

Trabajo Fin de Máster

Ingeniería Aeronáutica

Análisis numérico de la conformabilidad de chapa de AISI304-H111 en procesos de conformado convencional e incremental mediante DEFORM™-3D

Autor: Álvaro Fernández Díaz

Tutores: Gabriel Centeno Báez, Andrés Jesús Martínez Donaire

Departamento de Ingeniería Mecánica y
Fabricación
Escuela Técnica Superior de Ingeniería
Universidad de Sevilla

Sevilla, 2019



Trabajo Fin de Máster
Ingeniería Aeronáutica

Análisis numérico de la conformabilidad de chapa de
AISI304-H111 en procesos de conformado convencional
e incremental mediante DEFORM™-3D

Autor:

Álvaro Fernández Díaz

Tutores:

Gabriel Centeno Báez

Profesor Contratado Doctor

Andrés Jesús Martínez Donaire

Profesor Contratado Doctor

Departamento de Ingeniería Mecánica y Fabricación

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2019

Proyecto Fin de Máster: Análisis numérico de la conformabilidad de chapa de AISI304-H111 en procesos de conformado convencional e incremental mediante DEFORM™-3D

Autor: Álvaro Fernández Díaz

Tutores: Gabriel Centeno Báez
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 mis abuelos

Agradecimientos

A mis padres, porque sin su constante apoyo no habría podido llegar a estudiar esta carrera, y no estaría donde estoy.

A Ross, por darme fuerzas para mejorar cada día, servirme de referente en cuanto a esfuerzo, y seguir queriéndome a pesar de mis muchos fallos.

A mis amigos, por aguantarme y apoyarme en cada paso del camino.

A mis tutores, Gabriel Centeno Báez y Andrés Jesús Martínez Donaire, por haberme permitido continuar el proyecto que empecé con el TFG, y haberme ayudado con todas las dudas que han ido surgiendo.

A mi profesor del Bachillerato Internacional Jesús Moreno, por mostrarme el maravilloso mundo de la física y la ingeniería, que hizo que me decantase por esta rama de conocimiento.

Álvaro Fernández Díaz

Sevilla, 2019

El principal objetivo de este proyecto es la creación de diversos modelos numéricos para placas de acero AISI304-H111 conformadas mediante procesos de Nakazima, *Stretch-Bending* y conformado incremental mono-punto (SPIF), validándolos en términos de deformaciones con los resultados experimentales obtenidos previamente por el grupo de investigación del Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación del Departamento de Ingeniería Mecánica y Fabricación de la Universidad de Sevilla.

Una vez se hayan validado los modelos, los resultados de éstos se trasladarán al espacio de la triaxialidad para realizar un análisis más en profundidad, con el objetivo de clarificar las diferencias entre los procesos de conformado convencional e incremental.

Los modelos se realizarán en DEFORMTM-3D, conocido por ser un software robusto basado en la mecánica de los elementos finitos (FEM), que usa cálculo implícito y tiene una gran aplicación industrial.

El documento está estructurado en cinco secciones principales. Comienza comentando los distintos métodos de conformado de chapas, tanto incremental (ISF) como convencionales, explicando también las bases de la triaxialidad, para acabar estableciendo los principales objetivos del proyecto y revisando los antecedentes experimentales.

La segunda es un escueto análisis de varios ensayos experimentales realizados para caracterizar de forma más precisa el material, obteniendo una ley de comportamiento en forma de nube de puntos

La tercera sección es un conciso manual paso a paso que explica cómo usar DEFORMTM-3D, concretamente cómo crear el modelo numérico para los procesos de conformado convencional de Nakazima, así como las diferencias puntuales para la creación de los modelos para los procesos de *Stretch-Bending* y SPIF realizados en este proyecto.

En la cuarta sección, se exponen los resultados y se analizan en términos de deformaciones, para compararlos con los resultados experimentales previamente mencionados, validando así los modelos.

Finalmente, en la quinta sección se trasladan los resultados al espacio de la triaxialidad, analizándolos en dicho espacio para exponer las diferencias entre los procesos de conformado convencional e incremental.

Abstract

The main objective in this project is to create several numerical models for AISI304-H111 formed sheets, specifically Nakazima, Stretch-Bending, and Single-Point Incremental (SPIF) processes, and validate them in strain terms with experimental data previously obtained by the group of Manufacturing at the Department of Mechanical Engineering and Manufacturing at the University of Seville.

