estudios similares (Rietman, 1999), opinan que la fuente de incertidumbre en la simulación de los procesos de conformado se puede deber a la fricción y no a los modelos de materiales. En lo que se refiere a los modelos de plasticidad se puede notar que están basados en las mismas teorías implementadas en el tratamiento de los datos obtenidos en el ETF, incluyendo el criterio de fluencia y el

esfuerzo equivalente o efectivo de von Mises (1913).

Tabla 2. Porcentaje de diferencia de fuerza numérica-experimental %DF; w promedio, μ promedio

% DF		
AA 3003	AA 8011	AA 6063
13,6 %	15,7 %	7,7 %
-9,3 %	-8,8 %	-6,3 %

Por otro lado, en la actualidad los modelos de tratamiento del fenómeno de rozamiento se han ido trabajando de manera tal que sean válidos para cualquier proceso de deformación, tal como lo es el método del elemento ficticio utilizado por el programa computacional.

Dentro de las suposiciones hechas en el modelo geométrico se tienen tres importantes aspectos que podrían contribuir a las diferencias observadas: la simetría geométrica, el

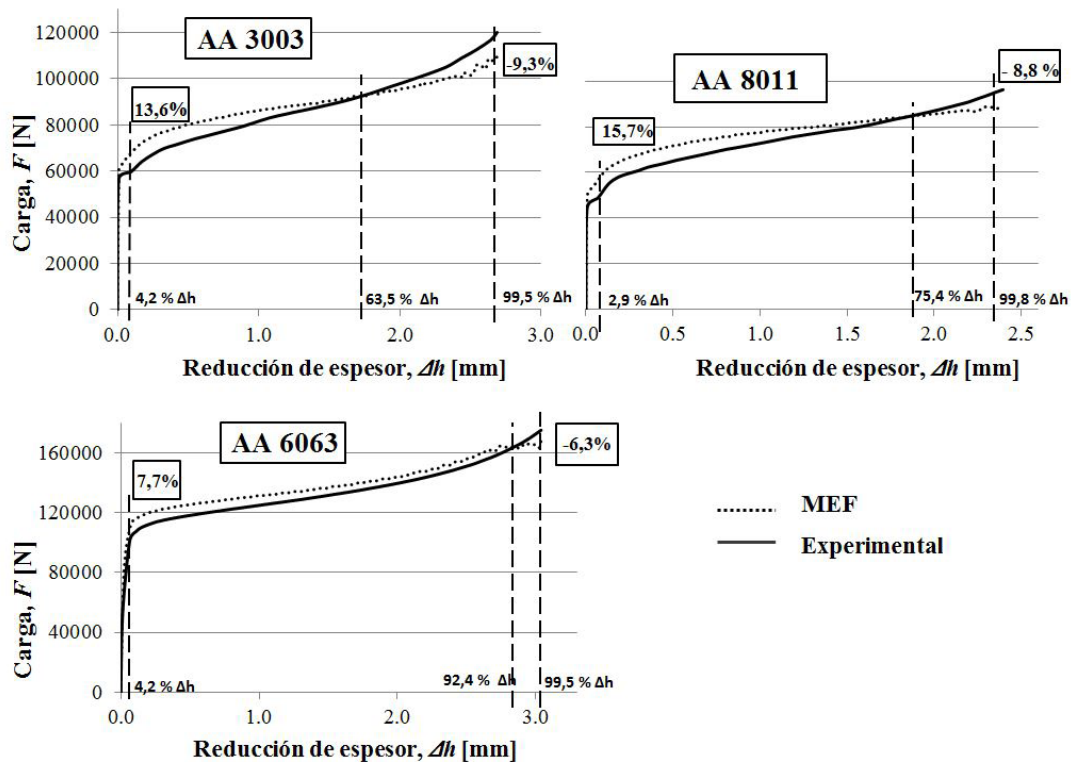


Figura 8. Gráficas carga contra reducción de espesor - Validación del modelo

modelo bidimensional (2D), y la consideración de la fricción constante. La primera se debe a la representación de solo una cuarta parte del conjunto derivado por la doble simetría presente, aunque en principio éste no representa ningún inconveniente, podrían existir a nivel experimental problemas de alineación de las mordazas. Cuando este tipo de problema es representativo se observa a simple vista y el mismo debe notificarse, situación no reportada en los ensayos de los materiales estudiados en esta investigación.

