

Proyecto Fin de Grado

Grado en Ingeniería Aeroespacial

Predicción de los límites de conformabilidad de chapas de AA7075-O bajo gradientes de tensión/deformación

Autor: Diego Gómez Jerez

Tutor: Andrés Jesús Martínez Donaire

Dpto. Ingeniería Mecánica y Fabricación
Escuela Técnica Superior de Ingeniería
Universidad de Sevilla

Sevilla, 2019



Proyecto Fin de Grado
Grado en Ingeniería Aeroespacial

Predicción de los límites de conformabilidad de chapas de AA7075-O bajo gradientes de tensión/deformación

Autor:

Diego Gómez Jerez

Tutor:

Andrés Jesús Martínez Donaire

Profesor contratado doctor

Dpto. Ingeniería Mecánica y Fabricación

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2019

Proyecto Fin de Grado: Predicción de los límites de conformabilidad de chapas de AA7075-O bajo gradientes de tensión/deformación

Autor: Diego Gómez Jerez

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, 2019

El Secretario del Tribunal

A mi familia

A mis amigos

Agradecimientos

A través de estas palabras quiero expresar mi absoluto agradecimiento a mis padres, Diego y Ana, y a mis hermanos, Daniel y Julio, pues sin ellos no estaría aquí. Gracias de corazón por apoyarme durante este camino y por animarme a superar todos los obstáculos.

En segundo lugar, me gustaría agradecer a los amigos que tuve la gran suerte de conocer en mi paso por la residencia. Dani, Esteban, Tere, Víctor, Álex, Antonio... una lista que podría extenderse con muchos más nombres. Concretamente, agradezco especialmente a mis dos compañeros de piso, Guille y Mario, por estar siempre ahí, tanto en la “resi” como en el piso. Nunca olvidaré las noches de películas todos juntos, las charlas en los sillones “hasta las tantas”, los conciertos improvisados y todos esos momentos en los que hemos reído y disfrutado.

Me gustaría dar las gracias a Sara, que ha sido mi apoyo incondicional en todo momento. Gracias por sacarme una sonrisa y animarme en los momentos más difíciles, pero también por hacerme sentir inmensamente afortunado y feliz en los mejores. Mil gracias de verdad.

También quiero agradecer a mis amigos de siempre, los del pueblo, que me han recibido con los brazos abiertos cada vez que volvía a casa.

Por otro lado, doy gracias a todos los profesores que se han sucedido a lo largo de mi vida, que han ido enriqueciendo mis conocimientos y sentando las bases de lo que soy.

Finalmente, agradecer a Andrés, mi tutor en este trabajo, por su tiempo, dedicación y por el trato recibido durante estos meses y por haber aceptado dirigirme este trabajo. Muchas gracias.

Diego Gómez Jerez

Sevilla, 2019

Resumen

En este documento se van a analizar los resultados de distintos criterios de predicción de fallo por estricción localizada en chapas de AA7075-O sometidas a procesos donde existen gradientes de deformación/tensión importantes.

En primer lugar, se planteará una introducción histórica, donde se comentarán los diversos criterios existentes, con las bondades y limitaciones que presenta cada uno. Aquí se irá desarrollando cómo han evolucionado los conocimientos que se tienen sobre esta materia a lo largo de las investigaciones llevadas a cabo en los últimos años.

Posteriormente, se realizará una sucinta descripción de las principales propiedades de interés de la caracterización experimental y del modelo numérico empleado para la obtención de las predicciones.

A continuación, se explicará detalladamente cómo se han obtenido las predicciones para las diferentes metodologías propuestas, seguido de un análisis de los resultados que buscará establecer qué metodología, de entre las que se han considerado, resulta más atractiva y válida.

Finalmente, se comentarán las conclusiones obtenidas a lo largo del estudio y se propondrán ideas para futuros proyectos que pretendan continuar con la presente rama de experimentación e investigación.

Abstract

The objective of this report is to analyse the results of two necking failure prediction criteria in AA7075-O sheets under severe stress/strain gradients.

Traditionally, necking prediction in metal sheet forming processes has been relied on the Forming Limit Diagram (FLD). However, the limitations of this criteria shown in many researches through the past years have encourage the seek of more secure alternatives. One of the criteria analysed in the following document, the one that is based on the polar diagram has been explored recently by authors such as Stoughton obtaining promising results. On the other side, the triaxiality diagram, which is the other alternative considered, has not been as much as examined in terms of necking.

The main focus will be to observe how promising the predictions are depending on the criterion selected. In addition, the results will be analysed in order to understand the physical knowledge and mechanisms. The predictions will be compared to experimental data collected by Martinez-Donaire in 2012, who is also the numerical model author, in which all the predictions have been extracted.

In the end, the final comparison between both criteria considered and the experimental data will reveal the accuracy of the best predictions. Finally, it will be claimed the validation of both criteria as a result of the predictions obtained.

Índice

Agradecimientos	ix
Resumen	xi
Abstract	xiii
Índice	xv
Índice de Tablas	xvii
Índice de Figuras	xix
1 Introducción	1
1.1. Diagrama límite de conformado (FLD)	2
1.2. Limitaciones de la curva límite de conformado (FLC)	6
1.3. Curva límite de conformado en tensiones (FLSC)	8
1.4. Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente (epFLC)	10
1.5. Curva límite de conformado en el espacio de la triaxialidad	12
1.6. Influencia del gradiente de deformaciones	14
1.7. Modelos de predicción de fallo por estricción	16
1.7.1 Reglas de la cara cóncava y convexa	16
1.7.2 Criterio de fallo basado en las distancias críticas	16
1.8. Objetivos del proyecto	17
2 Caracterización experimental	19
2.1. Ensayo de tracción: propiedades mecánicas a tracción	19
2.2. Ensayo tipo Nakazima: construcción de la FLC	22
2.3. Ensayos de stretch bending	24
3 Simulación numérica	29
3.1. Descripción del modelo numérico	29
3.2. Modelo de comportamiento elasto-plástico	30
4 Predicción de fallo en ensayos de estirado con flexión	31
4.1. Construcción del diagrama límite de conformado (FLD)	31
4.2. Construcción de la FLC en el espacio polar (epFLC polar)	35
4.3. Construcción de la curva de predicción en el espacio de la triaxialidad	37
4.4. Predicciones en ensayos de stretch bending	39
4.4.1 Predicciones con la epFLC polar	42
4.4.2 Predicciones con la curva en el espacio de la triaxialidad	46
5 Análisis de las predicciones	53
5.1. Curva polar (epFLC polar)	54
5.2. Curva en el espacio de la triaxialidad	57
5.3. Comparación entre distintos criterios	59

6 Conclusiones y Desarrollos futuros	61
6.1. Conclusiones	61
6.2. Desarrollos futuros	62
Referencias	63

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1. Propiedades mecánicas de las chapas de AA7075-O de 1.6mm de espesor (Martínez-Donaire, 2012)	21
Tabla 2. Coeficientes de anisotropía de las chapas de AA7075-O a 0°, 45° y 90°, basados en deformaciones plásticas equivalentes y evaluados para un nivel de deformación ingenieril en dirección longitudinal del 11%. (Martínez-Donaire, 2012)	21
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)	23
Tabla 4. Resultados obtenidos para los ensayos de stretch-bending con punzones cilíndricos de diferente diámetro en condiciones de deformación plana usando el método normalizado ISO 12004-2:2008. (Martínez-Donaire, 2012)	25
Tabla 5. Resultados obtenidos para los ensayos de stretch-bending con punzones cilíndricos de diferentes diámetros en condiciones de deformación plana usando el denominado “t-d method” (Martínez-Donaire, 2012)	26
Tabla 6. Deformaciones límite obtenidas en el corte de las evoluciones de las simulaciones de los ensayos Nakazima con la curva límite de conformado.	33
Tabla 7. Coeficientes del criterio de fluencia $Yld'91$ para AA7075-O (Martínez-Donaire, 2012)	38
Tabla 8. Predicciones realizadas para la curva de predicción de los nodos exteriores para cada punzón simulado y junto a los resultados experimentales.	44
Tabla 9. Predicciones realizadas para la curva de predicción de los nodos interiores para cada punzón simulado y junto a los resultados experimentales.	45
Tabla 10. Predicciones realizadas para la curva de predicción del promedio de los nodos para cada punzón simulado y junto a los resultados experimentales.	45
Tabla 11. Predicciones obtenidas para la curva tipo $x^{0.9}y = cte.$	50
Tabla 12. Predicciones obtenidas para la curva tipo $xy = cte.$	50
Tabla 13. Predicciones obtenidas para la curva con tramo lineal.	51
Tabla 14. Porcentaje de distancia crítica por nodo para cada tipo de punzón	53
Tabla 15. Comparación de los resultados de las predicciones óptimas junto con el error cometido	60

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1. Esquema de procesos de plegado (izquierda) y de estirado (derecha). (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)	1
Figura 2. FLD con los diferentes mecanismos de fallo (Martínez Palmeth, 2014)	2
Figura 3. Diagrama de deformaciones principales con los diferentes caminos de deformación (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)	3
Figura 4. Comparación de FLC at necking y FLC at fracture. (Martínez-Donaire, 2012)	3
Figura 5. Influencia de la ductilidad del material en la curva de fractura dúctil (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)	4
Figura 6. Influencia del endurecimiento por deformación y la velocidad de deformación en la FLC. (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)	4
Figura 7. Influencia de imperfecciones en la FLC. (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)	5
Figura 8. Caminos de deformación de un proceso multietapa para un componente automotriz y su efecto sobre la FLC (Stoughton y Yoon, 2012)	6
Figura 9. Curvas límite de conformado en chapas de aluminio 2008-T4 sujetas a pre-deformaciones bajo tracción uniaxial (Graf y Hosford (1993), adaptados por Green (2008)). (Martínez-Donaire, 2012)	7
Figura 10. Curvas límite de conformado en deformaciones (izquierda) y en tensiones (derecha) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7% (Garf y Hosford (1993); Stoughton y Yoon, 2011).	8
Figura 11. Curvas límite de conformado en deformaciones (izquierda) y en tensiones (derecha) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7% (Stoughton y Yoon, 2011).	9
Figura 12. FLSC de estricción y de fractura en el espacio de σ_1 - σ_3 y σ_2 - σ_3 para una aleación de aluminio 5182 (izquierda) y 2024-T 351 (derecha) (Stoughton y Yoon, 2011)	9
Figura 13. Comparación de resultados para la FLC convencional y la epFLC para dos procesos diferentes. (Yoshida y Kuwabara, 2007). (Martínez Palmeth, 2014)	10
Figura 14. Transformación de un proceso con camino arbitrario de deformaciones desde el espacio de las deformaciones principales al espacio polar (Stoughton y Yoon, 2012)	11
Figura 15. Transformación de las curvas límite para distintos casos de caminos de deformación no proporcionales (Stoughton y Yoon, 2012)	12
Figura 16. Curvas límite de conformado analíticas junto con datos experimentales para AA3105 (Kumar, 2013)	13
Figura 17. Evolución de la triaxialidad vs. la deformación plástica equivalente para las superficies interiores y exteriores de una probeta durante un proceso de hole flanging (Martínez-Donaire et ál., 2019).	13
Figura 18. Representación de la curva límite de conformado (FLC) y la curva límite de conformado en fractura (FFL) en el espacio de la triaxialidad (Martínez-Donaire et ál., 2019)	14

Figura 19. Distribuciones de deformación en el espesor de la chapa: uniforme (izquierda), gradiente suave-moderado (centro) y gradiente severo (derecha). (Martínez-Donaire, 2019)	15
Figura 20. Esquema acotado de la probeta utilizada. (Martínez-Donaire, 2012)	20
Figura 21. Curvas tensión-deformación real en las tres direcciones de laminación elegidas. (Martínez-Donaire, 2012)	20
Figura 22. Esquema de las probetas utilizadas en los ensayos para condiciones de deformación plana (izquierda, arriba), tracción uniaxial (izquierda, abajo) y estirado biaxial (derecha). (Martínez-Donaire, 2012)	22
Figura 23. Esquema del montaje experimental de los ensayos de estirado. (Martínez-Donaire, 2012)	22
Figura 24. Diagrama Límite de Conformado normalizado para AA7075-O de 1.6mm de espesor usando la propuesta ISO 12004-2:2008. (Martínez-Donaire, 2012)	24
Figura 25. Esquema del montaje experimental en ensayos de stretch-bending y configuración montado el punzón cilíndrico de $\phi 1\text{mm}$ y el prensachapas. (Martínez-Donaire, 2012)	24
Figura 26. Detalle de concentración de deformación principal máxima en un instante cercano al fallo del espécimen en ensayo con punzón de $\phi 20\text{mm}$ (izquierda) y $\phi 10\text{mm}$ (derecha). (Martínez-Donaire, 2012)	25
Figura 27. Simulación de un ensayo Nakazima bajo condiciones de deformación plana en el modelo de elementos finitos.	29
Figura 28. Selección del average threshold en Abaqus/Standard	32
Figura 29. Evolución de los nodos de la cara exterior (rojo) e interior (azul) para condiciones de tracción pura. En negro, el punto de corte de la evolución del nodo exterior con la FLC y el punto correspondiente a dicho instante de tiempo en la evolución del nodo interior.	34
Figura 30. Evolución de los nodos de la cara exterior (rojo) e interior (azul) para condiciones de deformación plana. En negro, el punto de corte de la evolución del nodo exterior con la FLC y el punto correspondiente a dicho instante de tiempo en la evolución del nodo interior.	34
Figura 31. Evolución de los nodos de la cara exterior (rojo) e interior (azul) para condiciones de estado biaxial. En negro, el punto de corte de la evolución del nodo exterior con la FLC y el punto correspondiente a dicho instante de tiempo en la evolución del nodo interior.	35
Figura 32. Representación de las distintas curvas de predicción que se han obtenido, para los nodos exteriores (negro), para los nodos interiores (rojo) y la curva promedio (azul).	36
Figura 33. Evolución de la cara exterior (línea continua) e interior (línea discontinua) de la chapa en el diagrama polar para los casos de tracción pura (rojo), deformación plana (azul) y estado biaxial (verde)	36
Figura 34. Evolución en el FLD de la cara exterior (rojo) e interior (azul) en el inicio de la simulación para el caso de deformación plana	37
Figura 35. Puntos límite obtenidos en el espacio de la triaxialidad para la cara exterior (evoluciones con línea continua) y la cara interior (evoluciones con línea discontinua) para las condiciones de tracción pura (rojo), deformación plana (azul) y Estado biaxial (verde)	38
Figura 36. Evoluciones de la cara exterior (línea continua) e interior (línea discontinua) en el espacio de la triaxialidad para las condiciones de tracción pura (rojo), deformación plana (azul) y estado biaxial (verde)	39
Figura 37. Ejemplo del montaje virtual en Abaqus/Standard de los ensayos de stretch-bending para el caso del punzón de $\phi 10\text{mm}$.	40
Figura 38. Localización de la concentración de deformaciones en el espesor para la simulación del ensayo con punzón de diámetro $\phi 20\text{mm}$.	41
Figura 39. Localización de la concentración de deformaciones en el espesor para la simulación del ensayo con punzón de diámetro $\phi 3\text{mm}$.	41
Figura 40. Evoluciones en el espacio polar obtenidas de los punzones de $\phi 20\text{mm}$, $\phi 10\text{mm}$, $\phi 5\text{mm}$ y $\phi 3\text{mm}$ para distintas distancias críticas en cada caso.	43

Figura 41. Comparación de las evoluciones obtenidas para ϕ 1mm para una distancia crítica del 50% (izquierda) frente a la obtenida para distancia crítica 0% (derecha).	43
Figura 42. Curvas de predicción propuestas	46
Figura 43. Evoluciones en el espacio de la triaxialidad obtenidas para punzones de ϕ 20mm, ϕ 10mm, ϕ 5mm, ϕ 3mm y ϕ 1mm, respectivamente, para diferentes distancias críticas.	48
Figura 44. Comparación de las evoluciones para un mismo punzón (ϕ 5mm) y diferente distancia crítica considerada.	49
Figura 45. Evolución de los resultados del punzón de ϕ 3mm en función de la distancia crítica para la curva de predicción polar de la cara exterior. Comparación entre el ajuste lineal (negro) y el ajuste mediante spline (rojo).	54
Figura 46. Predicciones de la curva polar, obtenida con los nodos exteriores, para diferentes distancias críticas junto a la curva experimental (en negro).	55
Figura 47. Predicciones de la curva polar, obtenida con los nodos interiores, para diferentes distancias críticas junto a la curva experimental (en negro).	55
Figura 48. Predicciones de la curva polar, obtenida con el promedio de los nodos exteriores e interiores, para diferentes distancias críticas junto a la curva experimental (en negro).	56
Figura 49. Representación de las predicciones obtenidas con la curva $xy = cte$ para distancias críticas constantes en función del parámetro t_0/R	57
Figura 50. Representación de las predicciones obtenidas con la curva $x0.9y = cte$ para distancias críticas constantes en función del parámetro t_0/R .	58
Figura 51. Representación de las predicciones obtenidas con la curva con tramo lineal para distancias críticas constantes en función del parámetro t_0/R .	58
Figura 52. Comparación de las mejores predicciones obtenidas.	59

1 INTRODUCCIÓN

Los procesos de conformado de chapas metálicas representan una de las técnicas más empleadas e importantes en la industria de producción de componentes metálicos debido a las atractivas ventajas en cuanto a la buena resistencia mecánica y la excelente relación resistencia/peso. Por ello, son componentes ampliamente utilizados tanto en la industria aeronáutica como en la industria de la automoción, además de cuantiosos ejemplos en el ámbito de la construcción o la industria alimentaria entre otras.

El conformado de chapa se define como aquel proceso de fabricación en el que una chapa metálica es sometida a la deformación plástica necesaria para alcanzar una geometría deseada a través de unas herramientas concretas, generalmente bajo cargas de tracción y flexión. Como chapa metálica se entiende aquel conjunto de material con una alta relación área/volumen, con unos espesores que van desde los 0.4mm a los 6mm. Mayoritariamente, en estos procesos de conformado la deformación se concentra en una zona concreta de la chapa, dejando, por tanto, el resto sin deformar o con pequeñas deformaciones elásticas.

Existen multitud de procesos de conformado en función de la geometría deseada, tamaño de la pieza u otras características, entre los que podemos observar procesos donde predominan los esfuerzos de tracción, tales como la estampación (stamping) o el estirado (stretching), este último ampliamente empleado en la industria aeronáutica como punto de partida de los fuselajes de las aeronaves; aunque también existen procesos de conformado, como el plegado (bending), donde los esfuerzos de flexión predominan sobre la tracción, dando lugar a intensos gradientes de deformación.

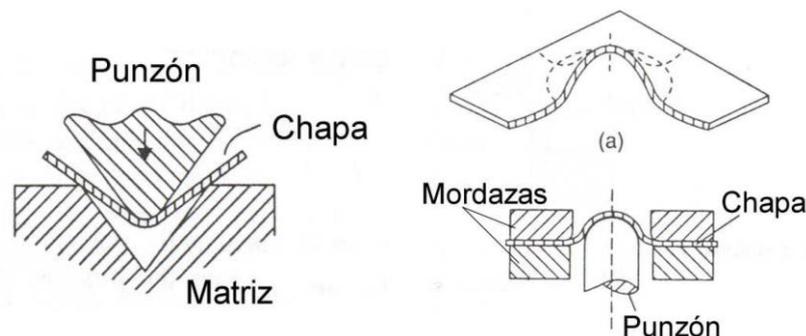


Figura 1. Esquema de procesos de plegado (izquierda) y de estirado (derecha). (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)

Para la realización de una pieza o componente concreto a partir de un proceso de conformado de chapa se debe analizar cómo se va a comportar el material al aplicarle los esfuerzos necesarios, y las deformaciones que tienen como resultado, para evitar que se produzcan fallos inesperados del material, dejando inservible la chapa para su fin deseado.

Comúnmente se distinguen dos tipos de fallo predominantes, el fallo por estricción localizada y el fallo por fractura dúctil. La presencia de uno u otro está relacionada con la ductilidad propia del material y las condiciones en las que se encuentra la chapa en términos de estado tensional y de deformaciones. De esta forma, en términos generales, en los materiales que presentan una alta ductilidad predomina el fallo por estricción localizada. El cual consiste en la concentración de deformaciones en un volumen reducido concreto de la chapa hasta la fractura dúctil.

Por otro lado, en materiales con menor ductilidad, como es el caso de algunas aleaciones de aluminio y acero ampliamente usadas en la industria aeronáutica y de la automoción, puede suceder que la fractura dúctil se produzca sin una estricción localizada previa. Esta fractura dúctil se caracteriza por evolucionar a través de mecanismos de nucleación, crecimiento y coalescencia de huecos en el material.

A la hora de llevar estos conceptos a la práctica se observa que las zonas del material más críticas están asociadas a áreas influenciadas por herramientas de conformado con radios pequeños que originan, y que cuanto menor radio tengan, amplifican, el gradiente de deformaciones en el espesor de la chapa. Este gradiente de deformaciones resulta un factor sumamente importante en cuanto al tipo de fallo que se va a desarrollar en la chapa. Esto es así debido a que, partiendo de la base que la estricción localizada es un fenómeno de inestabilidad plástica a tracción, si este gradiente de deformaciones es lo suficientemente elevado, habitual en procesos de bending severo con punzones de radio especialmente pequeños, existirán zonas a compresión en el espesor de la chapa. Por tanto, no podría desarrollarse el fallo por estricción localizada y predominaría la fractura dúctil. En el caso de coexistencia de tracción-flexión con gradientes de deformación suaves, el mecanismo de fallo dominante sería la estricción localizada.

Las características y particularidades de las limitaciones del conformado de chapa y la influencia del gradiente de deformaciones justifican un análisis del comportamiento de estos procesos que se ha ido desarrollando desde mediados del pasado siglo XX. En lo que prosigue en el documento, primero se hará un breve comentario sobre este desarrollo en las herramientas y los conocimientos a lo largo de los años con sus ventajas y limitaciones; y posteriormente, se centrará en la predicción de modelos numéricos en procesos de estirado-doblado (stretch-bending).

1.1. Diagrama límite de conformado (FLD)

Para empezar a desarrollar la evolución de las herramientas de predicción de fallo en procesos de conformado de chapa es inevitable comenzar mencionando el diagrama límite de conformado, que es la herramienta más comúnmente utilizada en la industria. El diagrama límite de conformado (Forming Limit Diagram, en inglés) fue propuesto originalmente por Keeler y Backhofen (1963) y posteriormente desarrollado por Goodwin (1968), en él se representan, para un punto concreto de la chapa, las deformaciones máxima y mínima (ϵ_1 y ϵ_2) en el plano de la chapa en los ejes de ordenadas y abscisas, respectivamente. En el diagrama se muestra también la curva límite de conformado (Forming Limit Curve, FLC), que representa los valores máximos de ϵ_1 y ϵ_2 que son necesarios para que se produzca el fallo de la chapa bajo diferentes caminos de deformación proporcionales caracterizados por $\beta = d\epsilon_1/d\epsilon_2$. Por tanto, en la zona inferior a tal curva, el fallo no se ha desarrollado y la chapa podría operar correctamente, mientras que en la zona superior a esta en la chapa ya se habría producido el fallo bajo las condiciones de caminos de deformación proporcionales.

Este diagrama se centra principalmente en el fallo por estricción localizada, sin embargo, en él también se puede diferenciar una pequeña zona donde predomina la fractura por cortante, como puede observarse en la figura. A lo largo de este documento se conceptualizará el FLD como aquel diagrama compuesto por una FLC que represente únicamente el fallo por estricción localizada (FLC at necking) al tratarse del fallo predominante y habitual en materiales dúctiles.

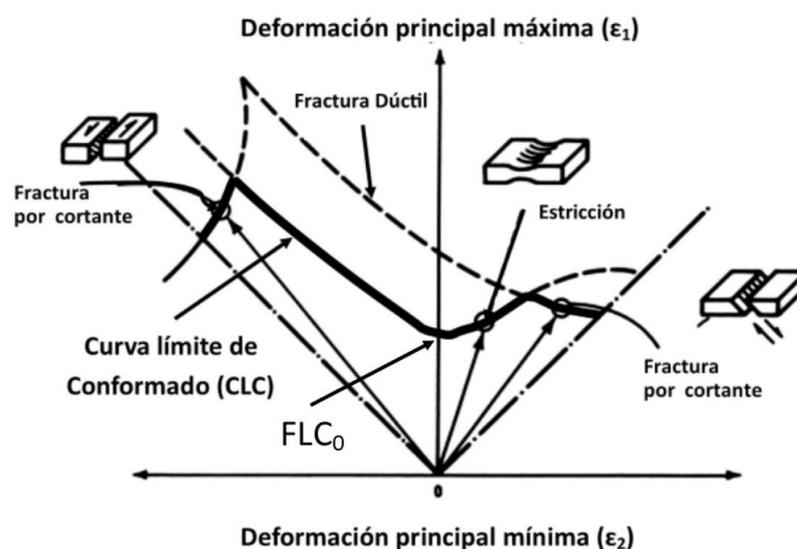


Figura 2. FLD con los diferentes mecanismos de fallo (Martínez Palmeth, 2014)

La variable $\beta = d\epsilon_1/d\epsilon_2$ aporta una gran información acerca de cómo se deforma la chapa. En la siguiente figura se pueden observar los distintos caminos de deformación que se suelen suceder en la práctica junto con un dibujo autoexplicativo para cada caso representado de la deformación de un área circular ejemplo. Como zonas del diagrama más destacables se encuentran los caminos de deformación $\beta = 1$ o zona de alargamiento biaxial, $\beta = 0$ o zona de deformación plana, $\beta = -1/2$ o zona tracción uniaxial, $\beta = -1$ o zona de deformación por cortante puro y $\beta = -2$ o zona de compresión uniaxial.

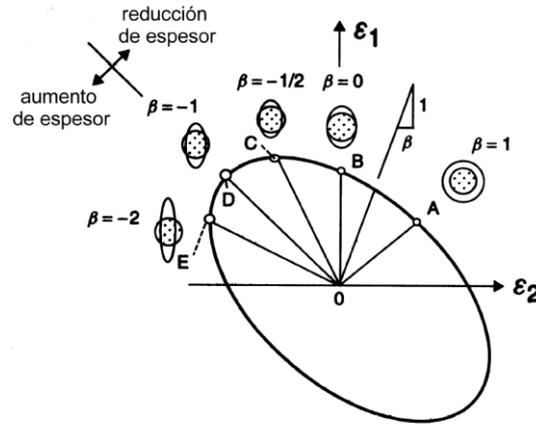


Figura 3. Diagrama de deformaciones principales con los diferentes caminos de deformación (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)

Generalmente, la FLC (necking) suele tratarse de una curva en forma de V como puede apreciarse en la Figura 4. Esta curva comienza con un tramo decreciente para valores de $\beta < 0$, es decir, la zona izquierda del gráfico, un mínimo cercano al eje de ordenadas y luego un tramo creciente para valores $\beta > 0$. Este mínimo de la FLC es un dato característico del material, denominado FLC_0 , y representa el valor más bajo de deformación principal máxima (ϵ_1). Normalmente este valor se suele localizar en condiciones próximas a deformación plana ($\beta = 0$) aunque ligeramente a la derecha del eje de ordenadas, es decir, para valores positivos de β .

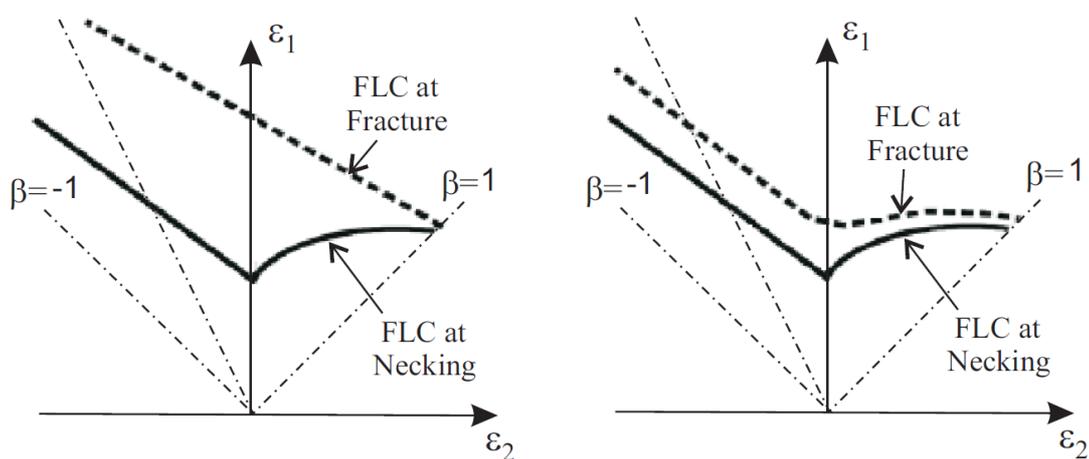


Figura 4. Comparación de FLC at necking y FLC at fracture. (Martínez-Donaire, 2012)

Además de la FLC, en la Figura 4 se observa otra curva que se encuentra justo por encima de esta, la denominada *FLC at fracture*, diferenciándola de su homónima anterior la *FLC at necking*. La forma de la FLC de fractura depende en gran medida de la ductilidad del material. De esta forma, como puede apreciarse en la Figura 5, para materiales con alta ductilidad la curva adquiere una forma lineal decreciente, mientras que para materiales de menor ductilidad se asemeja a una V. Además, en la Figura 5 se puede ver cómo esta ductilidad podría afectar a la forma final del diagrama límite de conformado al quedar truncada la FLC de estricción por la FLC de fractura al tratarse de un material poco dúctil.

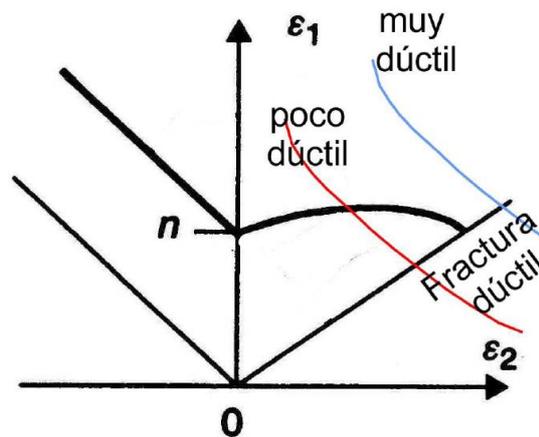


Figura 5. Influencia de la ductilidad del material en la curva de fractura dúctil (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)

En el caso de que la FLC de fractura cortase a la FLC de estricción en algún punto supondría que la fractura dúctil se produciría sin una estricción localizada previa, algo que podría darse en condiciones cercanas a deformaciones biaxiales según lo que se observa en las figuras. En lo que prosigue, en el documento se pondrá el foco de atención sobre la FLC de estricción, a partir de ahora, simplemente FLC o curva límite de conformado.

Además de las características que se han comentado de la FLC, esta curva depende de otros factores que resultan más determinantes en la posición de la curva en su vertical, más que en su forma. Entre estos factores se encuentran el endurecimiento por deformación, la velocidad de deformación y el nivel de imperfecciones.