Once the models will have been validated, their results will be transferred to the Triaxiality Space, to carry out a deeper analysis, to clarify the differences between incremental and conventional forming processes.

The models will be carried out on DEFORMTM-3D, which is known for being a robust FEM-based software, having a great industrial application and using implicit computation.

The document is structured in five main sections. It starts by commenting different forming methods, both ISF and conventional methods, also explaining the fundamentals of the triaxiality, to finish by establishing the main objectives of the project, and reviewing the backgrounds.

The second section is a short analysis of several experimental tests, made to characterize the material, obtaining a stress-strain curve in the form of a point cloud.

The second section is a concise step by step manual guide to show how to use DEFORMTM-3D, specifically how to create a numerical model for the Nakazima forming processes, as well as the small differences for creation of the models for the Stretch-Bending and incremental forming processes carried out in this project.

In the fourth section the results were exposed and analysed in strain terms, in order to compare them with the previously commented experimental results, validating the models.

Finally, in the fifth section, the results are transferred to the Triaxiality Space, being analysed there to expose the differences between the conventional and incremental forming processes.

Agradecimientos	vii
Resumen	ix
Abstract	xi
Índice	xiii
1 Índice de Tablas	xvi
2 Índice de Figuras	xvii
1 INTRODUCCIÓN	21
1.1 <i>Diagrama Límite de Conformado (Forming Limit Diagram, FLD)</i>	21
1.1.1 El ensayo de estirado tipo Nakazima	24
1.1.2 Ensayo de estirado con flexión (<i>Stretch-Bending</i>)	25
1.2 <i>Procesos de conformado incremental de chapas</i>	26
1.2.1 Spinning	27
1.2.2 Conformado Incremental Mono-Punto, o <i>Single Point Incremental Forming (SPIF)</i>	28
1.2.3 Conformado incremental con herramienta opuesta (<i>Incremental Forming With Counter Tool</i>)	28
1.2.4 <i>Two Point Incremental Forming (TPIF)</i>	28
1.2.5 Conformado multietapa	29
1.3 <i>Triaxialidad</i>	30
1.4 <i>Antecedentes</i>	33
1.5 <i>Objetivos del proyecto</i>	36
2 ENSAYOS EXPERIMENTALES	37
3 MODELOS NUMÉRICOS	39
3.1 <i>Geometrías de las probetas</i>	40
3.2 <i>Ensayos Nakazima</i>	40
3.3 <i>Modelo de Stretch-Bending</i>	54
3.4 <i>Modelo de SPIF</i>	56
4 RESULTADOS NUMÉRICOS Y VALIDACIÓN DE LOS MODELOS	59
4.1 <i>Ensayos de Nakazima</i>	59
4.1.1 Tracción uniaxial	59
4.1.2 Deformación plana	61
4.1.3 Tracción biaxial	62
4.1.4 Diagrama límite de conformado	63
4.2 <i>Ensayos de Stretch-Bending</i>	65
4.2.1 Herramienta de 20 mm de diámetro	65
4.2.2 Herramienta de 10 mm de diámetro	66
4.3 <i>Ensayos de SPIF</i>	67
4.3.1 Herramienta de 20 mm de diámetro	67
4.3.2 Herramienta de 10 mm de diámetro	71
4.4 <i>Daño acumulado</i>	73
4.4.1 Probeta de tracción uniaxial	77
4.4.2 Probeta de deformación plana	78

4.4.3	Probeta de tracción biaxial	79
4.4.4	<i>Stretch-Bending</i> , herramienta de 20 mm	80
4.4.5	<i>Stretch-Bending</i> , herramienta de 10 mm	81
4.4.6	SPIF, herramienta de 20 mm	82
4.4.7	SPIF, herramienta de 10 mm	83
5	ANÁLISIS DE RESULTADOS EN EL ESPACIO DE LA TRIAXIALIDAD	84
5.1	<i>Ensayos de Nakazima</i>	84
5.2	<i>Ensayos de Stretch-Bending</i>	85
5.3	<i>Ensayos de SPIF</i>	86
6	CONCLUSIONES Y DESARROLLOS FUTUROS.....	91
6.1	<i>Conclusiones</i>	91
6.2	<i>Desarrollos futuros</i>	92
7	BIBLIOGRAFÍA.....	93

