

Trabajo Fin de Grado
Grado en Ingeniería de Tecnologías Industriales

Predicción numérica del fallo por estricción en
procesos de estirado de chapa con flexión

Autor: Manuel Rubiales Duplas

Tutor: Andrés Jesús Martínez Donaire

DEP. INGENIERÍA MECÁNICA Y FABRICACIÓN
Escuela Técnica Superior de Ingeniería
Universidad de Sevilla

Sevilla, 2017



Trabajo Fin de Grado
Grado en Ingeniería de Tecnologías Industriales

Predicción numérica del fallo por estricción en procesos de estirado de chapa con flexión

Autor:

Manuel Rubiales Duplas

Tutor:

Andrés Jesús Martínez Donaire

Profesor contratado doctor int.

Dep. de Ingeniería Mecánica y Fabricación

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2017

Trabajo Fin de Grado: Predicción numérica del fallo por estricción en procesos de estirado de chapa con flexión

Autor: Manuel Rubiales Duplas

Tutor: Andrés Jesús Martínez Donaire

El tribunal nombrado para juzgar el Proyecto arriba indicado, compuesto por los siguientes miembros:

Presidente:

Vocales:

Secretario:

Acuerdan otorgarle la calificación de:

Sevilla, 2017

El Secretario del Tribunal

A mi familia

A mis amigos

Agradecimientos

En primer lugar, agradecer a mis padres, Carlos y Manoli por haberme colmado de felicidad y de oportunidades. A mis hermanos, Carlos y Mary Carmen, por esa unidad entre nosotros tan férrea.

Al resto de mi familia, por su dedicación, apoyo y aliento en todo momento. Por supuesto, a mis amigos de siempre, por estar siempre.

Quiero agradecer este trabajo a todos los profesores que han pasado por mi vida porque de todos he aprendido y entre todos han construido quien soy hoy.

A los compañeros que se han convertido en amigos de la ETSI por los buenos ratos y algún que otro apunte, gracias por estar ahí.

Agradezco también las enseñanzas, dedicación y el tiempo que me ha brindado Andrés, mi tutor de este trabajo. Gracias por aceptar serlo cuando se lo pedí.

Por último, a José Vázquez por abrirme las puertas de su segunda casa para iniciarme en el mundo laboral.

Manuel Rubiales Duplas

Sevilla, 2017

Resumen

El presente trabajo tratará de testar y validar un criterio de predicción numérica del fallo por estricción de una chapa de aluminio AA7075.

Para ello, será necesario conocer otros criterios planteados previamente, así como sus limitaciones y su capacidad de predicción.

Por otro lado, se hará una breve reseña de la caracterización experimental y del modelo numérico empleado que da pie a todas las simulaciones a partir de las cuales se han obtenido las predicciones.

Se explicará cómo se han obtenido numéricamente los resultados de las predicciones y por último se analizarán estas de forma cualitativa para acabar dando o no validez al criterio planteado.

Tras las conclusiones se realizará una propuesta para trabajos futuros continuando en la línea de este.

Índice

Agradecimientos	9
Resumen	11
Índice	13
Índice de Tablas	15
Índice de Figuras	17
1 Introducción y antecedentes	21
1.1. <i>Antecedentes.</i>	22
1.1.1 El Diagrama Límite de Conformado, DLC (Forming Limit Diagram, FLD).	22
1.1.2 Curva límite de conformado en tensiones (Forming Limit Stress Curve, FLSC).	24
1.1.3 Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente.	26
1.1.4 Influencia del gradiente de deformaciones y Regla del plano medio (Mid Plane Rule).	28
1.1.5 Reglas de la cara cóncava y convexa.	29
1.1.6 Método de las distancias críticas para la predicción del fallo.	30
1.2. <i>Objetivo.</i>	30
2 Experimentación	31
2.1. <i>Jusificación del material.</i>	31
2.2. <i>Caracterización y propiedades.</i>	31
2.2.1. Propiedades mecánicas a tracción.	32
2.2.2. Curva límite de conformado (FLC)	34
2.2.3. Ensayos de estirado con flexión.	36
3 Simulación numérica	38
3.1. <i>Descripción del modelo numérico.</i>	38
3.2. <i>Descripción del modelo numérico.</i>	40
4 Predicción de fallo en ensayos de estirado con flexión	41
4.1. <i>Construcción de la Curva en deformación plástica equivalente polar.</i>	41
4.2. <i>Predicción de fallo en ensayos de estirado con flexión.</i>	43
5 Análisis de resultados. Comparación con otros métodos	47
5.1. <i>Análisis de resultados.</i>	47
5.2. <i>Comparación con otros métodos.</i>	49
5.2.1. Mid-Plane Rule en CLC y en curva polar.	49
5.2.2. Predicciones con la Curva límite de conformado en deformaciones.	50
5.2.3. Comparación de predicciones de la curva en deformaciones plásticas equivalentes vs. CLC.	51
5.2.4. Comparativa entre distintos criterios.	54
6 Conclusiones y desarrollos futuros	55
6.1. <i>Conclusiones.</i>	55
6.2. <i>Desarrollos futuros.</i>	56

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1. Propiedades mecánicas de las chapas AA7075-O de 1,6 mm de espesor.	33
Tabla 2. Coeficientes e anisotropía de las chapas AA7075-O en tres direcciones basadas en deformaciones plásticas equivalentes y evaluados para un nivel de deformación ingenieril en dirección longitudinal del 11 % (Martínez-Donaire, 2012).	34
Tabla 3. Resultados obtenidos con ensayos Nakazima y condiciones cercanas a tracción pura, deformación plana y estado biaxial no equilibrado usando el método normalizado ISO 12004-2:2008 (Martínez-Donaire, 2012).	35
Tabla 4. Resultados obtenidos con punzón cilíndrico de Ø20, Ø10, Ø5, Ø3 y Ø1 mm en condiciones cercanas a deformación plana usando el método normalizado ISO 12004-2:2008.	37
Tabla 5. Valores para la construcción de la curva en deformación plástica equivalente polar obtenidos a partir de la intersección de las curvas ϵ_2 vs. ϵ_1 y CLC.	42
Tabla 6. Valores de ϵ_1 para los diámetros de punzón Ø20, Ø10 y Ø5 mm en base a distintos números de nodos escogidos (Martínez-Donaire, 2012).	44
Tabla 7. Valores de ϵ_1 para los diámetros de punzón Ø3 y Ø1mm en base a distintos números de nodos escogidos y valores de ϵ_1 obtenidos experimentalmente (Martínez-Donaire, 2012).	45
Tabla 8. Valores de ϵ_1 para unos volúmenes críticos escogidos.	47
Tabla 9. Valores de ϵ_1 que predicen el fallo según criterio MPR comparando CLC con epFLC.	49

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Evolución típica de las curvas de conformado por estricción localizada (FLC at necking) y por fractura dúctil (FLC at fracture): materiales de alta ductilidad (izqda.) y materiales de baja ductilidad (dcha.).	22
Figura 2. Caminos de deformación en un proceso de conformado multi-etapa para un componente automotriz y su efecto sobre la curva límite de conformado en deformaciones CLC (Stoughton y Yoon, 2012).	23
Figura 3. Curvas límite de conformado en chapas de aluminio 2008-T4 sujetas a pre-deformaciones bajo tracción uniaxial (Graf y Hosford, 1993b, adaptados por Green (2008)).	24
Figura 4. Curvas límite de conformado en deformaciones (izq.) y en tensiones (dcha.) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7% (Stoughton, 2011).	25
Figura 5. Límites de conformado en el espacio de las deformaciones (CLC) y de la deformación plástica equivalente (epFLC) (Yoshida y Kuwabara, 2007).	26
Figura 6. Esquema de una curva epFLC en el espacio polar y ejemplo de un camino de deformación en el mismo espacio para un proceso de conformado (Stoughton y Yoon, 2012).	27
Figura 7. Esquema de los ensayos ASBT (Martínez-Donaire, 2012).	28
Figura 8. Geometría de las probetas de tracción (Martínez-Donaire, 2012).	32
Figura 9. Curvas tensión-deformación ingenieril en tres direcciones.	32
Figura 10. Curvas tensión-deformación reales (Martínez-Donaire, 2012).	33
Figura 11. Esquema del montaje experimental de los ensayos de estirado (Martínez-Donaire, 2012).	35
Figura 12. Diagrama límite de conformado normalizado para AA7075-O de 1,6 mm de espesor usando la propuesta ISO 12004-2:2008 (Martínez-Donaire, 2012).	36
Figura 13. Esquema del montaje experimental en ensayos de stretch-bending y configuración montado el punzón cilíndrico de Ø1 mm y el prensachapas (Martínez-Donaire, 2012).	36
Figura 14. Esquema del modelo numérico realizado y discretización. Condiciones de doble simetría. (Martínez Donaire, 2012).	39
Figura 15. Simulación numérica del montaje experimental completo con chapa-matriz-prensachapas (Martínez-Donaire, 2012).	39
Figura 16. Ejemplo de la representación de ϵ_2 vs. ϵ_1 intersectando con la CLC en la hoja de cálculo para el caso de tracción pura.	42
Figura 17. Curva límite en deformación plástica equivalente polar obtenida a partir de la CLC en deformaciones.	43
Figura 18. Evolución de las deformaciones a lo largo del espesor para un punzón de Ø5 mm (Martínez-Donaire et ál.).	46
Figura 19. Representación de $\epsilon_{1,lim}$ frente a t_0/R de los valores de la Tabla 8.	48
Figura 20. Predicciones bajo el criterio de Mid-Plane Rule, comparativa epFLC con CLC.	49
Figura 21. Predicciones realizadas con la CLC en deformaciones para distintas distancias críticas frente a t_0/R .	50
Figura 22. Predicciones para una distancia crítica del 0%.	51
Figura 23 Predicciones para una distancia crítica del 25%.	52

Figura 24. Predicciones para una distancia crítica del 33,33%.	52
Figura 25. Predicciones para una distancia crítica del 50%.	53
Figura 26. Comparativa entre distintos criterios de fallo.	54

1 INTRODUCCIÓN Y ANTECEDENTES

El conformado de chapa es una parte muy importante en la producción metálica industrial. Está caracterizado por una alta productividad, gran calidad y precisión, un alto coeficiente de aprovechamiento del metal, buena resistencia mecánica y alta relación resistencia/peso.

Este tipo de procesos se caracteriza por deformar el material plásticamente en zonas muy localizadas, encontrándose el resto del mismo sin deformar o con deformaciones elásticas. El régimen plástico y las condiciones de deformación, así como las diferentes geometrías que pueden darse en los punzones hacen que el fallo en la chapa sea difícil de predecir.

Dentro de todas las formas existentes en que podemos conformar chapas, se encuentran el estirado, la estampación y la embutición como representativos donde domina la tracción. Por otro lado, el plegado o el embreado donde domina la flexión generándose un fuerte gradiente de tensiones y deformaciones.

Como en cualquier proceso de fabricación, existen diversos parámetros a controlar para evitar el fallo de la pieza que se fabrica. Generalmente se dan dos tipos de fallo, la estricción localizada y la fractura dúctil. La ductilidad del material y el estado de tensiones y deformaciones al que se somete la pieza serán los condicionantes para que el colapso de la chapa se produzca bajo uno u otro de estos tipos. Resumidamente y de manera genérica, la estricción se dará en materiales con alta ductilidad y en procesos donde domina la tracción y, para materiales con baja ductilidad, la forma de fallo será la fractura dúctil la cual se dará en procesos de flexión dominante. No obstante, la clasificación de fallo en los procesos de producción de chapa metálica no pueden reducirse a la idea única de si domina o no la flexión, sino que hay que extenderlos a situaciones en las que coexisten tracción y flexión dado que en aplicaciones reales de conformado de chapa, el fallo suele estar causado por zonas donde las herramientas tienen radios pequeños que hacen que se genere un estado combinado de tracción y flexión y un gradiente de tensiones en el espesor de la chapa que condicionan el mecanismo de fallo dominante.

Este trabajo se centrará en procesos de estirado con flexión en los cuales se buscará predecir el fallo por estricción de manera numérica. El interés de desarrollar un criterio de fallo bajo estas condiciones radica en la escasez de modelos existentes en la actualidad válidos para cualquier estado de cargas. Pero, en primer lugar, se va a hacer un repaso de los avances en este campo en los últimos años.

1.1. Antecedentes.

1.1.1 El Diagrama Límite de Conformado, DLC (Forming Limit Diagram, FLD).

La herramienta más usada en la industria para caracterizar la conformabilidad de chapas es el Diagrama Límite de Conformado, DLC (Forming Limit Diagram, FLD). Fue planteado por Keeler y Backhofen en 1963 y desarrollado por Goodwin en 1968. En este diagrama se muestra la Curva Límite de Conformado, CLC (Forming limit Curve, FLC), que representa los valores límite de deformaciones principales máxima y mínima en el plano de la chapa (ε_1 y ε_2) necesarios para que se produzca el fallo bajo diferentes caminos de deformación lineales que vienen dados por el parámetro $\beta = d\varepsilon_2/d\varepsilon_1$. Esta curva divide los estados de deformación que ocasionan el fallo y los que permiten el correcto conformado de la chapa.

Normalmente, la CLC representa la curva de fallo por estricción puesto que es la forma de fallo más usual para materiales dúctiles (FLC at necking). Como puede observarse en la Figura 1, por lo general la CLC consiste en una curva en forma de V cuyo tramo izquierdo es decreciente ($\beta < 0$), el derecho creciente ($\beta > 0$) y contiene un vértice en el valor mínimo de ε_1 , el cual se suele producir en condiciones de deformación plana ($\beta = 0$). Este valor se denomina FLC_0 y es característico del material. Sin embargo, también aparece otra curva límite de conformado por fractura dúctil que habitualmente queda por encima de la anterior (FLC at fracture). Para chapas de materiales con una alta ductilidad, la forma de esta curva es lineal decreciente y, por el contrario, para materiales con una ductilidad baja, la forma de la curva se asemeja a una V. Para el interés de este trabajo, nos centraremos en la CLC de estricción.

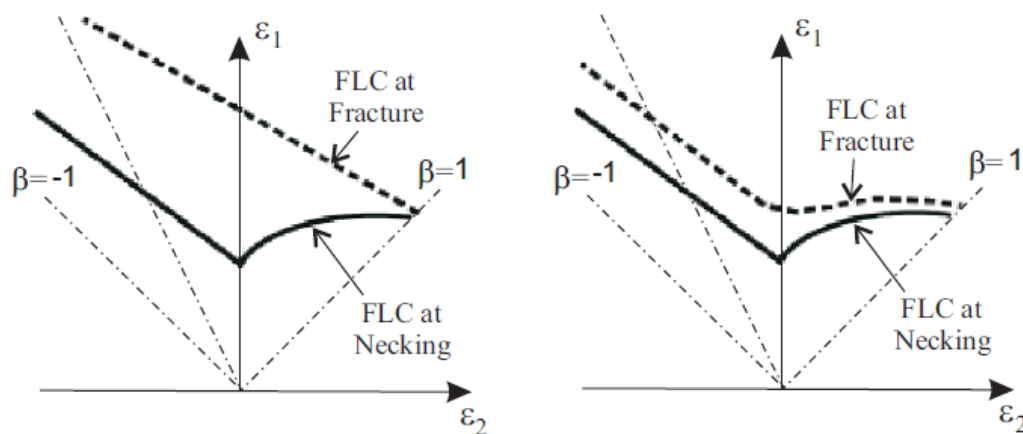


Figura 1. Evolución típica de las curvas de conformado por estricción localizada (FLC at necking) y por fractura dúctil (FLC at fracture): materiales de alta ductilidad (izqda.) y materiales de baja ductilidad (dcha.).

Para obtener esta curva, se realizan diferentes ensayos experimentales bajo caminos de deformación, principalmente lineales, en el espacio de las deformaciones principales. Estos caminos vienen parametrizados, como se mencionó anteriormente, por β y abarcan desde tracción uniaxial ($\beta = -1$) hasta tracción biaxial ($\beta = 1$) pasando por deformación plana ($\beta = 0$). La estandarización de estos ensayos está reflejada en la norma internacional ISO 12004-2:2008 y recoge el tipo de ensayo que propusieron Marciniak en 1967 y Nakazima un año más tarde.

Conviene hacer hincapié en que para la obtención de la CLC se realizan ensayos proporcionales o lineales pues, cuando nos alejamos de un estado de proporcionalidad en las cargas o nos encontramos ante procesos complejos como puedan ser los que se realizan en diferentes etapas o aquellos que combinan cargas de flexión y tracción, la curva deja de tener validez. Son diversos los trabajos que lo demuestran, uno de ellos es un caso real de Ishigaki (1978) donde se ve la evolución de un proceso en el que hicieron falta 6 etapas y que inesperadamente falló entre la quinta y la sexta cuando según el criterio de la CLC se encontraba en zona segura (ver Figura 2).