El principal efecto del grado de endurecimiento por deformación es la traslación de la FLC en la dirección vertical. Esto se debe a que existe una relación aproximada entre el valor del exponente de endurecimiento y valor de la deformación principal máxima en el corte de la FLC con el eje de abscisas. Esta relación se ajusta aplicando una ley de comportamiento isótropa parabólica de la forma: $\sigma_{eq} = K \epsilon_{eq}^n$, donde n es el exponente de endurecimiento. De esta forma para valores bajos de n , correspondientes por ejemplo a una chapa deformada anteriormente en frío, la FLC disminuye en la vertical y por tanto el fallo se produciría para menores valores de deformación principal máxima. Aunque en los capítulos posteriores no se haga uso de la misma ley de comportamiento, queda patente la relación entre la influencia de haber realizado un trabajo en frío previo sobre una chapa y su capacidad para alcanzar las condiciones de fallo por estricción localizada, es decir, la FLC.

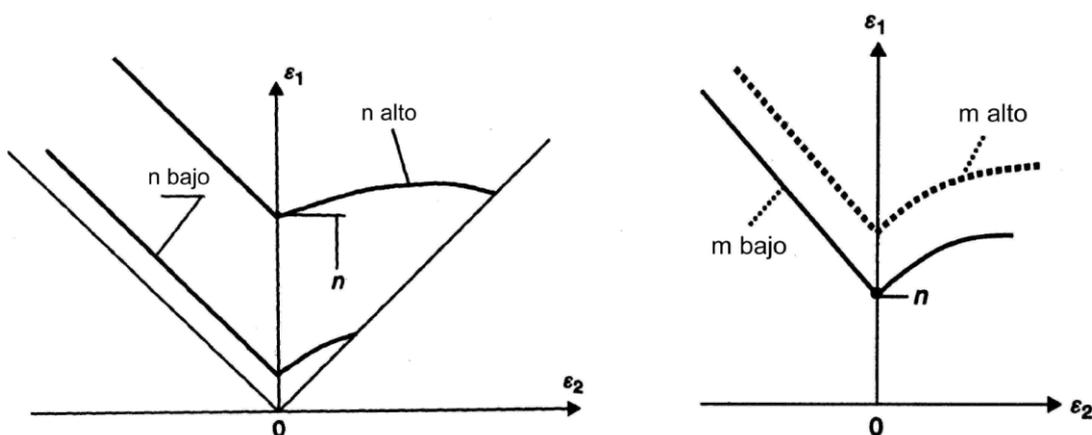


Figura 6. Influencia del endurecimiento por deformación y la velocidad de deformación en la FLC. (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)

En el caso de la velocidad de deformación principalmente la influencia se basa en la magnitud del exponente de sensibilidad de a la velocidad de deformación, m en la ecuación $\sigma = C\dot{\epsilon}^m$. En el caso de que este exponente sea alto, la estricción se retrasará y se traducirá en una subida de la FLC en la vertical. Este comportamiento se puede observar en el gráfico de la derecha en la Figura 6. Además, la mejora en la ductilidad que trae consigo una alta sensibilidad a la velocidad de deformación en algunos materiales se ha explotado en el conformado superplástico de láminas metálicas (Kalpakjian).

Por otro lado, resulta evidente que, si la estricción localizada está favorecida por la presencia de defectos en el material, entonces cuanto mayores sean estas imperfecciones, en tamaño y/o en cantidad, la FLC se situará más abajo en el diagrama. En la Figura 7 se pueden observar cualitativamente este efecto sobre la FLC.

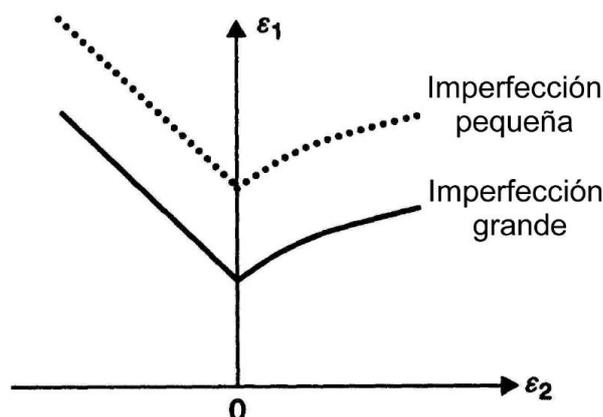


Figura 7. Influencia de imperfecciones en la FLC. (Apuntes Ingeniería de los procesos de fabricación, MIA 2018)

En la actualidad, la obtención de la FLC se sigue realizando habitualmente a partir de la caracterización experimental. Para ello, se ejecutan una serie de ensayos que toman diferentes caminos de deformación, esencialmente proporcionales o lineales, que barren los estados de deformación de tracción uniaxial o pura ($\beta = -1/2$), deformación plana ($\beta = 0$) y biaxial ($\beta = 1$) en el espacio de las deformaciones principales. La forma de inducir tales caminos de deformación se hace a partir de la geometría de las probetas de chapa a ensayar. Estos ensayos a día de hoy se encuentran estandarizados según la norma ISO 12004-2:2008, “Metallic materials - Sheet and strip – Determination of forming limit curves in laboratory”, que a su vez está basada en los ensayos propuestos por Marciniak (1967) y Nakazima (1968).

La principal dificultad que presenta la construcción de la FLC a través de los ensayos tipo Marciniak o Nakazima se encuentra en la determinación del inicio de la estricción localizada y la medición de las deformaciones límite en ese instante. Para ello la norma establecida trata de unificar los procedimientos de evaluación de la estricción, basados en las técnicas propuestas por Bragard (1972) y Sène (2008), entre otros. La metodología descrita en la norma se caracteriza por ser dependiente de la posición y está basada en el análisis de la distribución de deformaciones principales en secciones perpendiculares a la grieta justo en el instante anterior a la aparición de la fractura.

Además de los procedimientos anteriores, los avances tecnológicos que se han ido sucediendo desde la introducción de la norma han permitido automatizar la medición de las deformaciones en un instante y el acceso a estos datos obtenidos durante el ensayo de forma precisa. Estas metodologías denominadas dependientes del tiempo han sido aplicadas en su totalidad a los ensayos tipo Nakazima y/o Marciniak por diversos autores como Geiger y Merklein (2003), Situ et ál. (2006, 2007), Eberle et ál. (2008), Feldman et ál. (2009), Kitting et ál. (2011) y Martínez-Donaire et ál. (2010, 2014), entre otros. No obstante, es destacable la propuesta desarrollada por Martínez-Donaire et ál. (2010, 2014), denominada *método t-d*, ya que se puede aplicar a situaciones en las que el gradiente de deformación toma importancia, comunes en la práctica y en contraposición a los métodos enfocados a los ensayos tipo Nakazima y/o Marciniak en los que el efecto del gradiente de deformación es pequeño. Esta metodología está basada en la física del proceso de estricción y consiste en analizar la evolución temporal de la distribución de deformación principal máxima (ϵ_1) y la de su primera derivada respecto del tiempo, en una serie de puntos alineados a lo largo de una sección perpendicular a la grieta en la superficie exterior de la chapa. Esta metodología fue la que utilizó Martínez-Donaire (2012) para obtener los resultados experimentales, que han servido como punto de partida para diversos contenidos de este proyecto.

Por otro lado, actualmente también se pueden encontrar modelos analíticos que tratan de estimar la FLC sin recurrir exclusivamente a la caracterización experimental. Están basados en sacar la curva a partir del análisis de propiedades mecánicas obtenidas de otros ensayos más simples, como el de tracción o el tipo bulge. No obstante, se vuelve a recalcar la gran importancia de la obtención experimental de la curva en la práctica industrial, que sigue siendo lo habitual, frente a los modelos numéricos.

1.2. Limitaciones de la curva límite de conformado (FLC)

Una vez descritas las características más importantes de la FLC, se deben contemplar sus limitaciones, pues a pesar las bondades que presenta esta curva, estas se restringen a un cierto tipo de condiciones y estados tensionales y de deformación muy específicos. En concreto, en aquellas situaciones, habituales en la práctica, en las que la condición de cargas sea no lineal o procesos en los que además de la tracción, la flexión adquiera cierta importancia, la FLC como tal no representaría el fallo por estricción correctamente al invalidarse las hipótesis básicas sobre las que está fundamentada. A continuación, se van resumir algunos de los diversos trabajos que demuestran estas limitaciones de la FLC.

En primer lugar, Ishigaki (1978) realizó un ensayo de un proceso multietapa en 6 pasos que falló inesperadamente en la última de las etapas aun estando la evolución del proceso en una zona segura, es decir, por debajo de la FLC convencional en el espacio de las deformaciones principales. A la vista de los resultados, como se observa en la Figura 8, se propuso una nueva FLC que demostrase que la etapa 5-6 ciertamente conduciría al fallo de la chapa. Por tanto, se comprueba mediante evidencia experimental que la FLC resulta inválida bajo condiciones de carga no proporcional.

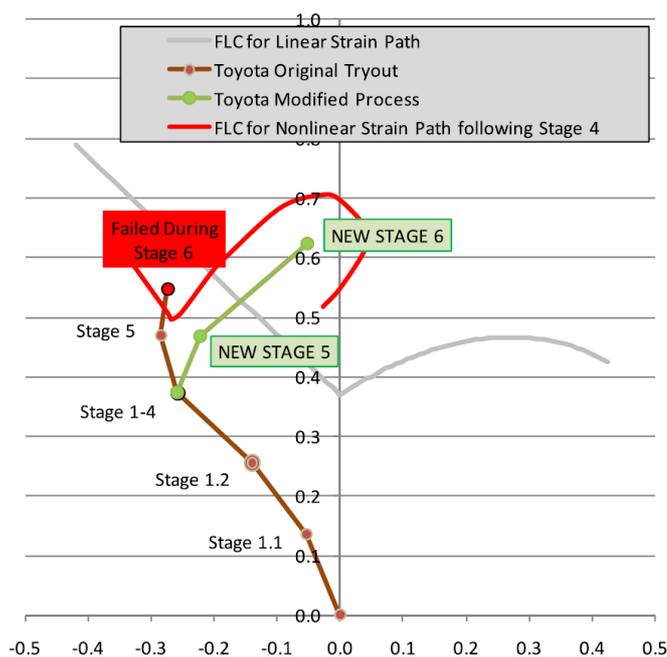


Figura 8. Caminos de deformación de un proceso multietapa para un componente automotriz y su efecto sobre la FLC (Stoughton y Yoon, 2012)

Diversos autores entre los que destacan Ghosh y Laukonis (1976), Kleemola y Pelkkikangas (1977), Arrieux et ál. (1982), Barata-Rocha et ál. (1985), Graf y Hosford (1993), Rojek et ál. (2013), Werber et ál. (2013) y Min et ál. (2014), entre otros, demostraron mediante evidencia experimental que aquellos procesos con caminos de deformación no lineales o con una combinación de caminos lineales resultan en un cambio tanto de forma como de localización de la FLC en el espacio de las deformaciones principales.

Ghosh y Laukonis (1976) demostraron cómo bajo estados de carga equi-biaxiales y de tracción uniaxial, la curva límite de conformado (FLC) se desplazaba hacia abajo a medida que el nivel de deformación previa en la chapa aumentase. En su misma línea, Kleemola y Pelkkikangas (1977) ensayaron bajo los mismos estados de carga probetas de acero, latón y cobre, con los que reiteraron la dependencia de la FLC con el nivel de pre-deformación de las probetas además del tipo de deformación previa. Por su parte, Arrieux et ál. (1982) resaltaron el mismo tipo de comportamiento en aleaciones de aluminio.

Barata-Rocha et ál. (1985) a través de un estudio sobre la influencia de la no proporcionalidad de la carga en materiales anisótropos con simetría ortótropa, concluyeron que una forma de conseguir considerables mejoras en la conformabilidad sería mediante la cuidadosa selección y correcta secuencia de los caminos de deformación de un proceso multi-etapa.

Graf y Hosford (1993) por su parte demostraron la gran sensibilidad de la FLC frente al camino de deformación de chapas de aleación de aluminio 2008-T4 con distintos niveles de pre-deformación bajo condiciones de tracción uniaxial, biaxial y deformación plana. En la Figura 9 se muestran los resultados que obtuvieron para los diferentes niveles de deformación previa de la chapa. En su misma línea y más recientemente, pero con una aleación de aluminio diferente, en su caso el Al6014, Werber et ál. (2013) obtuvieron resultados similares.

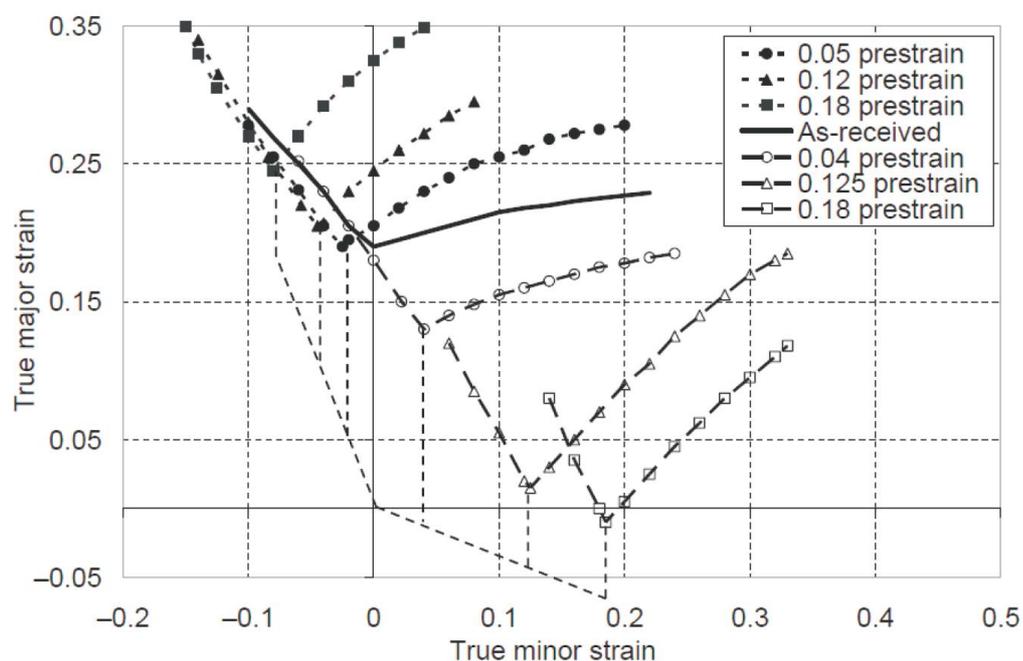


Figura 9. Curvas límite de conformado en chapas de aluminio 2008-T4 sujetas a pre-deformaciones bajo tracción uniaxial (Graf y Hosford (1993), adaptados por Green (2008)). (Martínez-Donaire, 2012)

Rojek et ál. (2013) volvieron a recalcar el carácter dinámico de la FLC a través de ensayos sobre chapas de acero pre-traccionadas un 13% de deformación plástica equivalente. Tras ellos, concluyeron que una pre-tracción de las probetas por caminos uniaxiales resultaba en una ganancia de conformabilidad bajo caminos de deformación biaxiales.

Mín et ál. (2014) estudió la sensibilidad de la FLC, al igual que Graf y Hosford (1993), pero para chapas de aleaciones de magnesio pre-deformadas, analizando también la influencia del recocido del material entre etapas de conformado. Los resultados mostraron la gran sensibilidad de la curva ante las deformaciones y el importante efecto de los procesos de recocido entre etapas, que permitirían una ganancia de conformabilidad tras el tratamiento térmico.

Los estudios anteriores demuestran que el uso de la FLC en deformaciones está restringida a condiciones que habitualmente no se dan en los procesos reales, a pesar de la normalización de los ensayos para su obtención. Por ello, al no ser una medida lo suficientemente precisa y válida de la conformabilidad del material en tales procesos, generalmente hacen de su uso en la práctica una misión imposible. Estos hechos han motivado diferentes trabajos a lo largo de los últimos años centrados en la búsqueda de nuevas herramientas de predicción de fallo que fuesen más insensibles a caminos complejos y permitan su uso adecuado en procesos reales.

1.3. Curva límite de conformado en tensiones (FLSC)

Tras las limitaciones observadas en la FLC convencional, autores como Arrieux et ál. (1982), Stoughton (2000) y Butuc et ál. (2006) desarrollaron una de las alternativas para evitar la fuerte sensibilidad ante el camino de deformaciones teniendo en cuenta la influencia de las tensiones que se veían involucradas en los procesos.

De esta forma, Stoughton (2000) introdujo el diagrama límite de conformado en tensiones (Forming Limit Stress Diagram, FLSD), cuya estructura es similar al diagrama en deformaciones, pues se representa la curva en el espacio de las tensiones principales σ_1 y σ_2 . La idea principal de Stoughton (2000) era transformar la curva obtenida en el espacio de las deformaciones principales al espacio de las tensiones. Esta nueva curva, denominada curva límite de conformado en tensiones (FLSC), representa los estados tensionales límite de la chapa frente al fallo por estricción localizada. Sin embargo, para la adecuada transformación de la curva se debe asumir y elegir cuidadosamente el modelo constitutivo del material, en otras palabras, la ley de comportamiento, modelo de endurecimiento y el criterio de plastificación. Según Stoughton (2002), una vez se haya elegido correctamente este modelo constitutivo del material existe una banda estrecha en la que el espacio de las tensiones principales representa con la suficiente precisión y de forma general la conformabilidad de una chapa.

La ventaja principal de esta alternativa parece solucionar el problema principal de la FLC en deformaciones, que es la fuerte sensibilidad de la FLC convencional frente al camino de deformación, haciendo de la FLSC prácticamente independiente de este. Esta evidencia ha sido analizada por autores como Arrieux y Stoughton, indicando cómo la curva en tensiones de una chapa pre-deformada y otra sin deformación previa son muy similares, casi coincidentes en algunos tramos como se puede ver en la Figura 10. Se pone de manifiesto la independencia del camino de deformación de la FLSC con respecto a la FLC convencional.

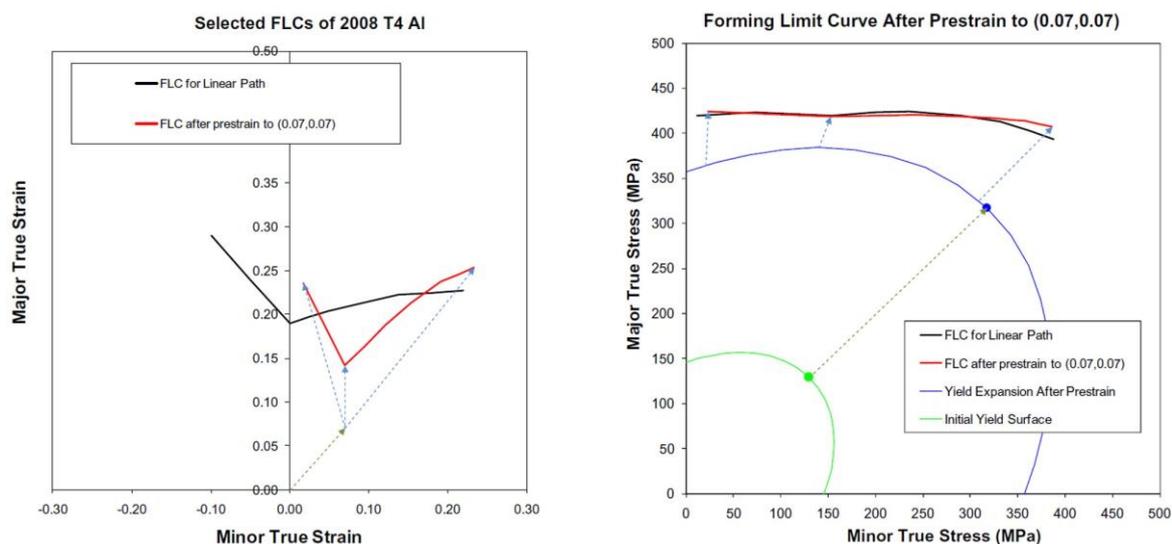


Figura 10. Curvas límite de conformado en deformaciones (izquierda) y en tensiones (derecha) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7% (Garfy y Hosford (1993); Stoughton y Yoon, 2011).

En la Figura 11 se muestra una ampliación de los ensayos de Stoughton y Yoon (2011) mostrados en la figura anterior donde ahora se representa una mayor cantidad de ejemplos de chapas con distintos niveles de pre-deformación. Cabe destacar que la mayoría de los casos están confinados en una banda relativamente estrecha salvo los casos señalados en la Figura 11 (derecha) como U3 y U6, los cuales corresponden a probetas sometidas a un nivel alto de pre-deformación.

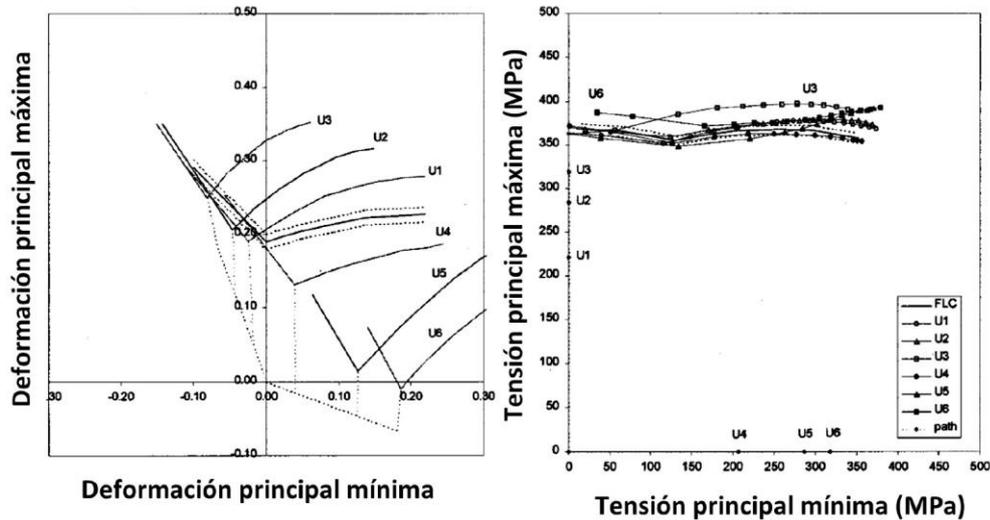


Figura 11. Curvas límite de conformado en deformaciones (izquierda) y en tensiones (derecha) para chapas de aluminio 2008-T4 sin pre-deformar y pre-deformadas bajo estados equi-biaxiales hasta un 7% (Stoughton y Yoon, 2011).

A la vista de los resultados, parece encontrarse una pequeña limitación de esta curva en tensiones al ensayarse probetas con un alto nivel de pre-deformación. Esto fue también estudiado por Stoughton, concluyendo que se mostraba una gran influencia en la elección del modelo de endurecimiento en aquellas probetas ensayadas que contaban con una pre-deformación elevada, debido a que en los ensayos mostrados en la Figura 11 se eligió un modelo de endurecimiento isótropo frente a un modelo de endurecimiento cinemático más realista. Por tanto, los resultados mostrados para los casos U3 y U6 se podrían aproximar más a la banda de predicción teniendo en cuenta dichos efectos reales del endurecimiento cinemático.

Por otro lado, diversos autores tomaron la idea de la curva en el espacio de las tensiones principales y analizaron el efecto de la tensión a través del espesor (σ_3), pues, aunque en los modelos anteriores se considere válida la hipótesis de tensión plana, los procesos reales suelen involucrar estados tridimensionales de tensión. De hecho, existen diversos procesos en la práctica en los que el efecto de esta tensión en el espesor podría ser lo suficientemente relevante. Además, son varios estudios como los de Gotoh et ál. (1995), Smith et ál. (2003), Emmens (2011) y Morales (2011) los que demuestran el efecto favorable en el aumento de la conformabilidad de una tensión transversal de compresión.

De esta forma, Stoughton y Yoon (2011) propusieron la modificación de la FLSC al espacio de tensiones $\sigma_1 - \sigma_3$ y $\sigma_2 - \sigma_3$ y así se tienen en cuenta todas las componentes de las tensiones principales.

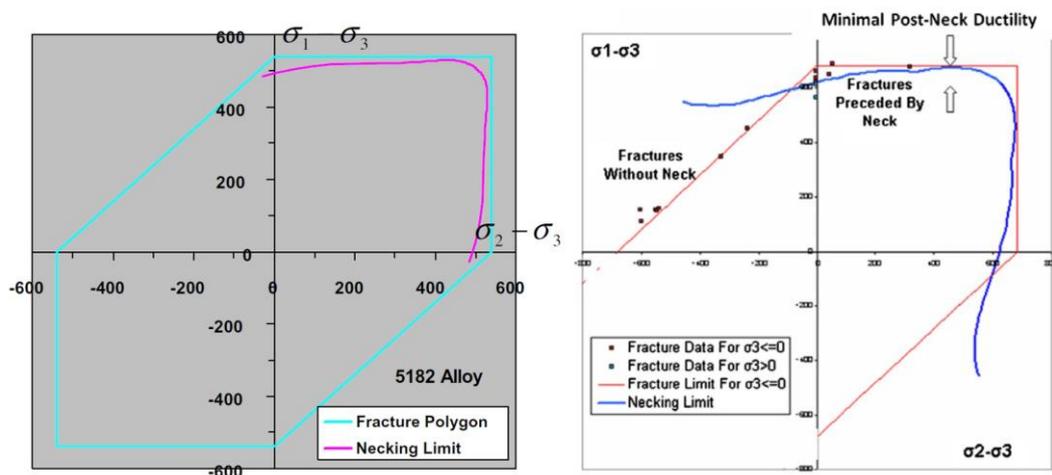


Figura 12. FLSC de estricción y de fractura en el espacio de $\sigma_1 - \sigma_3$ y $\sigma_2 - \sigma_3$ para una aleación de aluminio 5182 (izquierda) y 2024-T 351 (derecha) (Stoughton y Yoon, 2011)

Finalmente, existe un enfoque interesante desarrollado por Simha y colaboradores que ha desembocado en la creación de una nueva curva denominada XSFLC (Extended Stress-Based Forming Limit Curve). En ella se representa la tensión equivalente frente a la tensión hidrostática, dado que sus autores asumen su relación con los límites de conformabilidad. Esta nueva propuesta ha demostrado buenos resultados en procesos de hidroconformado.

Para concluir, visto el abanico de soluciones que ofrecen los espacios en tensiones comentados anteriormente frente a la FLC convencional en el espacio de las deformaciones, se podría decir que presentan una buena propuesta para evaluar en general la conformabilidad de una chapa. Sin embargo, se sigue debiendo hacer hincapié en la adecuada elección de los modelos constitutivos del material, pues se ha demostrado que es la clave para que estas propuestas sean válidas de forma generalizada.

1.4. Curva límite de conformado en deformación plástica equivalente (epFLC)

Además del espacio de las tensiones anteriormente mencionado, existen otras alternativas a la FLC convencional que tratan de mitigar las limitaciones que esta curva presenta. La alternativa que se presenta aquí es la conclusión obtenida tras los estudios de Yoshida y Kuwabara (2007), Zeng et ál. (2009), Stoughton y Yoon (2012), Rojek et ál. (2013), Min et ál. (2014) y He et ál. (2014), los cuales proponen que los límites de conformabilidad de la chapa están relacionados con la deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p) y con la relación local de deformaciones ($\beta = d\epsilon_1/d\epsilon_2$) o de tensiones ($\alpha = d\sigma_1/d\sigma_2$).

Se pueden encontrar trabajos en los que se reflejan los resultados de los ensayos llevados a cabo representando la deformación plástica equivalente frente a la relación local de tensiones (α), llevados a cabo por Yoshida y Kuwabara (2007), y frente a la relación local de deformaciones (β), conducidos por Zeng et ál. (2009). En la Figura 13 se pueden observar los ensayos de Yoshida y Kuwabara (2007), en los que se evaluaron dos procesos diferentes, uno (tipo A) con dos cargas proporcionales separadas de una descarga intermedia, y otro (tipo B) en el que el camino de deformación cambia bruscamente de dirección sin descarga intermedia.

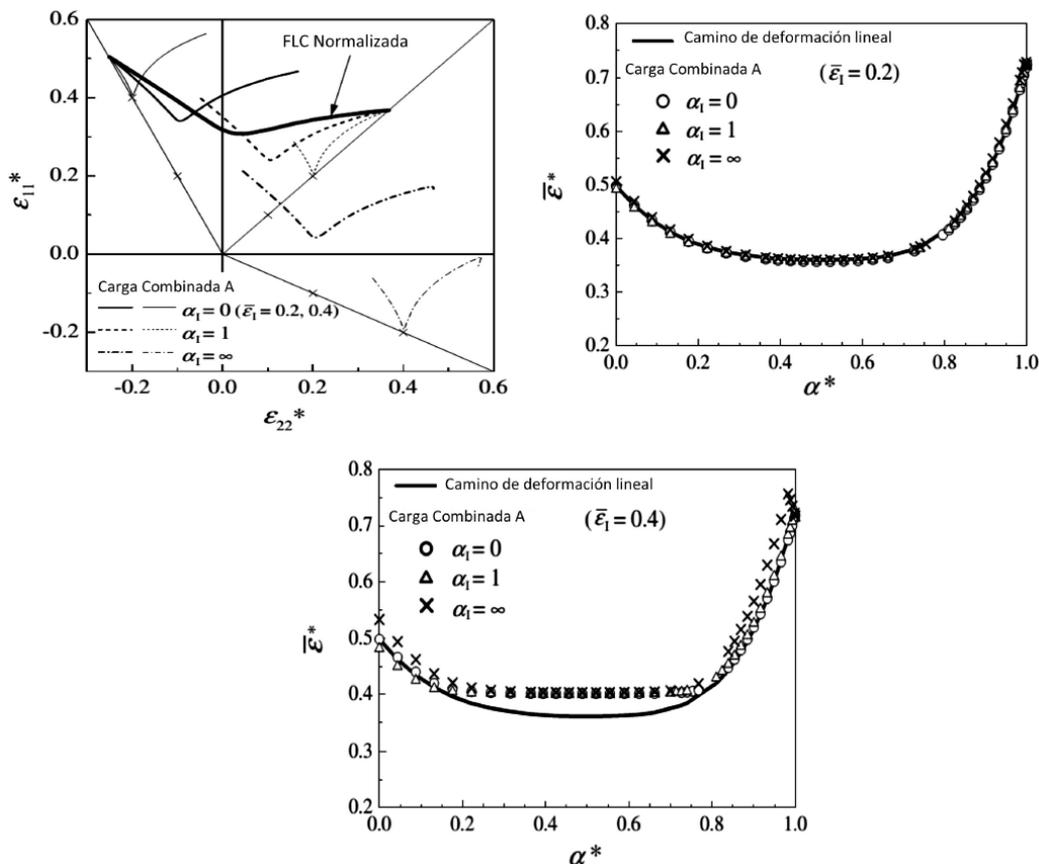


Figura 13. Comparación de resultados para la FLC convencional y la epFLC para dos procesos diferentes. (Yoshida y Kuwabara, 2007). (Martínez Palmeth, 2014)

Estudios realizados por He et ál. (2014) muestran que si los niveles de pre-deformación sobre la chapa están por debajo del valor FLC_0 , la epFLC es independiente del camino de deformación. Además, concluyó con que la adecuada elección de un modelo de endurecimiento que tenga en cuenta el efecto Bauschiger será primordial para la evaluación de los límites de conformado en caso de que durante el proceso existan descargas o inversiones de carga.