1 Índice de Tablas

Tabla 4-1 <i>Valores de deformaciones de fractura y del daño crítico experimentales de los distintos ensayos</i>	76
Tabla 4-2 <i>Valores de deformaciones de fallo y del daño acumulado experimentales de los distintos ensayos</i>	76
Tabla 5-1 <i>Valores de daño acumulado experimentales, y numéricos obtenidos con DEFORMTM-3D, e integrando los valores de triaxialidad</i>	89

2 Índice de Figuras

Figura 1.1 <i>Distintos estados de las deformaciones principales</i>	22
Figura 1.2 <i>Distintos estados de las deformaciones principales</i>	23
Figura 1.3 <i>Curvas de FLC para materiales con alta (a) y baja ductilidad (b)</i>	23
Figura 1.4 <i>Diagrama límite de conformado (FLD) basado en ensayos convencionales de Nakazima, conteniendo la curva límite de conformado (FLC) y la curva de fractura (FFL) para chapas de acero AISI 304 de 0.8 mm de espesor</i>	24
Figura 1.5 (a) <i>Máquina universal de ensayos de láminas metálicas Erichsen</i> , (b) <i>esquema del ensayo experimental</i> y (c) <i>geometrías de las probetas antes y después del ensayo</i>	25
Figura 1.6 (a) <i>Esquema del ensayo experimental de Stretch-Bending</i> , (b) <i>configuración montado el punzón cilíndrico y el prensachapas</i> , (c) <i>punzones cilíndricos de 20mm, 10mm, 5mm, 3mm y 1mm</i> , (d) <i>probetas después del ensayo</i>	26
Figura 1.7 <i>Conformado rotativo o Spinning</i>	27
Figura 1.8 <i>Diferencias entre el conformado rotativo convencional y el shear spinning</i>	27
Figura 1.9 <i>Representación esquemática de un proceso de SPIF</i>	28
Figura 1.10 <i>Representación esquemática del conformado incremental con herramienta opuesta</i>	28
Figura 1.11 <i>Representación esquemática del proceso TPIF con (a) matriz parcial y (b) matriz completa</i>	29
Figura 1.12 <i>Ejemplo de conformado multietapa</i>	29
Figura 1.13 <i>Estrategia multietapa formulada por Skjoedt et al. (2008)</i>	30
Figura 1.14 <i>Geometría sin eje de revolución, obtenida con conformado multietapa.</i>	30
Figura 1.15 <i>Evolución experimental y con elementos finitos de la deformación equivalente frente a la triaxialidad en conformabilidad de tubos con punzones de geometría circular</i> , Cristino et al (2018)	31
Figura 1.16 (a) <i>Dimensiones acotadas de las probetas de deformación plana, tracción pura y zona biaxial, respectivamente, con sus direcciones de laminación o Rolling direction (RD)</i> , (b) <i>Diagrama límite de conformado basado en los ensayos Nakazima</i>	34
Figura 1.17 <i>Fractografía de la zona de fallo en Stretch-Bending usando un punzón cilíndrico con diámetro de 20mm (izqda.) y de 10 mm (drcha.) respectivamente.</i>	34
Figura 1.18 (a) <i>Geometría de estudio usada en SPIF</i> , (b) <i>patrón de puntos en la geometría final</i> (c) <i>distribución de deformaciones principales máximas obtenidas con ARGUS®</i> y (d) <i>geometría final cortada lista para medir el espesor a lo largo de la grieta.</i>	35
Figura 1.19 <i>Evolución de deformaciones en Strech-Bending y SPIF para herramientas de diámetro (a) 10 mm y (b) 20 mm</i>	35
Figura 2.1 (a) <i>Máquina utilizada en los ensayos experimentales</i> (b) <i>probeta una vez se ha alcanzado el fallo</i>	37
Figura 2.2 <i>Representación de la fuerza frente al desplazamiento en los ensayos a tracción experimentales</i>	38
Figura 2.3 <i>Ley de comportamiento experimental para el acero AISI304-H111</i>	38
Figura 3.1 <i>Geometrías de las probetas de tracción uniaxial (a), deformación plana (b) y tracción biaxial (c)</i>	