Siguiendo con las suposiciones hechas en el modelo se tiene el de asumir un modelo en dos dimensiones. A pesar de que sea el caso de un ensayo de deformación plana (deformación en dos dimensiones), experimentalmente siempre existe una pequeña deformación lateral a lo ancho de la probeta, llamada ensanchamiento, para la cual existe una metodología que corrige su efecto sobre el cálculo de

los valores de esfuerzo y deformación del material bajo deformación plana. Al trabajar en dos dimensiones, tal como se había indicado anteriormente, la simulación no tomará en cuenta este fenómeno por lo cual se evalúa la influencia de este parámetro en los resultados computacionales obteniendo las gráficas de la Figura 9. Se calculan las curvas de carga contra reducción de espesor utilizando diferentes anchos de probeta: ancho inicial w_0 , ancho final w_f y ancho variable w_p a lo largo del ensayo (ancho instantáneo). Según los resultados observado en dicha figura, el ancho de probeta que se use tiene gran repercusión sobre las curvas, donde utilizando un ancho de probeta variable (curva negra) reduce de manera considerable el error encontrado al compararla con la experimental (curva roja).

En la Tabla 3 se muestran los niveles de reducción de espesor final correspondientes a las mayores diferencias obtenidas

en carga entre las curvas numéricas y experimentales de la Figura 9, notándose que para todos los casos el uso del ancho variable reduce el error, por ejemplo para la AA3003

el %DF pasa de 13,6% a 4,4% (sobrestimación) y de -9,3% a -2,9% (subestimación). También se aprecia que la aleación con menor diferencia en carga entre la simulación

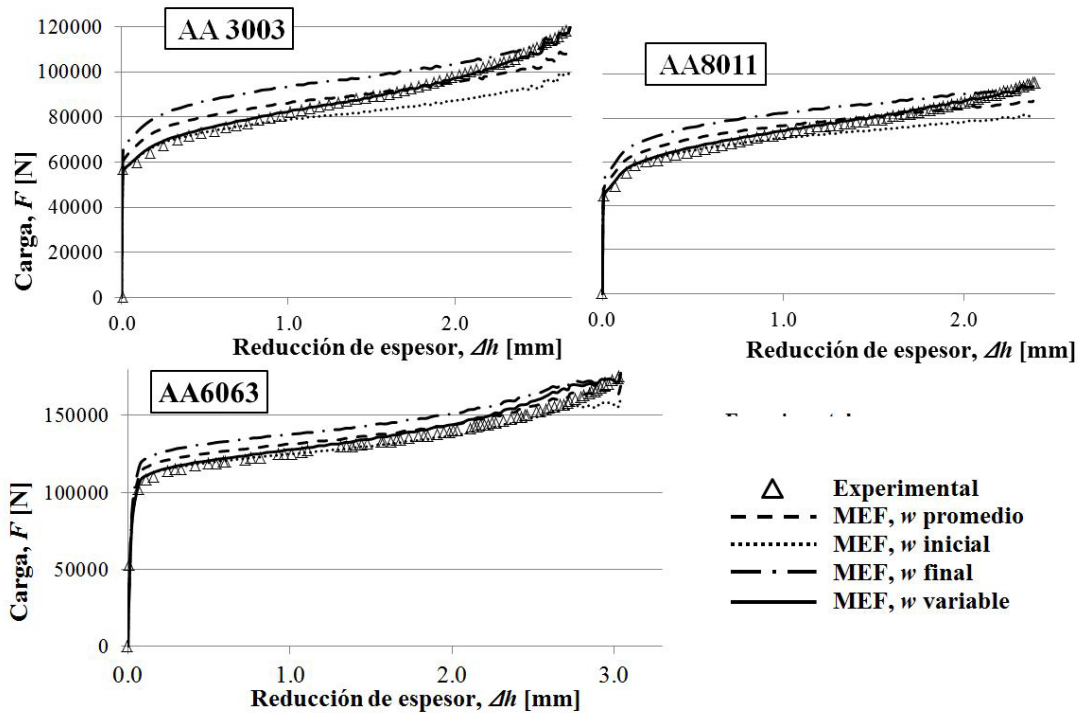


Figura 9. Gráficas carga contra reducción de espesor en función del ancho de probeta utilizado -Validación del modelo

y lo experimental usando el ancho promedio fue la aleación AA6063, siendo de aproximadamente 7%. Si se analiza la Tabla 1, se percibe que dicha aleación posee el menor de los coeficientes de ensanchamiento s , lo que lleva a inferir que a medida de que el material tenga un coeficiente de ensanchamiento menor, menor será el efecto del uso del ancho promedio en los resultados de la simulación computacional, ocurriendo lo mismo con el uso de ancho inicial y ancho final.