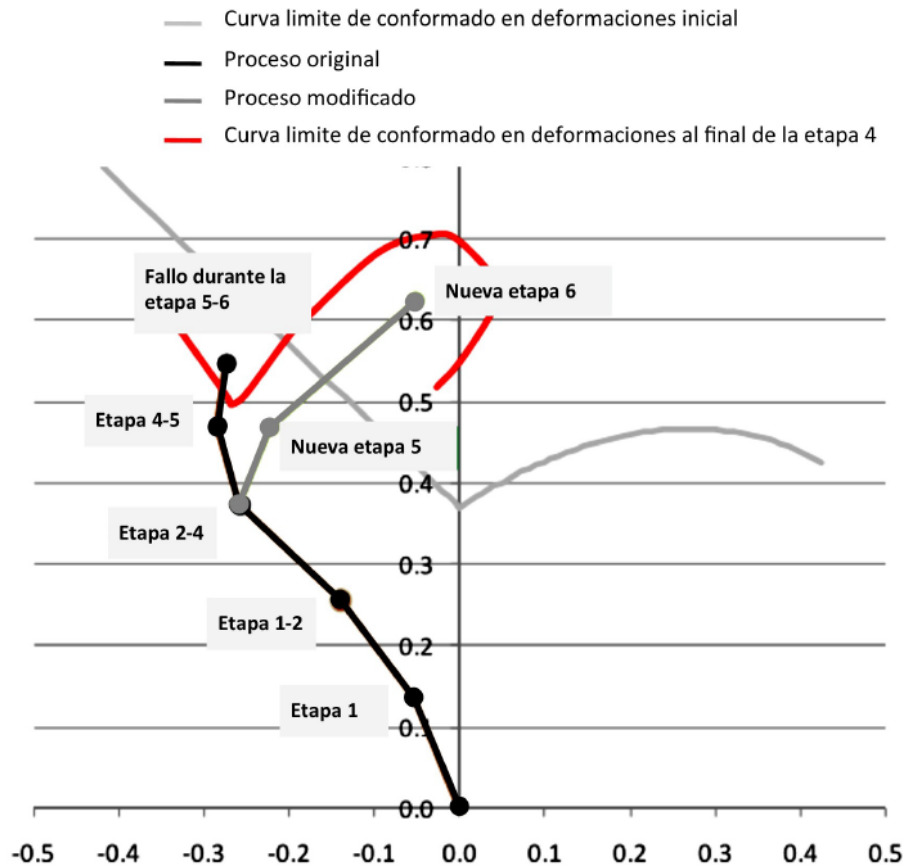


Figura 2. Caminos de deformación en un proceso de conformado multi-etapa para un componente automotriz y su efecto sobre la curva límite de conformado en deformaciones CLC (Stoughton y Yoon, 2012).

Ghosh y Laukonis (1976), Kleemola y Pelkkikangas (1977), Arrieux *et ál.* (1982), Barata-Rocha *et ál.* (1985), Graf y Hosford (1993a), Rojek *et ál.* (2013), Werber *et ál.* (2013), Min *et ál.* (2014) encontraron evidencias experimentales que corroboraban que caminos de deformación no lineales en el espacio de las deformaciones pueden cambiar la forma y la localización de la Curva Límite de Conformado en deformaciones.

Ghosh y Laukonis (1976) concluyeron que bajo estados equi-biaxiales la curva límite de conformado se desplazaba hacia abajo conforme aumentaba el nivel de pre-deformación y que de igual manera ocurría bajo estados de pre-deformación uniaxial.

Kleemola y Pelkkikangas (1977) tras ensayar probetas de acero, cobre y latón bajo condiciones de tracción uniaxial y equi-biaxiales, constataron cambios en la curva límite que dependían del tipo de pre-deformación que se les aplicaron a las muestras. Por su parte, Arrieux *et ál.* (1982) encontraron un comportamiento muy parecido en aleaciones de aluminio.

Barata-Rocha *et ál.* (1985) estudiaron la influencia de la no proporcionalidad de la carga en la conformabilidad de materiales con simetría ortótropa y concluyeron que se podían obtener importantes mejoras en la conformabilidad a través de una selección y secuencia adecuada de caminos de deformación en operaciones multi-etapa.

Graf y Hosford (1993) estudiaron el comportamiento de chapas de aluminio 2008-T4 sometidas a pre-deformación bajo condiciones de tracción uniaxial y biaxial, y cercanas a deformación plana que dieron como resultado curvas límite de conformado muy sensibles al estado pre-deformado y que diferían unas de otras (Figura 3).

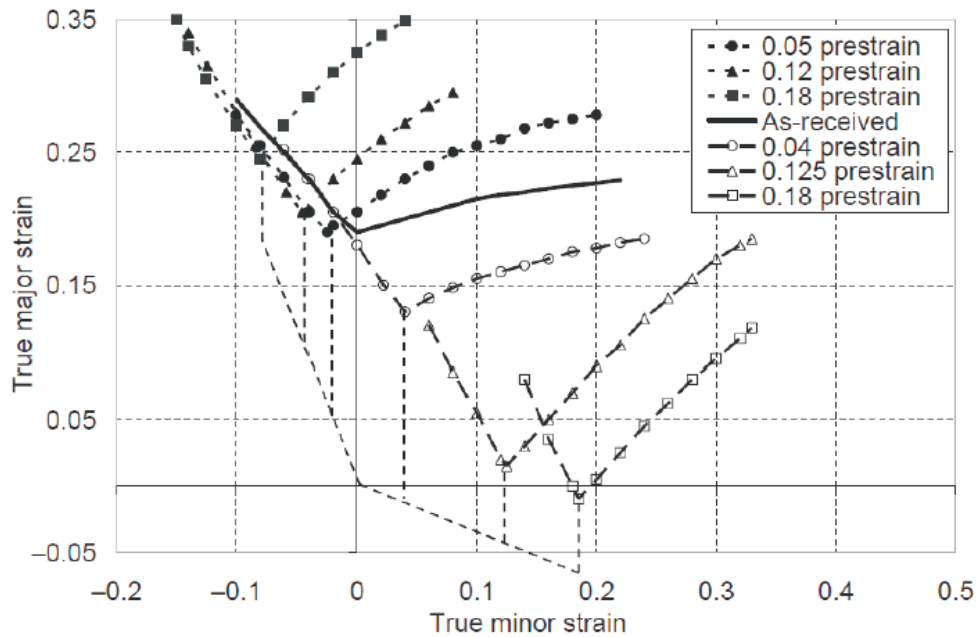


Figura 3. Curvas límite de conformado en chapas de aluminio 2008-T4 sujetas a pre-deformaciones bajo tracción uniaxial (Graf y Hosford, 1993b, adaptados por Green (2008)).

Los ensayos más recientes son los de Werber *et ál.* (2013), Rojek *et ál.* (2013) y Min *et ál.* (2014). Los primeros, al experimentar con chapas de aluminio pre-deformadas en caminos uniaxiales, biaxiales y próximos a deformación plana obtuvieron resultados similares y de acuerdo a los anteriores. Rojek *et ál.* llegaron a la conclusión de que las CLC tenían un carácter dinámico. Sus ensayos consistieron en pre-traccionar un 13 % de deformación plástica equivalente chapas de acero DC04 de 1 mm de espesor. Asimismo, vieron que la pre-tracción de probetas en caminos uniaxiales permite obtener una ganancia en la conformabilidad bajo caminos de deformación biaxial. Los últimos estudiaron la sensibilidad de las CLC en aleaciones de magnesio en las mismas condiciones que sus antecesores. Además, analizaron el efecto de recocer el material entre diferentes etapas del conformado. Las conclusiones a las que llegaron fueron que la curva es fuertemente sensible a las deformaciones y más aún al tratamiento que se le dio ganando conformabilidad.

Todos estos resultados experimentales ponen de manifiesto la escasa aplicación y validez de las curvas establecidas por Marciniak y Nakazima, puesto que las CLC pueden ser muy distintas según la historia de carga. Como se menciona a lo largo del apartado, el uso de las curvas que éstos propusieron inicialmente, se restringe a procesos lineales o proporcionales de manera que, para situaciones en las que existen no linealidades o diferentes etapas en el conformado, así como tratamientos térmicos o pre-deformaciones, su uso queda invalidado. Es por esto por lo que se buscan otros criterios de fallo más insensibles a estas condiciones.

1.1.2 Curva límite de conformado en tensiones (Forming Limit Stress Curve, FLSC).

Los inconvenientes que presenta la curva límite de conformado en deformaciones han llevado a desarrollar otra curva alternativa que se vea menos afectada a condiciones de carga compleja y cuyo campo de aplicación sea más extenso. De esta manera, se comenzó a considerar que no solo eran las deformaciones las que condicionaban el fallo, sino que los estados tensionales influían en la fractura durante el conformado de la chapa. Así que Arrieux *et ál.* (1982) comenzaron a plantear los diagramas límite de conformado en tensiones (Forming Limit Stress Diagram, FLSC).

Basándose en esta idea, Stoughton (2000) estableció un procedimiento para transformar la curva límite en

deformaciones al espacio de las tensiones principales usando la teoría clásica de la plasticidad. Consistía en asumir un criterio de plastificación del material y un modelo de endurecimiento para así transformar cualquier estado de deformaciones al espacio de las tensiones principales σ_1 y σ_2 (Forming Limit Stress Diagram, FLSC). Por lo tanto, para conocer la FLSC se han de transformar diversos puntos de la CLC en deformaciones a través de este procedimiento.

La principal virtud de esta transformación radica en que la FLSC es más insensible al camino de deformación que la CLC en deformaciones. Arrieux y posteriormente Stoughton vieron que tras predeformar una chapa, la curva en tensiones era prácticamente coincidente con su correspondiente FLSC de una chapa sin predeformar.

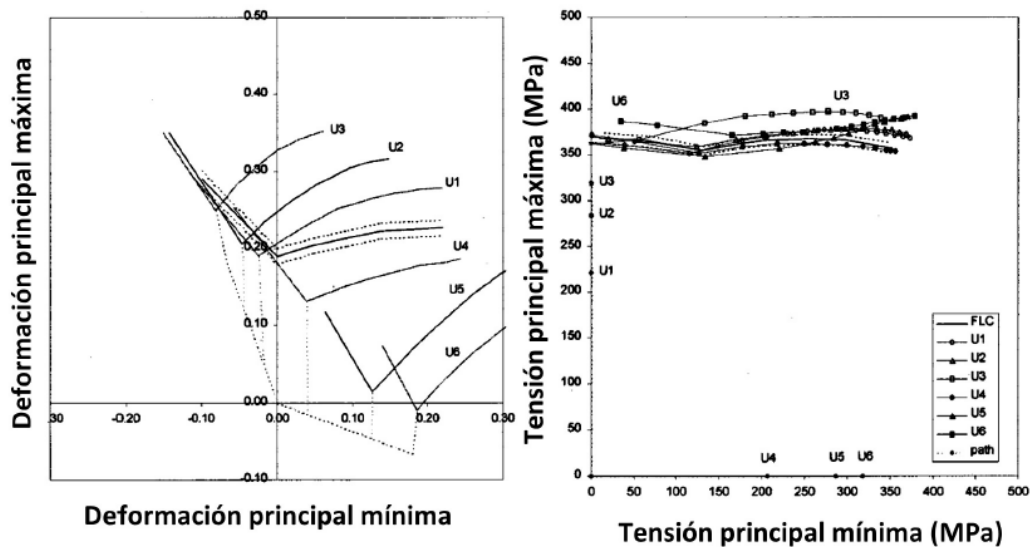


Figura 4. Curvas límite de conformado en deformaciones (izq.) y en tensiones (dcha.) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7% (Stoughton, 2011).

En la Figura 4 se muestra la poca sensibilidad de la curva en tensiones ante la existencia o no de caminos de carga no proporcional en comparación con la curva en deformaciones.

Sin embargo, la FLSC presenta también limitaciones. Stoughton (2001) sugirió que las diferencias en la posición de la FLSC obtenidas para probetas predeformadas a altos niveles de deformación respecto de otras ensayadas a bajos niveles, es consecuencia del endurecimiento cinemático existente en el material durante la descarga y posterior carga tras la predeformación debido a la elección de un modelo isótropo de endurecimiento en lugar de uno cinemático. Yoshida y Kuwabara (2007) hicieron por un lado, un proceso con dos cargas lineales y diferentes con una descarga entre ambas y otro proceso sin esa descarga y con un cambio repentino entre ambas. Concluyeron que la FLSC es prácticamente insensible al primer proceso, cosa que no ocurría para el segundo. Por lo tanto, el efecto dado por el endurecimiento cinemático durante la descarga y carga en los materiales conlleva a que la FLSC no sea independiente del camino.

Una característica de la FLSC es su diseño en tensiones principales σ_1 y σ_2 , sin tener en cuenta la tensión (σ_3) a lo largo del espesor de la chapa por ser esta despreciable con respecto a las otras dos en los ensayos tipo Nakazima o Marciniak. Sin embargo, en la mayoría de los casos los estados tensionales son tridimensionales, por este motivo, diversos autores comienzan a evaluar los efectos de esta tensión llegando a concluir que es favorable en la conformabilidad de la chapa cuando σ_3 es de compresión.

En esta línea, se encuentran los trabajos de Stoughton (2008) y Stoughton y Yoon (2011) cuyo objetivo fue generalizar este tipo de curvas para estados tridimensionales de tensiones. Así, propusieron modificar la curva límite en el espacio de las tensiones $\sigma_1 - \sigma_3$ vs. $\sigma_2 - \sigma_3$ para tener en cuenta todas las componentes del tensor de tensiones principal.

Por último, Simha *et ál.* (2005) y Simha y Worswick (2006) propusieron que los límites de conformabilidad venían dados por la tensión equivalente y la tensión hidrostática para estados tridimensionales por lo que desarrollan la XSFLC (Extended Stress-Based Forming Limit Curve) con cierto éxito en la conformabilidad de tubos hidroconformados.

Como conclusión, a pesar de las limitaciones bajo ciertas historias de carga, este criterio de fallo parece bastante válido. En el desarrollo de este trabajo se compararán resultados dados por este criterio con los que obtengamos.

1.1.3 Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente.

Las limitaciones dadas por cada uno de los criterios de fallo anteriores hacen que se siga buscando una curva global e insensible al proceso de carga que atraviese la chapa a fabricar. En los últimos años, han sido diversos los trabajos en los que se propone que el límite de la conformabilidad está determinado por la deformación plástica equivalente (ε_{eq}^P) y la relación de deformaciones ($\beta = d\varepsilon_2/d\varepsilon_1$) o tensiones ($\alpha = d\sigma_2/d\sigma_1$) de la chapa.

Yoshida y Kuwabara (2007) realizaron dos tipos de ensayo: por un lado, dos cargas lineales diferentes con una descarga entre ambas (A) y por otro, sin descarga (B). Los resultados evidenciaron la poca sensibilidad de la curva ε_{eq}^P vs. α puesto que se confunden en una misma. Estas curvas son conocidas por sus siglas en inglés epFLC (Effective Plastic Forming Limit Curve). En la Figura 5 se puede ver el carácter dinámico de la CLC respecto a la historia de carga y la poca sensibilidad de la epFLC con respecto a las mismas.

Zeng *et ál.* (2009) propusieron una variación de esta curva al presentar la deformación plástica equivalente frente a β (relación de deformaciones principales) y recientemente, Stoughton y Yoon (2012) hicieron una nueva modificación que consistía en transformar la curva ε_{eq}^P vs. β en coordenadas cartesianas a coordenadas polares. Por tanto, se obtiene un nuevo espacio dado por $\varepsilon_{eq}^P \cdot \cos\beta$ en el eje de ordenadas y $\varepsilon_{eq}^P \cdot \sin\beta$ en el eje de abscisas.

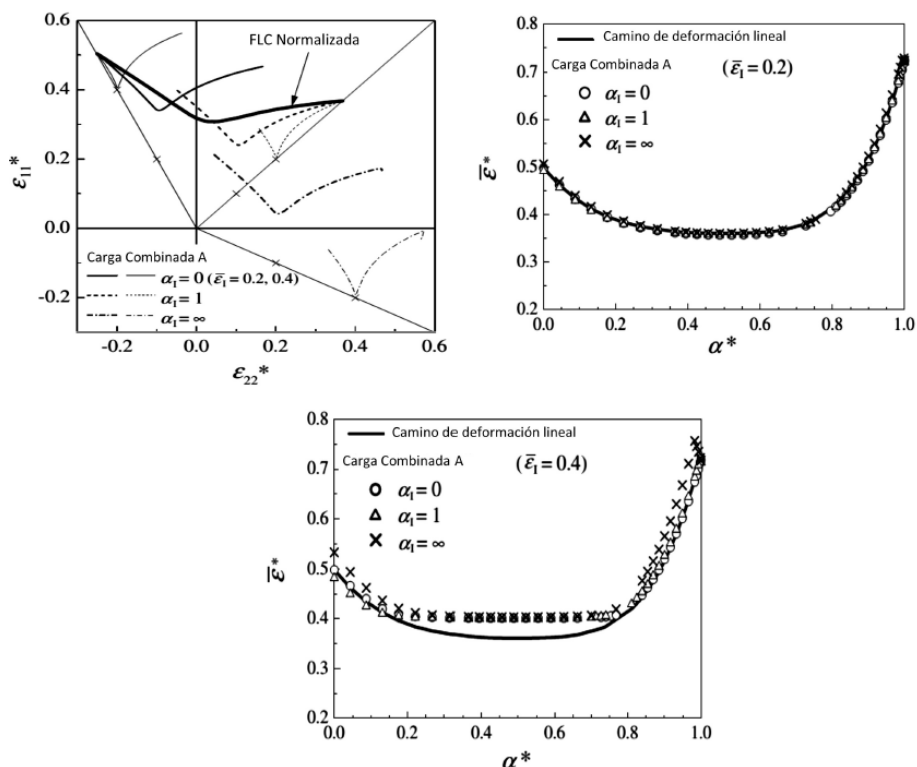


Figura 5. Límites de conformado en el espacio de las deformaciones (CLC) y de la deformación plástica equivalente (epFLC) (Yoshida y Kuwabara, 2007).