	40
Figura 3.2 <i>Pre-processor</i>	41
Figura 3.3 <i>Simulation Controls (unidades en SI)</i>	41
Figura 3.4 <i>Barra principal, opción de material</i>	41
Figura 3.5 <i>Ventana del material</i>	42
Figura 3.6 <i>Función del material</i>	42
Figura 3.7 <i>Método de fractura</i>	43
Figura 3.8 <i>Librería de materiales</i>	43
Figura 3.9 <i>Tipo de objeto y elección del material</i>	44
Figura 3.10 <i>Selección de la geometría</i>	44
Figura 3.11 <i>Datos del punzón hemisférico</i>	45
Figura 3.12 <i>Datos del soporte de la chapa</i>	45
Figura 3.13 <i>Icono de posicionamiento de objetos</i>	45
Figura 3.14 <i>Ventana de arrastrar o Drag</i>	46
Figura 3.15 <i>Ventana de interferencia</i>	46
Figura 3.16 <i>Geometrías correctamente colocadas</i>	47
Figura 3.17 <i>Mallado</i>	47
Figura 3.18 <i>Ajustes del mallado</i>	48
Figura 3.19 <i>Ventana de mallado en la pieza</i>	49
Figura 3.20 <i>Problema con el mallado uniforme</i>	49
Figura 3.21 <i>Mallado final considerando todas las condiciones</i>	50
Figura 3.22 <i>Ventana para la selección de nodos</i>	50
Figura 3.23 <i>Nodos empotrados de la geometría</i>	51
Figura 3.24 <i>Movimiento de la herramienta</i>	51
Figura 3.25 <i>Barra principal, opción de Inter. Object</i>	52
Figura 3.26 <i>Ventana para establecer las interacciones entre las piezas y la fricción entre ellas</i>	52
Figura 3.27 <i>Elección del número total de pasos</i>	53
Figura 3.28 <i>Selección del tiempo entre pasos</i>	53
Figura 3.29 <i>Barra principal, opción de generar base de datos</i>	53
Figura 3.30 <i>Comprobación y generación de la base de datos</i>	54
Figura 3.31 <i>Datos del punzón de Stretch-Bending</i>	55
Figura 3.32 <i>Icono de posicionamiento de objetos</i>	55
Figura 3.33 <i>Configuraciones del Rotational y el Offset, respectivamente</i>	55
Figura 3.34 <i>Trayectoria de la herramienta con el step down</i>	56
Figura 3.35 <i>Selección del movimiento de la herramienta en SPIF</i>	57
Figura 3.36 <i>Nube de puntos de la trayectoria de SPIF</i>	57
Figura 4.1 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta de tracción uniaxial para el ensayo Nakazima</i>	60
Figura 4.2 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta de tracción uniaxial para el ensayo Nakazima</i>	60

Figura 4.3 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta de deformación plana para el ensayo Nakazima</i>	61
Figura 4.4 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta de deformación plana para el ensayo Nakazima</i>	62
Figura 4.5 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta biaxial para el ensayo Nakazima</i>	62
Figura 4.6 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta biaxial para el ensayo Nakazima</i>	63
Figura 4.7 <i>Camino experimental de las deformaciones principales para ensayos Nakazima y de Stretch-Bending usando punzón de 20mm de diámetro</i>	64
Figura 4.8 <i>Resultados numéricos y experimentales del ensayo Nakazima para probetas de tensión uniaxial, deformación plana y tensión biaxial</i>	64
Figura 4.9 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 20 mm</i>	65
Figura 4.10 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 20 mm</i>	66
Figura 4.11 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 10 mm</i>	66
Figura 4.12 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 10 mm</i>	67
Figura 4.13 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm</i>	68
Figura 4.14 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm</i>	68
Figura 4.15 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm</i>	69
Figura 4.16 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm</i>	69
Figura 4.17 <i>Resultados numéricos y experimentales de la conformabilidad hasta fractura de procesos de SPIF y Stretch-Bending usando herramientas de 20 mm de diámetro</i>	70
Figura 4.18 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm</i>	71
Figura 4.19 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_1 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm</i>	71
Figura 4.20 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm</i>	72
Figura 4.21 <i>Distribución de la deformación principal ϵ_2 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm</i>	72
Figura 4.22 <i>Resultados numéricos y experimentales de la conformabilidad hasta fractura de procesos de SPIF y Stretch-Bending usando herramientas de 10 mm de diámetro</i>	73
Figura 4.23 <i>Modos de fractura, respectivamente, Modo I, Modo II y Modo III</i>	74
Figura 4.24 <i>Propagación de la grieta en el Modo I de fractura</i>	75
Figura 4.25 <i>Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada en una probeta de tracción uniaxial para el ensayo de Nakazima</i>	77
Figura 4.26 <i>Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada en una probeta de deformación plana para el ensayo de Nakazima</i>	78