Una de las propuestas más interesantes es la ideada por Stoughton y Yoon (2012), que es una evolución de las ideas de Zeng et ál. (2009). Esta metodología está basada en utilizar las variables de deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p) y la relación local de deformaciones (β) pero transformándolas al espacio polar, dando lugar a la denominada epFLC polar. Para ello se toma como variable radial a la deformación plástica equivalente y como variable angular se debe realizar la transformación de relación local de deformaciones a un ángulo, obteniendo la nueva variable $\theta = \arctan(\beta)$. A la hora de representarlo en unos ejes cartesianos para una correcta visualización Stoughton y Yoon (2012) proponen hacerlo de la forma $(x, y) = (\epsilon_{eq}^p \sin \theta, \epsilon_{eq}^p \cos \theta)$. En la Figura 14 se muestra un esquemático de la transformación de la curva en el plano de las deformaciones principales al espacio polar. Se observa una ventaja importante de esta transformación, pues se mantiene la direccionalidad de la curva FLC en el nuevo espacio polar, esto es, que un camino uniaxial en el espacio de las deformaciones principales se traslada a la misma dirección en el espacio polar.

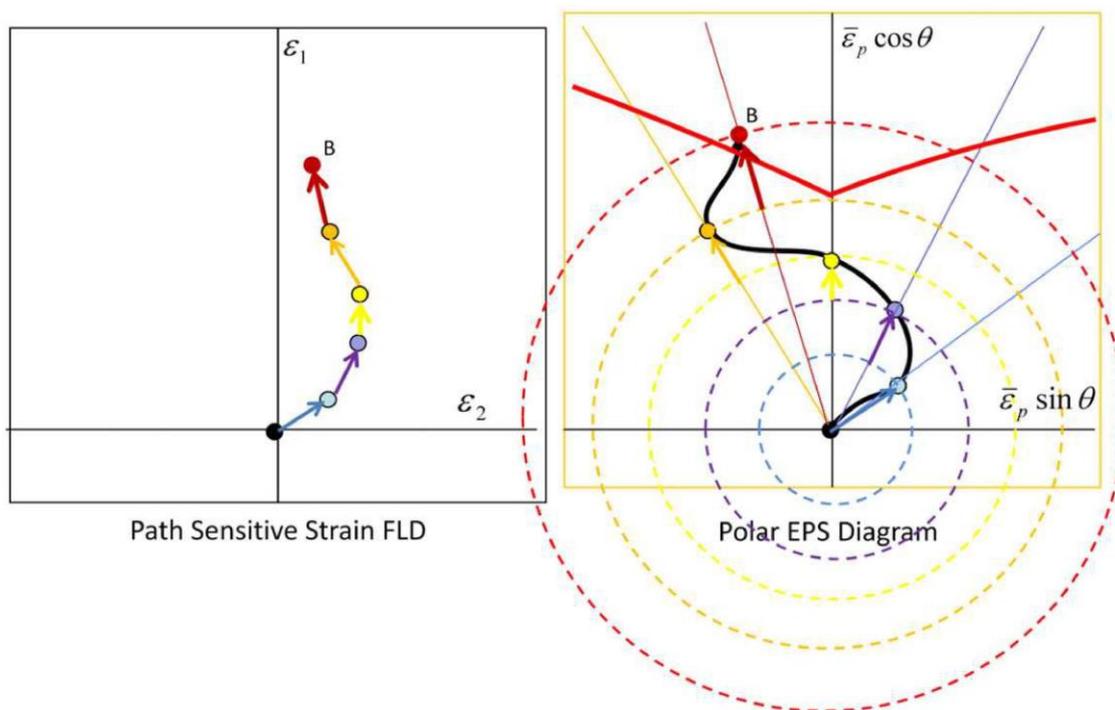


Figura 14. Transformación de un proceso con camino arbitrario de deformaciones desde el espacio de las deformaciones principales al espacio polar (Stoughton y Yoon, 2012)

Además, a través de esta metodología Stoughton y Yoon (2012) demostraron, siguiendo los trabajos de Graf y Hosford para caminos de deformación no lineales, que la transformación de varios ejemplos de FLC al espacio polar muestran una mayor insensibilidad ante la historia de carga de los diferentes ensayos, quedando las epFLC polares confinadas en una estrecha banda. Estos resultados se pueden observar en la Figura 15. Sin embargo, los autores destacan el importante efecto de la elección del modelo constitutivo del material, como sucedía en anteriores metodologías.

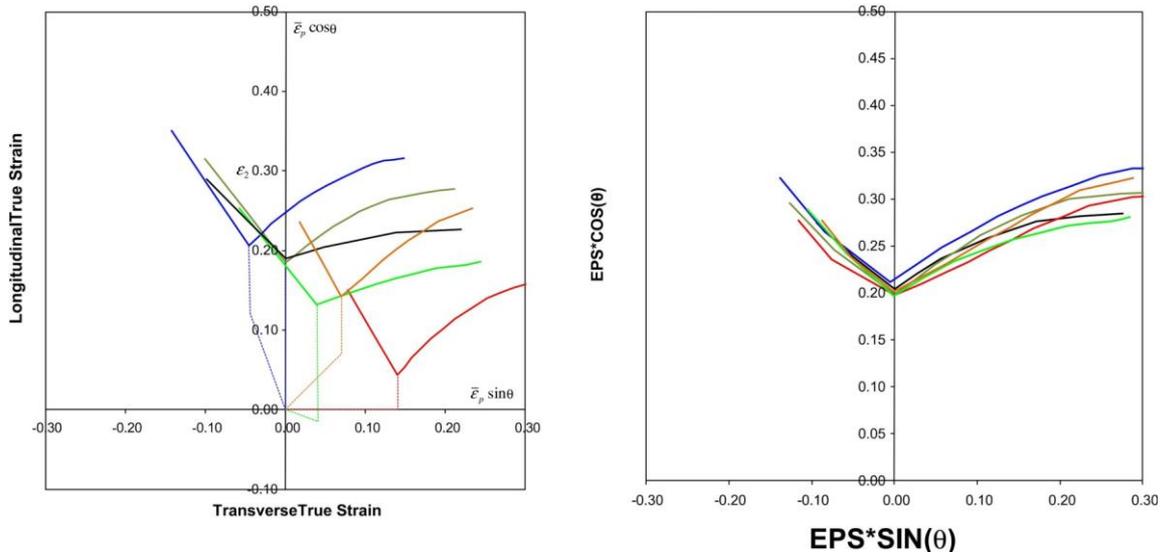


Figura 15. Transformación de las curvas límite para distintos casos de caminos de deformación no proporcionales (Stoughton y Yoon, 2012)

A la vista de los resultados, parece que la nueva alternativa, sobre todo tras los estudios de Stoughton y Yoon (2012), es adecuada para evaluar la conformabilidad de un proceso general al igual que la FLSC. Por ello, es una de las metodologías que se han utilizado posteriormente para la construcción de una curva de predicción del fallo por estricción.

1.5. Curva límite de conformado en el espacio de la triaxialidad

Finalmente, la última alternativa propuesta para la predicción de fallo por estricción es transformar la curva FLC al espacio de la triaxialidad. Esta propuesta es muy reciente y existen escasos trabajos de investigación que mencionen esta alternativa para necking, pues es un espacio ampliamente utilizado en el ámbito de la fractura al considerarse el daño acumulado en el material (Martínez-Donaire, Borrego, Morales-Palma et ál., 2019).

El espacio de la triaxialidad propone un diagrama compuesto por las variables triaxialidad (η) y por la deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p). Por su parte, la triaxialidad está definida mediante la expresión:

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} ; \quad \sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (1)$$

En ella, σ_m representa la tensión hidrostática, que a su vez es la media aritmética de las tensiones principales, y σ_{eq} es la tensión equivalente.

Como se ha mencionado, este espacio ha sido analizado anteriormente para la construcción de curvas límite de conformado para fractura dúctil. Ejemplos de estos trabajos son los realizados por Zadpoor et ál. (2009), en los que se hace un estudio de modelos de predicción de la fractura dúctil en el espacio de la triaxialidad. En concreto, Kumar (2013) y Martínez-Donaire et ál. (2019) sí trasladan la idea de la triaxialidad a la predicción de la estricción localizada.

Kumar (2013), realizó un análisis de cómo se ajustan las curvas de predicción construidas a partir de diversos modelos analíticos a los resultados experimentales para varios aceros y aleaciones de aluminio. Concluyó afirmando que el espacio de la triaxialidad presenta independencia del camino de deformación. En la Figura 16 se muestra uno de sus gráficos para una aleación de aluminio.

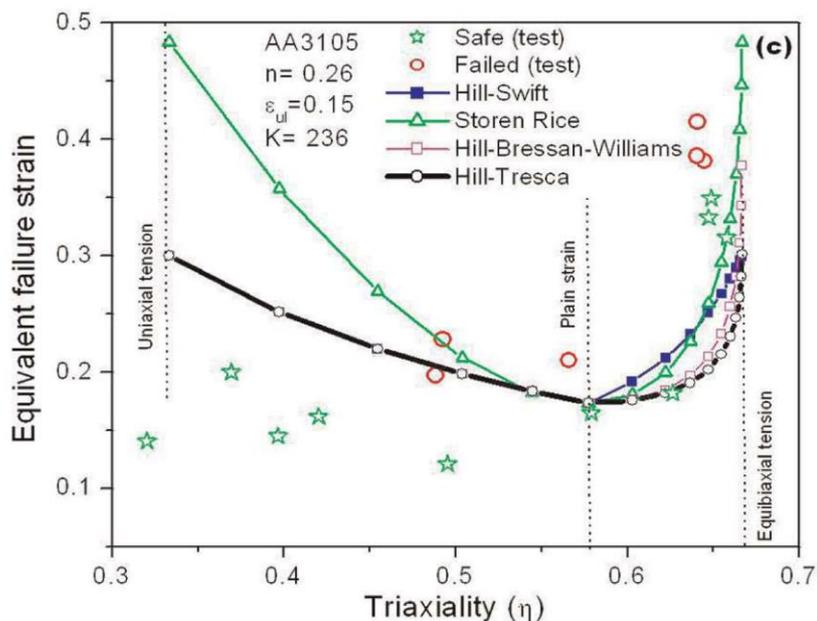


Figura 16. Curvas límite de conformado analíticas junto con datos experimentales para AA3105 (Kumar, 2013)

Por su parte, el estudio realizado por Martínez-Donaire et al. (2019) aunque se centra más en la predicción de la fractura, también se modela la FLC en el espacio de la triaxialidad. En este estudio se hace hincapié en la importancia de la triaxialidad en los procesos de conformado y se representa la evolución de las superficies exterior e interior de una probeta en un proceso de *hole flanging* (Figura 17), cuyas tendencias serán similares a las que se obtendrán posteriormente en el proyecto.

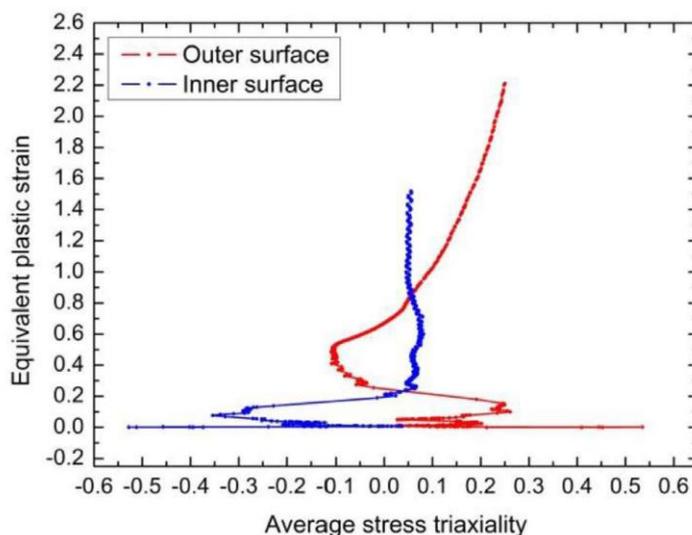


Figura 17. Evolución de la triaxialidad vs. la deformación plástica equivalente para las superficies interiores y exteriores de una probeta durante un proceso de *hole flanging* (Martínez-Donaire et al., 2019).

El diagrama de triaxialidad representado por Martínez-Donaire et al. (2019) muestra la transformación de la FLC a este espacio, manteniéndose aproximadamente la forma de V que se observa en el FLD. La forma de la curva será de ayuda posteriormente para realizar el ajuste entre los datos de las simulaciones con el modelo de elementos finitos. Además, los valores obtenidos de triaxialidad para los casos de tracción uniaxial, deformación plana y estado biaxial servirán de apoyo a la hora de verificar los resultados que se vayan extrayendo del modelo numérico.

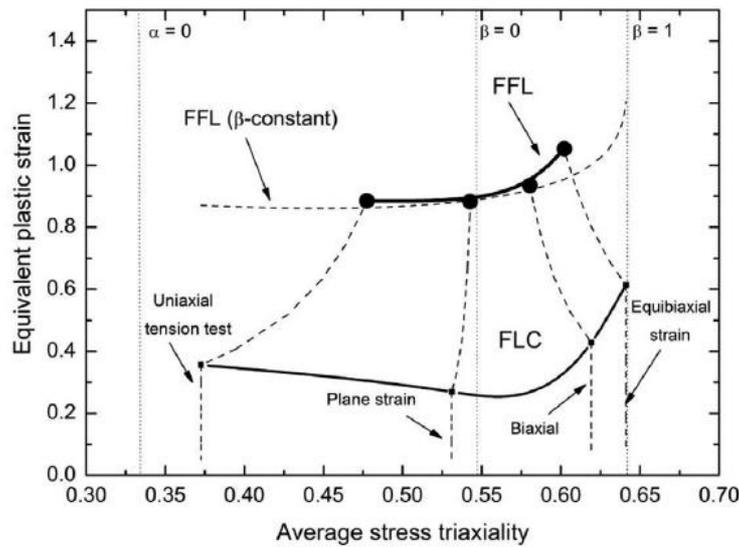


Figura 18. Representación de la curva límite de conformado (FLC) y la curva límite de conformado en fractura (FFL) en el espacio de la triaxialidad (Martínez-Donaire et ál., 2019)

1.6. Influencia del gradiente de deformaciones

En la industria del conformado de chapa metálica la gran mayoría de los procesos involucran estados tensionales de tracción-flexión. Generalmente la influencia de la flexión en tales procesos no se ha tenido en cuenta dado al espesor relativamente pequeño de la chapa, en todo caso se ha usado la denominada Regla del Plano Medio (Mid-Plane Rule), que consiste en asumir las tensiones y deformaciones medias a través del espesor de la chapa como aquellas representativas del proceso. Esta regla, aun teniendo un escaso soporte físico, es cierto que funciona de forma correcta en procesos donde el gradiente de deformaciones es suave. No obstante, se han llevado a cabo estudios para cuantificar la influencia del gradiente de deformaciones de manera que los procesos de conformado se puedan optimizar correctamente.

Los primeros autores en demostrar este efecto fueron Ghosh y Hecker (1974), y Carpentier (1975). Observaron la clara influencia del radio del punzón sobre las curvas FLC que obtuvieron, en concreto, a menor radio de curvatura la FLC ensayada se distanciaba más de los casos donde la flexión es minúscula.

Sin embargo, antes de esta demostración fueron Melbourne et ál. (1973) quienes propusieron los ensayos necesarios para caracterizar la combinación de esfuerzos de tracción-flexión. Estos ensayos fueron bautizados como ensayos angulares de estirado con flexión (Angular Stretch-Bending Test, ASBT) y en ellos se emplean punzones cilíndricos con radios pequeños (1mm-20mm) sobre una chapa rectangular con una sección central más estrecha para provocar el fallo en dicha zona.

En la misma línea, Uko et ál. (1977) tras varios ensayos tipo ASBT pusieron de manifiesto que las deformaciones en el espesor (ϵ_3) eran siempre de compresión e iguales, aproximadamente, en ambas superficies de la chapa, que la deformación longitudinal (ϵ_1) siempre era de tracción en la cara exterior de la chapa, mientras que en la cara interior evolucionaba desde un inicio en compresión a tracción; y destacar la complejidad de las deformaciones que se producen durante el contacto chapa-punzón. La inversión de la deformación en la cara interior a lo largo del proceso demuestra que estos procesos están caracterizados por estados de cargas no proporcionales.

Estudios más recientes como los llevados a cabo por Tharrett y Stoughton (2003) concluyeron que para gradientes suaves donde la tracción domine sobre la flexión, el fallo se producirá por estricción localizada. Además, este fallo estará asociado al fallo de la fibra de la cara interior de la chapa, la menos deformada. Los autores bautizaron este criterio de fallo como la Regla de la Cara Cóncava (Concave Side Rule, CSR). Los mismos propusieron la necesidad de investigar el efecto del gradiente de deformaciones a nivel de la fibra en el espesor de la chapa para explicar adecuadamente su influencia en la conformabilidad.

En base a los diferentes estudios que se han conducido en esta materia y partiendo de la propuesta de Tharrett y Stoughton para el análisis a nivel de fibra, se pueden diferenciar distintos casos a través del espesor de la chapa en función de la severidad del gradiente de deformación. En la Figura 19 se representa un esquemático de estos estados posibles a través del espesor de la chapa.

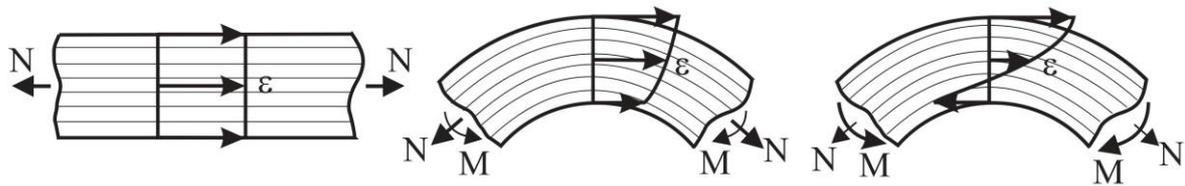


Figura 19. Distribuciones de deformación en el espesor de la chapa: uniforme (izquierda), gradiente suave-moderado (centro) y gradiente severo (derecha). (Martínez-Donaire, 2019)

Como se puede observar en la Figura 19, el primer perfil de deformación representa la ausencia de gradiente de deformaciones en la chapa, común en operaciones de estirado en el plano de la chapa. La distribución de deformaciones es uniforme y por tanto la chapa se deforma igual en todo el espesor. El fallo de la misma estará condicionado por la ductilidad del material y de las condiciones de deformación, pudiendo darse tanto estricción localizada, como fractura dúctil.

En el caso de que coexistan tracción y flexión, pero el gradiente originado en el espesor de la chapa es relativamente moderado y la tracción domina sobre los esfuerzos de flexión, el perfil de deformación muestra que todo el espesor se encuentra a tracción (Véase Figura 19 (centro)) pero esta distribución no es uniforme, sino que tiene un mínimo en la cara interior de la chapa y un máximo en la cara exterior. El modo de fallo que se produce habitualmente en este caso es la estricción localizada. No obstante, según Col y Banan (2007) la presencia de un gradiente de deformaciones en el espesor influencia la condición de fallo de tal manera que no basta con que las fibras externas alcancen la condición de inestabilidad del caso uniforme, sino que habría que tener en cuenta las fibras de la cara interior, que están menos deformadas. Esta característica que retrasa el fallo en aquellos procesos con flexión ha sido estudiada por múltiples autores y se ha llegado a denominar como el *efecto beneficioso o estabilizador de la flexión*.

Finalmente, si el proceso involucra un gradiente de deformaciones más severo donde la flexión se pueda equiparar a las cargas de tracción, común en operaciones con punzones de radio pequeño o de doblado severo, se puede observar en la Figura 19 (derecha) como la distribución de deformaciones muestra una inversión de la carga. Entonces, a través del espesor hay zonas a compresión, la cara interior de la chapa, y zonas a tracción, la cara externa. Esto supone que la estricción localizada no se podría desarrollar en esta situación, pues este un fenómeno propio de una inestabilidad plástica a tracción. Por tanto, la fractura dúctil será el mecanismo que domine el fallo bajo estas condiciones.

Se debe destacar un estado intermedio en el que predomine la tracción, pero el gradiente de deformación/tensión sea severo. Aquí, el mecanismo de fallo podría ser tanto estricción localizada, si aparece antes la inestabilidad plástica, como fractura dúctil si por el contrario se desarrollan grietas superficiales en la cara exterior.

1.7. Modelos de predicción de fallo por estricción

1.7.1 Reglas de la cara cóncava y convexa

Anteriormente mencionada, la Regla de la Cara Cóncava (CSR) es un criterio de fallo propuesto por Tharrett y Stoughton basado en que el inicio de la estricción en un proceso de chapa bajo gradientes suaves de deformación viene dado cuando la cara interior de la chapa, la que se encuentra en contacto con el punzón y contiene las fibras menos deformadas, alcanza la deformación límite de estricción en el plano, es decir, el valor límite de deformación en aquellos procesos con flexión nula. Varios estudios como los de Stoughton (2008), Stoughton y Yoon (2011) y Vallellano et ál. (2010) han simplificado el criterio de forma que se reduzca a la fibra menos deformada de la chapa y que cuando esta alcanza los valores límite de deformación según un proceso sin flexión, será cuando en la chapa se considere el fallo por estricción.

Por otro lado, existe un criterio análogo al anterior, pero para el modo de fallo de fractura dúctil. El cual está condicionado por la aparición de grietas superficiales, que se presentarán en la cara más deformada, es decir, la cara exterior. Por ello, el criterio recibe el nombre de la Regla de la Cara Convexa. En concreto, simplificando el modelo como en el caso anterior, este establece que el fallo por fractura dúctil se producirá en la chapa una vez que la fibra más deformada a través del espesor alcance la deformación límite de fractura dada por un proceso sin flexión.

El principal inconveniente de estos criterios está originado por el espacio en el que se trabaja, el espacio de las deformaciones principales, del que ya se ha mencionado que resulta especialmente sensible ante caminos de deformación no proporcionales. Por tanto, la aplicación de tales criterios estaría restringida a procesos donde se mantenga la condición de carga proporcional.

1.7.2 Criterio de fallo basado en las distancias críticas

Debido al carácter tan optimista físicamente de asumir que el fallo de la chapa dependerá de lo que ocurra en una sola fibra, la menos deformada, se debe buscar una alternativa a este criterio. Una ampliación de la Regla de la Cara Cóncava es la propuesta estudiada por los trabajos de Morales et ál. (2009, 2010, 2011), Vallellano et ál. (2008, 2010) y Martínez-Donaire et ál. (2012). Aquí se trata de ampliar el concepto de que el control del fallo está asociado a una única fibra y trasladarlo a un volumen crítico de material en el espesor medido desde la cara interior. Esta alternativa también es aplicable para el caso de fallo por fractura, ampliando el criterio de fallo mencionado como la Regla de la Cara Convexa.

La idea de asumir un volumen crítico de material es original del campo de la fatiga y de la mecánica de la fractura, en concreto, de las *Teorías de la Distancia Crítica* de Taylor (2007), cuyos trabajos pioneros fueron de Neuber (1946) y Peterson (1959). En estos últimos se estudiaron el comportamiento a fatiga de componentes con concentradores de tensión o entallas, en los que se presenta un gradiente de tensión/deformación considerable. Los resultados obtenidos mostraron que para estas probetas el fallo no depende solo de la tensión máxima en la superficie, sino también del daño acumulado en un cierto volumen de material.

La traslación de estas ideas y conclusiones para la predicción de fallo en los procesos de conformado de chapa con presencia de gradientes de deformación, muestran que el fallo por estricción localizada vendrá dado cuando una deformación promedio en una determinada distancia crítica alcance el valor crítico de deformación límite que se esté considerando.

En apartados posteriores se aplicará este criterio para la predicción del fallo en el modelo numérico desarrollado por Martínez-Donaire (2012), junto con las diferentes metodologías propuestas para la obtención de las curvas de predicción del fallo por estricción.

1.8. Objetivos del proyecto

Una vez se han introducido varias de las metodologías de predicción de fallo existentes, con sus respectivas ventajas y limitaciones, se plantea la validación de un criterio fiable y robusto que pueda sustituir al método más extendido en la industria, pero muy limitado según se ha comentado anteriormente, el diagrama límite de conformado (FLD).

Por tanto, el objetivo principal de este proyecto es, a partir de un modelo numérico y usando tanto espacio polar como el espacio de la triaxialidad, calcular unas curvas de predicción basadas en ensayos Nakazima y posteriormente obtener predicciones con esas curvas para ensayos de estirado con flexión para diversos punzones. Los ensayos estarán realizados sobre chapas de AA7075-O de 1.6mm de espesor y están implementados en un modelo numérico que simula las condiciones de estos ensayos.

Una vez se hayan obtenido todas las predicciones tanto para el espacio polar, como para el espacio de la triaxialidad, se realizará una comparación entre ellas y resultados experimentales, extrayendo las predicciones óptimas. Posteriormente, se discutirá la validación de la obtención de predicciones bajo ambas metodologías.

2 CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL

En este capítulo, se procede a resumir brevemente la descripción, caracterización y resultados de los ensayos experimentales conducidos por Martínez-Donaire en su trabajo *Análisis del efecto del gradiente de deformaciones en el conformado de chapa metálica*, 2012. Estos ensayos resultan imprescindibles para la posterior construcción de las curvas de predicción y la comparación de los resultados con las predicciones que se vayan obteniendo con los distintos modelos propuestos.

Se analizaron chapas de 1.6mm de espesor de la aleación de aluminio 7075-O para la obtención de propiedades mecánicas de interés para las curvas de predicción bajo distintos tipos de ensayo. Esta aleación de aluminio pertenece a la familia 7XXX, caracterizada por tener como aleantes principales el zinc y magnesio, así como ofrecer aleaciones tratables térmicamente y con resistencia elevada. En concreto, la AA7075-O ha sido sometida al tratamiento térmico de recocido y es una aleación ampliamente utilizada para aplicaciones de alta resistencia y bajo peso, muy extendida en la industria aeronáutica o en la automovilística.

Como se ha mencionado, se han realizado distintos tipos de ensayo en función de las propiedades que se quieran extraer. Específicamente estos han sido ensayos de tracción, ensayos tipo Nakazima y ensayos de Stretch-Bending, que se describen a continuación.

2.1. Ensayo de tracción: propiedades mecánicas a tracción

Para un material al que se le quiera realizar una determinada transformación o proceso, en este caso el conformado plástico, que involucre el campo de la elasticidad, plasticidad o mecánica de la fractura, resulta imprescindible conocer las propiedades más básicas del mismo. Estas son la curva de tensión-deformación, el límite elástico, el coeficiente de Poisson, la deformación de rotura y la tensión de fallo, cuyo método más simple de obtenerlas es bajo el ampliamente estudiado y normalizado ensayo de tracción.

Según Martínez-Donaire, tales ensayos se llevaron a cabo en una máquina hidráulica de tracción MTS-810 a temperatura ambiente y para la obtención de los parámetros se siguieron las indicaciones mostradas en la normativa ASTM E8M-08, ASTM E132-04 y ASTM E517-00.

Principalmente los ensayos se realizaron bajo control en deformación a través de un extensómetro instalado en la probeta para medir correctamente los tramos elástico y plástico del comportamiento del material. Así mismo, algunos ensayos se llevaron a cabo con control en fuerza para una medición más precisa del módulo de Young, E . Los datos del extensómetro eran registrados continuamente, no sin antes reducir el ruido de la señal a través de un filtro paso bajo analógico.

Debido a características propias de los materiales confeccionados en forma de chapa, la dirección de laminación resulta un factor muy importante. Por ello, los ensayos se han realizado para tres direcciones de una chapa modelo, obteniendo resultados para 0° , 45° y 90° en la dirección de laminación. En la Figura 20 se muestra un esquema de la probeta modelo utilizada en los ensayos de tracción con las cotas necesarias.

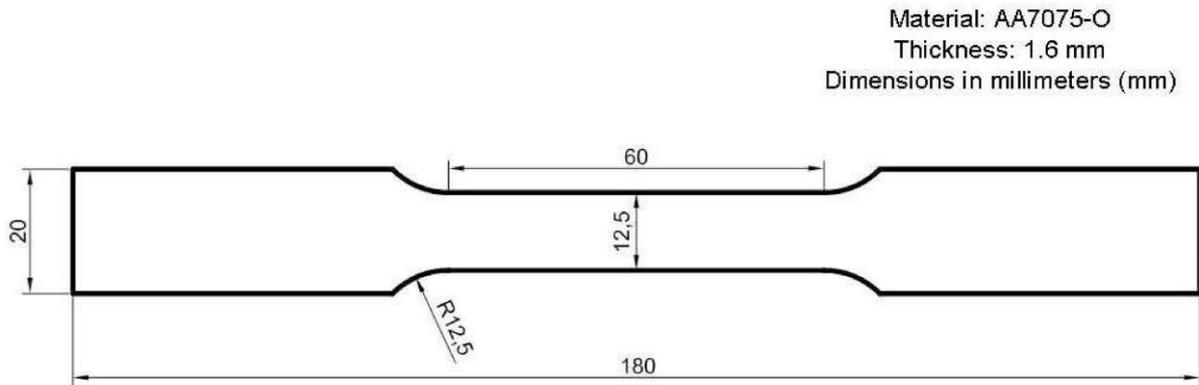


Figura 20. Esquema acotado de la probeta utilizada. (Martínez-Donaire, 2012)

Los instrumentos de medición involucrados durante el ensayo medirán lo que se denominan variables ingenieriles. Estas son la tensión (s) y la deformación ingenieril (e), las cuales están calculadas a partir de un dato inicial conocido como el área inicial de la probeta, A_0 , o su longitud inicial, l_0 :

$$s = \frac{F}{A_0} ; \quad e = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (2)$$

A partir de estas variables se construyen las curvas de tensión-deformación reales, donde el área y la longitud de la probeta serán función del tiempo. Para ello, en la Ecuación 3 se presenta la relación entre las variables anteriores y las nuevas. Es importante destacar que estas ecuaciones son válidas hasta el inicio de la estricción localizada y por tanto las curvas de la Figura 21 están representadas hasta el rango de deformación uniforme.

$$\sigma = s(1 + e) ; \quad \epsilon = \ln(1 + e) \quad (3)$$

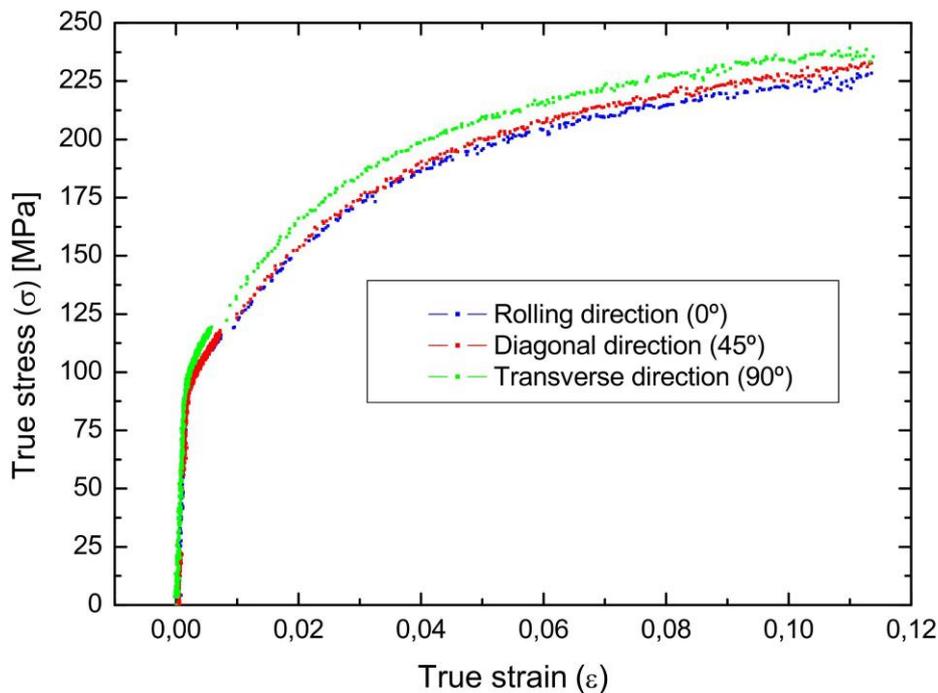


Figura 21. Curvas tensión-deformación real en las tres direcciones de laminación elegidas. (Martínez-Donaire, 2012)

Los resultados obtenidos en los ensayos se muestran en la siguiente tabla, presentándose los valores de las distintas propiedades mecánicas:

Tabla 1. Propiedades mecánicas de las chapas de AA7075-O de 1.6mm de espesor (Martínez-Donaire, 2012)

	<i>E</i> [GPa]	<i>v</i>	σ_Y [MPa]	<i>UTS</i> [MPa]	<i>e_u</i>
0°	66.7	0.3	102.3	203.0	0.149
45°	68.1	0.3	102.4	208.0	0.178
90°	69.4	0.3	107.4	213.0	0.163

Finalmente, con los datos obtenidos tras la realización de los ensayos se han calculado los coeficientes de Lankford o *coeficientes de anisotropía plástica*. Estos valores representan la capacidad de una chapa de resistir cambios en el espesor cuando es sometida a esfuerzos contenidos en el plano de la misma. De tal forma que, un valor alto de este coeficiente indicará que el material tiene buenas propiedades para el conformado plástico.