Zeng *et ál.* (2009) propusieron una variación de esta curva al presentar la deformación plástica equivalente frente a β (relación de deformaciones principales) y recientemente, Stoughton y Yoon (2012) hicieron una nueva modificación que consistía en transformar la curva ϵ_{eq}^P vs. β en coordenadas cartesianas a coordenadas polares. Por tanto, se obtiene un nuevo espacio dado por $\epsilon_{eq}^P \cdot \cos\beta$ en el eje de ordenadas y $\epsilon_{eq}^P \cdot \sen\beta$ en el eje de abscisas.

La importancia y principal ventaja de este planteamiento en la curva polar se encuentra en que los caminos de deformación se mantienen en este nuevo espacio con respecto a la tradicional CLC. Esto es, que caminos uniaxiales o biaxiales en el espacio de deformaciones principales se mantienen en la misma dirección en el espacio polar.

En diversos trabajos se han puesto de manifiesto las bondades de la curva polar. Yoshida y Kuwabara (2007), He *et ál.* (2014) y Min *et ál.* (2014) concluyeron con la independencia de la curva epFLC frente a la historia de cargas, frente a caminos de deformación cuando los niveles de pre-deformación sean menores que FLC_0 y con la insensibilidad ante tratamientos térmicos en comparación con la CLC en deformaciones, respectivamente.

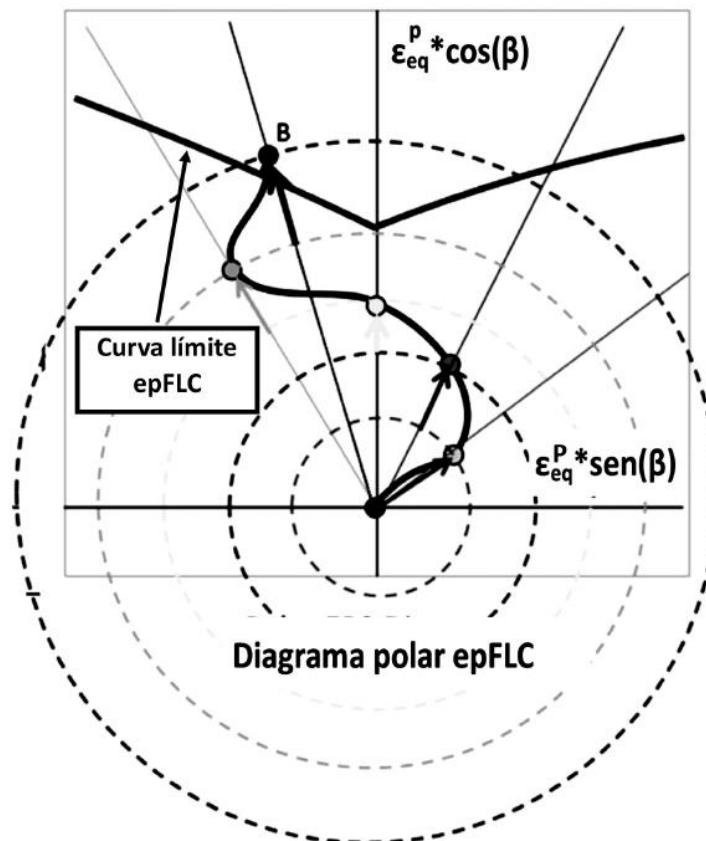


Figura 6. Esquema de una curva epFLC en el espacio polar y ejemplo de un camino de deformación en el mismo espacio para un proceso de conformado (Stoughton y Yoon, 2012).

Concretamente, este tipo de curva será la que se emplee para el desarrollo de este trabajo. Se analizarán los resultados obtenidos en la predicción del fallo en el conformado y se compararán con otros criterios, así como con los resultados experimentales.

1.1.4 Influencia del gradiente de deformaciones y Regla del plano medio (Mid Plane Rule).

Tradicionalmente, se ha supuesto un estado de tensiones y deformaciones uniforme en el espesor a la hora de desarrollar criterios de fallo. La influencia del gradiente de deformaciones se obviaba o se tenía en cuenta tomando las tensiones y deformaciones del plano medio del espesor como las representativas de toda la chapa. A este criterio se le denomina Regla del Plano Medio (Mid-Plane Rule) y puede ser válido para gradientes de deformación suaves, sin embargo, falla para condiciones de gradientes severos.

Gosh y Hecker (1974) y Charpentier (1975) fueron pioneros en estudiar el efecto de la flexión en el conformado de chapa. En sus trabajos mostraron la influencia del radio del punzón, situándose las CLC obtenidas con punzones hemiesféricos o elípticos (con una importante componente de flexión) por encima de los obtenidos en condiciones de deformación uniforme. Además, la diferencia entre los CLC obtenidos con un punzón esférico de 100 mm de diámetro y otro plano se sitúan en torno a un 12 %-15 % viéndose acentuada a medida que disminuye el radio del punzón (Gosh y Hecker, 1974).

Melbourne *et ál.* (1974) fueron los primeros en proponer ensayos con radios pequeños para caracterizar la conformabilidad de chapas ante estados combinados de tracción y flexión. Posteriormente, se han empleado para el estudio del efecto de la curvatura. Hoy en día estos ensayos se conocen como ASBT (angular stretch bend test) y se llevan a cabo con diferentes radios de punzones y no solo con el de Ø100 mm como en los ensayos tipo Nakazima. Los radios varían en un intervalo entre 1 y 20 mm para que la flexión sea apreciable.

Uko *et ál.* (1977) tras realizar ensayos ASBT para aceros de alta resistencia con punzones comprendidos entre 19 y 2,4 mm, concluyeron con que las mayores deformaciones se producían en el punto central de la chapa, donde se iniciaba el fallo. Además, afirmaron que el modo de deformación en el contacto entre la chapa y el punzón requería mayor investigación por ser extremadamente complicado.

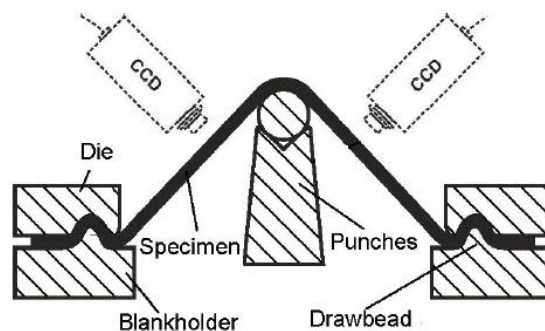


Figura 7. Esquema de los ensayos ASBT (Martínez-Donaire, 2012).

Por otro lado, y más recientemente, Tharrett y Stoughton (2003a,b) estudiaron el comportamiento de la chapa en condiciones de estirado con flexión (stretch-bending) llegando a desarrollar la Regla de la Cara Cóncava (Concave Slide Rule, CSR). Esta consiste en que el fallo se produce por estricción localizada para situaciones en las que domina la tracción. La estricción aparece en la fibra interior de la chapa, es decir, en la superficie en contacto con el punzón. Esto hace necesario estudiar microscópicamente el espesor de la chapa para poder explicar el efecto del gradiente de deformaciones en el fallo del material.

Además, en estos dos últimos trabajos mencionados se llegó a la conclusión de que el estado de cargas producido en la chapa en procesos de estirado con flexión era no proporcional.

Por último, Hotz y Timm (2008), en base a unos ensayos Nakazima, observaron que el valor FLC_0 no se obtiene en condiciones de deformación plana y que las trayectorias de deformación no son proporcionales sino, que empiezan con una componente biaxial.

Tras las evidencias experimentales de los diversos autores que han investigado sobre el efecto de la flexión y su consiguiente gradiente de tensiones/deformaciones generado, se pone de manifiesto la necesidad de estudiar dichos efectos, así como diseñar criterios de fallo insensibles a estos.

Entendiendo la chapa como un conjunto de fibras o capas de material superpuestas, se puede explicar el efecto del gradiente de tensión/deformación. De manera genérica, nos encontramos ante cuatro situaciones:

- Ausencia de gradiente de deformaciones: en este tipo de operaciones, como el estirado, todo el espesor de la chapa está sometido al mismo estado de tensiones/deformaciones, por lo que el fallo se producirá por una inestabilidad plástica (estricción) o por la fractura de una fibra o grupo de fibras (fallo por fractura). Cada tipo de fallo vendrá condicionado por la ductilidad del material y las condiciones de deformación.
- Presencia de un gradiente de deformaciones moderado: en esta situación existe flexión, pero predomina la tracción, como cuando se usan punzones de radios suaves para el estirado con flexión. El fallo más habitual es la estricción localizada. Aunque las fibras externas, que son las más deformadas, alcancen una condición de inestabilidad, no implica la rotura de la chapa pues, las fibras que hay por debajo al estar menos deformadas, retrasarían la estricción (Col y Balan, 2007). Por lo tanto, un gradiente de deformación causará menos daño que una distribución uniforme.
- Presencia de un gradiente de deformaciones severo: como en operaciones de doblado al aire. Las fibras internas se comprimen de tal manera que el material aumenta de espesor. En estas condiciones, el fallo por estricción no puede llegar a producirse, así que lo más habitual será la fractura dúctil.
- Condiciones intermedias en el gradiente de deformaciones: aquí predomina la tracción a la flexión, pero sigue existiendo un gradiente severo de deformación/tensión. En esta última situación, el fallo dependerá de si se alcanza primero la inestabilidad plástica o la aparición de grietas que conlleven a la fractura dúctil.

1.1.5 Reglas de la cara cóncava y convexa.

La regla de la cara cóncava, como se ha mencionado, fue propuesta por Tharrett y Stoughon (2003a,b). En ella se afirma que, en condiciones de gradiente, la estricción se inicia cuando la deformación de la cara en contacto con el punzón (cara cóncava) alcanza valores cercanos a la deformación límite de estricción en el plano. Dado que la estricción es una forma de inestabilidad plástica, es razonable pensar que la inestabilidad de la chapa se producirá solo cuando todas las fibras del espesor alcancen la condición de inestabilidad. De esta manera, se concluye que el fallo en la chapa está determinado por la fibra menos deformada, es decir, las fibras de la cara cóncava. De manera resumida, la estricción vendrá controlada por una sola fibra, la menos deformada cuando esta alcance el mismo estado de tensión/deformación que en un caso de estirado sin flexión (Stoughton, 2008; Stoughton y Yoon, 2011; Vallellano *et ál*, 2010).

De manera dual, cuando el fallo viene controlado por la fractura dúctil, se puede suponer que este viene dado por la cara externa (cara convexa) al iniciarse la aparición de grietas en la misma. Por tanto, se puede asumir que la chapa falla cuando la cara convexa alcance la misma deformación límite de fractura que en un caso de estirado sin flexión. A este criterio se le conoce como Regla de la Cara Convexa y ha sido comprobado para operaciones de doblado (Ragab y Saleh, 2005).

1.1.6 Método de las distancias críticas para la predicción del fallo.

Pensar que el fallo de la chapa solo depende de la fibra externa o interna es muy restrictivo físicamente. Por esto, en los últimos años se ha empezado a desarrollar la idea de que el fallo es controlado por un volumen de material (Morales *et ál.*, 2009; Vallellano *et ál.*, 2010; Morales, 2010; Martínez-Donaire, 2012).

Esta idea consiste en considerar que el fallo está controlado por cierto grosor del material medido desde la cara interior de la chapa por lo que, las tensiones y deformaciones diferirán de los valores medidos únicamente en dicha superficie. Esto permite explorar nuevos métodos de predicción. Análogamente, se ha desarrollado para la cara convexa en la fractura dúctil (Morales *et ál.*, 2009, 2010; Vallellano *et ál.*, 2008a, 2010; Martínez-Donaire *et ál.*, 2012b).

Estos planteamientos están basados en la mecánica de la fractura y el campo de la fatiga, concretamente de las Teorías de la Distancia Crítica de Taylor (2007) que nacen a su vez, de trabajos de Neuber (1946) y Peterson (1959) en los que se estudia el comportamiento a fatiga de materiales con concentradores de tensión o entallas.

En materiales con entalla, al existir un gradiente de tensiones, el fallo no lo controla solo la tensión máxima aplicada en la superficie, sino el daño producido en un cierto volumen de material medido desde la entalla. En el momento en el que una tensión efectiva excede el valor crítico a una cierta distancia de la superficie, el elemento bajo estudio colapsa.

La extrapolación de esta idea al campo de los procesos de conformado, será lo que se emplee en la predicción del fallo en capítulos posteriores.

1.2. Objetivo.

La escasa globalidad y la invalidez de los criterios de fallo para según qué situaciones anteriormente descritas, hacen necesario el desarrollo de un método que sea insensible a historias de cargas, tratamientos térmicos o no linealidades en el proceso de conformado.

El desarrollo de este trabajo se centrará en proponer y validar un criterio de fallo por estricción empleando la curva límite polar en deformaciones plásticas equivalentes en combinación con los conceptos de la Teoría de la Distancia Crítica aplicado a una aleación de aluminio AA7075. Tras obtener las predicciones, se procederá a comparar los resultados con los obtenidos experimentalmente, así como con la Regla del Plano Medio y con la CLC en deformaciones para ensayos de tracción-flexión (stretch-bending) con diferentes diámetros de punzón ($\emptyset 20$, $\emptyset 10$, $\emptyset 5$, $\emptyset 3$ y $\emptyset 1$ mm.) y para un espesor de chapa de 1,6 mm.

2 EXPERIMENTACIÓN

Para el estudio del fallo en la producción de chapa metálica, influye la ductilidad del material y el estado tensional al que se somete. Es por este motivo por el que conviene justificar adecuadamente el material bajo estudio y tener en cuenta alguna de sus propiedades mecánicas.

Asimismo, en la segunda parte de esta sección se verán los diferentes ensayos que se han llevado a cabo para establecer empíricamente el instante de rotura del material. Esto servirá para comparar las predicciones numéricas con la realidad y dar o no validez al modelo planteado. Estos ensayos han sido realizados por Martínez-Donaire en el año 2012 y de ellos se han extraído los resultados.

2.1. Justificación del material.

El material empleado para este estudio ha sido una aleación de aluminio AA7075-O de 1,6 mm de espesor.

El motivo por el que se ha escogido este material es por ser uno de los más empleados en la industria aeronáutica. A pesar del aumento en el uso de la fibra de carbono para la fabricación de aeronaves, la presencia de aluminio sigue siendo muy elevada en ellas y ésta es una aleación típica en este sector.

Además, se pretende establecer una alternativa al trabajo de Martínez-Donaire (2012) donde, para esta aleación, se estudiaba la Curva Límite de Conformado en Tensiones y para la cual se quieren poner de manifiesto las bondades y limitaciones de la curva en deformación plástica equivalente, así como comparar los resultados con los obtenidos por dicho autor.

2.2. Caracterización y propiedades.

Tanto la caracterización del material, como sus propiedades fueron objeto de estudio en el trabajo *Análisis del efecto del gradiente de deformaciones en el conformado de chapa metálica* de Andrés Jesús Martínez-Donaire (2012). En este capítulo se hará un breve resumen de cada uno de los ensayos que se realizaron, así como las propiedades del aluminio bajo estudio obtenidas en dichos ensayos.

Para la caracterización experimental se desarrollaron tres apartados.

El primero, para el ensayo de tracción donde se obtuvieron las curvas de tensión-deformación, el límite elástico, el coeficiente de Poisson, el valor de deformación de rotura y la tensión de fallo. Los ensayos se hicieron en tres direcciones; a 0°, dirección de laminación; a 90°, en dirección transversal y a 45°. Además, se hallaron los coeficientes de Lankford (anisotropía plástica) para esas mismas direcciones, r_0 , r_{90} y r_{45} .

El segundo corresponde a la construcción de la curva límite normalizada (FLC). Para su obtención se han empleado ensayos tipo Nakazima con un punzón hemiesférico de 100 mm de diámetro siguiendo la metodología propuesta por la norma ISO 12004:2-2008. Debido al gran diámetro del punzón, el gradiente de deformaciones será prácticamente despreciable a lo largo del espesor.

El último apartado, son los ensayos de tracción-flexión (stretch-bending test) para los que se emplearon diferentes radios con el fin de obtener diferentes gradientes de deformación a lo largo del espesor.

2.2.1. Propiedades mecánicas a tracción.

Los ensayos de tracción se realizaron a temperatura ambiente en una máquina hidráulica MTS-810 bajo las normativas ASTM E8M-08, ASTM E123-04 y ASTM E517-00. Fueron hechos con control en deformación a través de un extensómetro cuyo rango de medida era $\pm 5 \text{ mm}$ con una longitud de referencia $l_0 = 25 \text{ mm}$. Aunque se hicieron algunos adicionales en tracción para que la obtención del módulo elástico fuera más adecuada y precisa.

En la Figura 8 se puede ver un esquema de las probetas.

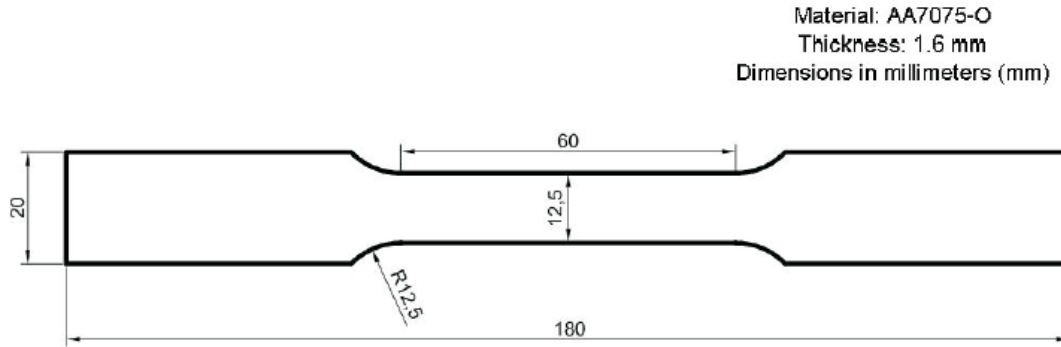


Figura 8. Geometría de las probetas de tracción (Martínez-Donaire, 2012).