Figura 4.27 <i>Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada en una probeta de tracción biaxial para el ensayo de Nakazima</i>	79
Figura 4.28 <i>Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de Stretch-Bending con herramienta de diámetro 20 mm</i>	80
Figura 4.29 <i>Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de Stretch-Bending con herramienta de diámetro 10 mm</i>	81
Figura 4.30 <i>Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de SPIF con herramienta de diámetro 20 mm</i>	82
Figura 4.31 <i>Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de SPIF con herramienta de diámetro 10 mm</i>	83
Figura 5.1 <i>Representación en el espacio de la triaxialidad de los resultados numéricos y experimentales del ensayo Nakazima para probetas de tensión uniaxial, deformación plana y tensión biaxial</i>	85
Figura 5.1 <i>Representación en el espacio de la triaxialidad de los resultados numéricos de los ensayos de Stretch-Bending en la probeta deformación plana con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro</i>	86
Figura 5.3 <i>Representación en el espacio de la triaxialidad de los resultados numéricos de los ensayos de SPIF con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro</i>	86
Figura 5.4 <i>Representación de la triaxialidad promedio de los ensayos de SPIF con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro, integrando los valores de triaxialidad</i>	87
Figura 5.5 <i>Representación de la triaxialidad promedio de los ensayos de SPIF con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro, a partir de los valores de daño de DEFORMTM-3D</i>	88

1 INTRODUCCIÓN

El conformado de chapas metálicas en la industria actual es un proceso ampliamente utilizado en un gran número de sectores de producción, por lo que está en continuo progreso y revisión.

Por ejemplo, en el sector aeronáutico, el estirado de chapa se utiliza para crear el fuselaje de las aeronaves, necesitando un equipamiento y herramientas muy especializados. Por ello, esta tecnología solo es rentable a gran escala.

El conformado incremental de chapa (Incremental Sheet Forming, ISF) es un proceso innovador que cumple los requerimientos de flexibilidad, sostenibilidad y coste de las tecnologías de fabricación actuales, en el que no es necesario el uso de maquinaria y equipamiento dedicados, haciendo que sea viable para lotes pequeños y medios.

El conformado incremental mono-punto es el proceso de fabricación más simple entre los basados en el conformado incremental. Consiste en una herramienta hemisférica controlada por una máquina de control numérico (CNC) que sigue progresivamente una trayectoria preestablecida, deformando plásticamente una chapa metálica para obtener distintas geometrías sin necesidad de troquel. Esto permite un aumento en la conformabilidad, además de las otras ventajas mencionadas previamente.

En este proyecto se calculará numéricamente la evolución de deformaciones en una chapa de acero AISI304-H111 para herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro en SPIF, así como para ensayos de Nakazima y *Stretch-Bending*, con un programa basado en el método de los elementos finitos (FEM), el DEFORM™-3D. Esto, bajo ciertas hipótesis, permitirá tener modelos para comparar los procesos entre sí, y con los resultados experimentales obtenidos por Centeno et al (2014), así como permitir obtener la evolución de tensiones en la chapa.

1.1 Diagrama Límite de Conformado (Forming Limit Diagram, FLD)

La herramienta más ampliamente usada para medir la conformabilidad de un metal es el Diagrama Límite de Conformado propuesto por Keeler y Backhofen (1963), y Goodwin (1968). Este diagrama muestra la curva límite de conformado (Forming Limit Curve, FLC), que muestra los valores límite en el plano de la chapa para las deformaciones principales máxima y mínima necesarias para provocar el fallo de la chapa bajo distintas situaciones de deformación.