Tabla 3. Influencia del ancho de probeta w en función del porcentaje de diferencia de fuerza numérica-experimental %DF y porcentaje de reducción de espesor final $\% \Delta h_f$; μ promedio

Ancho probeta, w	% DF	% Δh_f
AA 3003		
Inicial, w_0	-17,2 %	99,5 %
Final, w_f	23,2 %	4,0 %
Promedio, w_p	13,6 % -9,3 %	4,2 % 99,5 %
Variable, w_i	4,4 % -2,9 %	4,0 % 92,7 %

Ancho probeta, w	% DF	% Δh_f
AA 8011		
Inicial, w_0	-21,4 %	2,9 %
Final, w_f	15,6 %	99,8 %
Promedio, w_p	15,7 % -8,8 %	2,9 % 99,8 %
Variable, w_i	4,9 % -1,9 %	2,9 % 99,8 %
AA 6063		
Inicial, w_0	-10,8 %	99,5 %
Final, w_f	14,5 %	2,4 %
Promedio, w_p	7,7 % -6,3 %	4,2 % 99,5 %
Variable, w_i	6,4 % -1,8 %	11,8 % 99,5 %

un ETF a partir de un ensayo de tracción no se tendría a la disposición el valor del ancho final de la probeta, por lo cual no sería posible utilizar un valor promedio de esta variable, sólo se contaría con el valor inicial. Asimismo el coeficiente de ensanchamiento del material no es una

propiedad o parámetro estandarizado de los materiales, éste dependería también en cierto grado de las condiciones de lubricación y del grado de alineación del sistema del ensayo. De igual manera si se compara el error obtenido para las tres aleaciones usando el valor del ancho inicial se sigue observando que a medida de que menor sea el coeficiente de ensanchamiento menor será la diferencia entre los valores simulados y los valores experimentales.

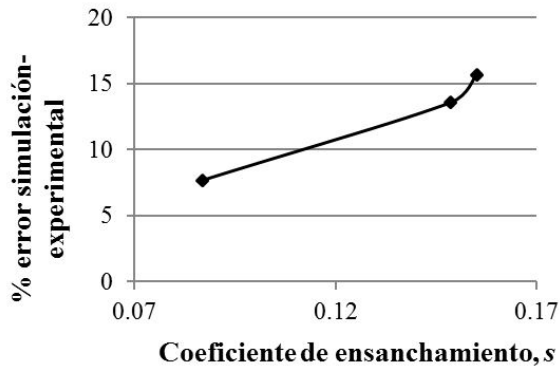


Figura 10. Porcentaje de error simulación-experimental en función del coeficiente de ensanchamiento s ; w promedio

Como último aspecto influyente a tratar sobre los resultados del modelo, se tiene las suposiciones hechas referentes a la lubricación. Al asumir que la fricción es constante a lo largo del ensayo se incurre en un error, en la realidad el coeficiente de roce aumenta con el aumento de la presión y por ende con la deformación, derivado del adelgazamiento de la película de lubricante. Debido a los diferentes regímenes de lubricación se podría atribuir la

pequeña sobrestimación de carga al principio del ensayo y la pequeña subestimación al final del mismo que siguen mostrando la simulación computacional con el uso del ancho de probeta variable. El asumir un coeficiente de roce constante (Rowe, 1965; Rowe, 1979) no sólo repercute en la simulación computacional, donde para el tratamiento de la fricción se ha definido un coeficiente promedio constante para todo el ensayo, sino que también influye en el cálculo de las curvas de esfuerzo y deformación que se usan como dato del material en el programa y el cual será discutido posteriormente. En ambos hechos se estaría asumiendo al principio del ensayo un mayor roce y al final del ensayo un menor roce al que en realidad existen para esos valores de deformación.

Para evaluar el efecto de la fricción sobre los resultados computacionales se introduce la fricción variable en el modelo de la aleación AA3003, obteniendo una ligera mejoría en la curva de carga-reducción de espesor mostrada en la Figura 11; el %DF de sobrestimación pasa de 4,4% a 2% y la subestimación queda casi invariable pasando de 2,9% a 3%. El programa ABAQUS™ permite introducir en forma de tabla la variación del coeficiente de roce en función de la presión de contacto; la fricción variable se trabajó con la función de la línea de tendencia de la gráfica de coeficiente de roce contra deformación equivalente (Fernández & Reverón, 1994) mostrada en la Figura 12, teniendo la relación entre el roce y la deformación se correlaciona éste último con los valores de presión a través de las Ecuaciones 4 y 6.