La curva obtenida fue tensión ingenieril frente a deformación ingenieril, que se muestra en la Figura 9.

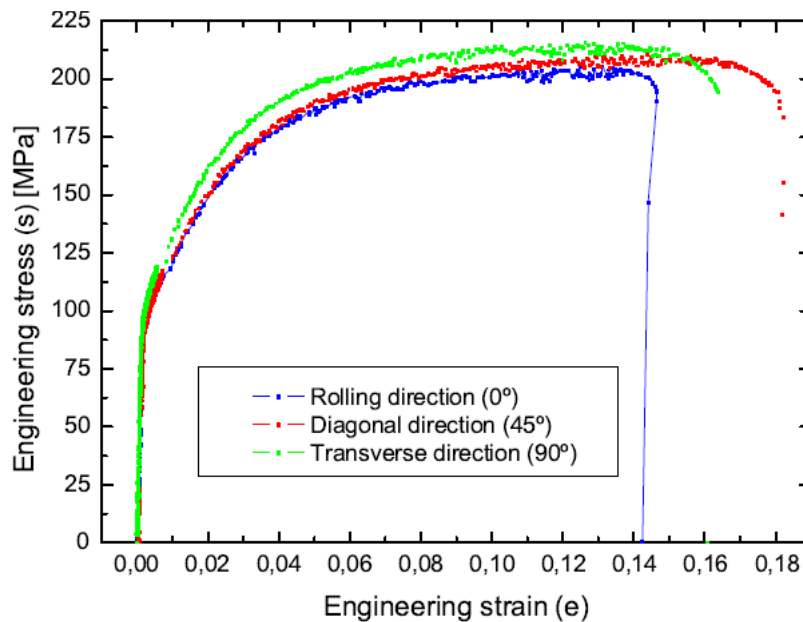


Figura 9. Curvas tensión-deformación ingenieril en tres direcciones.

Las variables de esta curva quedan definidas como:

$$s = \frac{F}{A_0} \quad e = \frac{\Delta l}{l_0}$$

Siendo s y e , la tensión y deformación ingenieriles, respectivamente, F la fuerza, A_0 el área inicial de la probeta, Δl es el incremento de longitud que mide el extensómetro y l_0 la longitud de referencia del mismo.

Con estos valores se puede construir la curva tensión-deformación reales (ver Figura 10) a partir de las siguientes transformaciones:

$$\sigma = s(1 + e) \quad \varepsilon = \ln(1 + e)$$

En la Tabla 1 se puede ver un resumen de las propiedades mecánicas obtenidas.

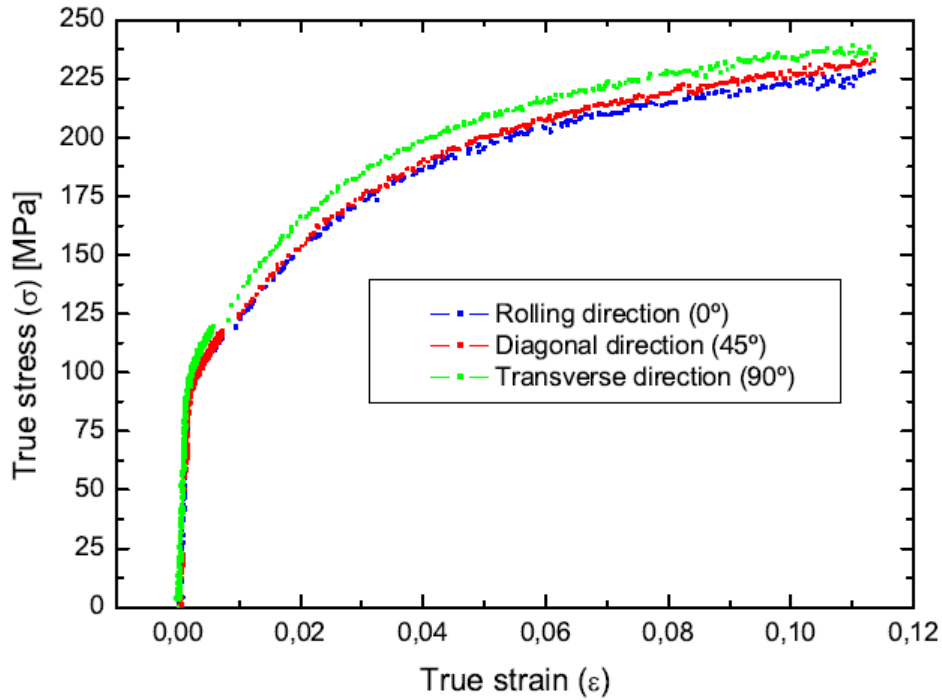


Figura 10. Curvas tensión-deformación reales (Martínez-Donaire, 2012).

Tabla 1. Propiedades mecánicas de las chapas AA7075-O de 1,6 mm de espesor.

	E [GPa]	ν	σ_Y [MPa]	UTS [MPa]	e_u
0°	66,7	0,3	102,3	203,0	0,149
45°	68,1	0,3	102,4	208,0	0,178
90°	69,1	0,3	107,4	213,0	0,163

Otro aspecto importante de este apartado es la obtención de los coeficientes de Lankford.

Los coeficientes de Lankford cuantifican la capacidad de la chapa a resistir adelgazamiento o engrosamiento cuando es sometida a esfuerzos dentro de su plano. Representan una medida de la anisotropía plástica del material (Hill, 1950, 1980; Lege *et ál.*, 1989; Hosford y Caddell, 2007). Se define como:

$$r = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3}$$

Para el trabajo en cuestión se siguieron las recomendaciones de la norma ASTM E517 para el cálculo de estos coeficientes a partir de deformaciones plásticas equivalentes:

$$r = \frac{-\varepsilon_2^P}{\varepsilon_1^P + \varepsilon_3^P}$$

El cálculo de las deformaciones longitudinales y transversales del plano se hicieron mediante un sistema de medición óptica de deformaciones 2D sin contacto, Vic 2D de Limesh que permite obtener toda la historia de deformaciones en tiempo sobre la superficie exterior de la probeta.

El hecho de que las mediciones se hagan sobre la superficie externa es determinante para el análisis de resultados que se va a hacer en capítulos posteriores.

Este sistema mide deformaciones totales y lo que interesa son las deformaciones plásticas que se obtienen mediante las siguientes expresiones:

$$\varepsilon_1^P = \varepsilon_1 - \nu \frac{\sigma_1}{E} \quad \varepsilon_2^P = \varepsilon_2 - \nu \frac{\sigma_2}{E}$$

La tabla siguiente resume los resultados obtenidos para los coeficientes de Lankford al 11 % de deformación ingenieril para las tres direcciones mencionadas anteriormente.

Tabla 2. Coeficientes e anisotropía de las chapas AA7075-O en tres direcciones basadas en deformaciones plásticas equivalentes y evaluados para un nivel de deformación ingenieril en dirección longitudinal del 11 % (Martínez-Donaire, 2012).

r_0	r_{45}	r_{90}
0,812	1,394	1,317

2.2.2. Curva límite de conformado (FLC)

La FLC se obtuvo siguiendo las indicaciones de la norma ISO 12004-2:2008. Se puede ver en la Figura 11 un esquema del montaje. Las probetas fueron fijadas por los bordes y estiradas con un punzón hemisférico de 100 mm de diámetro.

Los elementos que se emplearon son la máquina de embutición, la matriz, el punzón, el prensa-chapa con cordones de estirado y el sistema óptico de medidas de deformación ARAMIS compuesto por dos cámaras digitales, un sistema de iluminación y el software de procesado (GOM, 2008). El sistema óptico y el software serán los encargados de medir las deformaciones en la chapa.

Para la construcción de la FLC hay que realizar tres tipos de ensayo, como así lo estipula la norma citada. Estos son ensayos cercanos a deformación plana, próximos a tracción pura y de estado biaxial no equilibrado.

Para el caso de deformación plana se realizaron cuatro ensayos, para tracción pura fueron tres y seis para condición biaxial no equilibrada. Los resultados de los mismos se pueden ver en la Tabla 2-3 donde se ha indicado el valor promedio, así como la desviación estándar (σ) para cada tipo de ensayo.

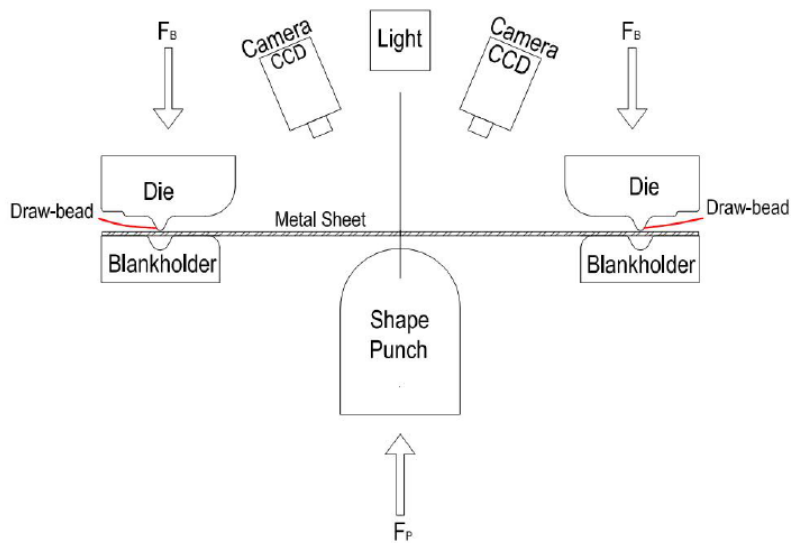


Figura 11. Esquema del montaje experimental de los ensayos de estirado (Martínez-Donaire, 2012).

Tabla 3. Resultados obtenidos con ensayos Nakazima y condiciones cercanas a tracción pura, deformación plana y estado biaxial no equilibrado usando el método normalizado ISO 12004-2:2008 (Martínez-Donaire, 2012).

Tracción pura			Deformación plana			Estado biaxial		
Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
I	0,323	-0,101	I	0,274	-0,024	I	0,230	0,090
II	0,314	-0,106	II	2,231	-0,016	II	0,232	0,098
III	0,346	-0,115	III	0,245	-0,010	III	0,244	0,108
IV	-	-	IV	0,264	-0,021	IV	0,246	0,080
V	-	-	V	-	-	V	0,219	0,081
VI	-	-	VI	-	-	VI	0,235	0,119
Media	0,328	-0,107	Media	0,254	-0,018	Media	0,234	0,096
σ	0,017	0,007	σ	0,019	0,006	σ	0,010	0,015

En la Figura 12 se puede ver un diagrama ϵ_1 frente a ϵ_2 con los valores de la tabla anterior. Este diagrama corresponde a la FLC de estricción para una chapa de aluminio AA7075-O de 1,6 mm de espesor.

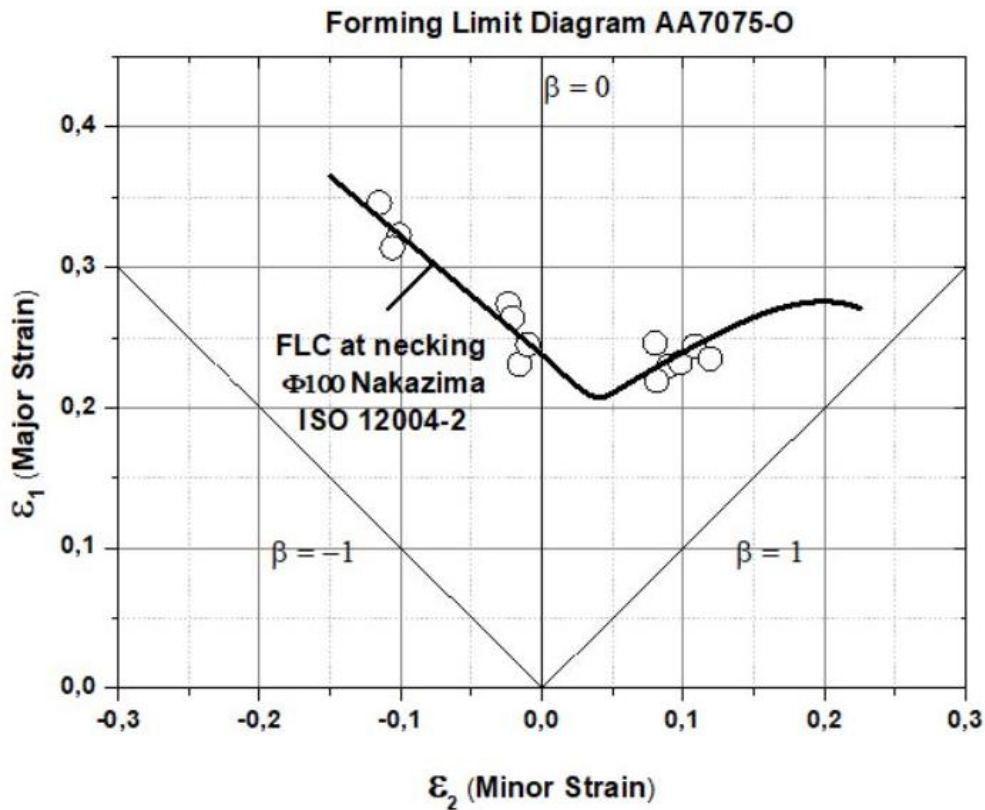


Figura 12. Diagrama límite de conformado normalizado para AA7075-O de 1,6 mm de espesor usando la propuesta ISO 12004-2:2008 (Martínez-Donaire, 2012).

2.2.3. Ensayos de estirado con flexión.

Martínez-Donaire (2012) realizó una serie de ensayos para caracterizar el fallo en condiciones de estirado con flexión. Para ello, usó un montaje similar al de los ensayos tipo Nakazima, pero empleando punzones cilíndricos de diámetros 20, 10, 5, 3 y 1 mm para poder generar un gradiente de deformaciones a lo largo del espesor de la chapa.

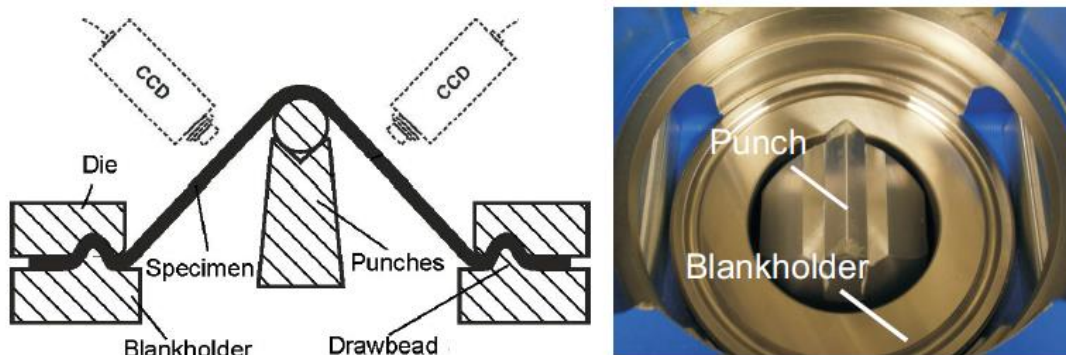


Figura 13. Esquema del montaje experimental en ensayos de stretch-bending y configuración montado el punzón cilíndrico de $\text{Ø}1$ mm y el prensachapas (Martínez-Donaire, 2012).

La geometría de las probetas es la misma que la que fue usada para los ensayos en condiciones próximas a deformación plana puesto que los experimentos de estirado con flexión se hicieron bajo estas condiciones. De igual manera, las condiciones en las que se ejecutaron los ensayos fueron idénticas que para los de punzón hemiesférico.

Tal y como se hizo con los resultados de los ensayos tipo Nakazima, para estos ensayos también se han recogido en la siguiente tabla:

Tabla 4. Resultados obtenidos con punzón cilíndrico de Ø20, Ø10, Ø5, Ø3 y Ø1 mm en condiciones cercanas a deformación plana usando el método normalizado ISO 12004-2:2008.

Ø20 mm			Ø10 mm			Ø5 mm		
Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
I	0,478	0,294	I	0,102	0,049	I	0,233	0,073
II	0,239	0,201	II	0,442	0,268	II	0,442	0,041
III	0,188	0,037	III	0,236	0,017	III	0,279	-0,010
Media	0,302	0,177	Media	0,260	0,111	Media	0,318	0,035
σ	0,155	0,130	σ	0,171	0,137	σ	0,110	0,042

Ø3 mm			Ø1 mm		
Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	Test	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
I	0,231	0,188	I	0,359	0,007
II	0,490	0,298	II	0,342	-0,105
III	0,224	-0,005	III	0,268	-0,136
Media	0,315	0,161	Media	0,323	-0,078
σ	0,152	0,153	σ	0,048	0,075

A la vista de estos resultados, Martínez-Donaire concluyó que, por un lado, se observa una gran dispersión en los resultados en cada caso, siendo la desviación estándar del mismo orden que el valor medio estimado. Asimismo, que los resultados obtenidos para cada uno de los test realizados para cada probeta son dispares. Por otro lado, se observa en la Tabla 4 que el método ISO estima valores positivos de ϵ_2 en varios casos, lo cual es inconsistente con la evolución temporal del ensayo puesto que es siempre ligeramente negativo.