Para el cálculo de los coeficientes se siguieron las indicaciones de la norma ASTM E517, que establece la relación de la Ecuación 4, donde ya se ha tenido en cuenta la hipótesis de volumen constante durante la plastificación ($\epsilon_3^p = -(\epsilon_1^p + \epsilon_2^p)$):

$$r = \frac{-\epsilon_2^p}{\epsilon_1^p + \epsilon_2^p} \tag{4}$$

Por otro lado, durante la medición de las deformaciones, no se distinguen entre deformaciones plásticas y elásticas, si no que se engloban en una variable de deformación total. De esta forma, a través de la Ecuación 5 se muestran las expresiones que permiten calcular las variables necesarias para obtener los coeficientes de Lankford según la expresión anterior.

$$\epsilon_1^p = \epsilon_1 - \frac{\sigma_1}{E}; \quad \epsilon_2^p = \epsilon_2 - \nu \frac{\sigma_1}{E} \tag{5}$$

Finalmente, la siguiente tabla muestra los resultados obtenidos para los coeficientes de Lankford calculados según se ha descrito anteriormente. El valor de cada uno corresponde con la media de los resultados medidos en los ensayos realizados.

Tabla 2. Coeficientes de anisotropía de las chapas de AA7075-O a 0°, 45° y 90°, basados en deformaciones plásticas equivalentes y evaluados para un nivel de deformación ingenieril en dirección longitudinal del 11%. (Martínez-Donaire, 2012)

<i>r</i>₀	<i>r</i>₄₅	<i>r</i>₉₀
0.812	1.394	1.317

El sistema encargado de hacer las mediciones de las deformaciones ϵ_1 y ϵ_2 se trata del *Vic 2D* de *Limeless* (Correlated-Solutions, 2008; Cintrón y Saouma, 2008), el cual es un sistema de medición óptica de deformaciones 2D sin contacto que permite la obtención de toda la historia de deformaciones en el tiempo sobre la superficie exterior de la probeta a partir de técnicas de correlación de imágenes digitales (Pan et ál., 2009; Amodio et ál., 2003).

2.2. Ensayo tipo Nakazima: construcción de la FLC

Una vez conocidas las propiedades del material a tracción, se procede a calcular las propiedades de las chapas de AA7075-O relacionadas con los límites de conformabilidad, esto es, en primera instancia la construcción de la Curva Límite de Conformado (FLC) mediante ensayos tipo Nakazima.

Los ensayos realizados de tipo Nakazima se han llevado a cabo de acuerdo a las indicaciones de la norma ISO 12004-2:2008 (*Determinación de las curvas límites de conformado en laboratorio*) y los elementos básicos del equipo de ensayo han sido: la máquina de embutición, la matriz, el punzón hemisférico de $\phi 100\text{mm}$, el prensa-chapa con cordones de estirado (draw-beads) y el sistema óptico de medidas de deformaciones ARAMIS. De acuerdo a la normativa, se han realizado tres tipos de ensayo para la correcta construcción de la FLC en función del estado de tensión-deformación existente sobre la chapa, en concreto, bajo condiciones de deformación plana, tracción pura y estirado biaxial (no equilibrado). Estos estados se logran imponer en la chapa a partir de cambios en la geometría de la probeta. Además, las probetas están orientadas según la dirección de laminación por indicaciones de la norma. En la Figura 22 se puede observar con mayor detalle un esquemático de los tipos de probetas utilizadas.

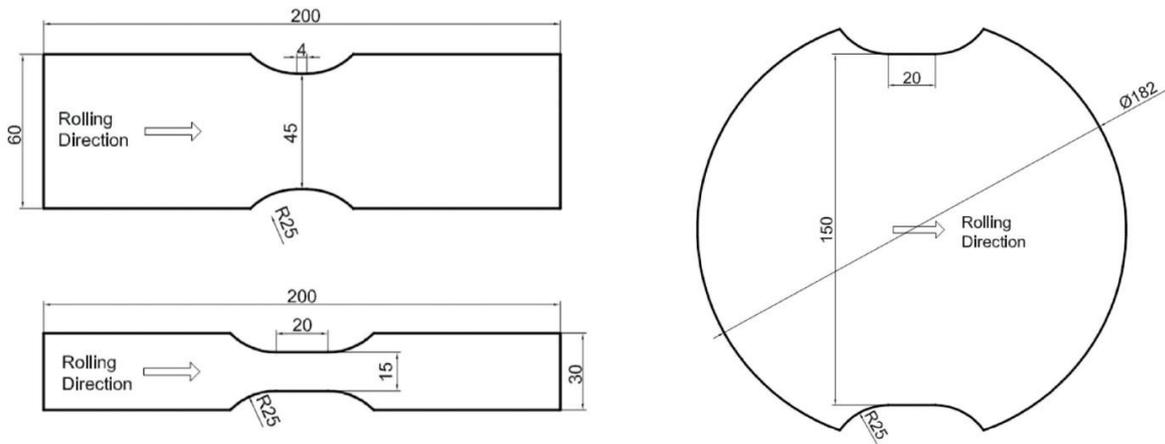


Figura 22. Esquema de las probetas utilizadas en los ensayos para condiciones de deformación plana (izquierda, arriba), tracción uniaxial (izquierda, abajo) y estirado biaxial (derecha). (Martínez-Donaire, 2012)

Los ensayos se realizaron en una máquina universal de embutición de chapa del modelo Erichsen 142-20, con el setup de acuerdo a las recomendaciones de la ISO 12004-2:2008. El esquema del ensayo con los componentes involucrados se muestra en la Figura 23.

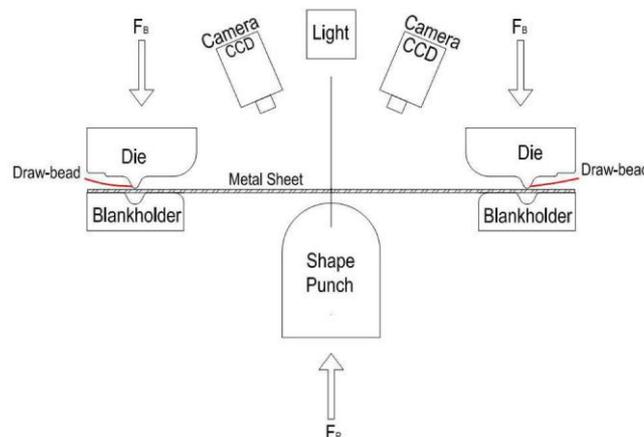


Figura 23. Esquema del montaje experimental de los ensayos de estirado. (Martínez-Donaire, 2012)

Las deformaciones se han medido a través de un sistema óptico 3D de videogrametría ARAMIS, que está basado en la técnica de correlación de imágenes digitales. Para ello, las cámaras CCD del montaje experimental (véase Figura 23) van capturando instantes de la evolución de la superficie de la probeta a una frecuencia determinada. La superficie de las probetas debe ser previamente pintada con un patrón de puntos de alto contraste para la correcta identificación de los puntos por el sistema. De esta forma, a medida que se identifican los puntos a través del algoritmo de correlación, se van transformando las posiciones de estos a coordenadas 3D y construyendo el campo de desplazamientos en la superficie de la probeta.

Se presentan ahora los resultados obtenidos para los ensayos Nakazima, en concreto, se muestran en la Tabla 3 las deformaciones límite alcanzadas en los diferentes ensayos realizados para condiciones de deformación plana, tracción uniaxial y zona biaxial no equilibrada. En ella es destacable la pequeña dispersión de los resultados entre distintos ensayos bajo las mismas condiciones. A partir de estos resultados se construirá la FLC para estimar el fallo de las simulaciones de ensayos Nakazima en el modelo de elementos finitos.

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 uniaxial			Deformación plana			Zona biaxial		
<i>Test</i>	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	<i>Test</i>	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	<i>Test</i>	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
<i>I</i>	0.323	-0.101	<i>I</i>	0.274	-0.024	<i>I</i>	0.230	0.090
<i>II</i>	0.314	-0.106	<i>II</i>	0.231	-0.016	<i>II</i>	0.232	0.098
<i>III</i>	0.346	-0.115	<i>III</i>	0.245	-0.010	<i>III</i>	0.244	0.108
<i>IV</i>	---	---	<i>IV</i>	0.264	-0.021	<i>IV</i>	0.246	0.080
<i>V</i>	---	---	<i>V</i>	---	---	<i>V</i>	0.219	0.081
<i>VI</i>	---	---	<i>VI</i>	---	---	<i>VI</i>	0.235	0.119
<i>Media</i>	0.328	-0.107	<i>Media</i>	0.254	-0.018	<i>Media</i>	0.234	0.096
σ	0.017	0.007	σ	0.019	0.006	σ	0.010	0.015

Finalmente, a partir de los resultados mostrados en la tabla se construye el Diagrama Límite de Conformado (FLD), que se muestra en la Figura 24. Se han representado tanto la FLC de estricción, que caracteriza la conformabilidad de las chapas de AA7075-O de 1.6mm de espesor, como la FLC de fractura, en que se observa la tendencia lineal característica de un material de alta ductilidad.

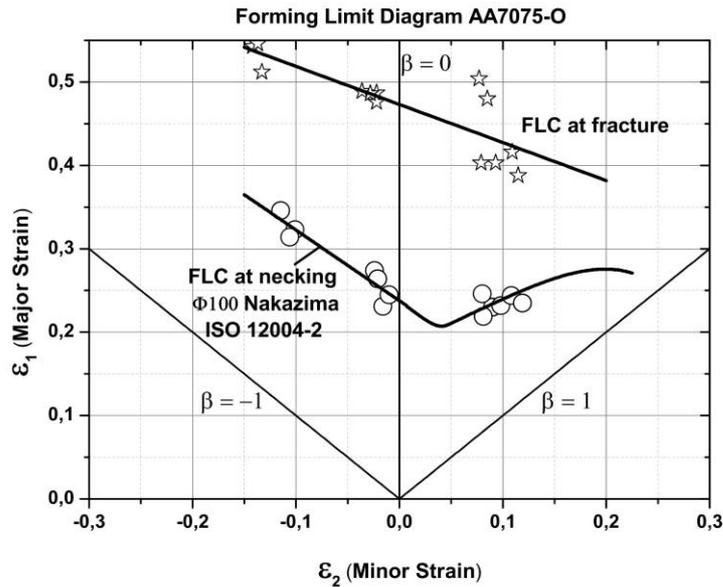


Figura 24. Diagrama Límite de Conformado normalizado para AA7075-O de 1.6mm de espesor usando la propuesta ISO 12004-2:2008. (Martínez-Donaire, 2012)

2.3. Ensayos de stretch bending

La influencia del gradiente de deformaciones se ha caracterizado a través de ensayos de estirado-doblado (Stretch-Bending) con punzones cilíndricos de diferente diámetro ($\phi 20mm$, $\phi 10mm$, $\phi 5mm$, $\phi 3mm$, $\phi 1mm$). Estos ensayos tienen un montaje y ejecución similar a los Nakazima, de hecho, se han realizado bajo condiciones de deformación plana y se ha utilizado la misma geometría de la probeta que correspondía a tales condiciones en esos ensayos.

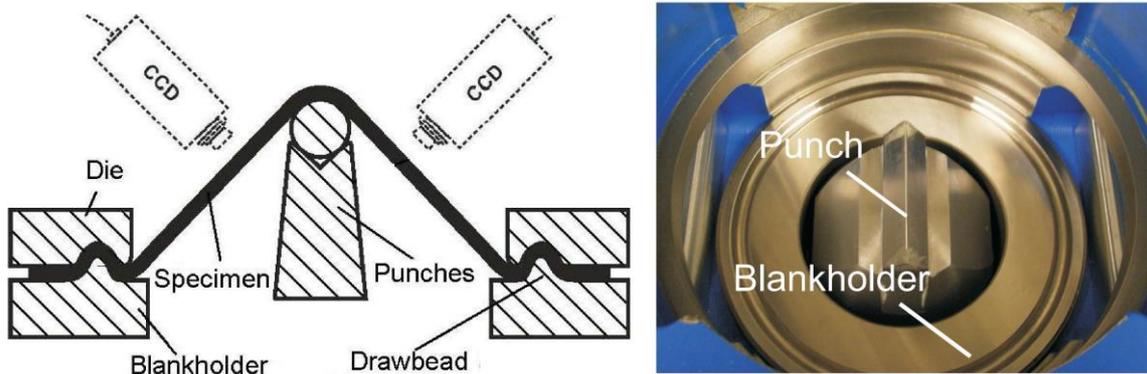


Figura 25. Esquema del montaje experimental en ensayos de stretch-bending y configuración montado el punzón cilíndrico de $\phi 1mm$ y el prensachapas. (Martínez-Donaire, 2012)

De los resultados obtenidos es importante destacar la zona de concentración de deformaciones en la chapa previamente al instante de fallo en función de la severidad del gradiente de deformaciones. En los ensayos se muestra la diferencia entre el punzón de $\phi 20mm$, donde esta concentración de deformaciones se produce en la zona central de la chapa, mientras que para el punzón de $\phi 10mm$ la concentración se traslada a los extremos de la probeta en la dirección transversal. Además, para todos los punzones se ha observado en las etapas iniciales que la concentración de deformaciones se sitúa próxima a los bordes de la probeta en la dirección transversal.

En la Figura 26 se deja constancia de estos resultados.

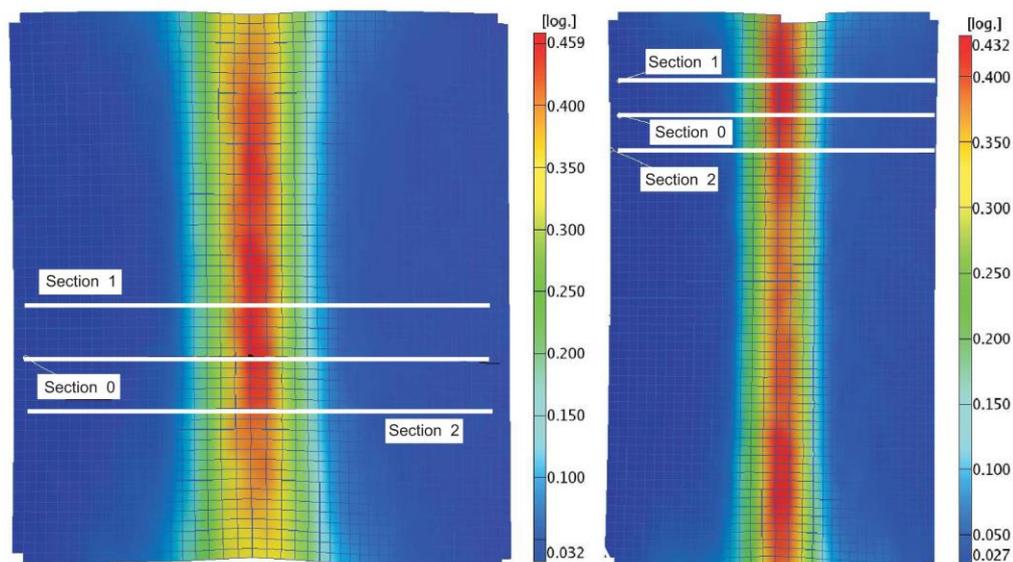


Figura 26. Detalle de concentración de deformación principal máxima en un instante cercano al fallo del espécimen en ensayo con punzón de $\phi 20\text{mm}$ (izquierda) y $\phi 10\text{mm}$ (derecha). (Martínez-Donaire, 2012)

En la siguiente tabla se recogen los resultados obtenidos en los ensayos realizados según la normativa ISO 12004-2:2008. A la vista de los resultados, cabe destacar la amplia dispersión de resultados entre diferentes ensayos para un mismo punzón, poniendo en duda la validez de los procedimientos indicados en la norma para su aplicación en presencia de gradientes de deformación. Martínez-Donaire et ál. (2009b, 2010, 2012a) concluyó que la ISO 12004-2:2008 no predice resultados lo suficientemente consistentes como para considerar la metodología propuesta como válida, en estos ensayos con mayor importancia de la flexión. Esto se debe a que la normativa está optimizada en concreto para los ensayos Nakazima-Marciniak en los que se desprecia el efecto del gradiente de deformaciones.

Tabla 4. Resultados obtenidos para los ensayos de stretch-bending con punzones cilíndricos de diferente diámetro en condiciones de deformación plana usando el método normalizado ISO 12004-2:2008. (Martínez-Donaire, 2012)

	$\phi 20\text{mm}$			$\phi 10\text{mm}$			$\phi 5\text{mm}$	
	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$		$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$		$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
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

	$\phi 3\text{mm}$			$\phi 1\text{mm}$	
	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$		$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
Media	0.315	0.161	Media	0.323	-0.078
σ	0.152	0.153	σ	0.048	0.075

La alternativa propuesta por Martínez-Donaire propone una metodología basada en la física del proceso de estricción para detectar el instante de inicio de la misma, que está caracterizada por una reducción local e inestable del espesor de la chapa en una zona del orden del espesor de la misma. Esta metodología tiene un carácter local y es aplicable a procesos donde existan gradientes de deformación relevantes. Para ello, se analiza la evolución temporal de la distribución de deformación principal máxima (ϵ_1) y su primera derivada temporal ("*strain rate*", $\dot{\epsilon}_1$) en una serie de puntos de la superficie exterior alineados a lo largo de una sección perpendicular a la grieta. La nueva metodología fue denominada como 't-d method'.

Además del análisis de la evolución de la deformación principal máxima (ϵ_1), que es una propiedad directamente medible en los ensayos, se plantea el uso de la deformación en el espesor en su lugar por su relación con la física del proceso, como se ha mencionado anteriormente. De esta forma, se analizaría la deformación en el espesor (ϵ_3) y su primera derivada temporal ($\dot{\epsilon}_3$). Se considera relevante destacar que la medición de la deformación en el espesor se realizaría a través de un software de postprocesado basado en la hipótesis de deformación plástica a volumen constante.

Los resultados obtenidos para ensayos de stretch-bending realizados con esta alternativa se presentan en la Tabla 5. Además, estos valores son los que se utilizarán posteriormente como base experimental en la comprobación de las predicciones de los modelos numéricos y los criterios de fallo expuestos. Martínez-Donaire comparó la nueva propuesta con otros métodos existentes planteados por otros autores y concluyó afirmando el éxito de esta metodología, dada la consistencia de los resultados, para predecir las deformaciones límite tanto en situaciones de gradiente de deformaciones suave como severo. Igualmente, los resultados obtenidos mostraron la gran similitud entre la metodología que emplea la deformación máxima principal ϵ_1 y la que hace uso de la deformación en el espesor ϵ_3 , es por ello que en la Tabla 5 solo se muestran los resultados del 't-d method' para el caso de ϵ_1 .

Tabla 5. Resultados obtenidos para los ensayos de stretch-bending con punzones cilíndricos de diferentes diámetros en condiciones de deformación plana usando el denominado "t-d method" (Martínez-Donaire, 2012)

't - d method' $\phi 20mm$			't - d method' $\phi 10mm$			't - d method' $\phi 5mm$		
	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$		$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$		$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
<i>Media</i>	0.328	-0.025	<i>Media</i>	0.340	-0.020	<i>Media</i>	0.423	-0.039
σ	0.029	0.003	σ	0.014	0.010	σ	0.010	0.011

't - d method' $\phi 3mm$			't - d method' $\phi 1mm$		
<i>Test</i>	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	<i>Test</i>	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$
<i>Media</i>	0.435	-0.042	<i>Media</i>	0.329	-0.029
σ	0.014	0.002	σ	0.011	0.009

En los resultados de la tabla se puede observar una tendencia en la que el valor de deformación límite crece a medida que disminuye el radio del punzón cilíndrico empleado en el ensayo, hasta el último punzón de $\phi 1mm$ donde esta deformación límite se desploma respecto a los casos anteriores. Este efecto tiene su explicación en la indentación local del punzón en la superficie de contacto de la chapa. Además, como consecuencia de medir las deformaciones en la superficie exterior de la chapa, los valores de deformación límite obtenidos cuando se inicia la estricción serán inferiores a los esperados para el punzón empleado.

Martínez-Donaire concluyó destacando la validez del “t-d method” para proporcionar predicciones de las deformaciones límite para el fallo de estricción en procesos con presencia de gradientes de deformación.

La chapa en sí se ha modelado con elementos sólidos tridimensionales disponibles en la librería del software, pues este tipo de elementos permite el uso de leyes constitutivas 3D del material. Esta se ha compuesto de una malla mixta con dos tipos de elementos diferentes para acatar las grandes dificultades que planteaba la simulación correcta de los aspectos reales del proceso, como el complejo contacto entre la chapa y el punzón y la matriz, entre otros. Los elementos considerados han sido:

- Elementos lineales de tipo cuña de 6 nodos (C3D6H), situados en la zona central de la probeta, con una formulación híbrida y dos puntos de integración en el espesor.
- Elementos lineales de tipo hexaédrico de 8 nodos (C3D8R), situados en el resto de la chapa, que cuentan con una integración reducida y mejoran la eficiencia computacional de la simulación completa.

La disposición de la malla ha sido tal que en la zona central de la probeta se concentran una mayor densidad de elementos y dependiendo del diámetro del punzón empleado, se han dispuesto más, en el caso de los punzones de diámetro más pequeño, o menos capas de elementos a través del espesor de la chapa. Además, el tamaño y número de elementos se ajustado para llegar a una solución de compromiso entre coste computacional y fiabilidad de resultados.

Respecto a la formulación del contacto, se distingue un contacto normal, donde se emplea el método Lagrangiano aumentado, y un contacto tangencial, en el que se considera una formulación de penalty. En esta última formulación, se tiene en cuenta la fricción según el modelo de fricción de Coulomb a partir de ciertos coeficientes que han sido ajustados previamente con los datos experimentales. El valor de tales coeficientes ha sido $\mu = 0.05$ en el caso del contacto punzón-chapa y $\mu = 0.15$ para el contacto matriz-chapa. No obstante, Martínez-Donaire puntualiza que la influencia de la fricción en el fallo de la chapa es pequeña.

3.2. Modelo de comportamiento elasto-plástico

Se ha supuesto comportamiento elástico isótropo para el material, regido por la Ley de Hooke, cuyas propiedades esenciales, como el módulo de Young, han sido obtenidas mediante los ensayos experimentales del capítulo anterior. Por otro lado, para el comportamiento plástico existen numerosas leyes de endurecimiento, pero solo la Ley de Voce parece ajustarse correctamente a los resultados experimentales. Esta ley de comportamiento plástico tiene la siguiente expresión:

$$\sigma_{eq} (MPa) = 226.3 - 131.9e^{-32.23*\epsilon_{eq}^p} \quad (6)$$

El criterio de plastificación que se ha considerado ha sido el modelo de plasticidad anisótropa de Barlat'91 (Barlat et ál., 1991) por su gran aproximación del comportamiento de las chapas de aluminio (Bron y Besson, 2003; Habraken y Dautzenberg, 1995; Barlat et ál., 1997; Wu et ál., 2003).

En el caso del modelo de endurecimiento elegido, inicialmente se consideraron dos, un modelo de endurecimiento isótropo y un modelo de endurecimiento cinemático puro, puesto que sus propiedades más importantes son medibles simplemente mediante un ensayo de tracción. Por un lado, el modelo de endurecimiento isótropo se caracteriza por actuar sobre la superficie de plastificación modificando el tamaño de la misma sin variar la posición de su centro ni su forma. Sin embargo, este modelo es incapaz de reproducir el efecto Bauschinger que se da en la mayoría de metales sometidos a cargas cíclicas. Por otro lado, el modelo de endurecimiento cinemático puro, al contrario que el isótropo, modifica la posición del centro de la superficie de plastificación sin alterar su tamaño y también tiene en cuenta el efecto Bauschinger.

Tras varias comparaciones de resultados obtenidos con uno y otro modelo, Martínez-Donaire consideró solo el modelo cinemático puro al ajustarse ligeramente mejor que el isótropo a los datos experimentales, salvo al punzón de $\phi 20mm$, y que se cuenta con la ventaja de que este modelo sí es capaz de reproducir el efecto Bauschinger.

4 PREDICCIÓN DE FALLO EN ENSAYOS DE ESTIRADO CON FLEXIÓN

En este capítulo se van a describir los procedimientos junto con sus detalles, decisiones y aspectos tenidos en cuenta a la hora de construir curvas de predicción en distintos espacios y cómo se han realizado las predicciones para ensayos de stretch-bending.

Como se ha comentado anteriormente, este proyecto está basado en los resultados obtenidos por Martínez-Donaire en 2012 para las chapas de AA7075-O de 1.6mm de espesor. Por lo cual, se trabajará con los resultados experimentales que se han descrito en apartados anteriores para comparar las curvas de predicción que se calcularán a partir del modelo de elementos finitos.

Se comenzará con la construcción del diagrama límite de conformado y el cálculo de los puntos límite ante el fallo por estricción con la FLC experimental.

4.1. Construcción del diagrama límite de conformado (FLD)

El primer paso consiste en construir el diagrama límite de conformado (FLD) a partir del modelo numérico en Abaqus/Standard, concretamente, se ha utilizado la versión Abaqus/CAE 6.12. Para ello se dispone de una simulación de tres ensayos Nakazima correspondientes a los tres casos de estados tensionales/deformacionales contemplados en la caracterización experimental de la chapa, es decir, para condiciones de tracción uniaxial o pura, deformación plana y estado biaxial. La curva límite de conformado (FLC) se ha representado realizando un ajuste de los puntos experimentales de deformaciones límite al fallo por estricción (véase Tabla 3), de forma que se obtiene una curva similar a la que se mostró en la caracterización experimental (Véase Figura 24).

Los procedimientos de extracción de los resultados del modelo de elementos finitos se describen a continuación:

En primer lugar, al abrir los modelos en Abaqus resulta indispensable ajustar la forma en la que el software toma el promedio de las variables. Esta opción, denominada “average threshold”, se encuentra en la pestaña [“Results” – “Options” – “Average threshold”] y su función es ajustar mediante un porcentaje el promediado de los diferentes valores de una variable que confluyen, en este caso, en un nodo para un instante de tiempo. En caso de que este porcentaje no esté seleccionado al 100%, pueden existir instantes de tiempo en los que el software devuelva dos o más valores de una variable en un nodo debido a la dispersión de los resultados entre distintos puntos de integración. Por tanto, se deberá seleccionar siempre al 100% para extraer un único resultado para cada instante de tiempo. Este ajuste habrá que tenerlo en cuenta tanto para estas simulaciones de ensayos Nakazima como para las simulaciones posteriores de los ensayos de stretch-bending con diferentes punzones. En la Figura 28 se muestra una captura de pantalla de la localización de la opción.

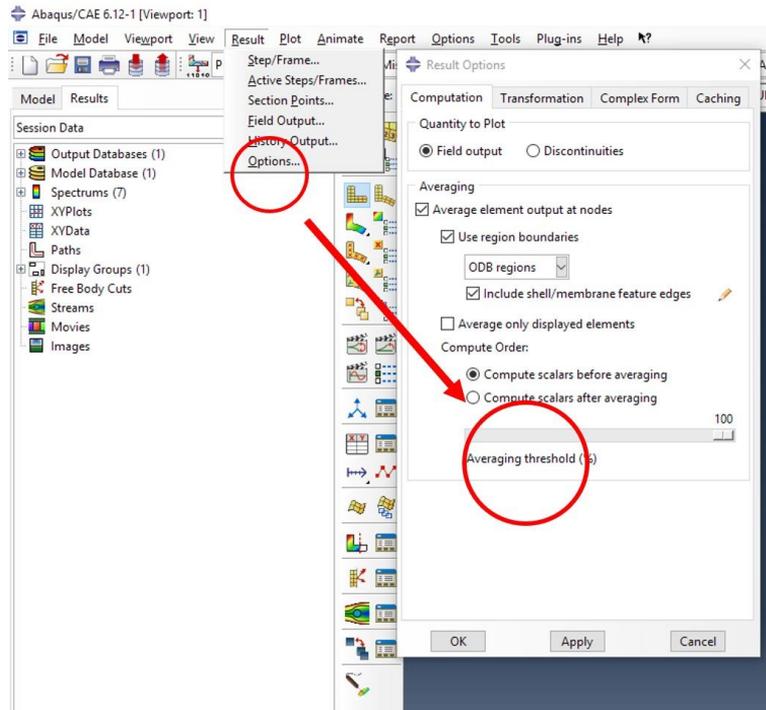


Figura 28. Selección del average threshold en Abaqus/Standard

Una vez ajustado el software, para la extracción de los datos del modelo se ha seleccionado en el “*ODB Field Output*” la opción “*Unique Nodal*”, por lo que los resultados de las variables vendrán ligados a los nodos del modelo. Entonces se seleccionan las variables que interesen y los nodos en los que se deseen los resultados. En los ensayos tipo Nakazima los nodos que se han seleccionado se encuentran en el doble plano de simetría de la probeta, a diferencia de lo que sucederá en los ensayos de stretch-bending.

En el diagrama límite de conformado se han representado para cada caso la evolución tanto del nodo exterior como el nodo interior, poniendo en evidencia la evolución de la estricción a lo largo del espesor. Como los resultados obtenidos por Martínez-Donaire se calcularon tomando medidas sobre la superficie exterior de la chapa, es decir, la cara opuesta a la que está en contacto con el punzón, pues para proceder correctamente y que los resultados de las simulaciones se aproximen lo máximo posible, se estudiarán en particular la evolución de los nodos exteriores.

Respecto a las variables del modelo numérico existen algunos puntos a destacar para evitar equivocaciones en la extracción de resultados. Aunque en el FLD se deja constancia de que es una representación de la deformación principal máxima frente a la mínima, esto es en el plano de la chapa y en el software, que trabaja en un entorno tridimensional, la deformación mínima no corresponderá con la mínima cuando se habla de chapa. Por tanto, para la construcción del FLD habrá que marcar en las deformaciones denominadas logarítmicas (“*Logarithmic Strain*”), la deformación máxima (“*max*”) y la mediana (“*mid*”).