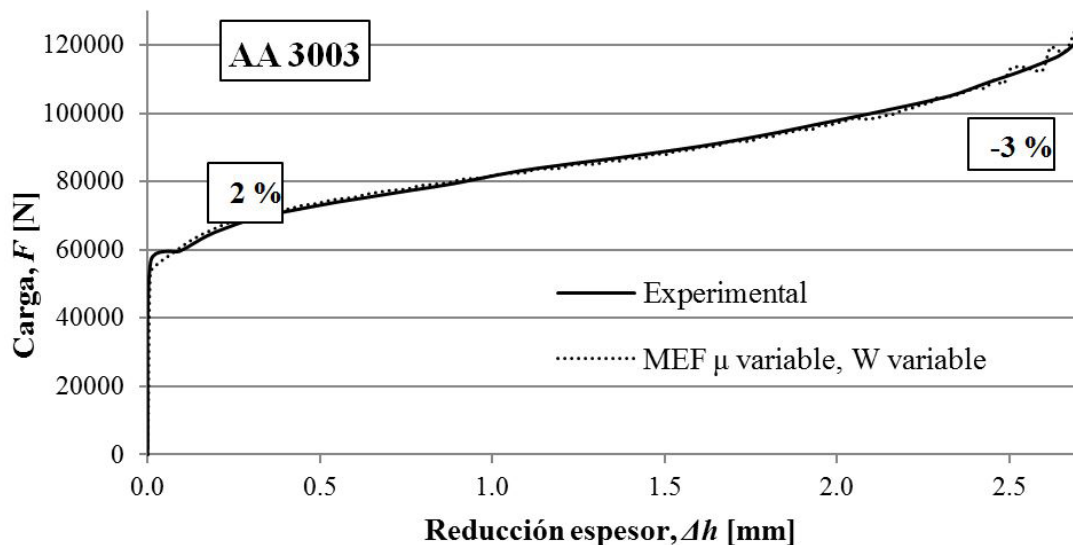


Figura 11. Curva de carga contra reducción de espesor obtenida en la simulación con el uso de un coeficiente de roce variable; AA3003- w variable

Estudiando la formulación utilizada para transformar los valores de fuerza y reducción de espesor en esfuerzo y deformación plana respectivamente, se tiene que la presión media de las herramientas (Ecuaciones 5 y 6) representa la sumatoria de la resistencia a la deformación del material y la resistencia ofrecida por la fricción. En dichas expresiones los valores de espesor de la probeta h_i no presenta ningún error ya que los mismos fueron corregidos por deformación elástica de elementos de máquina, por otro lado el ancho del indentador b es un valor constante que no influye en las diferencias encontradas.

La suposición de un roce constante en vez de variable influye en el cálculo de las curvas de esfuerzo-deformación, aunque la diferencia obtenida es muy pequeña (orden de 3%). Este comportamiento era de esperarse ya que para un mismo valor de presión, con un coeficiente de roce mayor al real disminuiría la verdadera resistencia que opone el material.

Finalmente, si se usa la curva esfuerzo contra deformación calculado con coeficiente de roce variable (Figura 12) y además la simulación computacional considera esta

variación del roce, se obtiene la gráfica de color negro de la Figura 13 donde existe una sobrestimación del 2% al inicio y una subestimación del 6% al final. Cabe resaltar que los resultados son con base en el uso de un ancho de probeta variable y de un coeficiente de roce variable en función de la deformación equivalente. Habría que considerar si es recomendable para algunas aplicaciones la engorrosa labor de trabajar con un coeficiente de roce variable para obtener errores del mismo orden a los obtenidos con el uso de roce promedio constante.