Este comportamiento viene justificado por la presencia de gradientes de deformación a lo largo del espesor que se acentúan conforme disminuye el radio del punzón.

3 SIMULACIÓN NUMÉRICA

En este capítulo se han tratado de citar de manera general las características del modelo numérico que se ha empleado. El diseño del mismo en su totalidad lo planteó Martínez-Donaire (2012) y en este trabajo solo se mencionan las propiedades básicas que el autor expuso y desarrolló en el suyo.

Si bien no se ha intervenido en el desarrollo de dicho modelo, sí que ha sido una parte fundamental de la realización del presente documento puesto que los datos numéricos con los que se ha trabajado nacen de las simulaciones que Martínez-Donaire realizó. Es por este motivo por el que se ha considerado citar brevemente en qué consiste el modelo.

3.1. Descripción del modelo numérico.

Para el modelo de elementos finitos se emplea el software comercial Abaqus/Standard.

En primer lugar, para que los efectos dinámicos sean despreciables, las simulaciones se hicieron a velocidades del punzón pequeñas (~ 1 mm/s) por lo que se considera un análisis estático del problema. Por otro lado, se consideró una formulación no lineal de grandes desplazamientos y deformaciones debido a que era de esperar este comportamiento.

En la Figura 14 se ve el esquema del modelo numérico, donde se aprecia que la simulación solo se ha llevado a cabo en 1/4 de la pieza debido a la doble simetría que presenta el montaje. Los elementos que aquí aparecen son el punzón cilíndrico, la matriz y la chapa siendo los dos primeros, elementos rígidos.

Por su parte, la chapa se modeló con elementos sólidos tridimensionales existentes en la librería de Abaqus/Standard puesto que se pueden usar leyes constitutivas generales 3D sin necesidad de hacer hipótesis simplificadoras.

La malla tuvo que diseñarse mixta debido a los problemas que planteaba la simulación. Tales como plasticidad con grandes deformaciones, fuertes no linealidades geométricas debido al contacto entre la chapa y el punzón, cargas de flexión y tracción combinada y la presencia de un fuerte gradiente de tensión/deformación especialmente ante radios de diámetros pequeños. Esta malla consta de los siguientes elementos: elementos lineales de tipo cuña de 6 nodos, C3D6H, con formulación híbrida y dos puntos de integración y elementos lineales de tipo hexaédrico de 8 nodos, C3D8R, de integración reducida.

En la Figura 3.1 se observa la distribución de los elementos tanto de la chapa como de las partes rígidas y se puede apreciar la mayor densidad que se emplea en la zona central por ser en ésta donde los efectos combinados de tracción y flexión son más severos.

En cuanto a la formulación del contacto, se empleó el método Lagrangiano aumentado para el contacto normal, mientras que para el contacto tangencial se emplea una formulación de penalty considerándose, en este último, un modelo de fricción de Coulomb basado en evoluciones experimentales de fuerza frente a desplazamiento del punzón.

Los coeficientes de fricción seleccionados fueron $\mu = 0,05$ para el contacto punzón-chapa y $\mu = 0,15$ para el contacto matriz-chapa.

La simulación se ejecutó en dos fases: la primera donde se realiza el cierre del conunto matriz-chapa-prensachapas aplicando una fuerza de 70 kN y una segunda en la que el punzón se desplaza verticalmente hasta que se produce el fallo de la chapa.

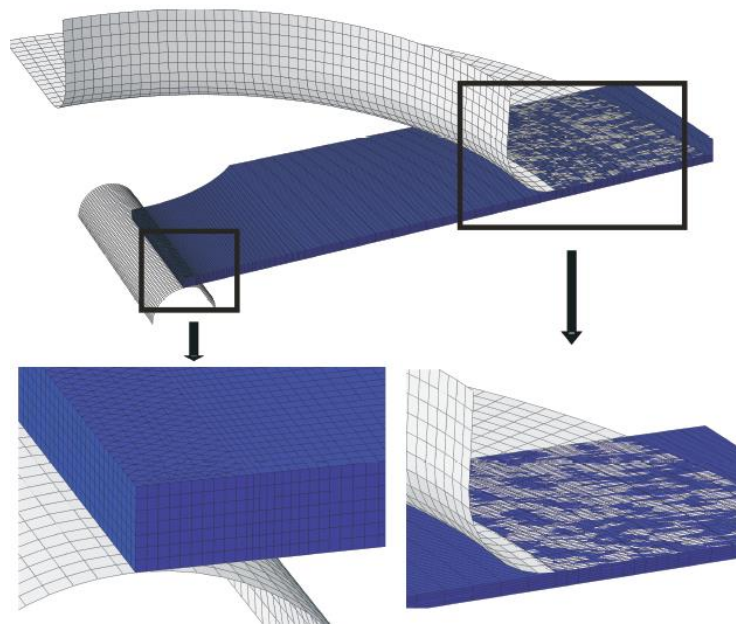


Figura 14. Esquema del modelo numérico realizado y discretización. Condiciones de doble simetría. (Martínez Donaire, 2012).

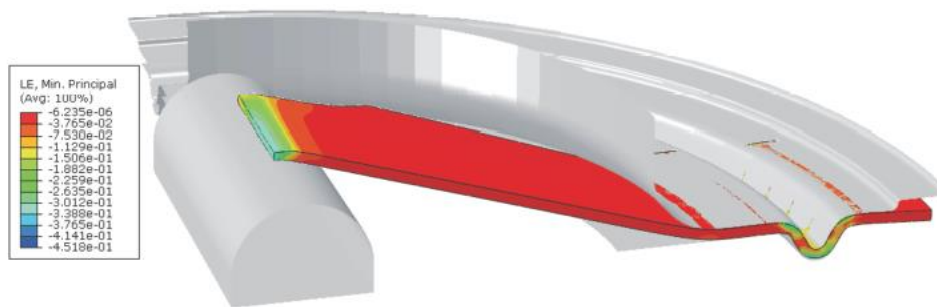


Figura 15. Simulación numérica del montaje experimental completo con chapa-matriz-prensachapas (Martínez-Donaire, 2012).

3.2. Descripción del modelo numérico.

Se ha supuesto que el material tiene un comportamiento elásto-plástico con endurecimiento e independiente de la velocidad de deformación.

El comportamiento elástico se ha considerado isótropo, siguiendo la ley de Hooke. Las propiedades elásticas del material se caracterizaron con anterioridad y pueden consultarse en el Capítulo 2 de este documento.

Con el ensayo de tracción también se definió que el comportamiento plástico del material seguiría el criterio de Voce por ser el que más se ajustaba a las evoluciones temporales de deformaciones, desplazamientos y fuerzas. La expresión de este criterio para la chapa AA7075-O es:

$$\sigma_{eq}(MPa) = 226,3 - 131,9 \cdot e^{-32,23\varepsilon_{eq}^p}$$

Por otro lado, el criterio de plastificación que se empleó fue el modelo de plasticidad anisótropa de Barlat'91 (Barlat *et al.* 1991).

En cuanto al modelo de endurecimiento se consideraron dos. Por una parte, un endurecimiento isótropo puro y, por otra parte, una rigidización cinemática pura. El modelo isótropo puro cambia únicamente el tamaño de la superficie de plastificación sin variar la posición de su centro y sin modificar la forma de la misma, mientras que el cinemático puro, deja invariante el tamaño, pero modifica la posición del centro de la superficie de plastificación.

4 PREDICCIÓN DE FALLO EN ENSAYOS DE ESTIRADO CON FLEXIÓN

Ya se comentaba en el capítulo 1 que recientemente se ha propuesto una nueva curva límite, basada en deformaciones plásticas equivalentes en el plano polar (epFLC polar), que parece ser independiente de la historia de deformaciones.

Ya se mencionó que la ventaja principal consistía en que en el nuevo espacio polar se mantienen las direcciones de los tradicionales caminos de deformaciones principales.

En este caso, el modelo asume que el fallo por estricción se alcanza cuando la evolución del promedio del producto $\varepsilon_{eq}^P * \beta$ en el volumen crítico considerado, en el espacio $\varepsilon_{eq}^P * \cos(\beta)$ vs. $\varepsilon_{eq}^P * \sin(\beta)$, interseca la curva límite basada en la deformación plástica equivalente (epFLC polar) del material previamente calculada. (Martínez LH, 2014).

4.1. Construcción de la Curva en deformación plástica equivalente polar.

El punto de partida de este trabajo han sido las simulaciones numéricas y la CLC en deformaciones para la chapa de aluminio AA7075-O de 1,6 mm de espesor que planteó Martínez-Donaire en su tesis (2012). Estas simulaciones, que se realizaron con el software Abaqus/Standard consistían en ensayos tipo Nakazima con punzón hemiesférico de Ø100 mm para condiciones de tracción pura, cercanas a la deformación plana y biaxial. Por otro lado, ensayos de estirado con flexión con punzones cilíndricos de Ø20, Ø10, Ø5, Ø3 y Ø1 mm.

De cada simulación, para el contenido de este trabajo, se han extraído diversos datos. Estos han sido las deformaciones principales (ε_1 , ε_2 y ε_3) y la deformación plástica equivalente (ε_{eq}^P) para diferentes nodos del espesor de la chapa. En el caso de los de tipo Nakazima se extrajeron los valores de los nodos superior e inferior y en el caso de las simulaciones de estirado con flexión, un número de nodos suficiente para llegar a una distancia crítica del 50 % en cada caso, medido desde la superficie inferior. Además, han sido necesarios los datos de los nodos superiores.

El hecho de conocer los valores del nodo superior es fundamental dado que la obtención de deformaciones experimentales se hizo a través de un sistema óptico que capturaba la evolución de éstas en la cara superior de la chapa. Por lo tanto, a la hora de comparar los resultados analíticos con los experimentales, se hará en términos referentes a la cara superior de la chapa.

Con los valores de ε_1 y ε_2 se determinó el valor de beta para cada instante ($\beta = d\varepsilon_2/d\varepsilon_1$) y con éstos, los valores de $\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$ y $\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$.

En una hoja de cálculo se construyó la CLC en deformaciones. Al implementar en este gráfico los valores ε_1 vs. ε_2 tanto del nodo de la cara superior como de la inferior obtenidos en las simulaciones de los ensayos de Nakazima, se hallaron dos puntos de corte con la CLC para cada tipo de ensayo. Esto es, para condiciones de tracción pura, un punto de corte de la cara superior con la CLC y otro de la cara inferior. De igual manera, para condiciones cercanas a deformación plana y estado biaxial, llegando a un total de seis puntos. Del instante donde cortan las curvas ε_1 vs. ε_2 con la CLC, se obtienen los valores de la deformación plástica equivalente y beta para calcular $\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$ y $\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$ y poder así construir la curva polar.

En la Figura 16 se puede ver un ejemplo de la hoja de cálculo con que se ha trabajado. En ella aparecen la CLC en azul, los valores de ε_1 vs. ε_2 de la superficie superior en naranja, y los valores de ε_1 vs. ε_2 de la

cara inferior en gris para la condición de tracción pura. El punto de intersección de ambas curvas se puede ver en la Tabla 5 junto con el resto de puntos obtenidos en condiciones de deformación plana y estado biaxial.

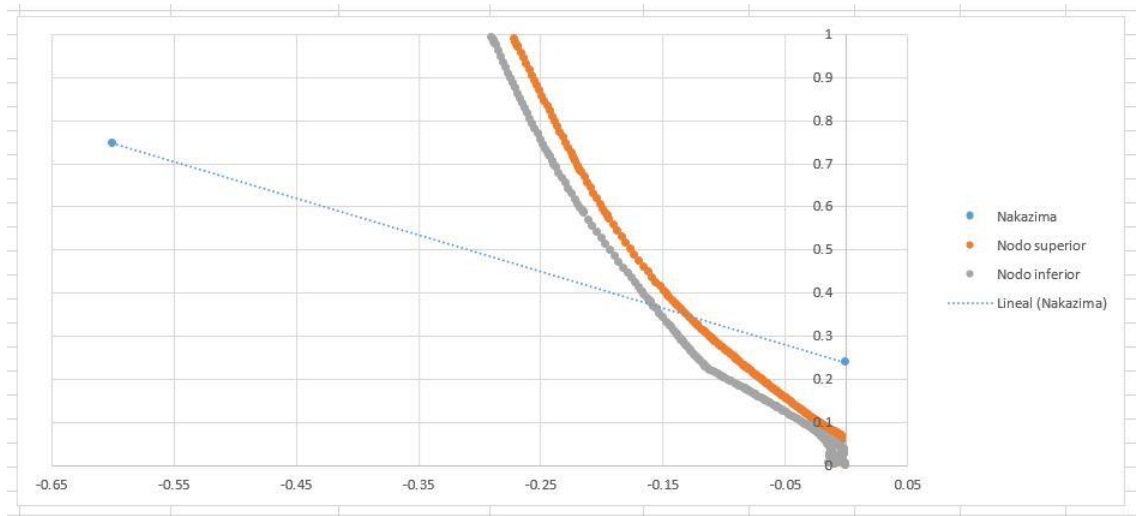


Figura 16. Ejemplo de la representación de ε_2 vs. ε_1 intersectando con la CLC en la hoja de cálculo para el caso de tracción pura.

Tabla 5. Valores para la construcción de la curva en deformación plástica equivalente polar obtenidos a partir de la intersección de las curvas ε_2 vs. ε_1 y CLC.

Tracción pura						
	$\varepsilon_{1,\text{lim}}$	$\varepsilon_{2,\text{lim}}$	ε_{eq}^P	β	$\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$	$\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$
Nodo superior	0,345	-0,129	0,352	-0,351	0,331	-0,121
Nodo inferior	0,372	-0,158	0,389	-0,279	0,374	-0,107
Deformación plana						
	$\varepsilon_{1,\text{lim}}$	$\varepsilon_{2,\text{lim}}$	ε_{eq}^P	β	$\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$	$\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$
Nodo superior	0,247	-0,009	0,273	-0,062	0,272	-0,017
Nodo inferior	0,265	-0,035	0,297	-0,022	0,297	-0,006
Estado biaxial						
	$\varepsilon_{1,\text{lim}}$	$\varepsilon_{2,\text{lim}}$	ε_{eq}^P	β	$\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$	$\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$
Nodo superior	0,271	0,225	0,502	0,681	0,390	0,316
Nodo inferior	0,272	0,222	0,540	0,684	0,418	0,341

Con los valores de $\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$ y $\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$ que figuran en la Tabla 4-1 se construye la curva en deformación plástica equivalente polar.

Como se puede ver en la Figura 17, la curva límite en deformación plástica equivalente polar sigue los mismos caminos de deformación que la CLC en deformaciones, quedando a la izquierda los valores cercanos a $\beta = -1$, en la zona central los valores cercanos a $\beta = 0$ y a la derecha, los cercanos a $\beta = 1$.

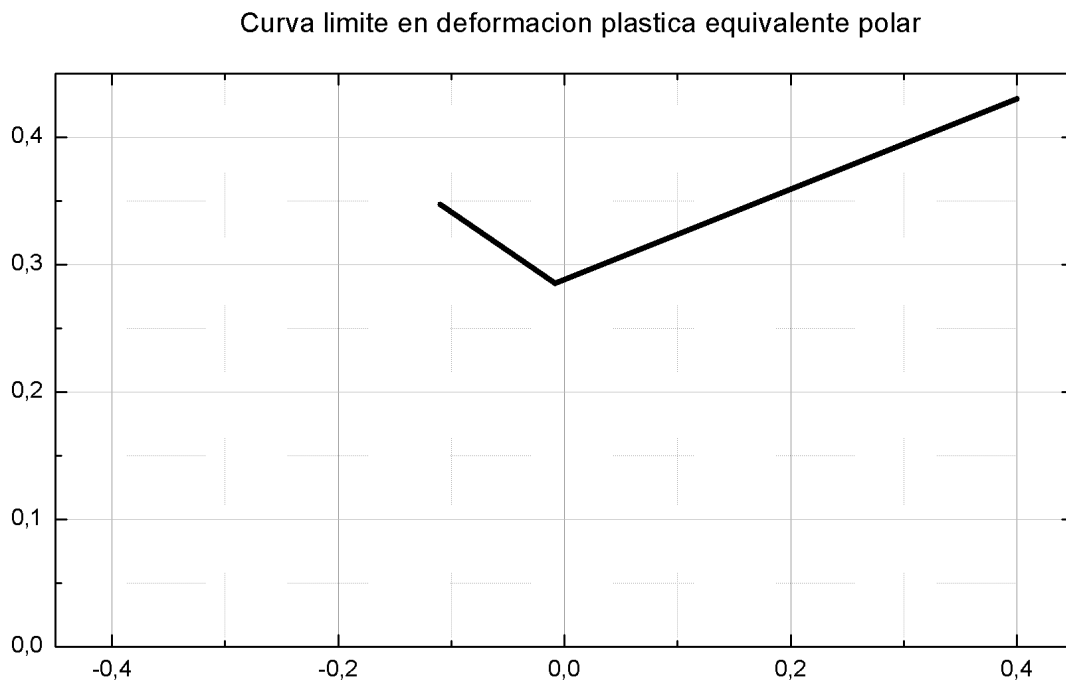


Figura 17. Curva límite en deformación plástica equivalente polar obtenida a partir de la CLC en deformaciones.