La manera de operar con los resultados una vez se ha ejecutado el modelo se ha basado en extraer los datos de las simulaciones de Abaqus en formato Excel a través de la opción “*Plug-ins > Tools > Excel utilities*”. Una vez se tienen los datos tabulados en un archivo de Excel, se han cargado en un script de Matlab convirtiéndolos en vectores y poder procesar estas variables cómodamente.

Una vez se pinte el diagrama límite de conformado junto con la FLC se calculan los puntos de corte de cada evolución con esta curva límite. En concreto, se calculará únicamente el corte de las evoluciones de los nodos exteriores, pues como ya se ha mencionado, en esta superficie exterior de la chapa ha sido donde se han obtenido los resultados experimentales. Estos puntos de corte proporcionarán el instante de tiempo en el que el nodo exterior alcanza el fallo por estricción según la FLC experimental y para este instante de tiempo, además, se obtendrán las deformaciones existentes en el nodo interior (cara cóncava).

Los instantes de tiempo en los que se produce el fallo por estricción en la cara exterior obtenidos para cada caso servirán para extraer en dichos instantes la deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p) y la relación local de deformaciones ($\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$) definida por Stoughton y Yoon (2012). De esta forma se pueden construir las curvas de predicción en el espacio polar, la epFLC polar, y en el espacio de la triaxialidad. Para la obtención de la deformación plástica equivalente se ha utilizado una variable del “*ODB field output*” que aparece extra como “*SDVI*”. Esta variable está obtenida según el criterio de Barlat’91, que no aparece en la librería de Abaqus y fue introducida por Martínez-Donaire en el modelo numérico.

Los resultados que se han obtenido con el diagrama límite de conformado han sido los siguientes:

Tabla 6. Deformaciones límite obtenidas en el corte de las evoluciones de las simulaciones de los ensayos Nakazima con la curva límite de conformado.

Tracción uniaxial o pura				
	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	ϵ_{eq}^p	β
Nodo exterior	0.3481	-0.1297	0.3554	-0.3349
Nodo interior	0.3500	-0.1513	0.3673	-0.2755
Deformación plana				
	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	ϵ_{eq}^p	β
Nodo exterior	0.2437	-0.0091	0.2689	-0.0603
Nodo interior	0.2431	-0.0341	0.2736	-0.0243
Estado biaxial				
	$\epsilon_{1,lim}$	$\epsilon_{2,lim}$	ϵ_{eq}^p	β
Nodo exterior	0.2466	0.2053	0.4569	0.6785
Nodo interior	0.2262	0.1845	0.4610	0.6809

Para concluir, las evoluciones obtenidas para cada caso se muestran en las siguientes figuras:

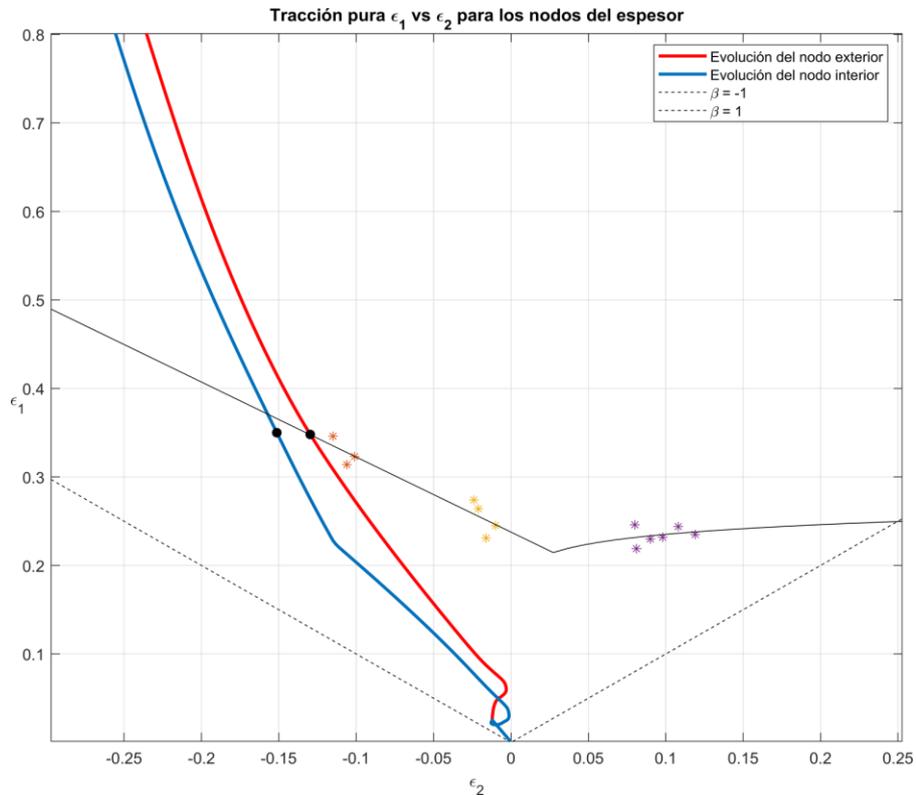


Figura 29. Evolución de los nodos de la cara exterior (rojo) e interior (azul) para condiciones de tracción pura. En negro, el punto de corte de la evolución del nodo exterior con la FLC y el punto correspondiente a dicho instante de tiempo en la evolución del nodo interior.

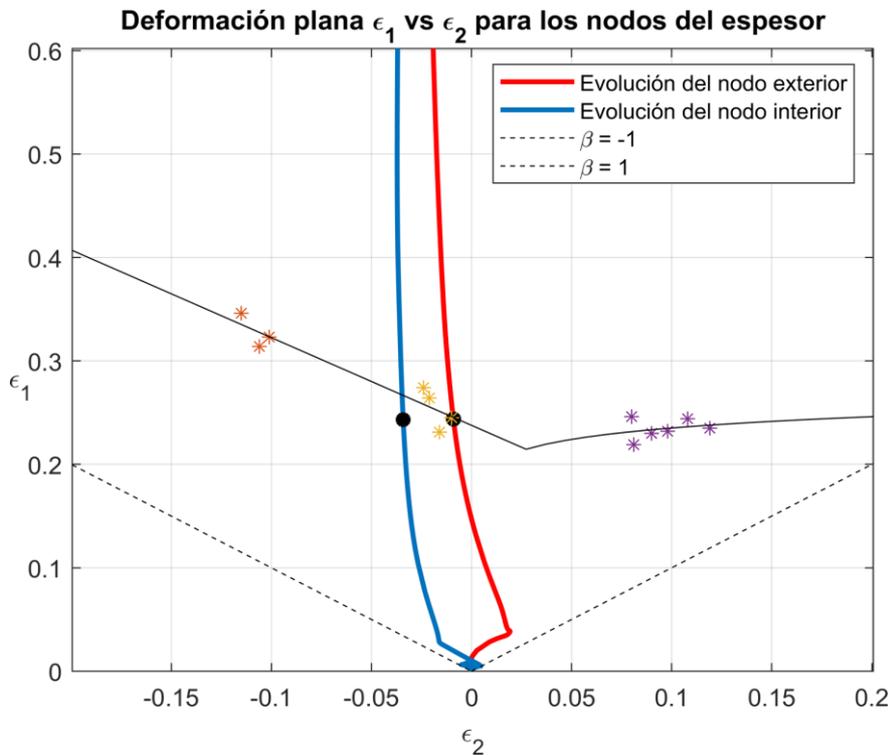


Figura 30. Evolución de los nodos de la cara exterior (rojo) e interior (azul) para condiciones de deformación plana. En negro, el punto de corte de la evolución del nodo exterior con la FLC y el punto correspondiente a dicho instante de tiempo en la evolución del

nodo interior.

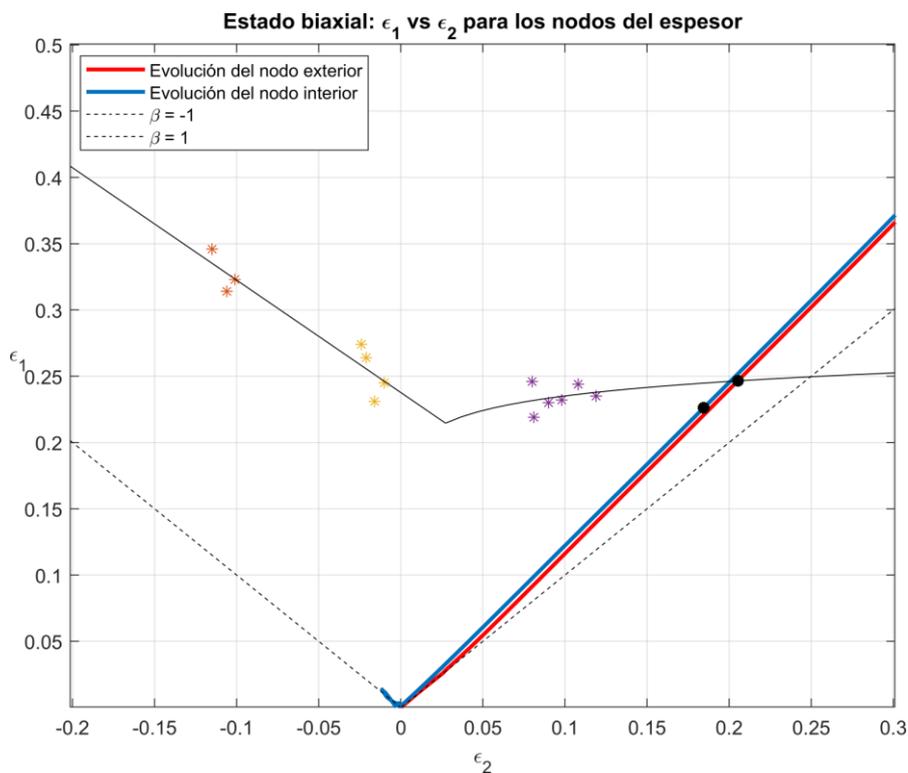


Figura 31. Evolución de los nodos de la cara exterior (rojo) e interior (azul) para condiciones de estado biaxial. En negro, el punto de corte de la evolución del nodo exterior con la FLC y el punto correspondiente a dicho instante de tiempo en la evolución del nodo interior.

4.2. Construcción de la FLC en el espacio polar (epFLC polar)

A partir de los valores límite de la deformación plástica equivalente (ϵ_{eq}^p) y la relación local de deformaciones ($\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$) es posible construir una curva de predicción en el espacio polar. El espacio polar, como ya se ha mencionado, representa una de las alternativas al diagrama límite de conformado por su poca sensibilidad ante caminos de deformación no proporcionales.

Por tanto, en el diagrama polar se representará la deformación plástica equivalente como radio y $\theta = \arctan(\beta)$ como variable angular, tal y como establecen Stoughton y Yoon (2012). Para solucionar los problemas con la definición del ángulo $\theta = \arctan(\Delta\epsilon_2/\Delta\epsilon_1)$ se ha optado por introducir con cuidado en el código la función “atan(x)”, pues puede haber errores con el signo. Según Mathworks, en Matlab la función “atan” está definida de forma que retorna valores angulares comprendidos entre $[-\frac{\pi}{2}, \frac{\pi}{2}]$. Por tanto, para verificar que el ángulo que se obtiene es correcto se comprueba el signo del coseno relacionado con la tangente, es decir, en este caso corresponde al valor $\Delta\epsilon_1$, y si este es negativo habría que sumar al ángulo calculado π . Además, en el código se ha introducido una pequeña corrección de la derivada en caso de indeterminación $\frac{0}{0}$ que Matlab señala como NaN. En coordenadas cartesianas el diagrama queda definido por $x = \epsilon_{eq}^p \sin(\theta)$; $y = \epsilon_{eq}^p \cos(\theta)$.

Como en los ensayos Nakazima se han obtenido los puntos límite para los tres casos considerados, con dos nodos cada uno, se tienen un total de 6 puntos. Tres de ellos representan los puntos límite de los nodos exteriores y los otros tres a los nodos interiores. Esto permite la obtención de varias curvas de predicción en función de los puntos que se consideren. En el proyecto se ha optado por construir una curva de predicción para los nodos exteriores, una para los nodos interiores y otra curva que es un promedio de los 6 puntos. Además, según Stoughton y Yoon (2012) estas curvas en el espacio polar deben estar construidas de tal forma que su rama

izquierda, la que corresponda a $\beta = [\frac{\pi}{2}, \pi]$, se debe alargar hasta su corte con el eje de abscisas, $\epsilon_{eq}^P \cos(\beta)$ y desde allí conectar con la zona biaxial. En la Figura 32 se puede observar cómo quedarían tales curvas de predicción. Estas curvas serán una de las alternativas que se utilizarán posteriormente para la predicción del fallo en los modelos de stretch-bending.

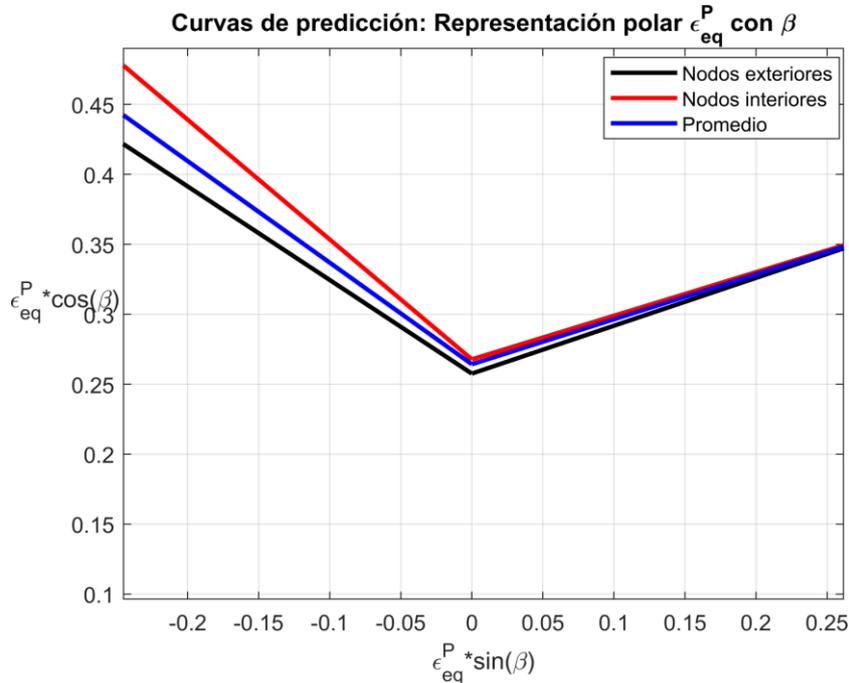


Figura 32. Representación de las distintas curvas de predicción que se han obtenido, para los nodos exteriores (negro), para los nodos interiores (rojo) y la curva promedio (azul).

A continuación, se muestra en la Figura 33 la evolución tanto de la cara exterior como de la cara interior (cóncava) de la chapa en el diagrama polar. Es destacable el comportamiento que se tiene al arrancar la simulación pues se observan numerosos cambios de dirección, que corresponderían a cambios bruscos de pendiente en el FLD. Este efecto puede ser debido tanto al contacto chapa punzón como a pequeños errores numéricos de la simulación, pues luego se estabiliza hasta conseguirse evoluciones más uniformes.

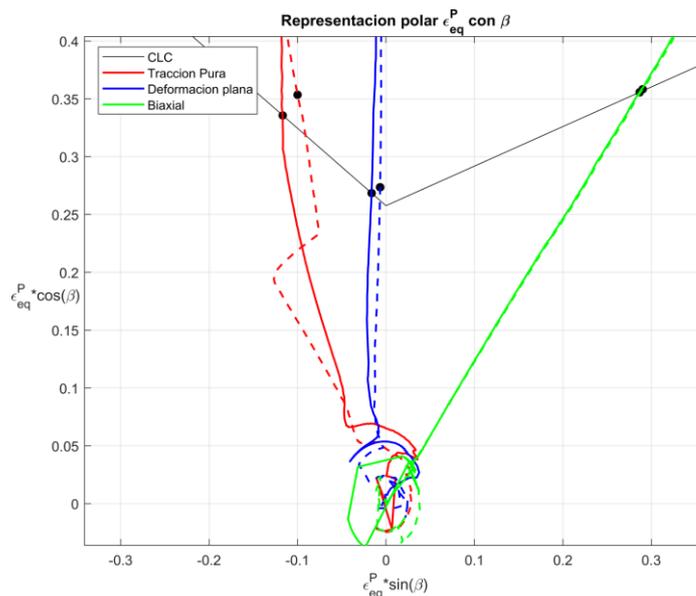


Figura 33. Evolución de la cara exterior (línea continua) e interior (línea discontinua) de la chapa en el diagrama polar para los casos de tracción pura (rojo), deformación plana (azul) y estado biaxial (verde)

Se observa también cómo desde el estado biaxial, donde los puntos límite para cara exterior e interior son prácticamente coincidentes, en condiciones de tracción pura empiezan a guardar cierta distancia entre ellos. Este fenómeno ocurre al encontrarse una mayor inestabilidad en los resultados a medida que las condiciones son más cercanas tracción pura por la reducción de la superficie de contacto entre la probeta y el punzón, pues como ya se ha visto, el ancho de la probeta para tracción uniaxial (o pura) es mucho más estrecho que el de la probeta de deformación plana y la de estado biaxial.

Vistas las evoluciones de la Figura 33, se va a mostrar brevemente el efecto de los cambios bruscos en el ángulo polar en los inicios de la FLD, en concreto se va a poner de ejemplo el inicio del caso de deformación plana. Los cambios bruscos de pendiente visibles en el FLD, correspondientes a un ángulo local, luego se traducen en cambios en el ángulo polar.

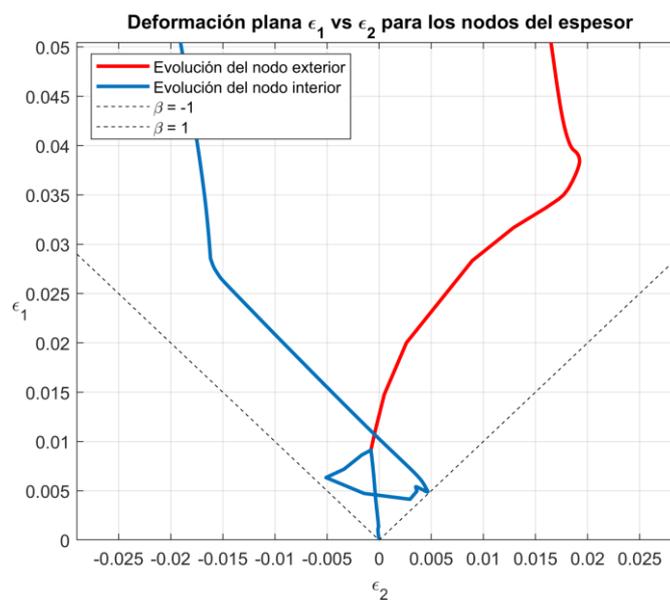


Figura 34. Evolución en el FLD de la cara exterior (rojo) e interior (azul) en el inicio de la simulación para el caso de deformación plana

4.3. Construcción de la curva de predicción en el espacio de la triaxialidad

La otra alternativa que se propone en el proyecto es el espacio de la triaxialidad, que se ha utilizado ampliamente en fractura, pero de la que se encuentran pocos ejemplos de aplicación en el necking o estricción localizada.

El diagrama de la triaxialidad está compuesto por un lado en el eje de ordenadas por la deformación plástica equivalente y en el eje de abscisas por la triaxialidad (η). Para la obtención de la triaxialidad (η) es necesario extraer de la simulación de los ensayos Nakazima el valor de las componentes principales del tensor de tensiones, que en el software están denominadas como “Stress components: Max. Principal, Mid. Principal y Min. Principal”. Según está definida la triaxialidad mediante la Ecuación 7, es necesario extraer una tensión equivalente del modelo numérico. De esta forma, se optó inicialmente por tomar la tensión de Mises como esta tensión equivalente, que se puede extraer del modelo numérico como una variable más en el *ODB Field Output*. Sin embargo, a medida que se fueron obteniendo resultados en el espacio de la triaxialidad se decidió buscar otra alternativa.

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}; \quad \sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_{max} + \sigma_{mid} + \sigma_{min}) \tag{7}$$

La tensión que se tomó como válida es la que viene definida por el modelo de plasticidad anisótropa de Barlat'91, pues se ha demostrado su idoneidad para modelar el comportamiento de chapas de aluminio. Aquí se define esta tensión, en términos de tensiones principales, como:

$$2\sigma_{Barlat}^8 = |S_1 - S_2|^8 + |S_2 - S_3|^8 + |S_3 - S_1|^8 \quad (8)$$

Donde el exponente "8", según Barlat et ál. (1997, 2003, 2005), se ha seleccionado en base a la estructura cristalina del AA7075-O, que corresponde a una estructura cúbica centrada en las caras (FCC). Mientras que los valores S_1 , S_2 y S_3 se calculan a partir de las siguientes expresiones:

$$\begin{aligned} S_1 &= \frac{C_2 + C_3}{3}\sigma_1 - \frac{C_3}{3}\sigma_2 - \frac{C_2}{3}\sigma_3 \\ S_2 &= \frac{-C_3}{3}\sigma_1 + \frac{C_3 + C_1}{3}\sigma_2 - \frac{C_1}{3}\sigma_3 \\ S_3 &= \frac{-C_2}{3}\sigma_1 - \frac{C_1}{3}\sigma_2 + \frac{C_1 + C_2}{3}\sigma_3 \end{aligned} \quad (9)$$

Los coeficientes C_1 , C_2 y C_3 representan parámetros de anisotropía que fueron calculados por Martínez-Donaire en 2012 para la aplicación a su modelo numérico. Aquí se muestra el valor de tales coeficientes:

Tabla 7. Coeficientes del criterio de fluencia Yld'91 para AA7075-O (Martínez-Donaire, 2012)

C_1	C_2	C_3
0.92606	1.02123	0.97841

Teniendo definida ya la triaxialidad y conociendo la deformación plástica equivalente en el instante del fallo, se obtienen los 6 puntos límite en el diagrama, correspondientes a la cara exterior e interior. En Figura 35 se muestran la localización de dichos puntos. Aquí se debe destacar que los valores de triaxialidad obtenidos para cada caso están en la horquilla de resultados esperables. Esto es, según Martínez-Donaire, Borrego y Morales-Palma et ál. (2019) para tracción pura se esperarían valores en torno a $\eta \sim 0.37$, para deformación plana $\eta \sim 0.55$ y para estado biaxial $\eta \sim 0.65$.

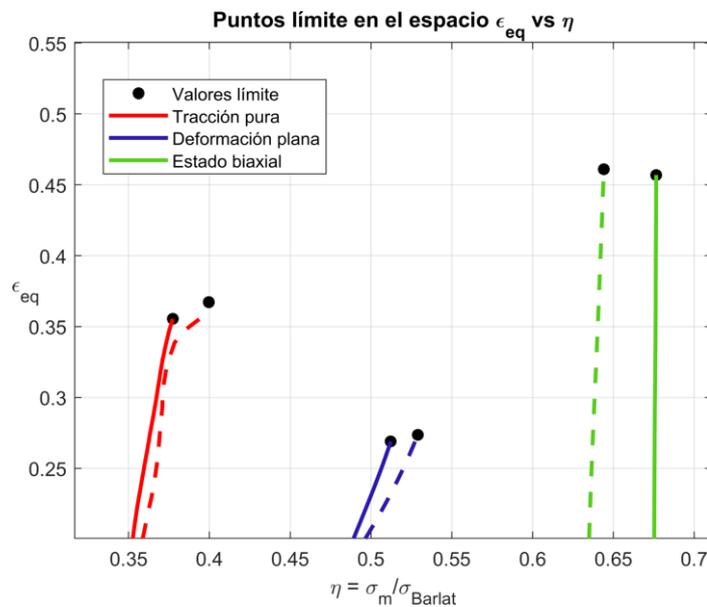


Figura 35. Puntos límite obtenidos en el espacio de la triaxialidad para la cara exterior (evoluciones con línea continua) y la cara interior (evoluciones con línea discontinua) para las condiciones de tracción pura (rojo), deformación plana (azul) y Estado biaxial (verde)

Las evoluciones observadas en para la cara exterior e interior de los distintos casos considerados se muestran en la Figura 36. Uno de los aspectos a tener en cuenta serán los cambios de curvatura, que están ligados a los cambios de $\beta = d\epsilon_2/d\epsilon_1$. Sin embargo, en las evoluciones de la cara interior se observan grandes picos en la triaxialidad en el inicio de la simulación que se deben a pequeños errores numéricos y al contacto entre la superficie interior de la probeta y el punzón. En todo caso, una vez se han sobrepasado estos instantes la tendencia de la curva se estabiliza para llegar a valores razonables de triaxialidad en el fallo por estricción.

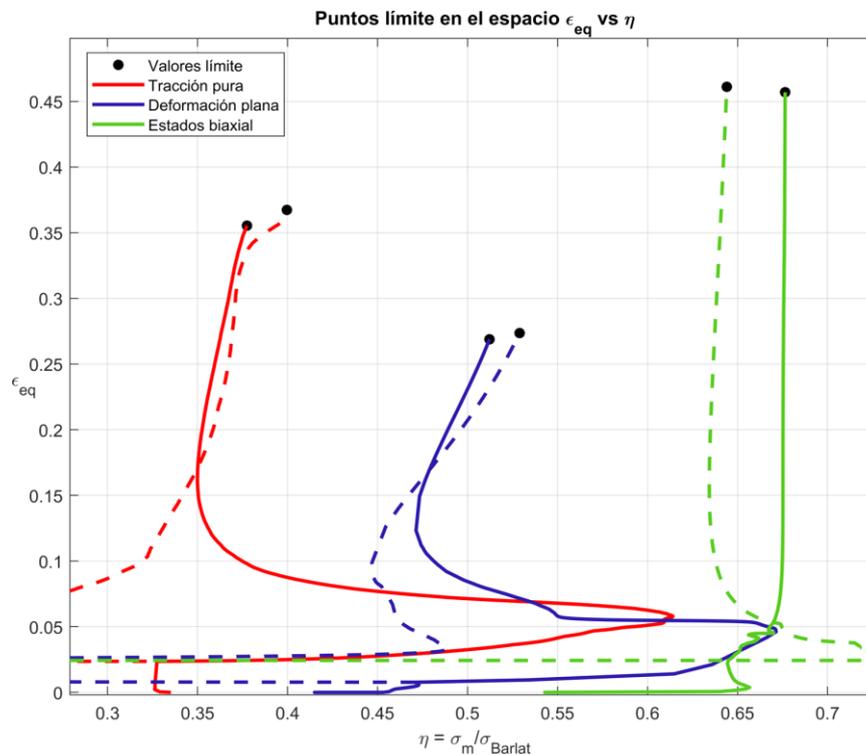


Figura 36. Evoluciones de la cara exterior (línea continua) e interior (línea discontinua) en el espacio de la triaxialidad para las condiciones de tracción pura (rojo), deformación plana (azul) y estado biaxial (verde)

Al contrario de lo que ocurría en el gráfico polar, en este diagrama no se tienen demasiadas referencias de cómo sería la forma de la FLC en este espacio, por lo que se consideraron diversos tipos de interpolación, tales como interpolación lineal o mediante splines. El problema de realizar la interpolación mediante un spline básico reside en la poca cantidad de puntos disponibles para cada tipo de estado tensional/deformacional en la probeta, por lo que finalmente se terminó desechando la idea. Por otro lado, se decidió realizar un ajuste de los puntos correspondientes a tracción uniaxial y deformación plana, que es la zona del diagrama en la que solían cortar con la curva de predicción la gran mayoría de los casos simulados en stretch-bending, mediante una curva tipo $xy = cte$. En fractura esta curva tiene un significado físico, pues es representativa del daño que acumula el material. Sin embargo, en necking este significado no estaría igualmente justificado y resulta interesante analizar las predicciones que se obtendrían.

4.4. Predicciones en ensayos de stretch bending

Una vez se han obtenido las curvas de predicción según los ensayos Nakazima para los distintos criterios que se han considerado, ahora se va a probar la efectividad de estas curvas para predecir el inicio de la estricción en ensayos de stretch-bending. Pero antes de presentar los resultados para cada tipo de curva, primero se va a hacer una breve descripción de cómo se ha llevado a cabo la extracción y procesamiento de datos en general y algunos detalles a tener en cuenta.

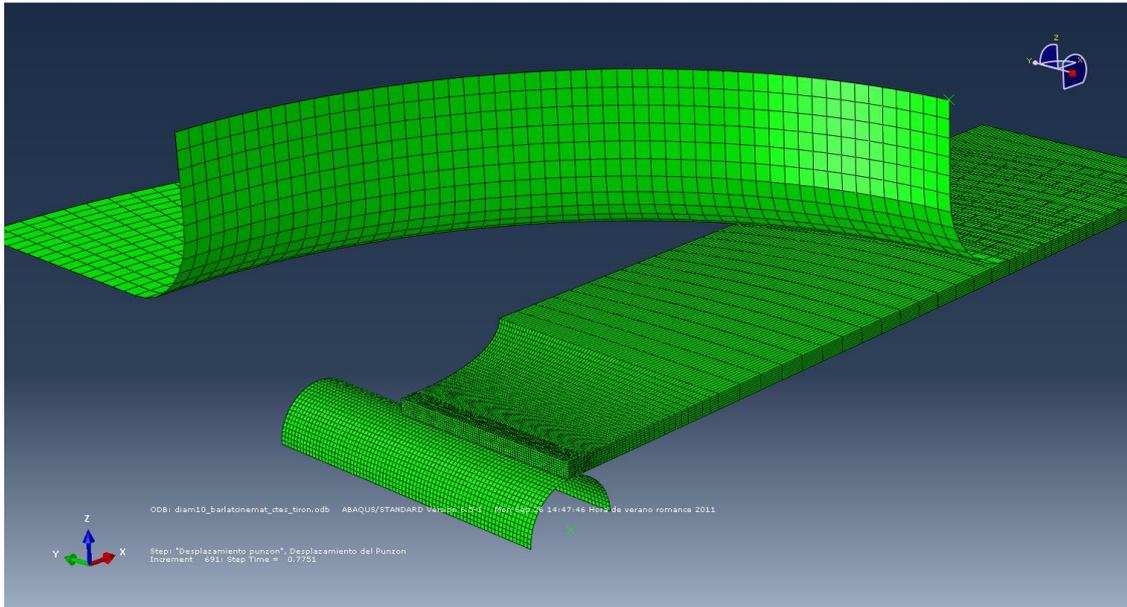


Figura 37. Ejemplo del montaje virtual en Abaqus/Standard de los ensayos de stretch-bending para el caso del punzón de $\phi 10\text{mm}$.

En primer lugar, el objetivo de estos ensayos consistirá en extraer los datos necesarios de las simulaciones para construir las evoluciones en el espacio polar y el espacio de la triaxialidad para un número de nodos establecido desde la cara interior, obtener el corte con las curvas de predicción ya calculadas y, en el instante de corte, tomar los valores correspondientes a la deformación principal máxima de la cara exterior, que es donde se han tomado los resultados experimentales.

El cálculo de las predicciones está basado en el criterio de las distancias críticas descrito en el capítulo 1, por lo que se barrerán los nodos necesarios para cada punzón considerado desde la superficie interior de la probeta (cara cóncava). Adicionalmente, se debe mencionar que todas las simulaciones de los ensayos de stretch-bending se han realizado con probetas bajo condiciones de deformación plana y que en los modelos la cantidad de nodos en el espesor aumenta a medida que el diámetro de los punzones disminuye.