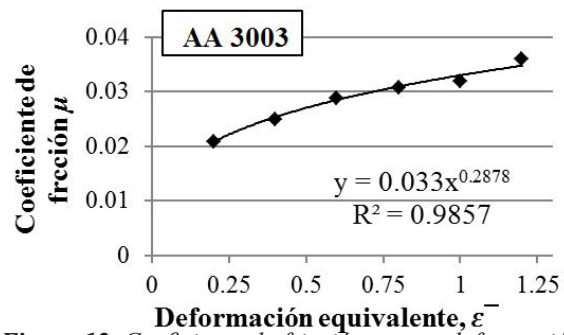


Figura 12. Coeficiente de fricción contra deformación equivalente; AA3003

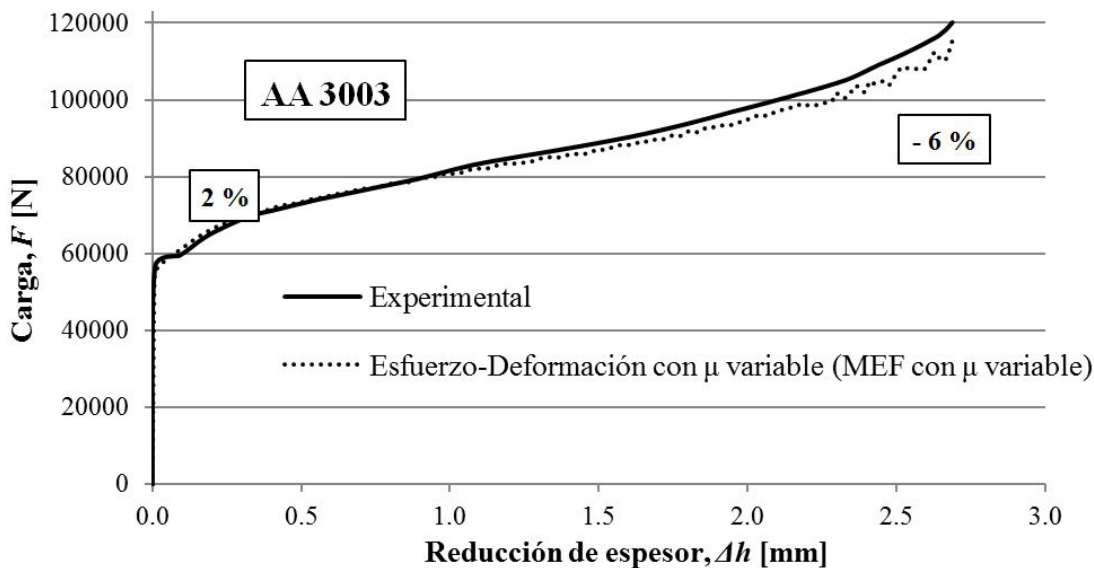


Figura 13. Curvas de carga contra reducción de espesor obtenidas computacional y experimentalmente, considerando μ variable tanto en las curvas de esfuerzo-deformación como en la simulación; AA3003- w variable

Estimación del ensayo Ford

En la Figura 14 se muestran los resultados de la estimación del ETF usando como dato de entrada del material la curva de tensión-deformación derivada del ensayo de tracción y extrapolada con las ecuaciones de Hollomon (1945), Voce (1948; 1955) y Sah *et al.* (1969). En la Tabla 4 se muestran los valores máximos de diferencia en fuerza entre

las curvas numéricas y las experimentales (%DF) para los tres materiales estudiados. Es importante mencionar que si se desea estimar el ETF a partir de un ensayo de tracción no se sabría cuál es el ancho final de la probeta obtenido en el ensayo, razón por la que se trabaja con un ancho de probeta inicial.

Tabla 4. Estimación del ETF, porcentaje de diferencia de fuerza entre la simulación y el valor experimental %DF en función de la ley de endurecimiento

	% DF		
	AA 3003	AA 8011	AA 6063
HOLLOMON	-10,8 %	-0,3 %	-9,2 %
	14,4 %	14,3 %	23,3 %
VOCE	2,9 %	15,1 %	3,6 %
	-34,2 %	-21,6 %	-30,2 %
SAH ET AL	3,0 %	13,8 %	4,7 %
	-35,8 %	-23,4 %	-26,8 %

De las curvas de carga contra desplazamiento obtenidas en la simulación (Figura 14) se puede notar que la que más se asemeja al comportamiento experimental es la obtenida con la Ley de Hollomon. Los valores de diferencia %DF usando dicha ley son de sobrestimación para prácticamente todo el ensayo, estando los valores máximos entre un 14,4% y 23,3% para las tres aleaciones estudiadas (Tabla 4), mientras que Voce entre 21,6% y 34,2%, y Sah *et al.* entre 23,4% y 35,8%, siendo estos dos últimos de subestimación. Existe

una particularidad para el aluminio 8011 donde las leyes de Voce y Sah *et al.* sobrestiman inicialmente los valores de carga, pero siendo predominante la subestimación de los mismos hacia el final del ensayo.