4.2. Predicción de fallo en ensayos de estirado con flexión.

Una vez construida la curva, el siguiente paso es representar para cada punzón y cada número de nodos escogidos los valores de $\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$ y $\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$ de los datos extraídos de las simulaciones numéricas de los ensayos de estirado con flexión en ella. El objetivo es obtener los puntos de corte que nos determinarán el instante en el que rompe la chapa. En dicho instante, habrá que tomar el valor de ε_1 del nodo superior y compararlo con los valores experimentales.

Dado que cada modelo numérico tiene un número distinto de elementos en el espesor, el número de nodos escogido para cada simulación ha variado entre 4 y 7 nodos. De manera que conforme disminuye el diámetro del punzón, ha sido necesario coger un mayor número de nodos.

Para la simulación con el punzón de $\varnothing 20$ mm, ha sido necesario extraer los valores de los cuatro nodos inferiores; para el de $\varnothing 10$ mm, los de los cinco nodos inferiores y para los de $\varnothing 5$, $\varnothing 3$ y $\varnothing 1$ mm, los de los siete nodos inferiores.

El modo de proceder para averiguar el punto de corte ha sido el siguiente:

1. Se extraen los datos de cada nodo, así como del nodo superior de cada simulación.
2. Se representa en la curva polar trazada en el Capítulo 3 los valores de $\varepsilon_{eq}^P \cos\beta$ frente a $\varepsilon_{eq}^P \sin\beta$ para el nodo inferior con el fin de averiguar el punto de corte.
3. Se realiza el mismo procedimiento esta vez para el valor medio de los 2 nodos inferiores.

4. De la misma manera, para el valor medio de 3, 4, 5, 6 ó 7 nodos, según cada simulación.
5. Por último, estos cortes se producen en diferentes instantes para los cuales hay que hallar el valor de la deformación principal máxima ε_1 del nodo superior.

Conviene destacar que, puesto que cada nodo es compartido por dos elementos, la media del punto 4 se ha realizado dándole el doble de peso a los nodos intermedios. Esto es,

$$\bar{\varepsilon}_{eq}^P \cos\beta = \frac{\varepsilon_{eq\ inf}^P \cos\beta + 2 \cdot \sum \varepsilon_{eq\ i}^P \cos\beta_i + \varepsilon_{eq\ sup}^P \cos\beta}{N_{nodos}}$$

Siendo $\bar{\varepsilon}_{eq}^P \cos\beta$ el valor medio de la deformación plástica equivalente por coseno de beta; $\varepsilon_{eq\ inf}^P \cos\beta$, el valor de la deformación plástica equivalente por coseno de beta del nodo inferior; $\varepsilon_{eq\ i}^P \cos\beta_i$, la deformación plástica equivalente por coseno de beta de cada nodo intermedio (que va multiplicado por 2) y, $\varepsilon_{eq\ sup}^P \cos\beta$ la deformación plástica equivalente del nodo que se encuentra más arriba de estos (no confundir con el de la cara superior).

Esta media se realiza igual para el caso de $\bar{\varepsilon}_{eq}^P \sin\beta$.

El porcentaje de distancia crítica ha sido calculado de la siguiente manera:

$$\%Dist. \text{crít.} = \frac{n^{\circ} \text{ nodos escogidos}}{n^{\circ} \text{ nodos totales}} \cdot 100$$

Dado que para cada simulación salen porcentajes de distancias críticas dispares, se ha optado por escoger aquellos más representativos.

A continuación, se va a ver una serie de tablas resumen para cada diámetro de punzón, número de nodos y distancias críticas en los que aparecen los valores de ε_1 del nodo superior.

Tabla 6. Valores de ε_1 para los diámetros de punzón Ø20, Ø10 y Ø5 mm en base a distintos números de nodos escogidos (Martínez-Donaire, 2012).

Ø20 mm			Ø10 mm			Ø5 mm		
Nº de nodos	Distancia crítica (%)	ε_1 nodo superior	Nº de nodos	Distancia crítica (%)	ε_1 nodo superior	Nº de nodos	Distancia crítica (%)	ε_1 nodo superior
1	0	0,322	1	0	0,385	1	0	0,485
2	16,67	0,322	2	14,29	0,386	2	9,09	0,486
3	33,33	0,266	3	28,57	0,338	3	18,18	0,455
4	50	0,249	4	42,86	0,315	4	27,27	0,435
5	-	-	5	57,14	0,301	5	36,36	0,419
6	-	-	6	-	-	6	45,45	0,395
7	-	-	7	-	-	7	54,55	0,376

Tabla 7. Valores de ε_1 para los diámetros de punzón Ø3 y Ø1 mm en base a distintos números de nodos escogidos y valores de ε_1 obtenidos experimentalmente (Martínez-Donaire, 2012).

Ø3 mm			Ø1 mm			Experimental	
Nº de nodos	Distancia crítica (%)	ε_1 nodo superior	Nº de nodos	Distancia crítica (%)	ε_1 nodo superior	Diámetro de punzón (mm)	$\varepsilon_{1,lim}$
1	0	-	1	0	0,358	Ø100	0,252
2	8,33	-	2	8,33	0,353	Ø20	0,328
3	16,67	0,489	3	16,67	0,287	Ø10	0,340
4	25	0,438	4	25	0,25	Ø5	0,423
5	33,33	0,384	5	33,33	0,231	Ø3	0,435
6	41,67	0,333	6	41,67	0,22	Ø1	0,329
7	50	0,281	7	50	0,208	-	-

En un primer análisis de estos resultados se puede ver que para el diámetro de 20 mm es recomendable escoger una distancia crítica de aproximadamente el 17 % ya que el valor límite es bastante próximo al experimental. En el punzón de diámetro 10 mm, la rotura se produce para una deformación experimental de $\varepsilon_1 = 0,340$, que se acerca al valor obtenido para una distancia entre el 14 y el 28 %. En cuanto al de Ø5 mm, la distancia de material crítica estaría entorno a un 30 %. Para el caso del punzón de 3 mm de diámetro, sería una distancia cercana al 25 % y, por último, el de Ø1 mm, le corresponde una distancia crítica entorno al 8 y al 16 %. Este análisis es muy robusto y se hará en el capítulo posterior con una mayor precisión.

Como se puede apreciar en estos resultados, conforme cogemos una mayor distancia crítica, disminuye el valor de ε_1 del nodo superior. Esto se debe a una mayor influencia de la flexión en la cara inferior y de la tracción en la superior. Ya lo pusieron de manifiesto Martínez-Donaire *et ál.* con la Figura 18, donde se ve la evolución de las deformaciones a lo largo del espesor de la chapa y se puede apreciar cómo el efecto producido por la flexión se va atenuando conforme se acerca a la superficie superior de la chapa. Al escoger distintas distancias críticas se está dando más o menos importancia a la tracción que tiene su mayor efecto en la superficie superior. Por tanto, escoger una u otra distancia hará que el resultado se vea más influido por la flexión o por la tracción.

Se observa además que las deformaciones comienzan con valores negativos debido al fuerte efecto de la flexión al comienzo del ensayo y después alcanzan cotas positivas cuando la influencia de la tracción cobra mayor importancia.

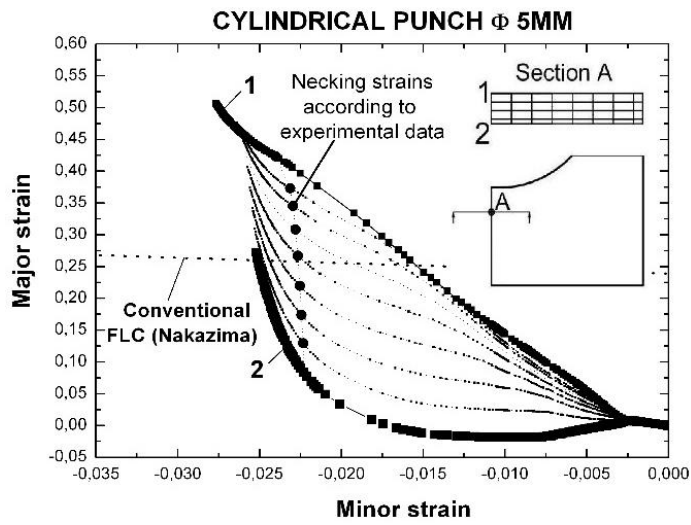


Figura 18. Evolución de las deformaciones a lo largo del espesor para un punzón de Φ 5 mm (Martínez-Donaire et ál.).

5 ANÁLISIS DE RESULTADOS. COMPARACIÓN CON OTROS MÉTODOS

Al final del capítulo 4 se han dado los primeros resultados derivados de las predicciones de los ensayos de stretch-bending con la curva de deformación plástica equivalente polar.

A lo largo de este capítulo se va a hacer un análisis exhaustivo de los resultados y una comparación con los que ofrecen otros métodos.

5.1. Análisis de resultados.

Puesto que los datos que se presentaban en la Tabla 6 y 7 no gozan de gran precisión en cuanto al porcentaje de distancia crítica que se escoge, dado que los valores son muy dispares, se ha decidido establecer una serie de porcentajes de distancias críticas a la vista de los resultados que puede ser de interés. Para hallar las deformaciones en estas nuevas distancias críticas se ha interpolado linealmente en caso de que haya sido necesario. Las distancias críticas escogidas han sido 0 %, es decir, sin coger nada más que el nodo inferior, 25 %, una cuarta parte del espesor, 33,33 %, un tercio de la dimensión del espesor y, por último, un 50 %, la mitad del espesor de la chapa.

Tabla 8. Valores de ϵ_1 para unos volúmenes críticos escogidos.

Experimental		$\epsilon_{1,lim}$				
Diámetro de punzón (mm)	$\epsilon_{1,lim}$	Diámetro de punzón (mm)	0 %	25 %	33,33 %	50 %
Ø100	0,252	Ø100	-	-	-	-
Ø20	0,328	Ø20	0,322	0,294	0,266	0,249
Ø10	0,340	Ø10	0,385	0,349	0,330	0,308
Ø5	0,423	Ø5	0,485	0,439	0,384	0,385
Ø3	0,435	Ø3	-	0,438	0,384	0,281
Ø1	0,329	Ø1	0,358	0,250	0,231	0,208

De esta manera, para distintos diámetros, se puede comparar el resultado bajo un mismo porcentaje de distancia crítica.

No obstante, la manera en la que se han comparado los resultados ha sido mediante gráficas donde se representa ϵ_1 frente a t_0/R . Donde t_0 es el valor del espesor de la chapa y R el radio del punzón.

Los valores del eje de abscisas de las sucesivas figuras de esta sección serán: 0,16; 0,32; 0,64; 1,06 y 3,2. Los valores de $\epsilon_{1,lim}$ correspondientes al eje de ordenadas se han representado multiplicados por 100.

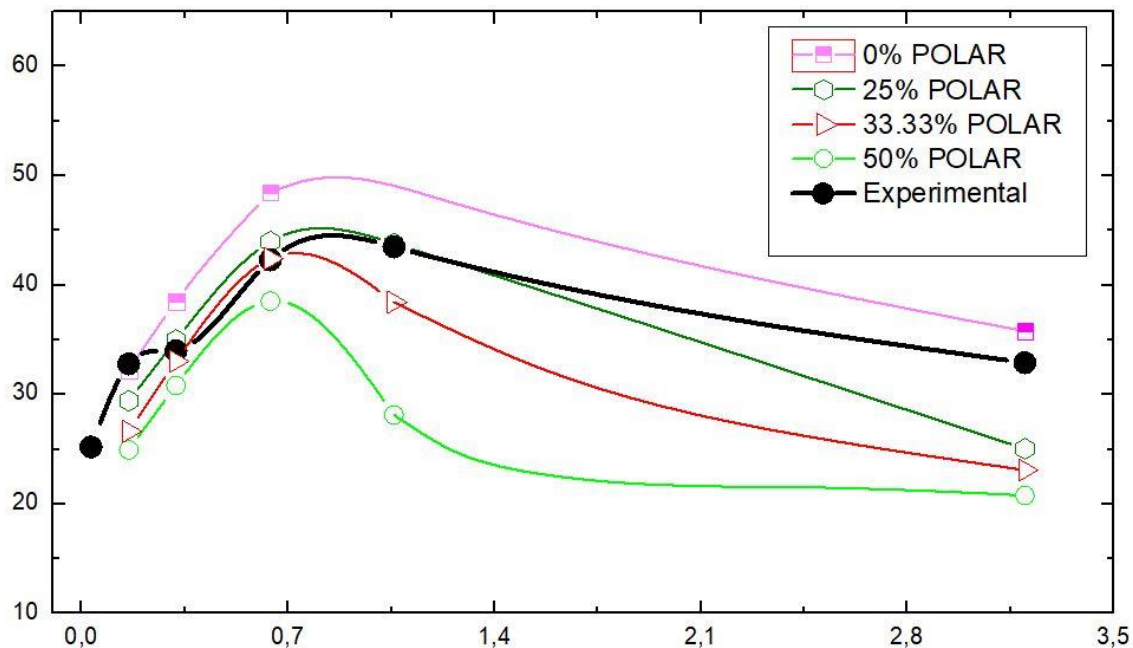


Figura 19. Representación de $\varepsilon_{1,lim}$ frente a t_0/R de los valores de la Tabla 8.

Conviene matizar que la línea de los valores experimentales comienza en la deformación correspondiente al ensayo de punzón de $\varnothing 100$ mm. Además, las líneas se han obtenido mediante un *spline* que interpola los valores de la gráfica.

En general, la tendencia de todas las curvas de la Figura 19 sigue la de la curva experimental. Ahora bien, la aproximación a los valores experimentales de las curvas 0% y 50% es mala, aunque para el 0 % los valores en los ensayos con punzones de $\varnothing 20$ mm y $\varnothing 1$ mm son algo próximos, sobre todo en el de $\varnothing 20$ mm. Esto se debe a que con un diámetro de 20 mm el gradiente de deformaciones no es tan severo como en los posteriores casos. Se ve cómo las mejores aproximaciones están hechas para un 25 % y un 33,33 % de distancia crítica, es decir, para un cuarto y un tercio del espesor, siendo los valores más exactos los correspondientes al 33,33 % en el ensayo realizado con el punzón de $\varnothing 5$ mm y al 25 % en el relativo al punzón de $\varnothing 3$ mm.

Para el punzón de diámetro de 3 mm, la única curva que aproxima adecuadamente es la del 25 %. Si nos fijamos en los valores correspondientes al punzón $\varnothing 1$ mm, la disparidad con respecto al experimental es absoluta. Esto es debido al gran gradiente de deformaciones que produce este pequeño diámetro que provoca indentación en la cara inferior de la chapa generando en el entorno del cilindro un mayor gradiente de deformaciones.

A continuación, se van a comparar estos resultados con los obtenidos mediante la CLC y mediante el criterio de Mid-Plane Rule que se mencionó en el capítulo 1.

5.2. Comparación con otros métodos.

El criterio de fallo en deformaciones plásticas equivalentes con la curva polar se ha puesto a prueba comparándolo con los resultados que se obtendrían utilizando la CLC en deformaciones y el criterio de Mid-Plane Rule. Este último se ha evaluado con la CLC y la curva polar.

5.2.1. Mid-Plane Rule en CLC y en curva polar.

El criterio de Mid-Plane Rule, presentado en el Capítulo 1 establece que el fallo que está controlado por lo que ocurre en el punto medio del espesor de la chapa. Se ha puesto a prueba viendo la evolución del nodo central de la chapa en la curva límite en deformación plástica equivalente polar y en la curva límite de conformado tradicional. De manera que se han representado los valores ϵ_1 vs. ϵ_2 en la gráfica de la CLC y los valores de $\epsilon_{eq}^P \cos\beta$ vs. $\epsilon_{eq}^P \sin\beta$ en la gráfica de la epFLC. En el instante de corte, se ha hallado el valor de ϵ_1 de la superficie superior de la chapa. Estos datos quedan recogidos en la Tabla 9 y graficados frente a t_0/R en la Figura 20.

Tabla 9. Valores de ϵ_1 que predicen el fallo según criterio MPR comparando CLC con epFLC.

Mid-Plane Rule			
Diámetro de punzón (mm)	CLC	epFLC	Experimental
20	0,288	0,302	0,328
10	0,312	0,327	0,340
5	0,286	0,332	0,423
3	0,245	0,264	0,435
1	0,227	0,255	0,329

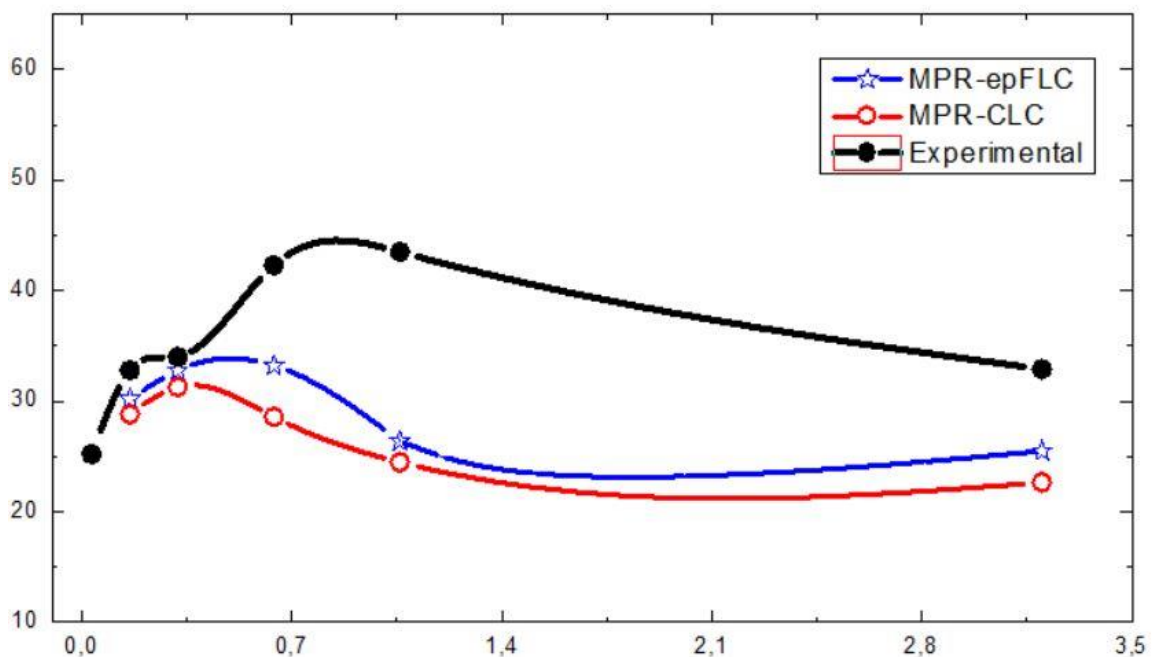


Figura 20. Predicciones bajo el criterio de Mid-Plane Rule, comparativa epFLC con CLC.