La metodología de extracción de datos ha sido similar a la llevada a cabo para los ensayos Nakazima, con las excepciones de la sección longitudinal en que se han tomado los nodos. Ya se ha mencionado que en procesos donde los gradientes de tensión/deformación son importantes, la concentración de deformaciones en los instantes cercanos al fallo no se localiza en el doble plano de simetría. En este caso, se han simulado cinco ensayos diferentes con punzones cilíndricos de diferente diámetro, en concreto, $\phi 20\text{mm}$, $\phi 10\text{mm}$, $\phi 5\text{mm}$, $\phi 3\text{mm}$ y $\phi 1\text{mm}$, cuya relación espesor-radio de punzón con la chapa es respectivamente de 0.16, 0.32, 0.64, 1.07 y 3.20, de tal forma que cuanto menor sea el diámetro, mayores serán los gradientes de tensión/deformación, y la concentración de deformaciones en los instantes cercanos al fallo se alejará más del centro de la probeta hacia los bordes en la sección central transversal. En la siguiente figura se hace eco de este fenómeno, analizando la deformación en el espesor en los instantes cercanos al fallo por estricción según los resultados experimentales, para los casos del punzón de $\phi 20\text{mm}$, con menor efecto de flexión, y para el punzón de $\phi 3\text{mm}$. Nótese que para el punzón de $\phi 20\text{mm}$ se muestra la zona derecha al plano de simetría en la longitud de la probeta, es decir, el punto correspondiente al doble plano de simetría se encontraría a la izquierda de la sección mostrada en la Figura, mientras que en el caso del punzón de $\phi 3\text{mm}$ ocurre lo contrario, se muestra la zona izquierda de la probeta al plano de simetría en su longitud y, por tanto, el punto que corresponde al doble plano de simetría se localiza esta vez a la derecha en la sección de la Figura.

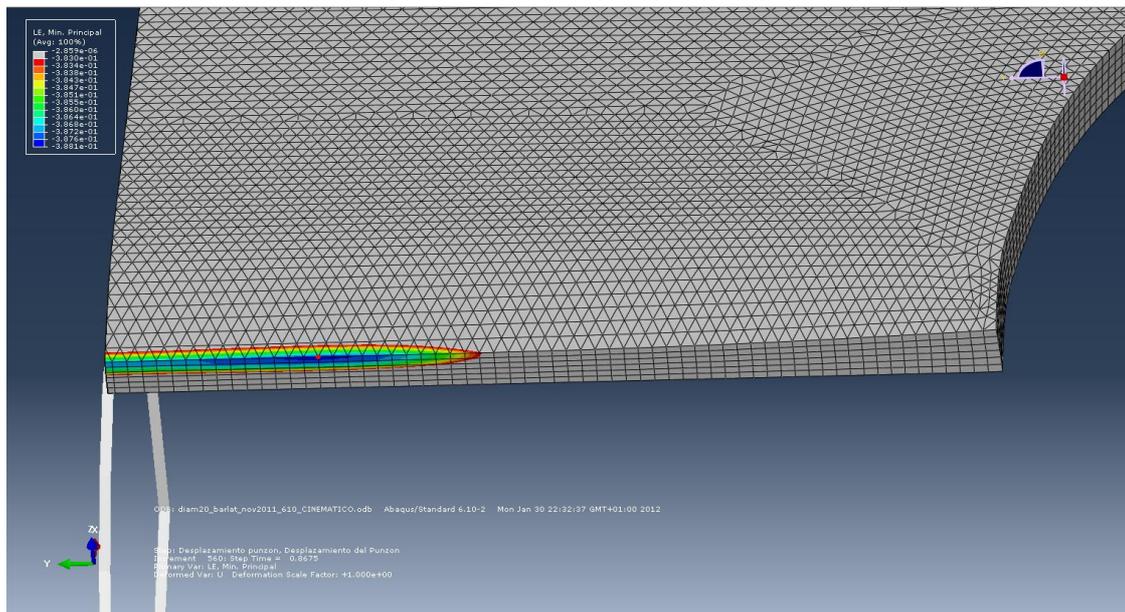


Figura 38. Localización de la concentración de deformaciones en el espesor para la simulación del ensayo con punzón de diámetro $\phi 20\text{mm}$.

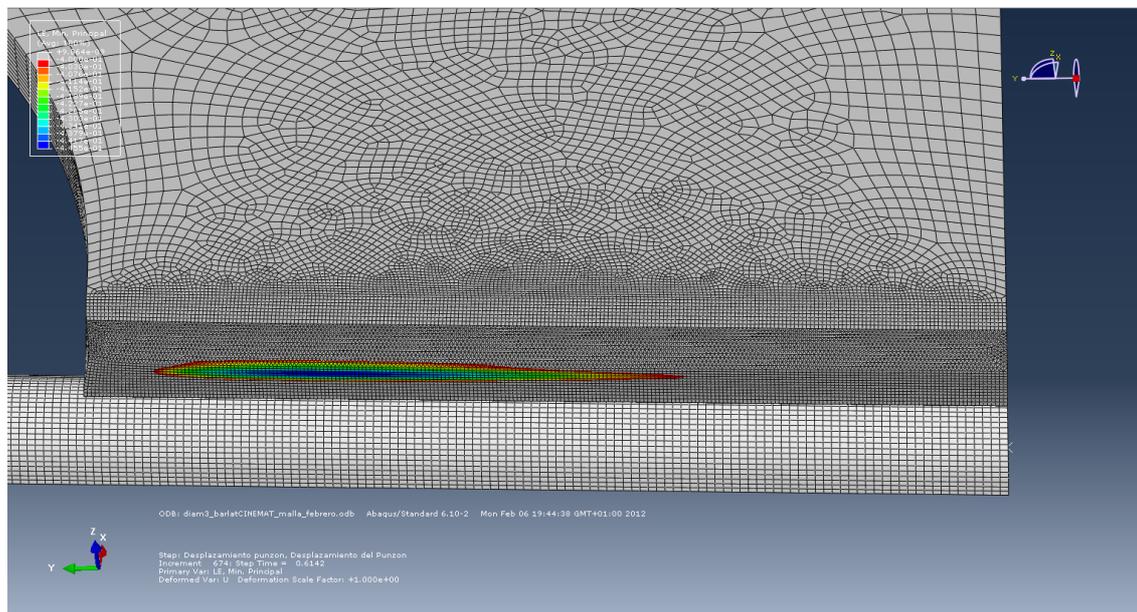


Figura 39. Localización de la concentración de deformaciones en el espesor para la simulación del ensayo con punzón de diámetro $\phi 3\text{mm}$.

En la Figura 38 se observa cómo para el punzón de $\phi 20mm$ la localización de la concentración de las deformaciones en el espesor se encuentra en torno a un 75% del semiancho de la probeta medido desde su borde, mientras que para el punzón de $\phi 3mm$ este punto se localiza cerca del 25-30% del semiancho de la probeta medido desde su borde. Para los demás punzones se observa un comportamiento similar, de forma que para $\phi 10mm$ la concentración se localiza aproximadamente a un 50% del semiancho de la probeta y para los punzones de $\phi 5mm$ y $\phi 1mm$ en torno a un 30% y 20% del semiancho, respectivamente.

Por otro lado, para aplicar el criterio de las distancias críticas será necesario un promediado de las variables de los nodos contenidos en el volumen de material considerado. En general, se estima que el volumen crítico de material que llegue a predecir el fallo no sobrepase el 50%-60% del espesor, por lo que no se han llegado a extraer los datos de todos los nodos contenidos en el espesor de la probeta para cada caso. El promediado de las variables de los nodos se ha realizado de tal forma que aquellos nodos contenidos en el interior del volumen de material, es decir, que no estén en la frontera de este, dupliquen su valor al estar compartido por dos elementos. La expresión del promediado para cualquier variable en un volumen de material cualquiera será la siguiente, donde N es el número de nodos que componen el volumen de material:

$$X_{promedio} = \frac{x_{exterior} + 2 \sum_{i=2}^{N-1} x_i + x_{interior}}{a}; \text{ con } \begin{cases} a = N \text{ para } N = 2 \\ a = N + 1 \text{ para } N = 3 \\ a = N + 2 \text{ para } N \geq 4 \end{cases} \quad (10)$$

Una vez se han extraído los datos necesarios se calcularán los cortes de cada evolución considerada con la curva de predicción obtenida anteriormente, de tal forma que primero se calculará el corte para la evolución del nodo de la cara interior (cóncava), luego el corte de la evolución del promedio entre el nodo de la cara interior y el siguiente, posteriormente la evolución del promedio entre los tres nodos inferiores en el espesor y así sucesivamente hasta llegar al número de nodos que se considere necesario para las predicciones (en torno al 50-60% del espesor de la probeta).

4.4.1 Predicciones con la epFLC polar

Las predicciones en el espacio polar se han realizado con las tres curvas calculadas a partir de los ensayos Nakazima para los puntos límite de la cara exterior de la probeta, los de la cara interior y un promedio de ambos. Entonces, para cada curva de predicción se van a calcular las predicciones de las evoluciones de los nodos del espesor considerados para cada punzón.

Generalmente, el nodo interior en cada caso suele presentar unos instantes iniciales con mayor cantidad de picos y cambios bruscos de curvatura. Como ya se ha explicado, esto se debe a efectos del contacto chapa-punzón y a pequeños errores numéricos. A medida que se van añadiendo nodos al promediado y aumentando el volumen del material, se van atenuando estos efectos en el espesor.

En las siguientes figuras se van a presentar las evoluciones que se han obtenido para cada punzón, tomando como ejemplo para cada caso representado diferentes volúmenes de material, junto con la curva de predicción del espacio polar para los nodos exteriores. Las evoluciones para las otras dos curvas propuestas son idénticas y solo cambiaría el punto de corte.

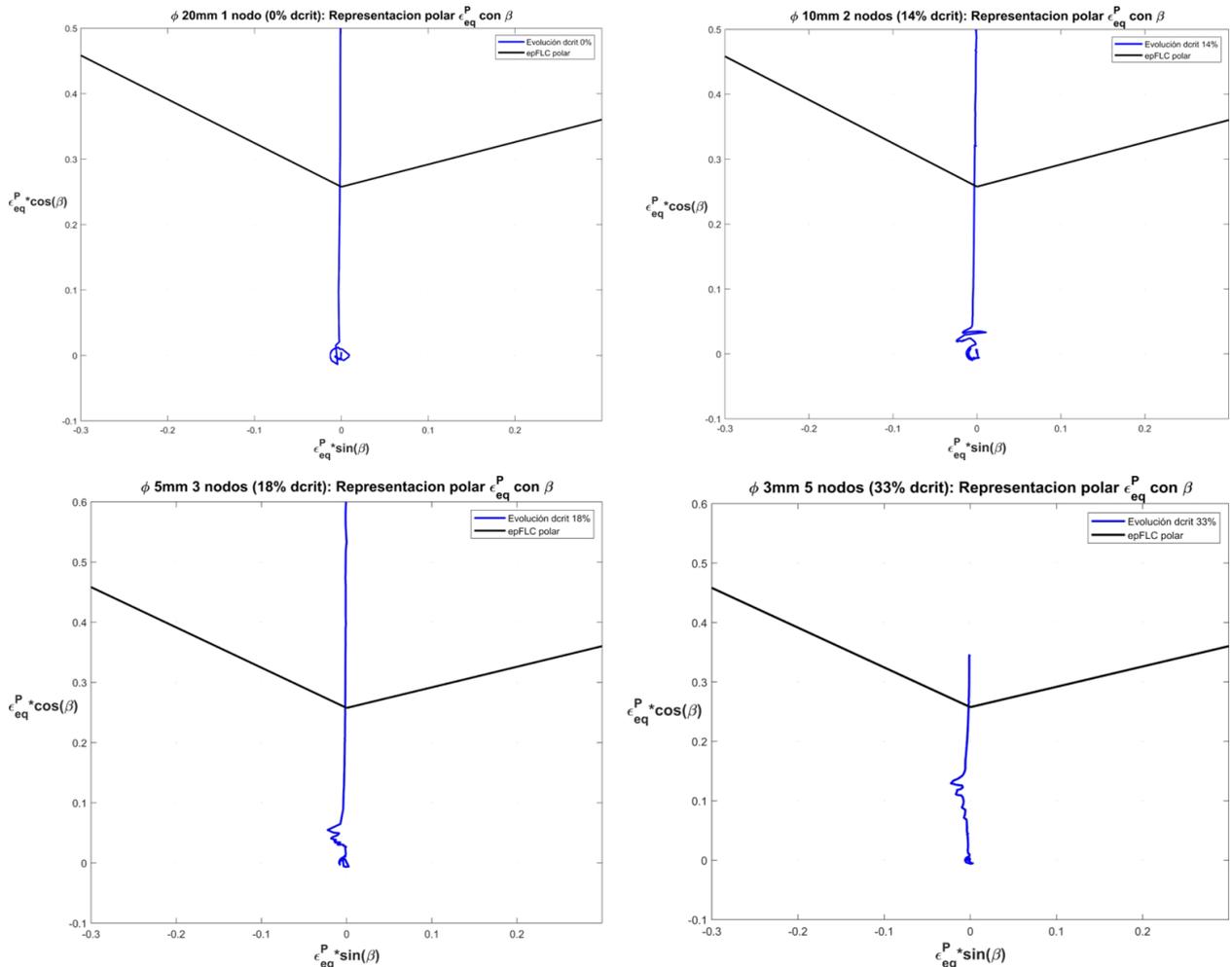


Figura 40. Evoluciones en el espacio polar obtenidas de los punzones de $\phi 20\text{mm}$, $\phi 10\text{mm}$, $\phi 5\text{mm}$ y $\phi 3\text{mm}$ para distintas distancias críticas en cada caso.

En la Figura 41 se debe notar la gran atenuación de los efectos en el inicio de la simulación en la superficie interior a medida que la distancia crítica crece. En concreto, este caso representado es el más extremo, con un punzón de $\phi 1\text{mm}$ que produce, además de grandes gradientes de deformación a lo largo del proceso, picos de deformación y tensión en el inicio en la cara interior de la probeta. Esto es debido a la indentación del punzón en la chapa antes de que esta se ajuste a su curvatura en el inicio de la simulación. No obstante, como se ve reflejado en la Figura 41, este efecto a medida que aumenta la distancia crítica se hace prácticamente inapreciable.

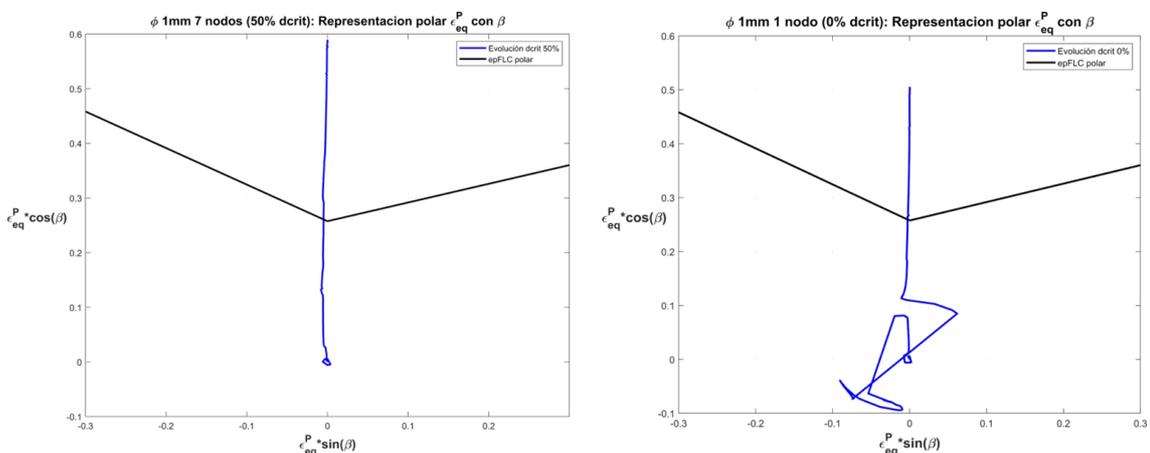


Figura 41. Comparación de las evoluciones obtenidas para $\phi 1\text{mm}$ para una distancia crítica del 50% (izquierda) frente a la obtenida para distancia crítica 0% (derecha).

Para cada curva de predicción se han obtenido cortes de las evoluciones con las mismas para cada distancia crítica considerada en cada simulación con diferentes punzones. A continuación, se han tabulado los resultados correspondientes a los puntos límite observados para las tres curvas de predicción propuestas.

Tabla 8. Predicciones realizadas para la curva de predicción de los nodos exteriores para cada punzón simulado y junto a los resultados experimentales.

$\phi 20mm$ $t_0/R = 0.16$		$\phi 10mm$ $t_0/R = 0.32$		$\phi 5mm$ $t_0/R = 0.64$		$\phi 3mm$ $t_0/R = 1.07$		$\phi 1mm$ $t_0/R = 3.20$		<i>Experimental</i>	
D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	Diámetro punzón	$\epsilon_{1,lim}$
0%	0.2906	0%	0.3694	0%	0.4710	0%	0.5316	0%	0.3143	$\phi 20mm$	0.328
16%	0.2906	14%	0.3694	9%	0.4735	8%	0.5303	8%	0.3092		
33%	0.2856	28%	0.3642	18%	0.4696	16%	0.5205	16%	0.2955	$\phi 10mm$	0.340
50%	0.2856	42%	0.3574	27%	0.4641	25%	0.5031	25%	0.2791		
-	-	57%	0.3492	36%	0.4564	33%	0.4771	33%	0.2632	$\phi 5mm$	0.423
-	-	71%	0.3418	45%	0.4477	41%	0.4458	41%	0.2580		
-	-	-	-	54%	0.4377	50%	0.4131	50%	0.2485	$\phi 3mm$	0.435
-	-	-	-	63%	0.4270	58%	0.3792	58%	0.2463		
-	-	-	-	72%	0.4150	-	-	-	-	$\phi 1mm$	0.329
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		

Tabla 9. Predicciones realizadas para la curva de predicción de los nodos interiores para cada punzón simulado y junto a los resultados experimentales.

$\phi 20mm$ $t_0/R = 0.16$		$\phi 10mm$ $t_0/R = 0.32$		$\phi 5mm$ $t_0/R = 0.64$		$\phi 3mm$ $t_0/R = 1.07$		$\phi 1mm$ $t_0/R = 3.20$		Experimental	
D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	Diámetro punzón	$\epsilon_{1,lim}$
0%	0.2965	0%	0.3760	0%	0.4758	0%	0.5371	0%	0.3203	$\phi 20mm$	0.328
16%	0.2965	14%	0.3760	9%	0.4768	8%	0.5361	8%	0.3161		
33%	0.2965	28%	0.3713	18%	0.4735	16%	0.5266	16%	0.3029	$\phi 10mm$	0.340
50%	0.2906	42%	0.3642	27%	0.4679	25%	0.5095	25%	0.2866		
-	-	57%	0.3565	36%	0.4612	33%	0.4869	33%	0.2708	$\phi 5mm$	0.423
-	-	71%	0.3482	45%	0.4524	41%	0.4571	41%	0.2603		
-	-	-	-	54%	0.4432	50%	0.4247	50%	0.2538	$\phi 3mm$	0.435
-	-	-	-	63%	0.4324	58%	0.3952	58%	0.2538		
-	-	-	-	72%	0.4221	-	-	-	-	$\phi 1mm$	0.329
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		

Tabla 10. Predicciones realizadas para la curva de predicción del promedio de los nodos para cada punzón simulado y junto a los resultados experimentales.

$\phi 20mm$ $t_0/R = 0.16$		$\phi 10mm$ $t_0/R = 0.32$		$\phi 5mm$ $t_0/R = 0.64$		$\phi 3mm$ $t_0/R = 1.07$		$\phi 1mm$ $t_0/R = 3.20$		Experimental	
D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	Diámetro punzón	$\epsilon_{1,lim}$
0%	0.2906	0%	0.3728	0%	0.4735	0%	0.5351	0%	0.3179	$\phi 20mm$	0.328
16%	0.2965	14%	0.3735	9%	0.4758	8%	0.5342	8%	0.3128		
33%	0.2906	28%	0.3694	18%	0.4723	16%	0.5245	16%	0.3005	$\phi 10mm$	0.340
50%	0.2856	42%	0.3616	27%	0.4666	25%	0.5071	25%	0.2836		
-	-	57%	0.3535	36%	0.4591	33%	0.4831	33%	0.2683	$\phi 5mm$	0.423
-	-	71%	0.3728	45%	0.4500	41%	0.4534	41%	0.2603		
-	-	-	-	54%	0.4399	50%	0.4208	50%	0.2538	$\phi 3mm$	0.435
-	-	-	-	63%	0.4735	58%	0.5351	58%	0.3179		
-	-	-	-	72%	0.4758	-	-	-	-	$\phi 1mm$	0.329
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-		

4.4.2 Predicciones con la curva en el espacio de la triaxialidad

A continuación, se van a mostrar los resultados de las predicciones en las simulaciones en los ensayos de stretch-bending, pero antes, es preciso representar las curvas que se han ido teniendo en cuenta, de las cuales se discutirán los resultados en el siguiente capítulo.

Como se ha mencionado anteriormente, la poca diversidad de condiciones de tensión/deformación en la probeta para la obtención de la curva de stretch-bending resulta en que solo se cuenta con tres puntos para la construcción de la curva de predicción. Este hecho tiene en este espacio mayor importancia pues, como se verá a continuación, las evoluciones en el espacio de la triaxialidad no cortan en una zona tan concreta como lo hacían en el espacio polar. Lo que sí se observa es que los puntos de corte se concentran en la zona decreciente de la curva de predicción, es decir, en la zona próxima a donde cortaban los Nakazima para deformación plana y a su izquierda en el diagrama en el espacio de la triaxialidad.

Además, al igual que lo que ocurría en las evoluciones en el espacio polar, la cara interior presentará mayores picos en la triaxialidad debido a errores numéricos y por el contacto chapa-punzón. De forma similar se observa que estos comportamientos se van atenuando al introducir en el promedio una mayor cantidad de nodos del espesor de la probeta.

En la Figura 42 se muestran las curvas de predicción que se han considerado finalmente en el proyecto. Además de las mostradas, en los primeros resultados que se fueron obteniendo se analizaron otras curvas que trataban de describir una tendencia entre los puntos límite tanto de la cara interior como de la cara exterior a través de interpolaciones lineales y usando splines sin introducir puntos intermedios. Finalmente se optó por descartar estas curvas de predicción iniciales al obtener unos resultados de predicciones no consistentes entre diferentes punzones e incluso entre diferentes distancias críticas.

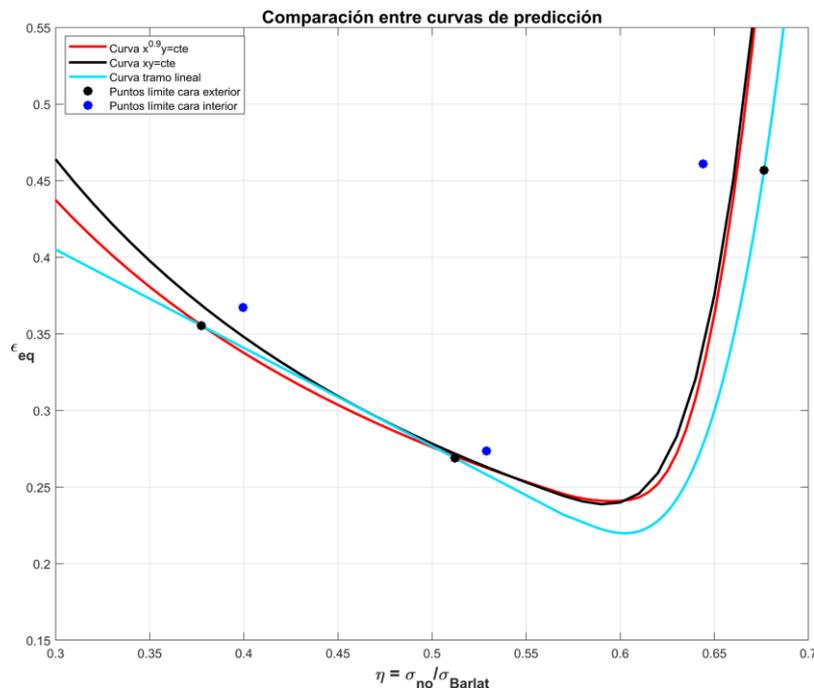


Figura 42. Curvas de predicción propuestas

Por otro lado, en la Figura 42 se muestra el ajuste de los puntos correspondientes a tracción pura y deformación plana mediante una curva del tipo $xy = cte$. Esta curva pasa aproximadamente por el promedio de los puntos de la cara exterior e interior y se ha conectado con los puntos de estado biaxial a través de un spline para que la transición fuera suave. Un comportamiento similar se mostró en la FLC en el espacio de la triaxialidad construida por Martínez-Donaire et ál. (2019) en la Figura 18, aunque aquí se observó que la tendencia entre deformación plana y tracción pura es algo más lineal. La curva tipo $xy = cte$ se propuso por sus características para reproducir la acumulación de daño en el material, aportando sentido físico al proceso.

Este enfoque funciona con éxito en la fractura, en cambio, cuando se trata de necking no tendría el mismo significado. No obstante, las predicciones que se han obtenido han sido lo suficientemente satisfactorias como para tener en cuenta la forma de la curva. Para ello, se ha terminado calculando un ajuste de la ecuación de esta curva para ceñirla a los puntos límite correspondientes a la cara exterior a partir de un exponente, de forma que la expresión de la curva ha quedado tal como se muestra en la Ecuación 11, consiguiendo así una ligera mejora en los resultados de las predicciones. Al igual que en la curva anterior, este ajuste está realizado solo para los puntos de tracción pura y deformación plana y la curva está representada en el intervalo de triaxialidad $(-\infty, 0.57]$. Este valor de triaxialidad, $\eta = 0.57$, que se impone en el intervalo viene dado por el cambio de tendencia, un mínimo en la curva, observado para aproximadamente este valor en la FLC de la Figura 18 obtenidas por Martínez-Donaire et ál. (2019). La otra rama de la curva de predicción, como se hizo anteriormente, simplemente une la curva anterior con el punto de la cara exterior correspondiente al estado biaxial mediante una interpolación por splines para una transición suave.

$$y = \frac{0.148}{x^{0.9}} \quad (11)$$

Finalmente, en la Figura 42 se observa una curva muy similar a las anteriores que está construida a partir de un tramo lineal que une los puntos límite de la cara exterior para las condiciones de tracción pura y deformación plana y se extiende hasta el valor de triaxialidad de $\eta = 0.57$ que se comentaba anteriormente. Igualmente que en las dos curvas anteriores, el último punto del tramo lineal se une con la zona biaxial con un spline que suavice la tendencia.

De la misma forma que se ha operado para presentar las evoluciones en el espacio polar, se van a representar para cada punzón la evolución de diferentes casos distancia crítica junto a la curva de predicción definida en la ecuación anterior.

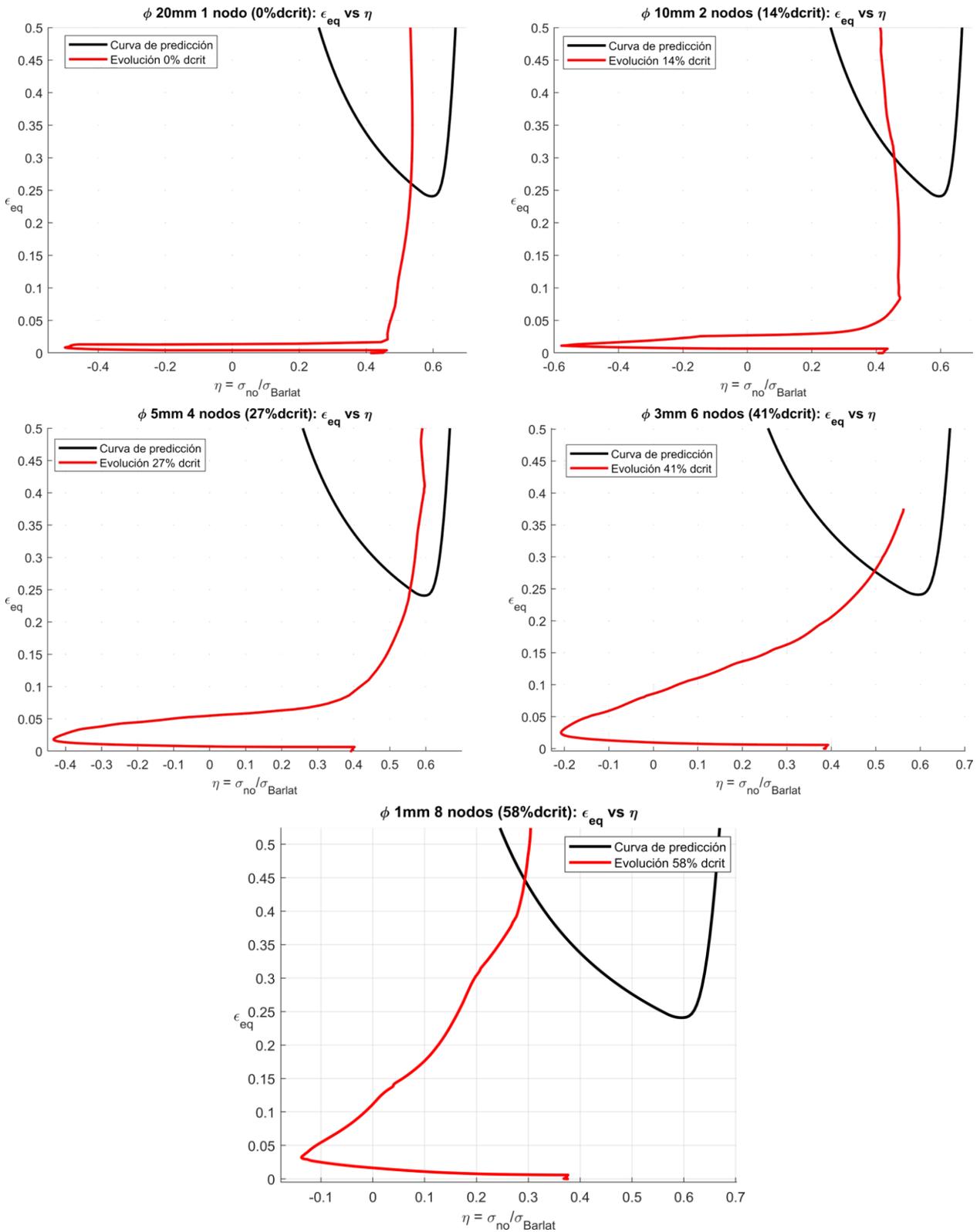


Figura 43. Evoluciones en el espacio de la triaxialidad obtenidas para punzones de ϕ 20mm, ϕ 10mm, ϕ 5mm, ϕ 3mm y ϕ 1mm, respectivamente, para diferentes distancias críticas.

Se puede observar que la tendencia de la curva es a ir abriéndose a medida que aumenta la distancia crítica y que el pico de la gráfica que lleva la curva a valores negativos de triaxialidad se va atenuando y suavizando también a medida que aumenta la distancia crítica, pero a su vez, el valor mínimo se hace más negativo cuanto menor sea el diámetro del punzón. Esto se debe, como pasaba en el espacio polar, al contacto del punzón con la chapa y a pequeños errores numéricos, en concreto, que el valor mínimo de triaxialidad crezca, en valor absoluto, tiene su razón en que la complejidad de este contacto aumenta y el punzón comienza indentándose en la chapa antes de que esta se adapte a su forma, originando tensiones mayores en la cara interior. En la Figura 44 se pueden confirmar estos hechos, tomándose como ejemplo el punzón de $\phi 5mm$, contrastando la evolución de la cara interior (cóncava) frente a la evolución de un conjunto de nodos con una distancia crítica del 27%. Por tanto, los efectos del contacto en la cara interior de la probeta se van reduciendo para mayores distancias críticas. La evidencia de que estos picos tan altos que se han obtenido en la triaxialidad representan errores numéricos y que no representan con precisión la realidad se puede encontrar en los trabajos realizados por Martínez-Donaire *et al.* (2019), donde se afirma que los valores de triaxialidad, en un caso ideal de chapa isotrópica, se encuentran acotados entre los valores de $\eta = 0.66$ y $\eta = -0.66$, correspondientes a las condiciones de tracción y compresión biaxial respectivamente.