Marciniak (2002) estableció que la conformabilidad está relacionada con el estado de deformaciones. Si se asume que el sumatorio de las tres deformaciones principales, $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ es igual a cero (debido a la conservación de volumen). Por tanto, solo es necesario conocer dos de ellas, relacionadas entre sí con la siguiente ecuación:

$$\varepsilon_2 = \beta \varepsilon_1 \quad (I)$$

Hay varios estados de deformaciones de interés, que se diferencian por el valor de β :

- $\beta = 1$, en este caso, $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$, con una deformación constante en todas direcciones, en un estado biaxial.
- $\beta = 0$, no hay deformación mínima, $\varepsilon_2 = 0$, estado conocido como deformación plana.
- $\beta = -0.5$, este estado ocurre en los ensayos de tracción de los materiales isotrópicos. Es conocido como uniaxial.
- $\beta = -1$, deformación por cortante puro o espesor constante. Aquí $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = 0$, y por tanto, $\varepsilon_3 = 0$, no hay variación en el espesor. Este estado se produce en las bridas de la embutición profunda, por lo que se denomina embutición profunda (deep-draw).

Los estados previamente mencionados se muestran en la siguiente figura:

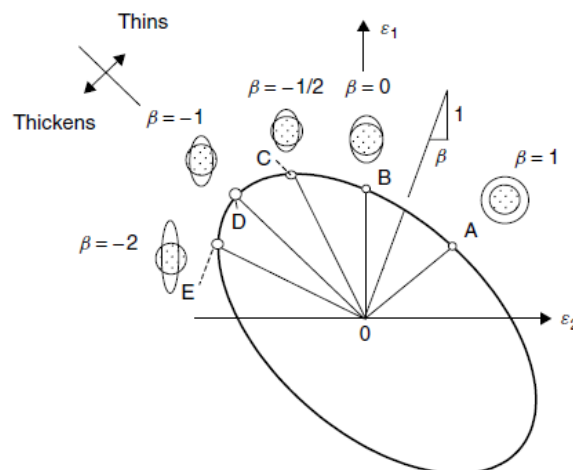


Figura 1.1 Distintos estados de las deformaciones principales

La curva FLC normalmente muestra una curva de fallo por estricción localizada (*necking*), generalmente en materiales dúctiles. En la *Figura 1.2* se muestra la evolución de dicha curva para distintos materiales. Conviene destacar que el valor mínimo de la curva, conocido como FLC (0) es un dato característico del material, que ocurre en condiciones de deformación plana.

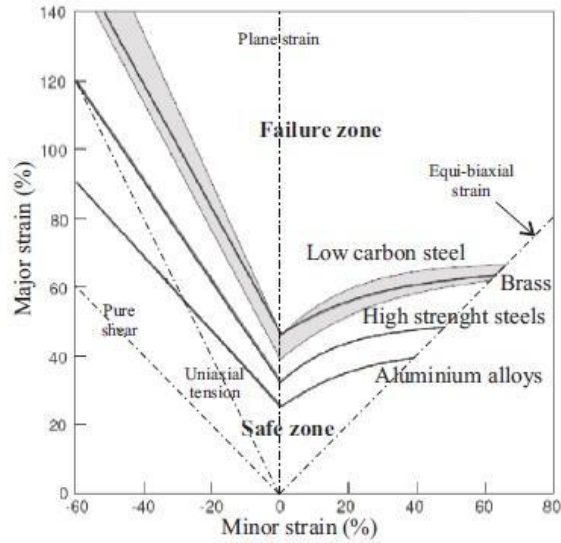


Figura 1.2 Distintos estados de las deformaciones principales

Además, normalmente se añade una curva de fractura dúctil (Fracture Forming Line, FFL) por encima de la curva límite de conformado. Dado que depende de la ductilidad del material, en materiales muy dúctiles será lineal decreciente, mientras que en materiales con baja ductilidad será similar a la curva límite de conformado, aproximándose a condiciones de deformación biaxial, y mostrando por tanto que el material fallará sin apenas estricción.

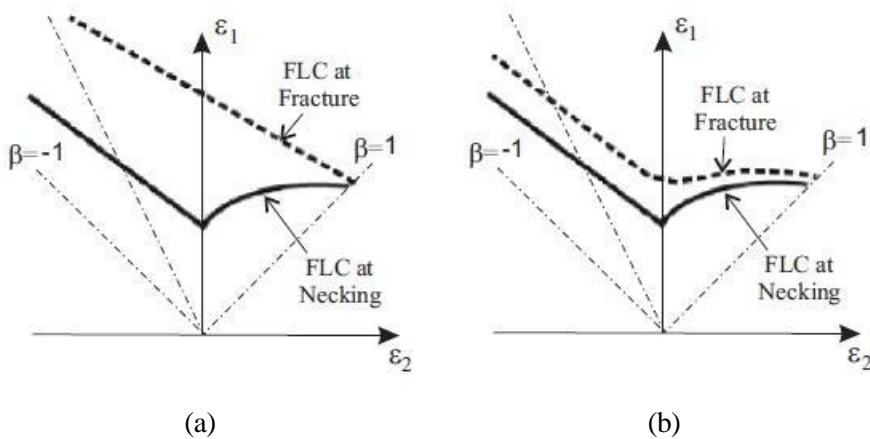


Figura 1.3 Curvas de FLC para materiales con alta (a) y baja ductilidad (b)