Tanto observando los valores numéricos como la gráfica se aprecia la poca precisión de este criterio. Si que se observa como algo positivo el carácter conservador de la predicción dando un margen que garantiza que la pieza no va a fallar. Pero lo cierto es que este carácter conservador es excesivo y se pierde mucho margen de conformabilidad. Por tanto, algo que parece bueno se convierte en un aspecto negativo del criterio.

Si entramos a valorar dentro de la gráfica, bajo qué curva funciona mejor, es claro que el criterio de la curva polar se acerca más a los valores experimentales, aunque no de una forma tan precisa como para confiar en este sistema de predicción de fallo.

Los valores que mejor aproximan los resultados experimentales son los que se dan cuando existe un menor gradiente de deformaciones, esto es para diámetros de punzón de 20 y 10 mm.

5.2.2. Predicciones con la Curva límite de conformado en deformaciones.

Con los datos obtenidos de las simulaciones en Abaqus/Standard se han realizado las predicciones para la curva límite de conformado en deformaciones a fin de ver y comparar la validez con la curva en deformación plástica equivalente.

En este caso, se han representado los valores ε_1 vs. ε_2 en la CLC en deformaciones para distintos valores de distancia crítica, se han extraído los valores de ε_1 del nodo superior en el instante de corte con la CLC y se han comparado con las predicciones hechas por la polar a través de gráficas similares a las planteadas anteriormente.

Los valores de distancia crítica han sido los mismos que para la curva en deformación equivalente polar con objeto de comparar resultados de uno y otro criterio.

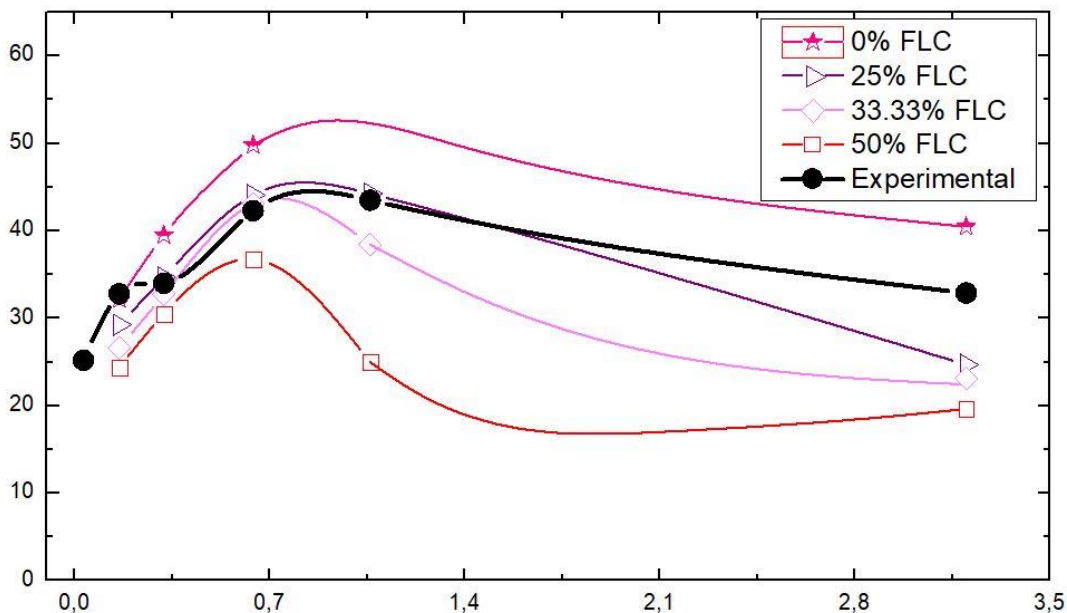


Figura 21. Predicciones realizadas con la CLC en deformaciones para distintas distancias críticas frente a to/R.

En la Figura 21 nos encontramos con una gráfica muy similar a la de la Figura 21. En este caso, vuelven a seguir las diferentes curvas la tendencia de la curva experimental. Ocurre también que para las distancias críticas de 0 % y 50 % la aproximación es mala. Coincide con las predicciones en la curva polar para el punzón de 1 mm de diámetro siendo el peor resultado obtenido y para las curvas de 25 % y 33,33 % de distancia crítica se obtienen buenas aproximaciones. De estas, la mejor es la del 25 % que aproxima adecuadamente hasta el valor del punzón de Ø3 mm, momento en el que la de 33,33 % deja de tener validez, tal y como ocurría en las predicciones de la curva polar.

5.2.3. Comparación de predicciones de la curva en deformaciones plásticas equivalentes vs. CLC.

Seguidamente, lo que procede es pasar a comparar las predicciones que se han realizado para el criterio de fallo escogido, y el tradicional.

Para este apartado se va a presentar una gráfica para cada porcentaje de distancia crítica que contenga las predicciones de CLC y epFLC y los valores experimentales a fin de dar o no validez de cada uno de los criterios. Como viene siendo habitual, se construirá con los valores de la deformación máxima principal (ϵ_1) en el eje de ordenadas frente a los valores de t_0/R en el eje de abscisas.

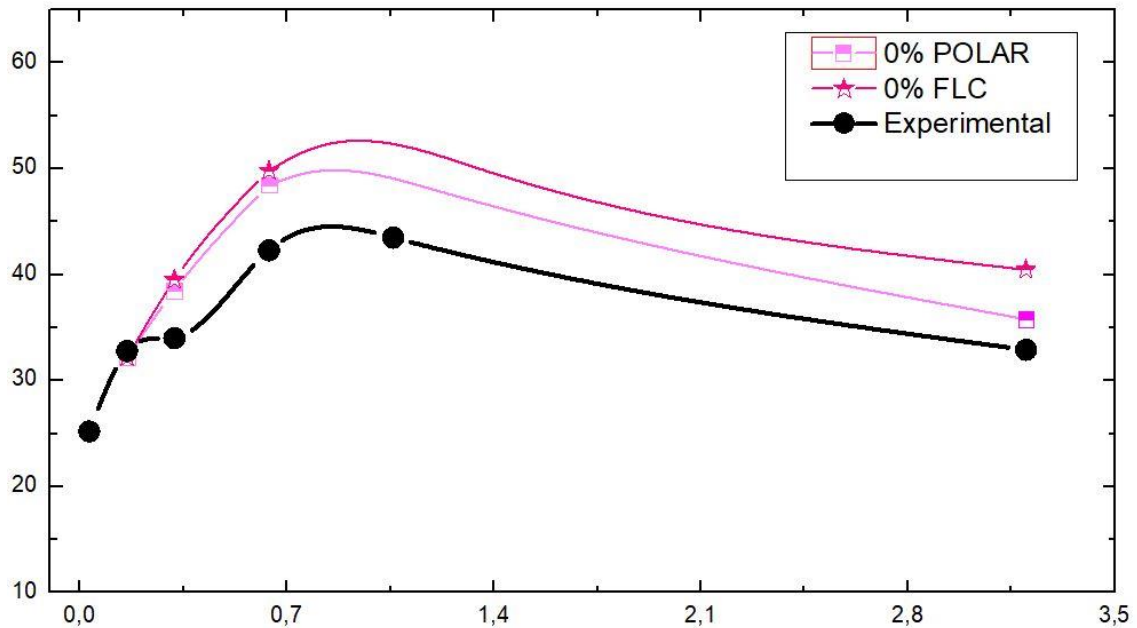


Figura 22. Predicciones para una distancia crítica del 0%.

Como se adelantó anteriormente, este porcentaje de distancia crítica escogido no es válido. Tan solo aproxima bien en el caso de $\varnothing 20$ mm donde la influencia de la flexión aún no es tan severa como para los demás diámetros.

A pesar de esto, sí se observa una mayor validez en las predicciones que se obtienen con la curva en deformación plástica equivalente polar. Como en el resto de los casos, la aproximación para el diámetro menor es mala. No obstante, la curva polar en el caso de esta distancia crítica es la que mejor aproxima el valor de rotura para el punzón de $\varnothing 1$ mm.

La Figura 23 representa los valores hallados para una distancia escogida de la cuarta parte del espesor. Cabe destacarla puesto que a la vista está que es la que mejor aproxima, sobre todo para los punzones de diámetro 10, 5 y 3 mm. Llama la atención la gran diferencia con los resultados experimentales de ambas curvas para el punzón de $\varnothing 20$ mm puesto que este es el que menor gradiente de deformaciones provoca en el espesor de la chapa. Es importante reflejar que, si bien ambas curvas son muy parejas, la curva obtenida en el criterio de las deformaciones plásticas equivalentes aproxima algo mejor que los resultados obtenidos por la CLC.

Destaca también la poca validez de ambas curvas para el punzón de $\varnothing 1$ mm.

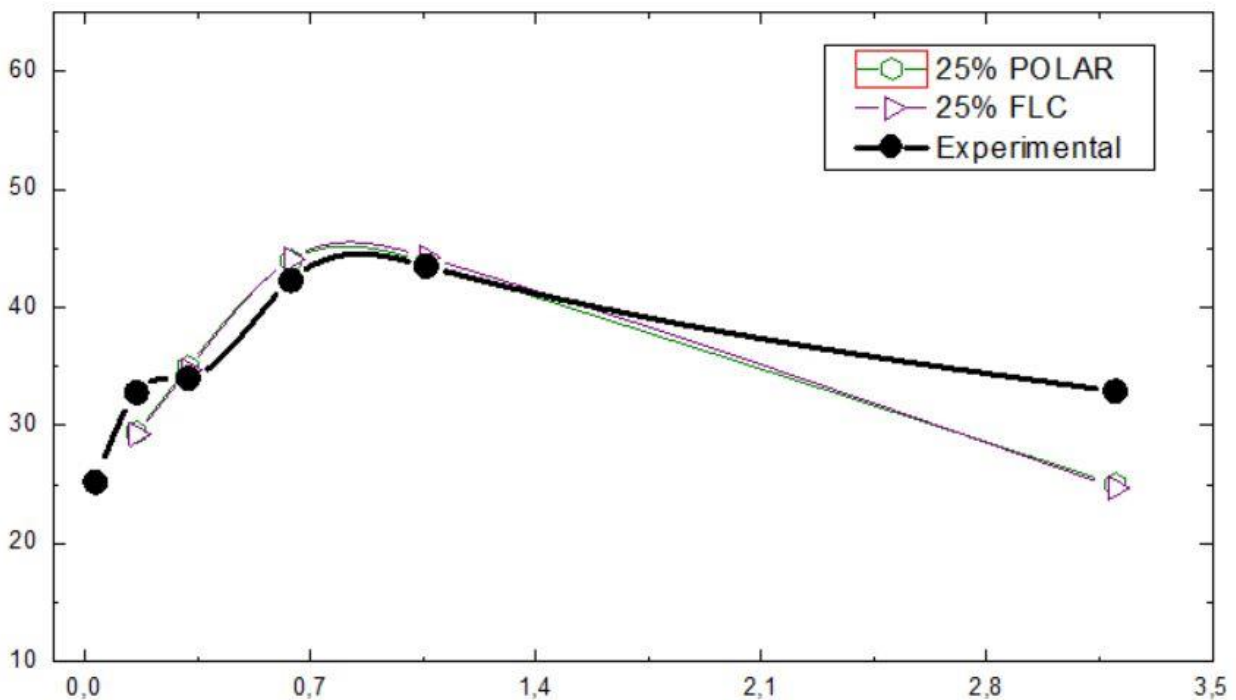


Figura 23 Predicciones para una distancia crítica del 25%.

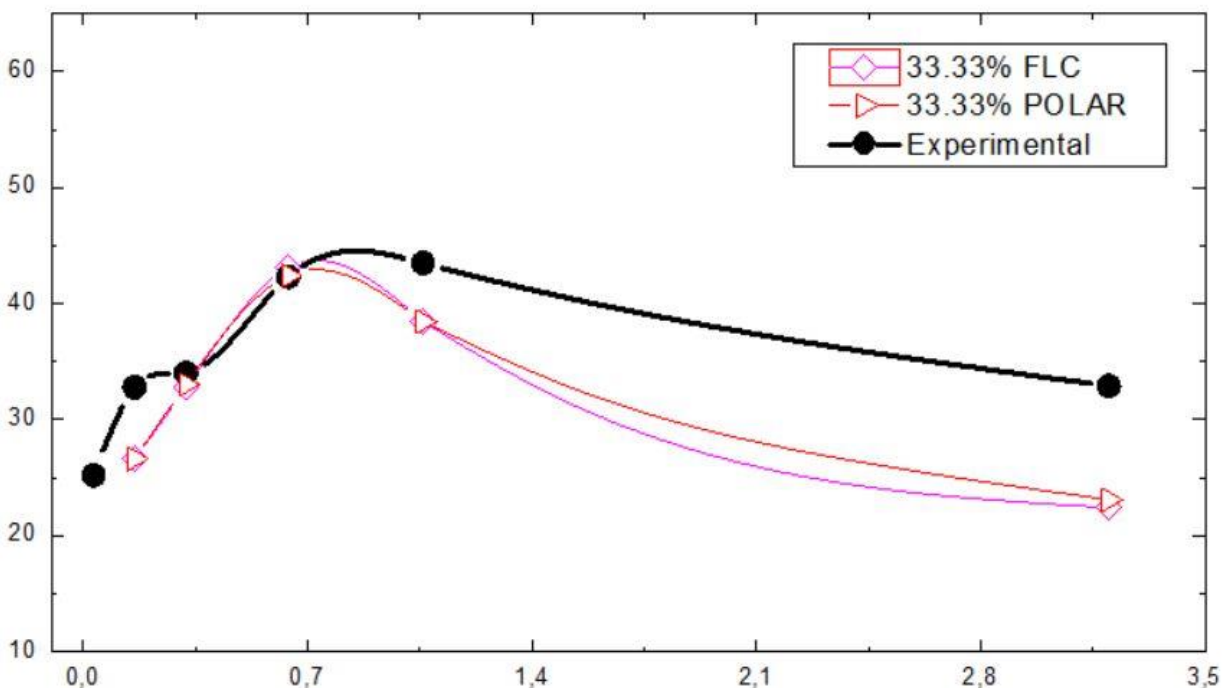


Figura 24. Predicciones para una distancia crítica del 33,33%.

Tal y como ocurría en la Figura 23, las mejores predicciones que se observan en la Figura 24, son las referentes a los punzones de $\varnothing 10$ y $\varnothing 5$ mm. A diferencia con lo que ocurría en el caso anterior, para este caso no se aproxima bien en el punzón de $\varnothing 3$ mm. Por supuesto, parece lógico pensar que para el de 1 mm de diámetro tampoco. Sí hay que hacer mención a que, a pesar de que sean mejores o peores aproximaciones, los resultados obtenidos con la curva epFLC vuelven a ser mejores que los obtenidos con la CLC. De manera similar con el caso anterior, destaca la poca validez en los resultados de punzón de diámetro 20 mm.

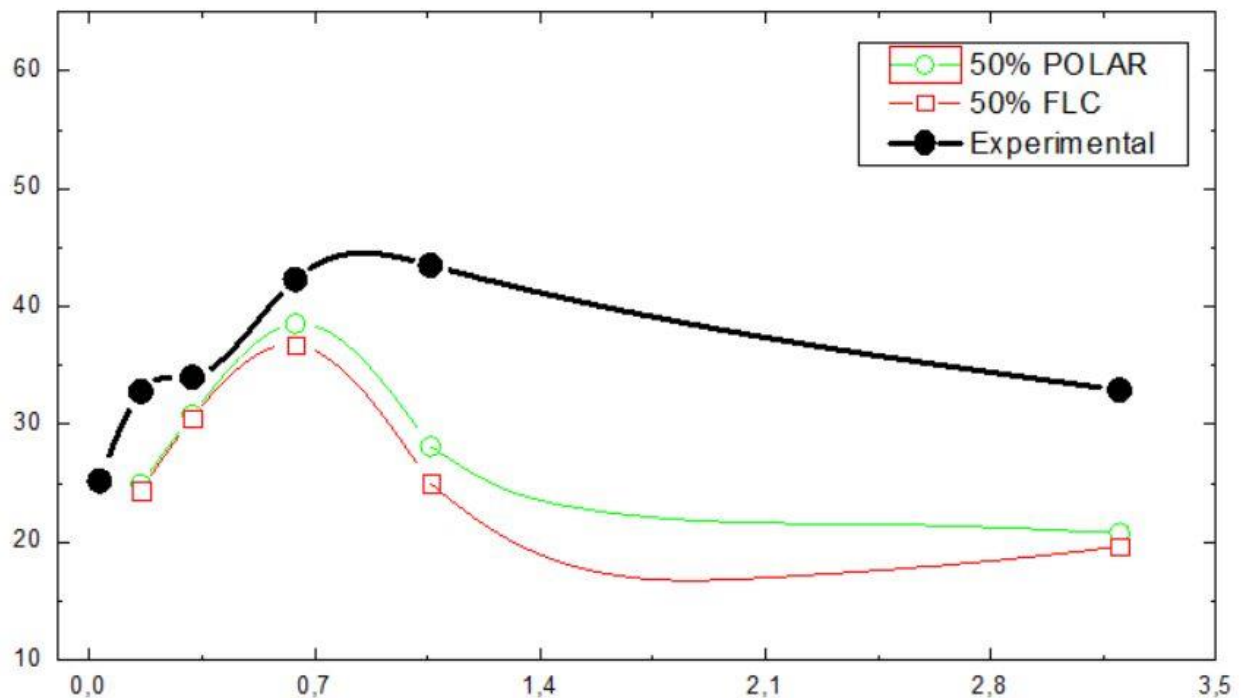


Figura 25. Predicciones para una distancia crítica del 50%.