Un aspecto importante a destacar es la traslación del punto de corte de las evoluciones a lo largo de la curva de predicción. Este hecho, no se ha observado para el espacio polar, donde todos los puntos de corte se concentraban en las proximidades de las condiciones de deformación plana, las mismas con las que se habían ensayado las probetas en estos ensayos de stretch-bending. Sin embargo, en el espacio de la triaxialidad, se puede observar cómo el punto de corte de la evolución con la curva de predicción se va trasladando a la izquierda, desde la zona de deformación plana constatada en los ensayos Nakazima hacia condiciones de tracción pura, a medida que disminuye el diámetro del punzón y la distancia crítica se acerca a la cara interior de la probeta. Estos efectos podrían ser consecuencia del aumento de la flexión y del gradiente de deformaciones y de la indentación del punzón en la chapa.

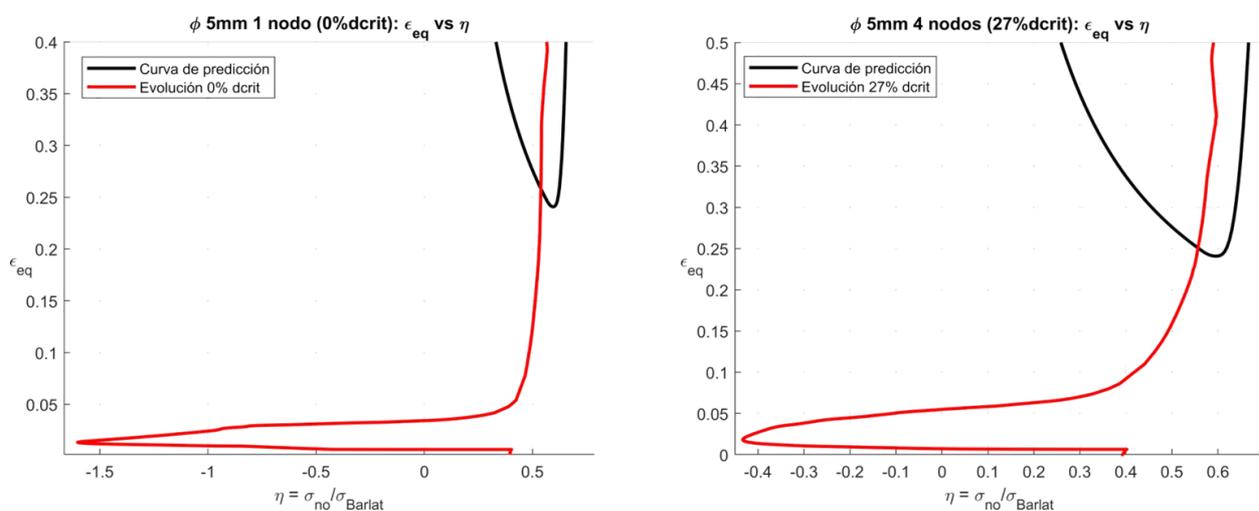


Figura 44. Comparación de las evoluciones para un mismo punzón ($\phi 5mm$) y diferente distancia crítica considerada.

En la siguiente tabla se muestran los resultados de las predicciones para las simulaciones de ensayos de stretch-bending en función de la distancia crítica para la curva de predicción basada en una curva $xy = cte$, ajustada según la Ecuación 11. Estos resultados son también representativos de las demás curvas mostradas en la Figura 42, ya que existen pequeñas variaciones entre ellas, siendo el caso de la tabla el que mejor ha llegado a reproducir las predicciones. Igualmente, se ha querido dejar constancia de los resultados obtenidos con las otras curvas de predicción, cuyos valores de corte para cada distancia crítica se presentan en la Tabla 12 y Tabla 13.

Tabla 11. Predicciones obtenidas para la curva tipo $x^{0.9}y = cte.$

$\phi 20mm$ $t_0/R = 0.16$		$\phi 10mm$ $t_0/R = 0.32$		$\phi 5mm$ $t_0/R = 0.64$		$\phi 3mm$ $t_0/R = 1.07$		$\phi 1mm$ $t_0/R = 3.20$		<i>Experimental</i>	
D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	Diámetro punzón	$\epsilon_{1,lim}$
0%	0.2906	0%	0.3982	0%	0.4710	0%	0.5321	0%	-	$\phi 20mm$	0.328
16%	0.2906	14%	0.3952	9%	0.4710	8%	0.5292	8%	-		
33%	0.2856	28%	0.3835	18%	0.4666	16%	0.5183	16%	-	$\phi 10mm$	0.340
50%	0.2807	42%	0.3708	27%	0.4601	25%	0.5031	25%	-		
-	-	57%	0.3598	36%	0.4538	33%	0.4848	33%	-	$\phi 5mm$	0.423
-	-	71%	0.3510	45%	0.4477	41%	0.4645	41%	0.4487		
-	-	-	-	54%	0.4399	50%	0.4458	50%	0.3917	$\phi 3mm$	0.435
-	-	-	-	63%	0.4337	58%	0.4247	58%	0.3551		
-	-	-	-	72%	0.4270	-	-	66%	0.3298	$\phi 1mm$	0.329
-	-	-	-	-	-	-	-	75%	0.3128		

Tabla 12. Predicciones obtenidas para la curva tipo $xy = cte.$

$\phi 20mm$ $t_0/R = 0.16$		$\phi 10mm$ $t_0/R = 0.32$		$\phi 5mm$ $t_0/R = 0.64$		$\phi 3mm$ $t_0/R = 1.07$		$\phi 1mm$ $t_0/R = 3.20$		<i>Experimental</i>	
D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	Diámetro punzón	$\epsilon_{1,lim}$
0%	0.2906	0%	0.4032	0%	0.4758	0%	0.5321	0%	-	$\phi 20mm$	0.328
16%	0.2906	14%	0.3982	9%	0.4710	8%	0.5292	8%	-		
33%	0.2856	28%	0.3869	18%	0.4666	16%	0.5183	16%	-	$\phi 10mm$	0.340
50%	0.2807	42%	0.3728	27%	0.4601	25%	0.5031	25%	-		
-	-	57%	0.3616	36%	0.4538	33%	0.4854	33%	-	$\phi 5mm$	0.423
-	-	71%	0.3523	45%	0.4477	41%	0.4662	41%	-		
-	-	-	-	54%	0.4399	50%	0.4474	50%	0.4136	$\phi 3mm$	0.435
-	-	-	-	63%	0.4337	58%	0.4286	58%	0.3704		
-	-	-	-	72%	0.4270	-	-	66%	0.3405	$\phi 1mm$	0.329
-	-	-	-	-	-	-	-	75%	0.3203		

Tabla 13. Predicciones obtenidas para la curva con tramo lineal.

$\phi 20mm$ $t_0/R = 0.16$		$\phi 10mm$ $t_0/R = 0.32$		$\phi 5mm$ $t_0/R = 0.64$		$\phi 3mm$ $t_0/R = 1.07$		$\phi 1mm$ $t_0/R = 3.20$		<i>Experimental</i>	
D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	D.Crit (%)	$\epsilon_{1,lim}$	<i>Diámetro punzón</i>	$\epsilon_{1,lim}$
0%	0.2856	0%	0.4019	0%	0.4696	0%	0.5299	0%	-	$\phi 20mm$	0.328
16%	0.2856	14%	0.3982	9%	0.4679	8%	0.5262	8%	-		
33%	0.2807	28%	0.3869	18%	0.4641	16%	0.5149	16%	-	$\phi 10mm$	0.340
50%	0.2764	42%	0.3724	27%	0.4564	25%	0.4998	25%	0.4505		
-	-	57%	0.3608	36%	0.4510	33%	0.4831	33%	0.4090	$\phi 5mm$	0.423
-	-	71%	0.3510	45%	0.4459	41%	0.4656	41%	0.3792		
-	-	-	-	54%	0.4399	50%	0.4474	50%	0.3535	$\phi 3mm$	0.435
-	-	-	-	63%	0.4324	58%	0.4286	58%	0.3342		
-	-	-	-	72%	0.4270	-	-	66%	0.3196	$\phi 1mm$	0.329
-	-	-	-	-	-	-	-	75%	0.3092		

5 ANÁLISIS DE LAS PREDICCIONES

En este capítulo se van a analizar los resultados obtenidos con las propuestas de las curvas de predicción ante las simulaciones de los ensayos de stretch-bending. Para ello, se han representado las predicciones realizadas para diferentes valores de distancia crítica frente a los resultados experimentales.

En primer lugar, es preciso mencionar que debido a que las simulaciones tienen mayor número de nodos en el espesor a medida que el diámetro del punzón disminuye, las distancias críticas obtenidas para una simulación no son iguales para los demás casos con diferente diámetro de punzón. Este hecho se ha podido ver también en la Tabla 11, donde se muestran los resultados de la predicción junto a su distancia crítica. En la siguiente tabla se representan los porcentajes de distancia crítica ligados a cada nodo de cada tipo de punzón, junto al número de nodos totales en el espesor de cada uno:

Tabla 14. Porcentaje de distancia crítica por nodo para cada tipo de punzón

<i>Nodos\Punzón</i>	$\phi 20mm$ (7 Nodos)	$\phi 10mm$ (8 Nodos)	$\phi 5mm$ (12 Nodos)	$\phi 3mm$ (13 Nodos)	$\phi 1mm$ (13 Nodos)
1	0%	0%	0%	0%	0%
2	16.67%	14.29%	9.09%	8.33%	8.33%
3	33.33%	28.57%	18.18%	16.67%	16.67%
4	50%	42.86%	27.27%	25%	25%
5	66.66%	57.14%	36.36%	33.33%	33.33%
6	83.33%	71.43%	45.45%	41.67%	41.67%
7	100%	85.71%	54.54%	50%	50%
8	-	100%	63.63%	58.33%	58.33%
9	-	-	72.72%	66.67%	66.67%

La comparación de los resultados obtenidos con la curva experimental se ha realizado construyendo un diagrama que represente la deformación principal máxima límite ($\epsilon_{1,lim}$) frente al parámetro que relaciona el espesor de la chapa, $1.6mm$, con el radio del punzón (t_0/R). Vistas las diferencias de distancia crítica entre las predicciones de cada tipo de punzón, se han interpolado linealmente los datos para realizar curvas de predicción a distancia crítica constante para todos los punzones en el diagrama con t_0/R . Además, se han comprobado las tendencias de los resultados de los diferentes punzones para verificar que la interpolación lineal sea válida. Así, en la Figura 45 se muestra un diagrama $\epsilon_{1,lim}$ vs. $\%d_{crit}$ para el punzón de $\phi 3mm$ en las predicciones de la curva polar con los nodos exteriores como ejemplo, demostrando que con un simple ajuste lineal bastaría en este caso.

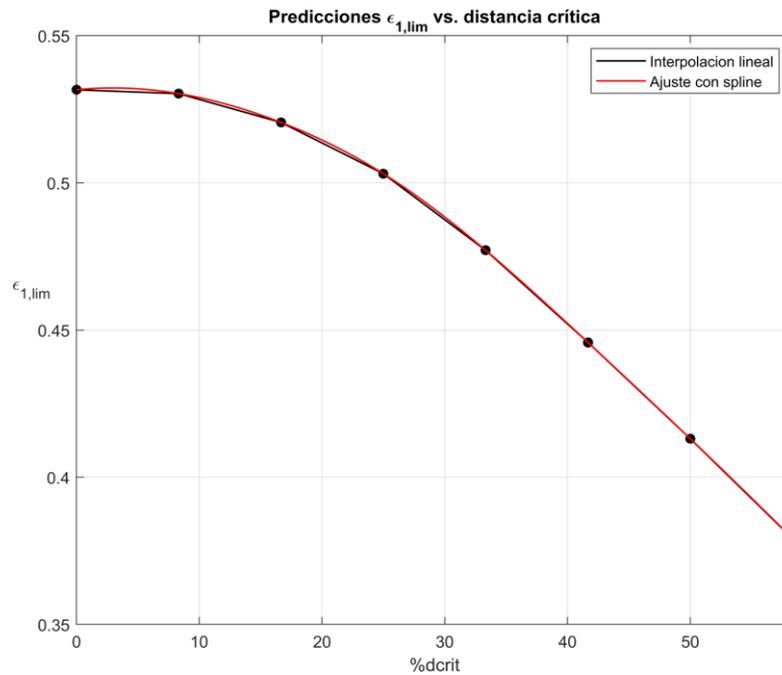


Figura 45. Evolución de los resultados del punzón de $\phi 3\text{mm}$ en función de la distancia crítica para la curva de predicción polar de la cara exterior. Comparación entre el ajuste lineal (negro) y el ajuste mediante spline (rojo).

Por último, antes de presentar los resultados, se debe destacar un pequeño apunte acerca de los datos de partida experimentales de Martínez-Donaire. Concretamente, se trata de la dispersión mostrada en los ensayos de stretch-bending experimentales para el punzón de $\phi 20\text{mm}$. En el caso de que se representase una media de los resultados experimentales esta dispersión no se tendría completamente en cuenta y las predicciones podrían distanciarse más de lo esperado para un punzón en el que, a priori, no debería haber demasiados problemas para predecir al tener unos gradientes de tensión/deformación relativamente bajos. Por ello, se ha optado por tomar para cada punzón todos los puntos experimentales obtenidos y a partir de ellos trazar una tendencia razonable.

5.1. Curva polar (epFLC polar)

Los resultados que se han obtenido para las tres curvas de predicción en el espacio polar se van a representar en las siguientes figuras. Además, se va a realizar una pequeña comparación entre ellas para confirmar que las predicciones provenientes de la curva de predicción construida a partir de los nodos de la cara exterior es el caso en el que mejores resultados se han conseguido.

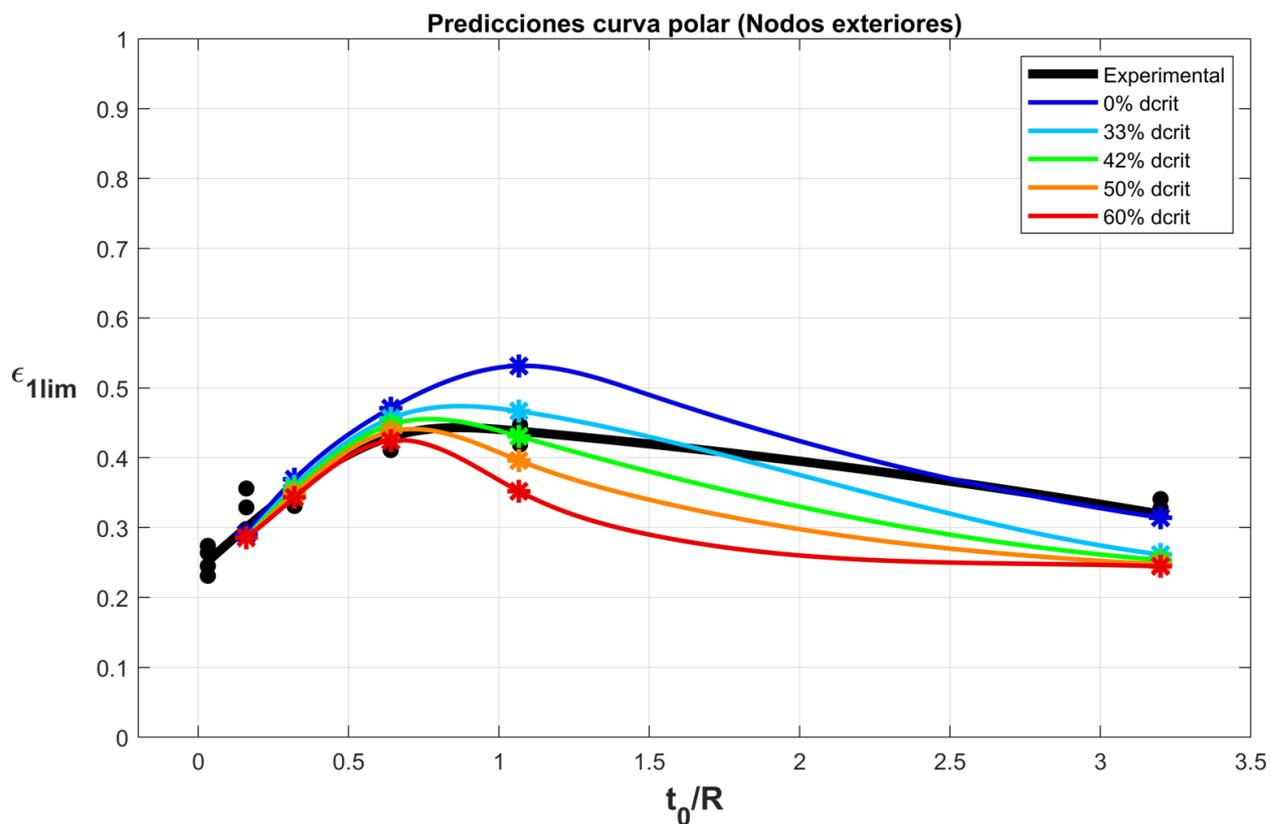


Figura 46. Predicciones de la curva polar, obtenida con los nodos exteriores, para diferentes distancias críticas junto a la curva experimental (en negro).

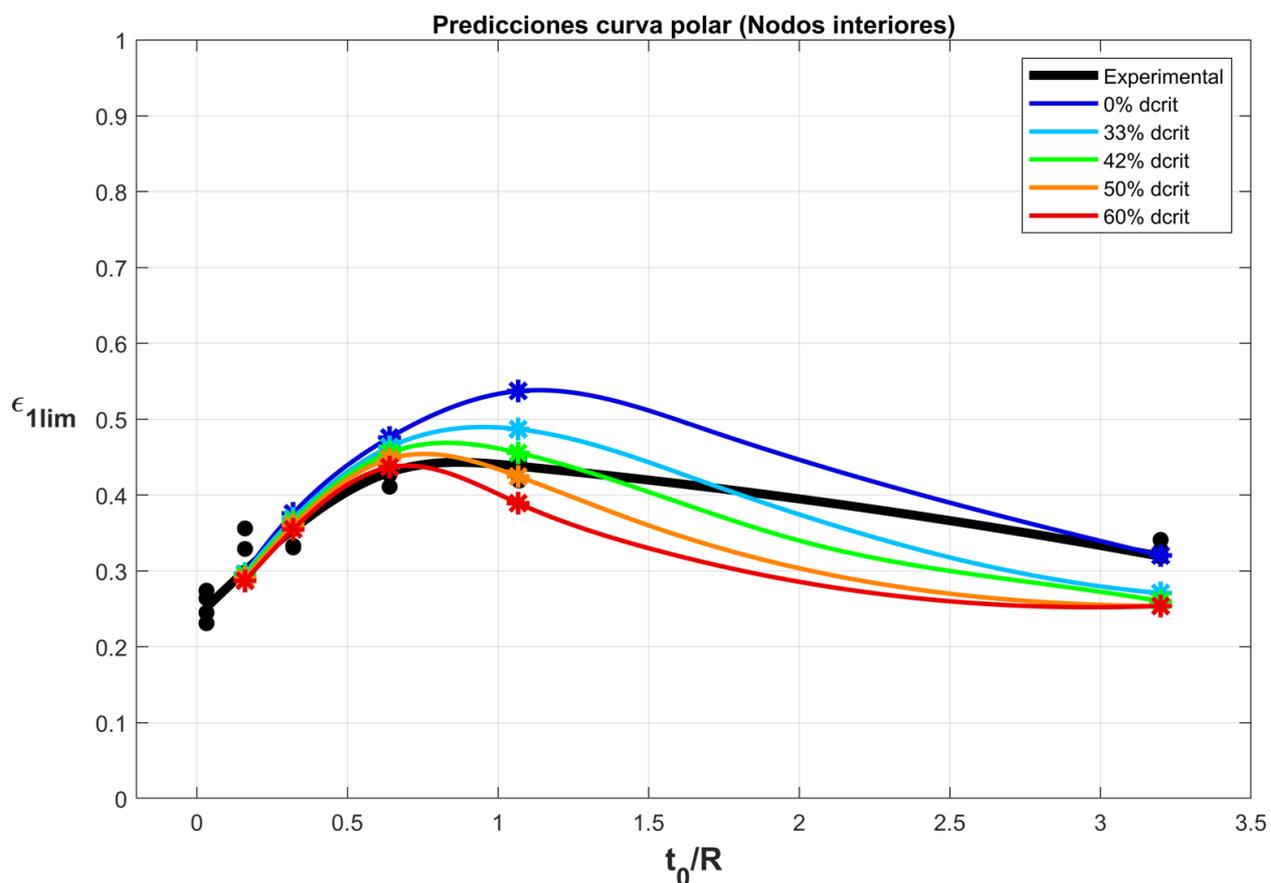


Figura 47. Predicciones de la curva polar, obtenida con los nodos interiores, para diferentes distancias críticas junto a la curva experimental (en negro).

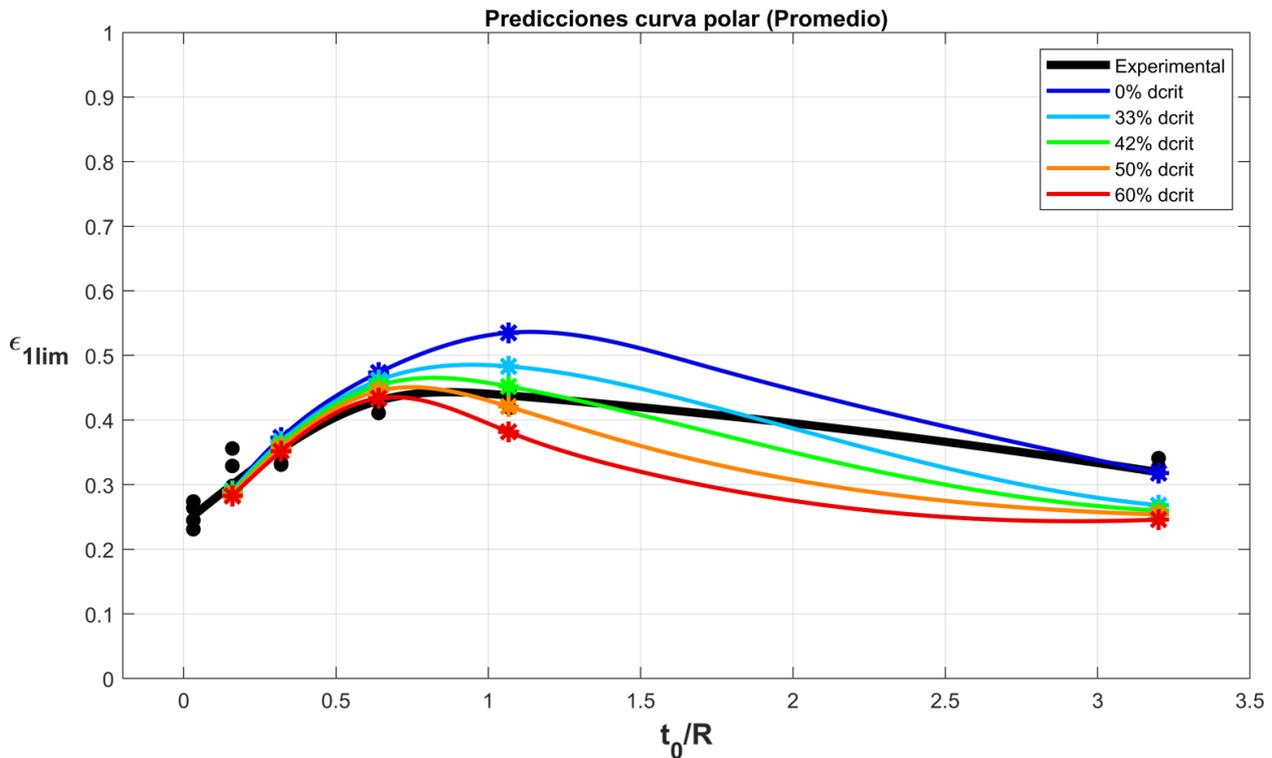


Figura 48. Predicciones de la curva polar, obtenida con el promedio de los nodos exteriores e interiores, para diferentes distancias críticas junto a la curva experimental (en negro).

Como es de esperar, los resultados son similares y se diferencian únicamente en pequeños detalles, aunque a continuación se va a analizar con mayor profundidad. En cuanto a aspectos semejantes, se observa cómo las predicciones se aproximan a la forma de la curva experimental razonablemente bien, donde para las distancias críticas de entre 40-50% se ajustan, no solo en la forma, sino también en los valores obtenidos. Además, se debe resaltar la mayor dispersión de las predicciones en el punzón de $\phi 3mm$ respecto a los demás punzones de diferente diámetro. No obstante, el punto experimental se encuentra inmerso en el intervalo de las distancias críticas que se han considerado para el punzón de $\phi 3mm$ y resulta de ayuda para calcular la distancia crítica de predicción óptima, ya que en los demás punzones la diferencia entre dos predicciones con distancias críticas diferentes es menor, como es evidente, por la menor dispersión de los resultados para un mismo punzón.

Por otro lado, en el punzón de $\phi 1mm$ las predicciones se distancian ligeramente del dato experimental, esto puede ser debido a la complejidad del modelado del efecto de la intensa flexión en este caso e incluso de la indentación del propio punzón en el material en los instantes iniciales. Además, como se ha comentado en la introducción del capítulo su motivo, en las figuras se destaca la concentración de las predicciones para el punzón de $\phi 20mm$ en una pequeña banda que se encuentra cercana a uno de los resultados de los ensayos reales pero se observa una gran dispersión de los otros valores experimentales para el mismo punzón, a los que sí se encuentra esta predicción más distante, y donde no hay un efecto del gradiente de tensión/deformación demasiado importante.

Para concluir, se puede afirmar que, a la vista de los resultados de las predicciones con las tres curvas, la sensibilidad de las predicciones en función de los nodos elegidos, ya sean de la cara exterior, la superficie interior de la chapa o un promedio de ambas, es relativamente baja pues la distancia crítica de predicción óptima termina por oscilar entre los valores de 40-50%. Este hecho es positivo pues no habrá una diferencia de distancia crítica demasiado elevada entre obtener las predicciones con una curva construida a través de los nodos exteriores respecto de los nodos interiores. En todo caso, en este estudio se ha querido enfatizar el uso de la cara exterior para estar en concordancia con la superficie en la que se obtuvieron los resultados experimentales.

5.2. Curva en el espacio de la triaxialidad

A partir de los resultados de las predicciones que se mostraron en el capítulo anterior se han construido diferentes diagramas $\epsilon_{1,lim}$ vs. t_0/R para cada tipo de curva de predicción considerada en el espacio de la triaxialidad.

En primer lugar, se van a mostrar las predicciones obtenidas mediante la curva $xy = cte$. Esta curva fue la alternativa propuesta frente a la interpolación lineal de los puntos obtenidos de las simulaciones de Nakazima. Las predicciones son similares a las que se tendrán para la curva $x^{0.9}y = cte$, sin embargo, se quiere destacar el punto de partida a partir del cual luego se han mejorado las predicciones ajustando el exponente de la expresión y acercándola a los puntos de la cara exterior obtenidos en las simulaciones de Nakazima. En la Figura 49 se representan las predicciones de esta curva $xy = cte$ para las distancias críticas que se han considerado más relevantes en el diagrama $\epsilon_{1,lim}$ vs. t_0/R . De la figura se debe destacar la relación entre el diámetro del punzón y la dispersión de las curvas a distancia crítica constante, donde para valores t_0/R bajos, las predicciones están próximas entre sí, mientras que si el valor de t_0/R aumenta (para $\phi 3mm$ y $\phi 1mm$), comienzan a distanciarse las curvas. Este efecto puede ser consecuencia de la flexión más acusada que se ve involucrada en los punzones de menor diámetro. En contraposición, se observa cómo las predicciones de entre 50-60% sí se ajustan aproximadamente a la curva experimental, con la ligera excepción del punzón de $\phi 1mm$, cuyas predicciones están un poco por encima de la curva experimental. Por tanto, se van tomar como inválidas aquellas predicciones menores del 50% de distancia crítica por la mayor influencia del gradiente de deformaciones observable en este punzón.

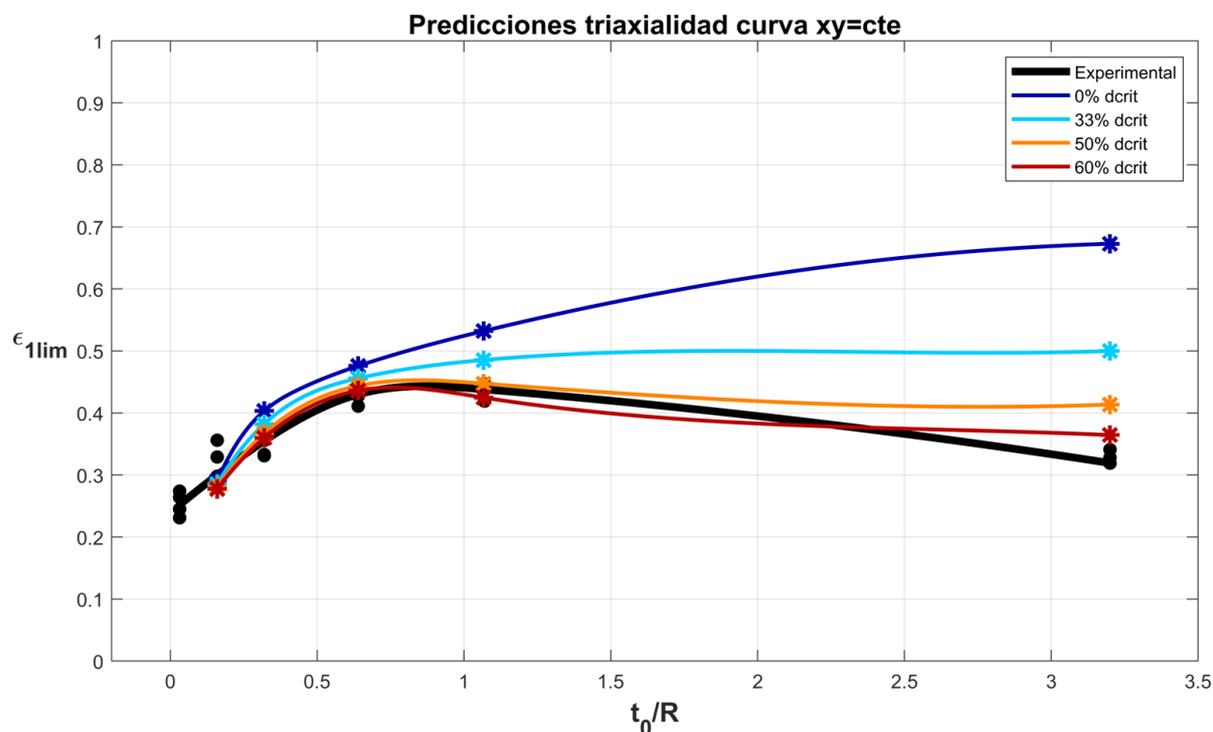


Figura 49. Representación de las predicciones obtenidas con la curva $xy = cte$ para distancias críticas constantes en función del parámetro t_0/R

Por otro lado, en la Figura 50 se han representado las predicciones obtenidas a partir de curvas de predicción tipo $x^{0.9}y = cte$, operando de la misma forma que en la gráfica anterior. En ella, se debe destacar el comportamiento de las predicciones para distancias críticas del orden de 50-55%, que se ajusta razonablemente bien a la curva experimental. Aquí se ve una pequeña mejora respecto a la curva $xy = cte$, pues debido a que la distancia crítica de predicción se reduce y se aproxima a lo que se propondría en la Mid-Plane-Rule, las predicciones en el punzón de $\phi 1mm$ se ajustan mejor a la curva experimental. Del mismo modo que en la figura anterior, las predicciones obtenidas en distancias críticas menores de un 40-50% quedarían invalidadas por no aproximarse adecuadamente a los resultados experimentales.