La estimación con Hollomon tipifica un comportamiento más paralelo al experimental mientras los otros dos modelos se convierten en una función casi constante para mayores valores de reducción de espesor, con lo cual Hollomon modela el pronunciado endurecimiento por deformación que experimentan las aleaciones, sugiriendo así que dichas aleaciones no presentan un marcado endurecimiento previo.

El comportamiento de las curvas de estimación era de esperarse que fuera similar a la comparación entre las curvas de esfuerzo-deformación extrapoladas con las leyes de endurecimiento estudiadas (Hollomon, 1945; Voce, 1948, 1955; Sah *et al.* 1969) y las curvas de esfuerzo-deformación obtenidas del ETF, tal como se muestra en la Figura 15, debido a que los valores de carga y reducción de espesor son proporcionales a los valores de esfuerzo y deformación, respectivamente.

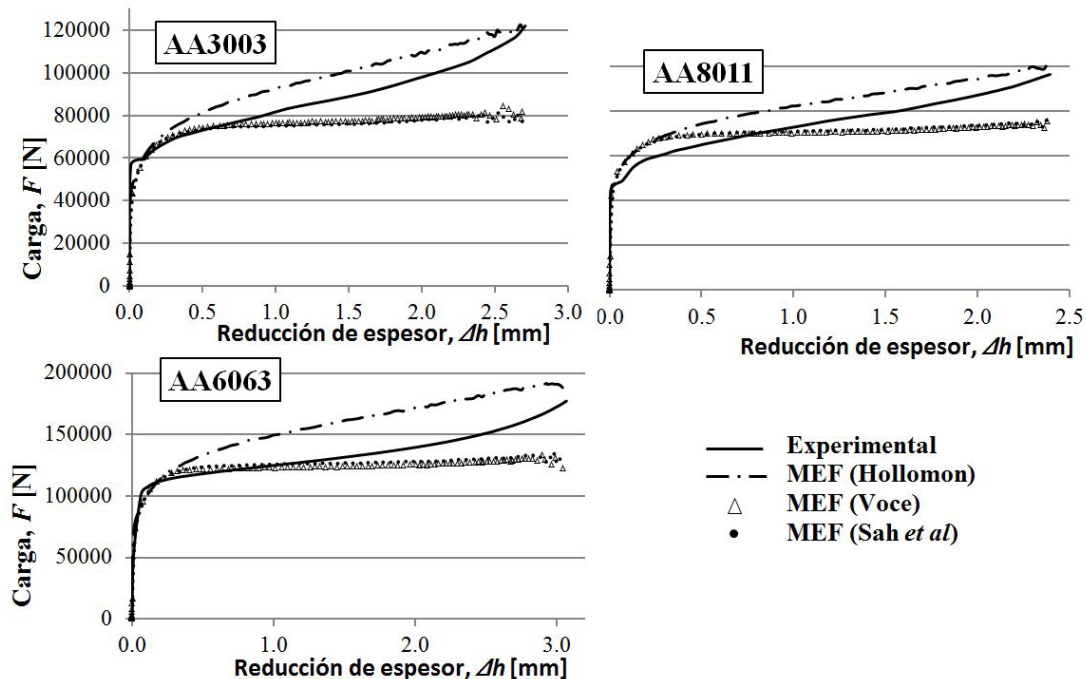


Figura 14. Curvas de carga contra reducción de espesor obtenidas en la simulación computacional del ETF - Dato de entrada: σ - ϵ ensayo de tracción

A pesar de que los modelos de endurecimiento representaron muy bien el comportamiento de las tres aleaciones hasta la deformación plástica alcanzada en el ensayo de tracción, es decir, a menores deformaciones plásticas, no lo representan de la misma manera a mayores deformaciones.

La discrepancia de los resultados se basa en las diferentes texturas cristalográficas que se pueden desarrollar en el material en ambos ensayos, haciendo que los mismos no sean del todo equivalentes.