Hoy en día, los cálculos numéricos por ordenador se usan tanto para la evaluación numérica del proceso de conformado de chapa como para la estimación numérica del FLD, y compararlo con las curvas experimentales. Para obtener buenos resultados en los diagramas de conformado, son necesarias varias pruebas experimentales y simulaciones para contrastar resultados. Estas tareas son necesarias para crear un criterio de fallo del material que permita conformar en un rango de deformaciones seguro. Es por eso por lo que en este proyecto se va a simular algo ya realizado experimentalmente.

Hay una gran variedad de criterios de fractura dúctil en la literatura científica. Algunos estudios han probado que los criterios de fractura continua (criterios integrales) predicen correctamente la situación lineal de la FFL. Sin embargo, esos criterios no son capaces de reproducir la FFL obtenida para chapas de metales poco dúctiles, que tienen una curva en forma de V o una forma compleja, en la zona de necking. En esos casos, se ha demostrado que los criterios de fractura basados en las tensiones tangenciales, como los de Tresca o Bressan se aproximan más a la distribución obtenida experimentalmente de la FFL para un gran número de situaciones de deformación. Estos diagramas se obtienen realizando varios ensayos, entre otros, ensayos de tensión, de estiramiento (*stretching*) y de flexión (*stretching-bending*). Un ejemplo de un Diagrama límite de conformado experimental es el obtenido en el artículo mencionado anteriormente (y en el que se basa este proyecto), Centeno et al. (2014):

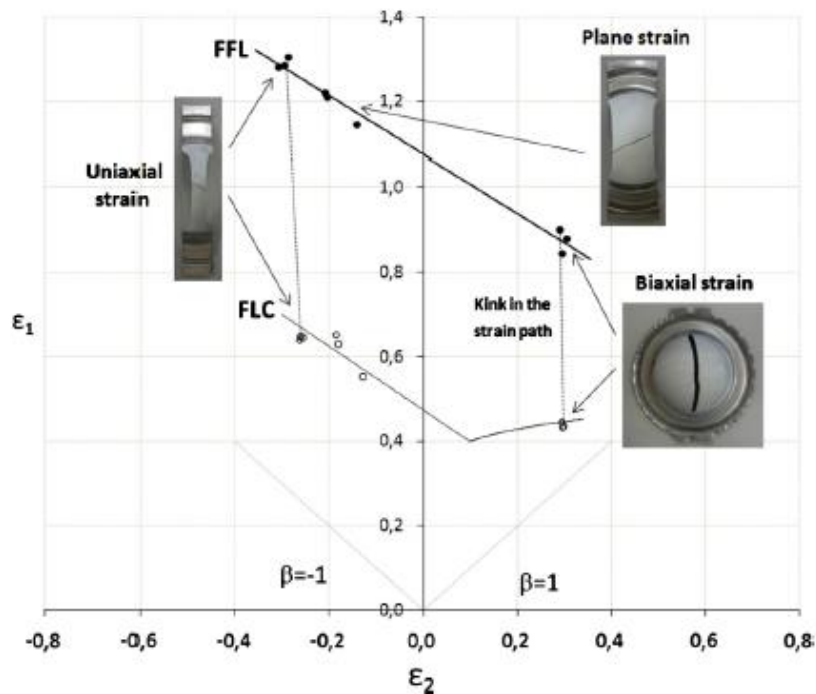


Figura 1.4 Diagrama límite de conformado (FLD) basado en ensayos convencionales de Nakazima, conteniendo la curva límite de conformado (FLC) y la curva de fractura (FFL) para chapas de acero AISI 304 de 0.8 mm de espesor

1.1.1 El ensayo de estirado tipo Nakazima

Este ensayo consiste en colocar en un prensachapas una probeta previamente preparada y sujetarla con una matriz. Después de esto, un punzón hemisférico de 100 mm de diámetro, previamente lubricado se eleva a velocidad constante, para conformar la chapa hasta el fallo del material.