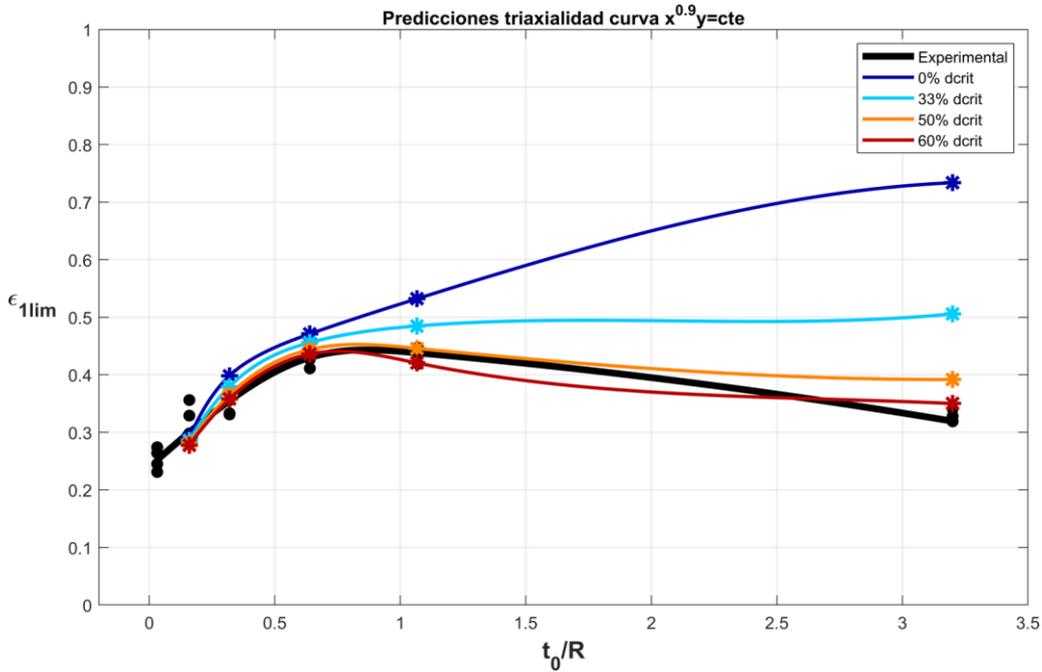


Figura 50. Representación de las predicciones obtenidas con la curva $x^{0.9}y = cte$ para distancias críticas constantes en función del parámetro t_0/R .

Finalmente, en la siguiente figura se han representado las predicciones obtenidas para la curva de predicción con el tramo que une los puntos del nakazima en condiciones de tracción pura y deformación plana de forma lineal, tal y como se mostraba en la Figura 42. Las predicciones son muy similares a las que se han obtenido para la curva tipo $xy = cte$ y su modificación posterior puesto que son prácticamente coincidentes en muchas zonas del diagrama. En lo que sí mejora sustancialmente esta curva propuesta es para el punzón de $\phi 1mm$, fruto de que la curva corta a las evoluciones obtenidas para este punzón en deformaciones ligeramente menores, adelantando el punto de predicción.

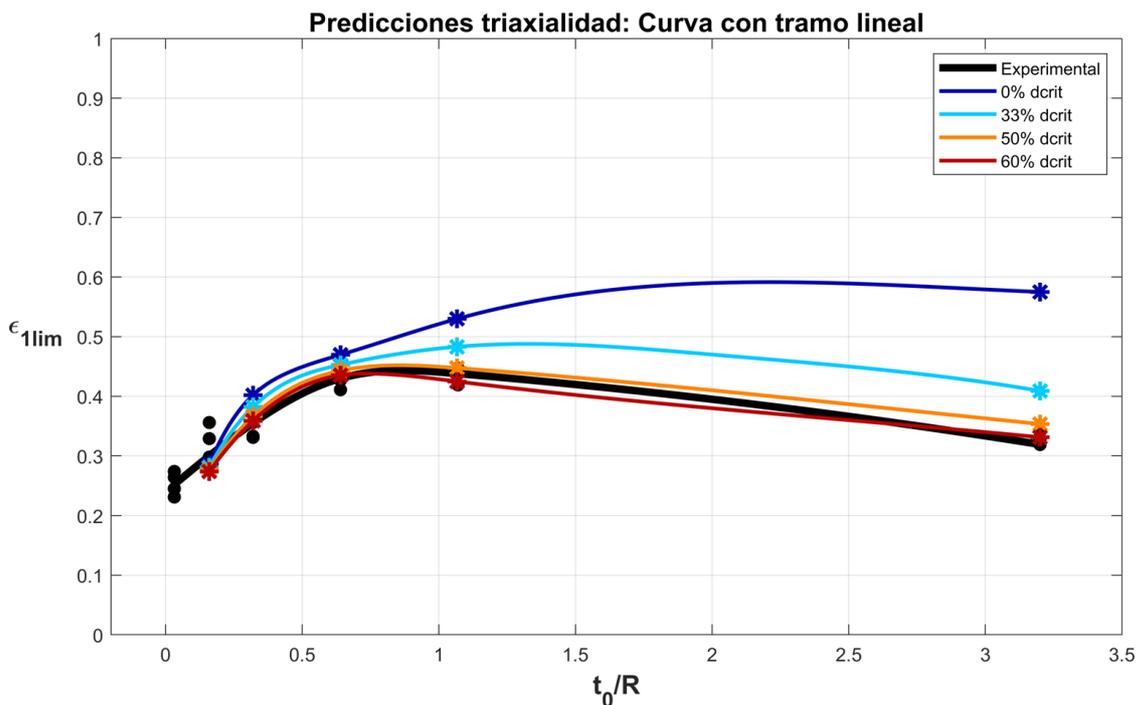


Figura 51. Representación de las predicciones obtenidas con la curva con tramo lineal para distancias críticas constantes en función del parámetro t_0/R .

En términos generales, se observan semejanzas entre las predicciones en el espacio de la triaxialidad y en el espacio polar. En concreto, se vuelve a resaltar la desviación de los resultados en el punzón de $\phi 20mm$, fruto de la dispersión hallada en los ensayos experimentales, y también una mayor dispersión de las predicciones en el punzón de $\phi 3mm$, que al igual que en el espacio polar el punto experimental cae dentro del intervalo de distancias críticas comprendidas en el espesor de la chapa. Por tanto, estas características se deben al modelo numérico empleado y no al espacio en el que se trabaje.

5.3. Comparación entre distintos criterios

A la vista de los resultados anteriores, se van a representar en la siguiente figura las mejores predicciones que se han ido obteniendo para las diferentes curvas de predicción que se han descrito.

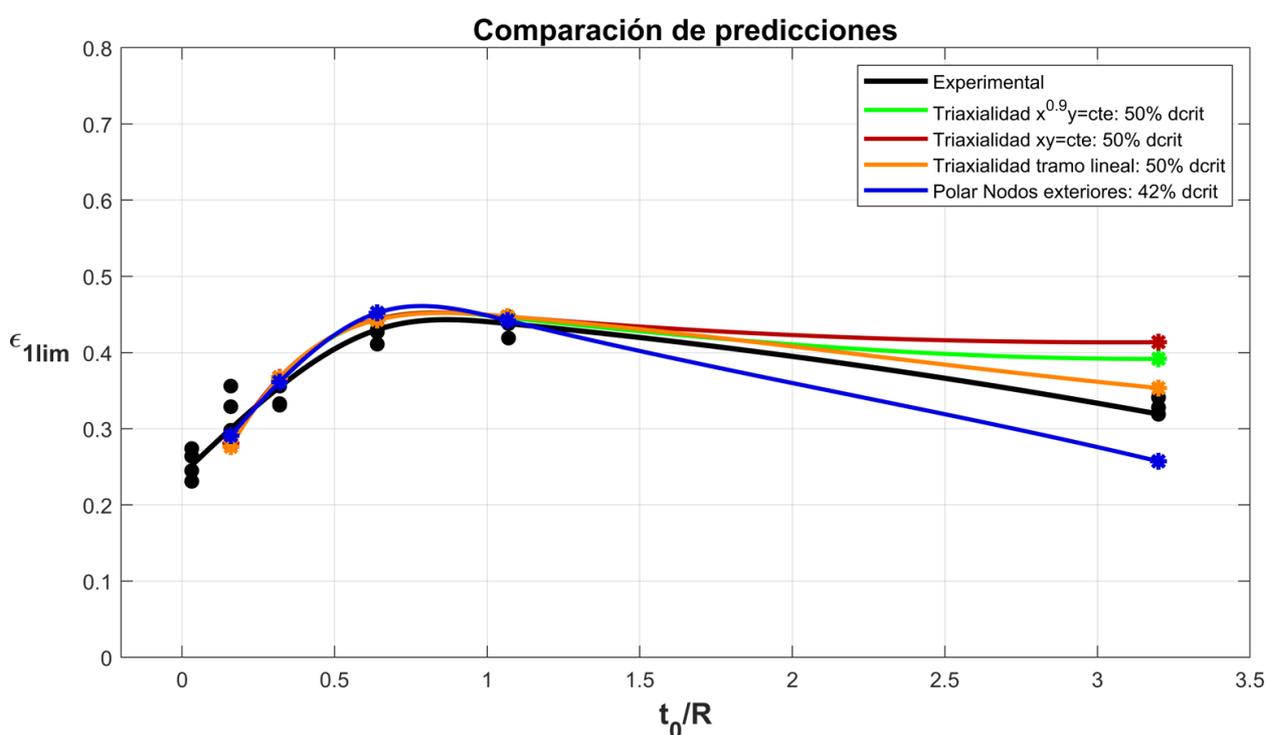


Figura 52. Comparación de las mejores predicciones obtenidas.

En la Figura 52, se ha querido hacer hincapié ya en discutir qué curva es capaz de predecir mejor el fallo por estricción, pero a un nivel de precisión mayor. Por este motivo, se ha ampliado considerablemente la escala en el eje de ordenadas, donde se representa la deformación principal máxima de la cara exterior, de forma que se puedan diferenciar pequeños detalles entre las distintas curvas.

Si bien las predicciones en el espacio de la triaxialidad se han confirmado como una alternativa a la predicción del fallo por estricción mediante otras metodologías, el espacio de la polar tampoco se queda atrás. En la curva representada en el espacio de la polar, con una distancia crítica del 42%, aunque se observa que en el punzón de $\phi 1mm$ la predicción no es lo suficientemente satisfactoria, esta predicción estaría en todo caso siendo conservadora y guardando un pequeño margen de seguridad con los datos experimentales. Este hecho no se observa para las predicciones en el espacio de la triaxialidad en el punzón de menor diámetro. Por otro lado, la curva polar se termina ajustando adecuadamente a la curva experimental para los punzones con diámetro mayor a $\phi 1mm$, estando a la par de los resultados para las predicciones en el espacio de la triaxialidad e incluso mejorando en el caso de $\phi 20mm$.

En las siguientes tablas se han representado los valores de las predicciones de deformación principal máxima límite en la cara exterior obtenidas con las distintas curvas que se han comparado en la Figura 52 junto al error cometido respecto a los puntos experimentales. El cálculo del error se ha realizado según la expresión presentada en la ecuación 12.

$$\%Error = \frac{\epsilon_{1,lim}^{ext}(predicción) - \epsilon_{1,lim}^{ext}(experimental)}{\epsilon_{1,lim}^{ext}(experimental)} \times 100 \quad (12)$$

Tabla 15. Comparación de los resultados de las predicciones óptimas junto con el error cometido

		Experimental	Predicciones polar (curva nodos exteriores) con % <i>dcrit</i> = 42%		Predicciones triaxialidad (curva <i>xy = cte</i>) con % <i>dcrit</i> = 50%	
ϕ [mm]	t_o/R	$\epsilon_{1,lim}^{ext}$	$\epsilon_{1,lim}^{ext}$	% <i>Error</i>	$\epsilon_{1,lim}^{ext}$	% <i>Error</i>
20	0.16	0.328	0.2910	-11.28	0.2807	-14.42
10	0.32	0.340	0.3614	6.29	0.3672	8
5	0.64	0.423	0.4520	6.85	0.4438	4.91
3	1.07	0.435	0.4422	1.65	0.4474	2.85
1	3.20	0.329	0.2573	-21.79	0.4136	25.71

		Experimental	Predicciones triaxialidad (curva $x^{0.9}y = cte$) con % <i>dcrit</i> = 50%		Predicciones triaxialidad (curva <i>tramo lineal</i>) con % <i>dcrit</i> = 50%	
ϕ [mm]	t_o/R	$\epsilon_{1,lim}^{ext}$	$\epsilon_{1,lim}^{ext}$	% <i>Error</i>	$\epsilon_{1,lim}^{ext}$	% <i>Error</i>
20	0.16	0.328	0.2807	-14.42	0.2764	-15.73
10	0.32	0.340	0.3653	7.44	0.3666	7.82
5	0.64	0.423	0.4438	4.91	0.4429	4.70
3	1.07	0.435	0.4458	2.48	0.4474	2.85
1	3.20	0.329	0.3917	19.05	0.3535	7.45

Finalmente, se puede confirmar la validez y efectividad de predecir el fallo por estricción localizada en chapas de AA7075-O sometidas a procesos de stretch-bending bajo gradientes de tensión/deformación considerables mediante tanto el espacio polar, como el espacio de la triaxialidad. Ambas metodologías han demostrado la obtención de predicciones que reflejan de forma muy similar la tendencia experimental para unas distancias críticas del orden del 40% y del 50% para el espacio polar y el espacio de la triaxialidad, respectivamente.

6 CONCLUSIONES Y DESARROLLOS FUTUROS

6.1. Conclusiones

Ahora se presentan las conclusiones finales de este estudio, haciendo un breve comentario de los aspectos a destacar del documento.

El objetivo del proyecto era el de analizar el comportamiento de las predicciones del fallo por estricción en chapas de AA7075-O sometidas a procesos con gradientes de tensión/deformación realizadas para diferentes distancias críticas, en relación con los resultados experimentales obtenidos por Martínez-Donaire en 2012, usando el espacio polar y el espacio de la triaxialidad. Este enfoque trata de presentar como alternativas viables de la predicción de los límites de conformabilidad los nuevos espacios considerados, frente a el diagrama límite de conformado (FLD), ampliamente usado en la práctica y con determinadas limitaciones en cuanto a las condiciones de tensión/deformación de la chapa.

El espacio polar ya había sido ámbito de estudio en los últimos años de la mano de autores como Stoughton y, a priori, se conocían ciertas características y ventajas que este espacio presentaba, como una mayor insensibilidad de las curvas de predicción frente a caminos de deformación no proporcionales. Sin embargo, del espacio de la triaxialidad existen pocos estudios que estén relacionados directamente con el necking, cuya aplicación mayoritaria se había enfocado para fractura, donde este espacio ha sido explotado con éxito años atrás.

A la vista de los resultados presentados en el Capítulo 5: Análisis de las predicciones, se han extraído diversas conclusiones.

En primer lugar, en el espacio polar se ha demostrado la poca sensibilidad de la curva de predicción al estar construida a partir de los nodos de la cara exterior, interior o su promedio. Observándose posteriormente, predicciones muy similares y de la que se destacó finalmente la curva basada en los nodos exteriores para estar en concordancia con los resultados experimentales. De esta curva, se eligió la evolución del 42% de distancia crítica como óptima a pesar de las predicciones para el punzón de $\phi 1mm$, donde el mayor efecto de la flexión podría haber inducido a resultados que difieren ligeramente del dato experimental.

El efecto de una mayor flexión, inducida por los punzones a medida que disminuía su diámetro, se ha traducido en dificultad para conseguir predicciones más aproximadas a los datos experimentales. Esto se ha debido a que la complejidad del contacto chapa-punzón, la influencia de la indentación del punzón en la misma e incluso las inversiones de la carga a través del espesor a lo largo del proceso, crece a medida que la flexión adquiere más importancia. En el espacio polar, la flexión ha desembocado en una mayor dispersión de los resultados a medida que disminuía el diámetro del punzón y en desviaciones de las predicciones obtenidas, sobre todo para el punzón de $\phi 1mm$. Por otro lado, en el espacio de la triaxialidad parece ser que el efecto de la flexión e indentación se ha traducido en un desplazamiento hacia la izquierda del diagrama de los puntos de corte en la curva de predicción, provocando que estos cortes se situasen incluso en zonas próximas de valores de triaxialidad de tracción pura, aun habiéndose ensayado unas probetas en condiciones de deformación plana. Por tanto, se pone en evidencia que los valores de triaxialidad típicos que se conocían en los ensayos Nakazima para unas condiciones concretas, por ejemplo, deformación plana $\eta \sim 0.55$, no se mantienen a medida que aumenta el efecto de la flexión y de la indentación del punzón en la chapa; al contrario de lo que ocurría en el espacio polar, donde todos los puntos de corte se concentraban en la zona de deformación plana definida en los ensayos Nakazima.

Respecto a las predicciones obtenidas en el espacio de la triaxialidad se han concebido diferentes curvas de predicción en función de su forma, pues no se tiene constancia de la forma real de esta curva de predicción al no existir demasiados estudios en los que se haya profundizado en la predicción del necking. Además, todas las evoluciones han cortado con su respectiva curva de predicción en la zona izquierda del diagrama, aproximadamente entre los puntos obtenidos para tracción pura y deformación plana en los ensayos Nakazima, y se han ideado curvas similares a las que describió Martínez-Donaire (2019). De las tres curvas de predicción

que se han considerado finalmente, la primera, basada en una tendencia de la forma $xy = cte$ sirvió como punto de partida para comprobar que las predicciones que se obtenían eran válidas y luego averiguar cómo mejorarlas realizando algunos cambios. El primer cambio se basó en ajustar esta curva de la forma $xy = cte$ para acercarla a los puntos límite de los ensayos Nakazima obtenidos en la cara exterior, para, de la misma forma que se eligió la curva de los nodos exteriores en el espacio polar, estar en concordancia con los resultados experimentales. Así, esta curva, ahora de con la forma $x^{0.9}y = cte$, mejoraba ligeramente los resultados de la curva anterior. Por último, se observó que las evoluciones del punzón de $\phi 1mm$ mejoraban sustancialmente si se consideraba una tendencia simplemente lineal entre los puntos límite del Nakazima para tracción pura y deformación plana hasta valores de triaxialidad de $\eta = 0.57$, mientras que las predicciones para los demás punzones se mantenían prácticamente iguales a las de las anteriores curvas. Debido a la gran similitud entre las tres curvas, las predicciones obtenidas difieren en pequeños detalles entre ellas, obteniéndose valores de distancia crítica óptima para las predicciones del orden del 50%.

Finalmente, la comparación de los resultados finales pone de manifiesto la validez de las dos metodologías de extracción de predicciones, presentándose errores pequeños frente a la dispersión de los resultados experimentales. En concreto, se destaca la viabilidad y efectividad observada en el espacio de la triaxialidad, donde en el mejor de los casos se han conseguido predicciones con errores menores de un 10%, obviando el caso de $\phi 20mm$ donde la dispersión de los resultados experimentales era demasiado elevada.

6.2. Desarrollos futuros

A continuación, se deja constancia de las propuestas y desarrollos futuros que se han ideado para aquellos que que pretenden continuar con este estudio.

En primer lugar, se podrían realizar ensayos adicionales bajo condiciones de tensión/deformación intermedias a las que se han considerado en los Nakazima, es decir, por ejemplo entre tracción uniaxial y deformación plana. Estas condiciones se podrían imponer a través de punzones con diferentes radios de curvatura. Al obtener más puntos límite, la curva de predicción reflejará la realidad de forma más precisa y ayudarían en el caso del espacio de la triaxialidad, donde no se conoce cómo es realmente la forma de las curvas de predicción, a trazar una aproximación más acorde al comportamiento real de la chapa.

Por otro lado, las conclusiones de este trabajo ponen de manifiesto el potencial que tienen las herramientas consideradas. Por ello, sería necesario extrapolar estas herramientas de predicción a chapas de otros materiales, como otras aleaciones de aluminio o en aceros. De esta forma, se verificaría la validez de estas herramientas al cambiar el material de la chapa.

Respecto al modelo utilizado y los datos experimentales, sería conveniente realizar el mismo proceso inicial de los ensayos Nakazima pero particularizándolo al ensayo tipo Marciniak. Esto se debe a que el ensayo tipo Nakazima está realizado con un punzón hemiesférico de un diámetro que se ha considerado lo suficientemente grande, pero que todavía podría existir una pequeña influencia de la flexión en la chapa. Esto se podría solucionar con un ensayo tipo Marciniak, que es idéntico, salvo que el punzón utilizado es plano, lo cual elimina cualquier componente de flexión que pudiera existir.

Finalmente, sería interesante comprobar cómo funcionan las herramientas de predicción que se han analizado en procesos de stretch-bending pero bajo otras condiciones de estado de tensión/deformación diferentes a la deformación plana.

REFERENCIAS

- Arrieux, R., Bedrin, C. & Boivin, M., 1982. Determination of an intrinsic forming limit stress diagram for isotropic metal sheets. *Proc. 12th Biennial Congress of the International Deep Drawing Research Group, IDDRG*, pp. 61-71.
- Barata-Rocha, A., Barlat, F. & Jalinier, J. M., 1985. Prediction of the forming limit diagrams of anisotropic sheets in linear and non-linear loading. *Materials Science and Engineering*, Issue 68, pp. 151-164.
- Barlat, F. et al., 1997a. Yielding description for solution strengthened aluminum alloys. *International Journal of Plasticity*, Issue 13, pp. 385-401.
- Barlat, F., Lege, D. J. & Brem, J. C., 1991. A six-component yield function for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*, Issue 7, pp. 693-712.
- Bragard, A., Baret, J. C. & Bonnarens, H., 1972. A simplified technique to determine. *Rapport Centre de Recherche de la Metallurgie*, Issue 33, pp. 53-63.
- Bron, F. & Besson, J., 2003. A yield function for anisotropic materials. Application to alluminum alloys. *International Journal of Plasticity*, Issue 20, pp. 937-963.
- Charpentier, P., 1975. Influence of punch curvature on the stretching limits of sheet steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*, Issue 6, pp. 1665-1669.
- Col, A. & Balan, T., 2007. About the neglected influence of gradients on strain localisation. *Proc. Materials Processing and Design: Modeling, Simulation and Applications, NUMIFORM. Interlaken, Switzerland*, pp. 147-152.
- Dick, R. E., Yoon, J. W. & Stoughton, T. B., 2016. Path-independent forming limit models for multi-stage forming processes. *International Journal of Material Forming*, Issue 9, pp. 327-337.
- Eberle, B., Volk, W. & Hora, P., 2008. Automatic approach in the evaluation of the experimental FLC with a full 2D approach based on a time depending method. *Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet. Interlaken, Switzerland*, pp. 279-284.
- Feldmann, P., Schatz, M. & Aswendt, P., 2009. Automatic FLC-value determination from 4Dstrain data. *Proc. Biennial Congress of the International Deep Drawing Research Group, IDDRG. Colorado, USA*, pp. 533-546.
- Ghosh, A. K. & Laukonis, J. V., 1976. The influence of strain path changes on the formability of sheet steel. *9th Biennial Congress of the IDDRG, Sheet Metal Forming and Energy Conservation, ASM Publication*.
- GOM, 2008. Strain measurement system 3D, ARAMIS.
- Goodwin, G. M., 1968. Application of strain analysis to sheet metal forming in the press shop. *SAE paper*, Issue 680093.
- Goodwin, G., n.d. *Application of strain analysis to sheet metal forming in the press shop*. 680093, s.n.
- Graf, A. F. & Hosford, W. F., 1993a. Calculations of forming limit diagrams for changing strain paths. *Metallurgical Transactions A*, Issue 24A, pp. 2497-2501.
- Graf, A. F. & Hosford, W. F., 1993b. Effect of changing strain paths on forming limit diagrams of Al 2008-T4. *Metallurgical Transactions A*, Issue 24A, pp. 2503-2512.
- Kalpakjian, S. & Schmid, S. R., 2008. *Manufactura, ingeniería y tecnología*. quinta ed. México: PEARSON EDUCACIÓN.
- Keeler, S. & Backhofen, W., 1963. Plastic instability and fracture in sheet stretched over rigid punches. *Transactions of ASM*, Issue 56, pp. 25-48.

- Kitting, D., Offenheimer, A., Pauli, H. & Till, E. T., 2009b. Forming limits of stretch-bent steel sheets. *Proc. Congress of the International Deep Drawing Research Group, IDDRG. Golden, Colorado, USA*, pp. 425-435.
- Kleemola, H. J. & Pelkkikangas, M. T., 1977. Effect of predeformation and strain path on the forming limits of steel copper and brass. *Sheet Metal Industries*, Issue 63, pp. 591-599.
- Kumar Paul, S., 2013. Theoretical analysis of strain- and stress-based forming limit diagrams. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, Issue 48(3), pp. 177-188.
- Kumar Paul, S., 2015. Path independent limiting criteria in sheet metal forming. *Journal of Manufacturing Processes*, Issue 20, pp. 291-303.
- Marciniak, Z., Duncan, J. & Hu, S., 2002. *Mechanics of sheet metal forming*. Segunda ed. s.l.:Butterworth-Heinemann.
- Marciniak, Z. & Kuczynski, K., 1967. Limit strains in the processes of stretch-forming. *International Journal of Mechanical Sciences*, Issue 9, pp. 609-620.
- Martínez-Donaire, A. J., 2012. *Análisis del efecto del gradiente de deformaciones en el conformado de chapa metálica*. Tesis doctoral, Universidad de Sevilla, España.
- Martínez-Donaire, A. J. et al., 2019. Analysis of the influence of stress triaxiality on formability of hole-flanging by single-stage SPIF. *International Journal of Mechanical Sciences*, Issue 151, pp. 76-84.
- Martínez-Donaire, A. J., Vallellano, C., Morales, D. & García-Lomas, F. J., 2010. Experimental detection of necking in stretch-bending conditions: a critical review and new methodology. *Steel Research International, Special Edition Metal Forming*, Issue 81, pp. 785-789.
- Martínez-Palmeth, L. H., 2014. *Conformabilidad de chapa de acero de alta resistencia a tracción-flexión*. Tesis doctoral, Universidad de Sevilla, España.
- Martínez-Palmeth, L., Martínez-Donaire, A. J. & Vallellano, C., 2019. Formability limits of high-strength H240LA steel sheets under stress/strain gradients. *Mechanics of Materials*, Issue 132, pp. 47-56.
- Melbourne, S. H., Pietrowski, R. & Marsh, G., 1973. Testing HSLA steel's sensitivity to sheared edged cracking. *Report, Domintion Foundries and Steel Limited. Hamilton, Ontario, Canada*.
- 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, A. J., Vallellano, C. & García-Lomas, F. J., 2009. Bending effect in the failure of stretch-bend metal sheets. *International Journal of Material Forming*, Issue 2, pp. 813-816.
- Nakazima, K., Kikuma, T. & Asaku, K., 1968. Study on the formability of steel sheet. *Yawata Technical Report*, Issue 284, pp. 140-141.
- Procesos de Fabricación Aeronáutica, 2018/2019. *Bases para el análisis de los procesos de conformado de chapa*. Master de Ingeniería Aeronáutica, Escuela Superior de Ingenieros de Sevilla.
- Rubiales Duplas, M., 2017. *Predicción numérica del fallo por estricción en procesos de estirado de chapa con flexión*. Trabajo Fin de Grado, Universidad de Sevilla, España.
- Sène, N. A., Baland, P. & Arrieux, R., 2008. About necking detection to determine forming. *Proc. 17th International Scientific and Technical Conference Design and Technology of Drawpieces and Die Stampings, Poznan, Poland*, pp. 241-253.
- Simha, C. H., Gholipour, J., Bardelcik, A. & Worswick, M. J., 2007. Prediction of necking in tubular hydroforming using an extended stress-based forming limit curve. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, Issue 129, pp. 36-47.
- Situ, Q., Jain, M. & Bruhis, M., 2006. A suitable criterion for precise determination of. *Materials Science Forum*, pp. 111-116:519-521.
- Situ, Q., Jain, M. & Bruhis, M., 2007. Further experimental verification of a proposed. *Numerical Methods in Industrial Forming Processes, NUMIFORM, Porto, Portugal*, pp. 907-912.

- Stoughton, T. B., 2000. A general forming limit criterion for sheet metal forming. *International Journal of Mechanical Sciences*, Issue 42, pp. 1-27.
- Stoughton, T. B., 2008. Generalized metal failure criterion. *Proc. 7th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Processes, Numisheet. Interlaken, Switzerland*, pp. 241-246.
- Stoughton, T. B. & Yoon, J. W., 2011. A new approach for failure criterion for sheet metals. *International Journal of Plasticity*, Issue 27, pp. 440-459.
- Stoughton, T. B. & Yoon, J. W., 2012. Path independent forming limits in strain and stress spaces. *International Journal of Solids and Structures*, Issue 49, pp. 3616-3625.
- Stoughton, T. B., 2002. The influence of the material model on the stress-based forming limit criterion. *Internal report, Society of Automotive Engineers, SAE Technical Paper No. 2002-01-0157*.
- Taylor, D., 2008. The theory of critical distances. *Engineering Fracture Mechanics*, Issue 75, pp. 1696-1705.
- Tecnología de Fabricación, 2016. *Conformado de chapa - bases*. Grado en Ingeniería Aeroespacial, Escuela Superior de Ingenieros de Sevilla.
- Tecnología de Fabricación, 2016. *Conformado de chapa - estirado*. Grado en Ingeniería Aeroespacial, Escuela Superior de Ingenieros de Sevilla.
- Tecnología de Fabricación, 2016. *Conformado de chapa metálica (I y II)*. Grado en Ingeniería Aeroespacial, Escuela Superior de Ingenieros de Sevilla.
- Tharrett, M. R. & Stoughton, T. B., 2003a. Stretch-bend forming limits of 1008 AK steel. *SAE paper No. 2003-01-1157*.
- Uko, D. K., Sowerby, R. & L, D. J., 1977. Strain distribution in the bending-under-tension test. *CIM Bulletin*, pp. 127-134.
- Vallellano, C., Morales, D., Martínez-Donaire, A. J. & García-Lomas, F. J., 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*, Issue 3, pp. 1167-1170.
- Yoshida, K. & Kuwabara, T., 2007. Effect of strain hardening behaviour on forming limit stresses of steel tube subjected to non proportional loading paths. *International Journal of Plasticity*, Issue 23, pp. 1260-1284.
- Zadpoor, A. A., Sinke, J. & Benedictus, R., 2009. Formability prediction of high strength aluminum sheets. *International Journal of Plasticity*, Issue 25, pp. 2269-2297.