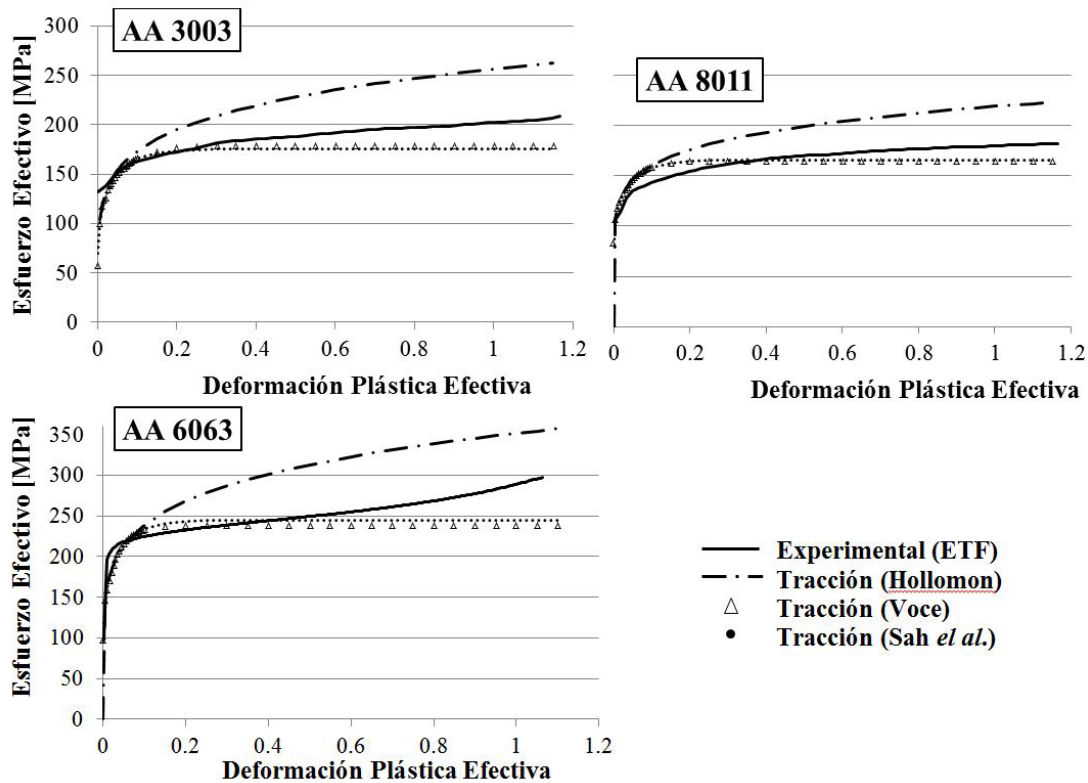


Figura 15. Gráficas esfuerzo contra deformación plástica extrapoladas con las leyes de endurecimiento

CONCLUSIONES

Se valida el modelo geométrico en dos dimensiones del ensayo Ford, con el uso de ancho de probeta variable w_i y con el uso del coeficiente de roce promedio constante, tanto en la simulación como para el cálculo de las curvas de esfuerzo y deformación del material, en el cual se obtiene para las tres aleaciones de aluminio estudiadas una sobrestimación de los valores de carga entre el 4 y 6% al inicio de la deformación plástica (3–4% de reducción de espesor final) y de subestimación entre el 2 y 3% al final del ensayo (93–100% de reducción de espesor final).

Mientras menor sea el coeficiente de ensanchamiento, menor será el efecto del uso de ancho de la probeta constante en el modelo geométrico de dos dimensiones.

Al considerar el roce variable en la simulación computacional apenas se logra mejorar los valores de carga de un 4,4% a un 2% de DF en el rango donde éste sobrestima (inicio de deformación plástica), permaneciendo casi invariable en el rango de subestimación (final del ensayo). Igualmente, al considerar el roce variable en el cálculo de la curva de esfuerzo y deformación del material obtenida en el ETF, la cual es introducida como dato del material en el modelo computacional, no se logra una mejoría significativa entre los resultados simulados y la curva experimental.

La magnitud de dichos logros adicionales alcanzados no amerita el gasto computacional que representa el considerar el coeficiente de roce variable tanto en la simulación como en el cálculo de la curva de esfuerzo y deformación del material.

Para la estimación de las curvas de fuerza contra reducción de espesor del ensayo Ford, a partir de los datos del ensayo de tracción de las tres aleaciones estudiadas, el modelo de Hollomon parece ser el modelo que mejor representa la forma de dichas curvas. Sin embargo, en los valores aún existen algunas discrepancias.

La escogencia de las ecuaciones de Hollomon, Voce o Sah *et al.* es indiferente en la reproducción de los puntos de las gráficas de esfuerzo y deformación de las aleaciones estudiadas para niveles de deformación alcanzadas en un ensayo de tracción.