Llegamos al último caso, en el que se estudian las predicciones para una distancia crítica del 50 %, la mitad del espesor. Aquí la influencia del gradiente de deformaciones es menor puesto que se está teniendo en cuenta un mayor volumen de chapa que provoca que el efecto de la flexión presente en mayor medida en la cara inferior se vea atenuado por el efecto de la tracción presente en la superficie superior del material.

Las predicciones a una distancia crítica de la mitad del espesor son bastantes malas. Los valores más cercanos a los experimentales se encuentran en el caso del punzón de $\varnothing 10$ mm. Para esta situación se obtienen unas predicciones excesivamente conservativas como ocurría en el criterio de Mid-Plane Rule y por supuesto, muy alejadas en comparación con los valores experimentales del ensayo con punzón de $\varnothing 1$ mm.

5.2.4. Comparativa entre distintos criterios.

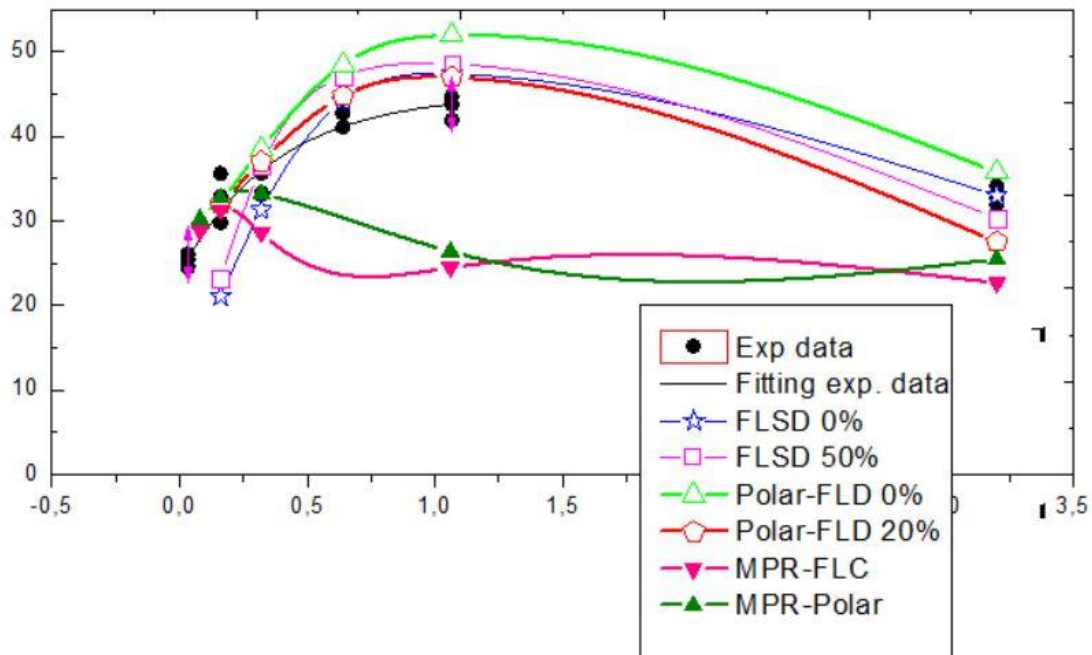


Figura 26. Comparativa entre distintos criterios de fallo.

En la Figura 26 se han representado tanto los valores experimentales, como los valores obtenidos por el criterio Mid-Plane Rule, así como las predicciones obtenidas en la curva límite de conformado en tensiones y la polar para distintas distancias críticas.

El objetivo de este apartado es ver cuál de estas gráficas aproxima mejor.

Vuelve a demostrarse la poca aplicabilidad del criterio de Mid-Plane Rule, así como la baja precisión de las curvas obtenidas para distancias críticas de 0 % y 50 % y se pone de manifiesto que las predicciones que mejor aproximan son las obtenidas para un espesor del 20% en la curva de deformación plástica equivalente polar.

En los resultados correspondientes a los punzones de $\varnothing 20$ mm y $\varnothing 1$ mm, las predicciones no han sido tan buenas como en el resto de ensayos. Aún así, se puede apreciar una razonable predicción de las deformaciones límite.

6 CONCLUSIONES Y DESARROLLOS FUTUROS

6.1. Conclusiones.

En el presente apartado se van a explicar las principales conclusiones que se obtienen del método de fallo basado en las deformaciones plásticas equivalentes representado en la curva polar.

El objetivo del trabajo era testar y dar validez a un criterio de fallo alternativo a los tradicionales y que se ha venido desarrollando en los últimos años con el fin de probar la sensibilidad de dicho criterio ante situaciones de no proporcionalidad en el conformado, historias de carga o tratamientos térmicos.

Este criterio se ha estudiado para una aleación de aluminio, AA7075-O, un metal dúctil cuyo fallo se produce tras la estricción del elemento.

Después de obtener predicciones numéricas del fallo para ensayos de estirado con flexión, se han analizado y comparado con otros criterios.

Por tanto, de los resultados expuestos en el Capítulo 5, se extraen las siguientes conclusiones:

El gradiente de deformaciones que aparece a lo largo del espesor de la chapa provocado por la componente de flexión en las cargas dificulta la predicción del fallo, viéndose más afectada cuanto mayor es este gradiente. Estos gradientes son generados por los punzones y serán más severos, cuanto menor sean los radios de los mismos, llegando al punto de indentarse el punzón en la chapa y hacer que el error que se cometa en la estimación del fallo sea excesivo, tal y como ocurre para el caso que se ha estudiado de punzón de $\varnothing 1$ mm del que no se han dado predicciones buenas en ninguno de los casos.

En cuanto a Mid-Plane Rule, que como se avanzó en el Capítulo 1, era un criterio robusto, se descarta su validez para este tipo de trabajos en los que se combinan cargas de tracción y flexión puesto que las predicciones que da son excesivamente conservativas, eliminando mucho margen de procesado en el conformado de la chapa.

Por su parte, la CLC en deformaciones clásica no ha dado malos resultados si los comparamos con los que ha ofrecido la curva límite en deformación plástica equivalente, que era el criterio bajo estudio. Esto puede deberse a que los valores de $\epsilon_{eq}^P \cos \beta$ vs. $\epsilon_{eq}^P \sin \beta$ que se han representado en cada una de las curvas mencionadas, han estado en todo momento moviéndose en el espacio de deformación plana ($\beta = 0$). Por este motivo, las predicciones obtenidas han sido muy similares.

No obstante, siempre que se han comparado las predicciones en epFLC ha dado mejor resultado que otros métodos, ya sea FLC, MPR o FLSC.

En lo relativo a las distancias críticas, se percibe la necesidad de definir una cantidad de espesor para predecir la rotura puesto que la cara inferior de la chapa no ha dado buenos resultados por sí sola. Se ha concluido que la mejor aproximación se obtiene para distancias críticas de una cuarta parte del espesor (25 %), siendo también muy válida la tercera parte de este (33,33 %). Se deshecha, por tanto, coger la mitad del espesor puesto que los resultados obtenidos han sido malos. De esta manera, también se da validez a la hipótesis de que el fallo no está condicionado solo por lo que ocurra en las caras superior o inferior sino por cierto volumen de material.

Por último, en cuanto a la validez del criterio, el método basado en las deformaciones plásticas equivalentes en la curva polar, en general arroja valores muy acordes a los experimentales para un rango amplio de casos, incluyendo desde situaciones con poco efecto de la flexión hasta aquellas con un moderado o severo gradiente de deformación donde existe no proporcionalidad de la carga.

6.2. Desarrollos futuros.

Lo siguiente es seguir probando este criterio más allá de las condiciones en las que se han realizado los experimentos para esta ocasión.

En situaciones futuras conviene comprobar que, ante historias de carga, tratamientos térmicos o no proporcionalidades severas, sigue teniendo validez la curva en deformación plástica equivalente. Así como para diferentes geometrías de punzones que no solo provoquen un importante gradiente de deformaciones en una sección del espesor, sino que en varios puntos de la superficie inferior generen fuertes tensiones que se traduzcan en distintos gradientes para distintas secciones de la chapa.

Por lo tanto, se propone combinar los análisis numéricos con evidencias experimentales ante situaciones que, como se ha demostrado a lo largo de los años, para la CLC en deformaciones provocan la invalidez de ésta debido a la sensibilidad ante las no proporcionalidades, pero que la curva polar sí podría hacer frente dado el potencial que tiene al ser un criterio de fallo más insensible a estas circunstancias que la CLC.

REFERENCIAS

- Arrieux R, Bedrin C, Boivin M (1982). *Determination of an intrinsic forming limit stress diagram for isotropic metal sheets*. En: Proc. 12th Biennial Congress of the International Deep Drawing Research Group, IDDRG, pp. 61_71.
- Barata-Rocha A, Barlat F, Jalinier JM (1985). *Prediction of the forming limit diagrams of anisotropic sheets in linear and non-linear loading*. Materials Science and Engineering 68:151_164.
- Barlat F, Lege DJ, Brem JC (1991). *A six-component yield function for anisotropic materials*. International Journal of Plasticity 7:693-712.
- Charpentier P (1975). *Influence of punch curvature on the stretching limits of sheet steel*. Metallurgical and Materials Transactions A 6(9):1665-1669.
- Col A, Balan T (2007). *About the neglected influence of gradients on strain localisation*. En: Proc. Materials Processing and Design: Modeling, Simulation and Applications, NUMIFORM 2007, Interlaken, Switzerland, pp. 147-152.
- Ghosh AK, Hecker SS (1974). *Stretching limits in sheet metals: in-plane versus out-of-plane deformation*. Metallurgical Transactions 5:2161-2164.
- Ghosh AK, Laukonis JV (1976). *The influence of strain path changes on the formability of sheet steel*. En: 9th Biennial Congress of the IDDRG, Sheet Metal Forming and Energy Conservation, ASM Publication.
- GOM (2008). Strain measurement system 3D, Aramis.
- Goodwin GM (1968). *Application of strain analysis to sheet metal forming in the press shop*. SAE paper 680093.
- Graf AF, Hosford WF (1993a). *Calculations of forming limit diagrams for changing strain paths*. Metallurgical Transactions A 24A:2497-2501.
- He J, Zeng D, Zhu X, Cedric Xia Z, Li S (2014). *Effect of nonlinear strain paths on forming limits under isotropic and anisotropic hardening*. International Journal of Solids and Structures 51(2):402-415.
- Hill R (1950). *The mathematical theory of plasticity*. Oxford, Clarendon Press.
- Hill R (1980). *Basic stress analysis of hyperbolic regimes in plastic media*. Math Proc Camb Phil Soc 88:359-369.
- Hosford WF, Caddell RM (2007). *Metal forming mechanics and metallurgy*, 3o ed. Cambridge University Press.

- Hotz W, Timm J (2008). *Experimental determination of forming limit curves (FLC)*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 271-278.
- Ishigaki H (1978). *Deformation analysis of large sized panels in the press shop*. Mechanics of Sheet Metal Forming, Springer, pp. 315–339.
- Keeler SP, Backhofen WA (1963). *Plastic instability and fracture in sheet stretched over rigid punches*. Transactions of ASM 56:25_48.
- Kleemola HJ, Pelkkikangas MT (1977). *Effect of predeformation and strain path on the forming limits of steel copper and brass*. Sheet Metal Industries 63:591-599.
- Lege DJ, Barlat F, Brem JC (1989). *Characterisation and modelling of the mechanical behaviour and formability of a 2008-T4 sample*. Int Journal of Mechanical Sciences 31:549-563.
- Marciniak Z, Kuczynski K (1967). *Limit strains in the processes of stretch-forming sheet metal*. International Journal of Mechanical Sciences 9:609_620.
- Martínez-Donaire AJ (2012). *Análisis del efecto del gradiente de deformaciones en el conformado de chapas metálica*. Tesis doctoral, Universidad de Sevilla, España.
- Martínez-Donaire AJ, Vallellano C, Morales D, García-Lomas FJ (2012b). *Experimental and numerical analysis of the failure of AA7075-O stretch-bend sheets*. Steel Research International, Special Edition Metal Forming 2012.
- Martínez Palmeth LH (2014). *Conformabilidad de chapa de acero de alta resistencia a tracción-flexión*. Tesis doctoral, Universidad de Sevilla, España.
- Melbourne SH, Pietrowski R, Marsh G (1973). *Testing HSLA steel's sensitivity to sheared edged cracking*. Report, Domintion Foundries and Steel Limited, Hamilton, Ontario, Canada.
- Min J, Lin J, Li J (2014). *Forming limits of Mg alloy ZEK100 sheet in preform annealing process*. Materials & Design 53:947–953.
- Morales D (2011). *Análisis del efecto de la flexión en la conformabilidad de chapas metálicas*. tesis doctoral, Universidad de Sevilla, España.
- Morales D, Martínez-Donaire AJ, Vallellano C, García-Lomas FJ (2009). *Bending effect in the failure of stretch-bend metal sheets*. International Journal of Material Forming 2, Supp. 1:813-816.
- Nakazima K, Kikuma T, Asaku K (1968). *Study on the formability of steel sheet*. Yawata Technical Report 284, 140-141.
- Neuber H (1946). *Theory of Notch Stresses: Principle for Exact Stress Calculations*. J.W. Edwards Publisher Inc., Ann Arbor, Michigan
- Peterson RE (1959). *Notch Sensitivity*. En: Sines G, Waisman JL (eds.) Metal Fatigue, McGraw-Hill, New York, pp. 293-306.

- Ragab AR, Saleh CA (2005). *Evaluation of bendability of sheet metals using void coalescence models*. Metallurgical and Materials Transactions A 395:102-109.
- Rojek J, Lumelsky D, Pecherski R, Grosman F, Tkocz M, Chorzepa W (2013). *Forming Limit Curves for Complex Strain Paths*. Archives of Metallurgy and Materials 58(2):587–593.
- Simha CHM, Worswick MJ (2006). *Stress-based forming limits in hydroforming*. En: Proc. 12th International Symposium on Plasticity, Halifax, Canadá, pp. 17-22.
- Simha CHM, Gholipour J, Bardelcik A, Worswick MJ (2005). *Application of an extended stress-based flow limit curve to predict necking in tubular hydroforming*. En: Proc. International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet, Detroit, USA.
- Stoughton TB (2001). *Stress-based forming limits in sheet-metal forming*. Journal of Engineering Materials and Technology 123:417_422.
- Stoughton TB (2008). *Generalized metal failure criterion*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 241-246.
- Stoughton TB, Yoon JW (2011). *A new approach for failure criterion for sheet metals*. International Journal of Plasticity 27:440_459.
- Stoughton TB, Yoon JW (2012). *Path independent forming limits in strain and stress spaces*. International Journal of Solids and Structures 49(25):3616–3625.
- Taylor D (2007). *The theory of critical distances: a new perspective in fracture mechanics*. Oxford.
- Tharrett MR, Stoughton TB (2003a). *Stretch-bend forming limits of 1008 AK steel*. SAE paper 2003-01-1157.
- Tharrett MR, Stoughton TB (2003b). *Stretch-bend forming limits of 1008 AK steel, 70/30 brass, and 6010 aluminum*. Internal report, Society of Automotive Engineers.
- Uko DK, Sowerby R, L DJ (1977). *Strain distribution in the bending-under-tension test*. CIM Bulletin 127-134.
- Yoshida K, Kuwabara T (2007). *Effect of strain hardening behaviour on forming limit stresses of steel tube subjected to non proportionally loading paths*. International Journal of Plasticity 23:1260_1284.
- Vallellano C, Morales D, García-Lomas FJ (2008a). *On the study of the effect of bending in the formability of metal sheets*. En: Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet 2008, Interlaken, Switzerland, pp. 85-90.
- Vallellano C, Morales D, Martínez-Donaire AJ, García-Lomas FJ (2010). *On the use of Concave-Side Rule and Critical-Distance Methods to predict the influence of bending on sheet-metal formability*. International Journal of Material Forming 3, Supp. 1:1167-1170.

- Werber A, Liewald M, Nester W, Grünbaum M, Wiegand K, Simon J, Timm J, Hotz W (2013). *Assessment of forming limit stress curves as failure criterion for non-proportional forming processes*. Production Engineering 7(2-3):213–221.
- Zeng D, Chappuis L, Xia ZC, Zhu X (2009). *A path independent forming limit criterion for sheet metal forming simulations*. SAE International Journal of Materials & Manufacturing 1(1):809–817.