Será mejor la estimación del ensayo Ford a medida de que menor sea la diferencia entre las curvas de esfuerzo y deformación de un ensayo de tracción y las curvas equivalentes de un ETF, lo cual dependerá a su vez de una buena práctica experimental minimizando la introducción de errores en el mismo.

AGRADECIMIENTOS

Agradecimiento especial al proyecto individual N° PI-08-6673-2007/1 financiado por el Consejo de Desarrollo Científico y Humanístico (CDCH-UCV), por los fondos otorgados para la realización de este trabajo de investigación.

NOMENCLATURA

α_{ij}	Centro de la superficie de fluencia
A	Área
b	Ancho del indentador del ensayo Ford
Δh	Reducción de espesor
ε	Deformación real
$\bar{\varepsilon}$	Deformación equivalente o efectivo
f	Función que representa la superficie de fluencia de von Mises
F	Fuerza o carga
G	Función de la historia de esfuerzo
h	Espesor de la probeta del ensayo Ford
h_u	Pendiente de la curva de esfuerzo-deformación bajo carga uniaxial
λ	Deformación plástica acumulada
μ	Coefficiente de fricción
n	Paso de carga
p	Presión
\bar{p}	Presión media de las herramientas
s	Coefficiente de ensanchamiento
S	Esfuerzo desviador
σ	Esfuerzo
$\bar{\sigma}$	Esfuerzo equivalente o efectivo
τ_{crit}	Esfuerzo cortante crítico
w	Ancho de la probeta del ensayo Ford

Subíndices

f	Final
i	Instantáneo (excepto notación inicial)
p	Promedio
y	Fluencia
x,y,z	Sistema de coordenadas
0	Inicial

Superíndices

p	Plástico
t	Momento o configuración
Δt	Incremento de t
'	Plano

REFERENCIAS

FERNÁNDEZ, M. & REVERÓN, G. (1994). Diseño y construcción de un dispositivo para realizar ensayos

de compresión plana. Trabajo Especial de Grado no publicado, Universidad Central de Venezuela, Caracas.

GARMENDIA, I., TOME, X., CELIGUETA, J. T. (1997). Simulación de procesos de Forja Axisimétrica Mediante el Método de los Elementos Finitos: Un Modelo Sencillo de Rozamiento. Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería, 13(1), 57-69.

HOLLOMON, J. H. (1945). Tensile deformation. Transactions the American Institute of Mining, Metallurgical, and Petroleum Engineers AIME, 62, 162-268.

KLIBER, J., AKSENOV, S., FABÍK, R. (2009). Numerical Study of Deformation Characteristics in Plane Strain Compression Test (PSCT) Volume Certified Following Microstructure. Metalurgija - Journal for Theory and Practice in Metallurgy, 48(4), 257-261.

NADAI, A. (1931). Plasticity. New York: McGraw-Hill.

RIETMAN, B. (1999). Numerical Analysis of Inhomogeneous Deformation in Plane Strain Compression. Universidad de Twente y Hoogovens Research & Development.

RODRÍGUEZ, V. F. & VERGARA, F. H. (1998). Diseño, Construcción y puesta en funcionamiento de un dispositivo para realizar ensayos de compresión plana. Trabajo Especial de Grado no publicado, Universidad Central de Venezuela, Caracas.

ROWE, G. (1965). An Introduction to the Principles of Metalworking. Londres: Edward Arnold.

ROWE, G. W. (1979). Elements of Metal Working Theory. U.K.: Edward Arnold Ltd.

SAH, J. P., RICHARDSON, G., SELLARS, C. M. (1969). Journal of the Australian Institute of Metals. 14, 292-297.

SIMO, J. C. & HUGHES, T.J.R. (1998). Computational Inelasticity (7ma Ed.). New York: Springer.

SIMO, J. C. & TAYLOR, R. L. (1985). Consistent Tangent Operators for Rate-Independent Elastoplasticity. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 48, 101-118.

VOCE, E. (1948). The relation between stress and strain for homogeneous deformation. Journal Institute of Metals, 74, 537-562.

VOCE, E. (1955). A practical strain-hardening function. *Metallurgia*, 51, 219-226.

VON MISES, R. (1913). *Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand*. Göttin. Nachr. Math. Phys., vol. 1, 582-592.

WATTS, A. B. & FORD, H. (1952). An experimental investigation of the yielding of strip between smooth dies. *Proceedings of the institution of mechanical engineers*, 1(10), 448-453.