Este ensayo es el más utilizado dentro de los ensayos de estirado, usándose como referencia en la norma ISO12004-2, que estandariza la obtención de las curvas límites de conformado (FLC) en los laboratorios, tanto en los parámetros de las pruebas como en la metodología para detectar el inicio de la estricción localizada. Esta parte de la ISO12004 especifica las condiciones de prueba a usar cuando se obtiene la curva límite de

conformado a temperatura ambiente usando trayectorias de deformación lineales.

El material considerado es plano, metálico y de un espesor entre 0.3 mm y 4 mm, siendo el espesor recomendado de 2.5 mm para el acero. También se estandariza el resto de las condiciones del ensayo, como puede ser la lubricación, la velocidad del punzón o la geometría de la probeta. En relación a la geometría, se recomienda utilizar probetas entalladas con una parte central calibrada, con una longitud un 25% superior al diámetro del punzón.

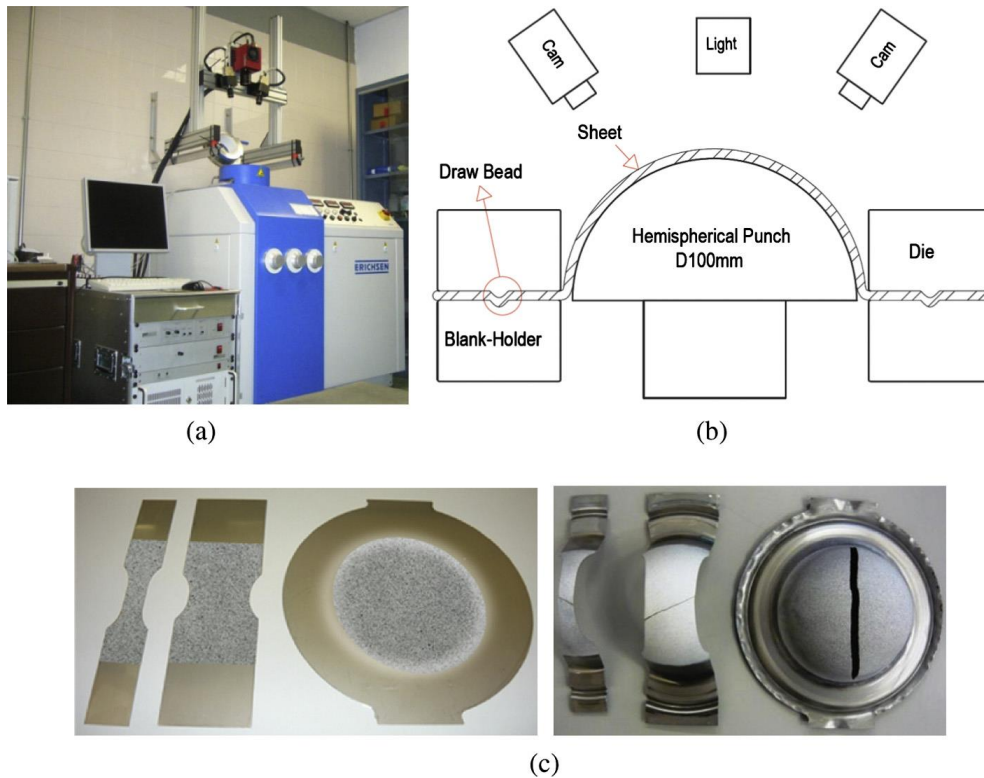


Figura 1.5 (a) *Máquina universal de ensayos de láminas metálicas Erichsen*, (b) *esquema del ensayo experimental* y (c) *geometrías de las probetas antes y después del ensayo*

1.1.2 Ensayo de estirado con flexión (*Stretch-Bending*)

Para caracterizar el proceso de fallo en condiciones de tracción-flexión se realizan ensayos de estirado sobre punzones cilíndricos de diferentes radios, a fin de inducir distintos gradientes controlados en el material.

Estos ensayos tienen un montaje similar al de Nakazima, difiriendo de éste en el uso de punzones cilíndricos en vez de un punzón hemisférico. En este caso concreto se utilizaron punzones de 20mm y 10 mm, con chapas que generan condiciones próximas a deformación plana (iguales que las usadas en el ensayo Nakazima).

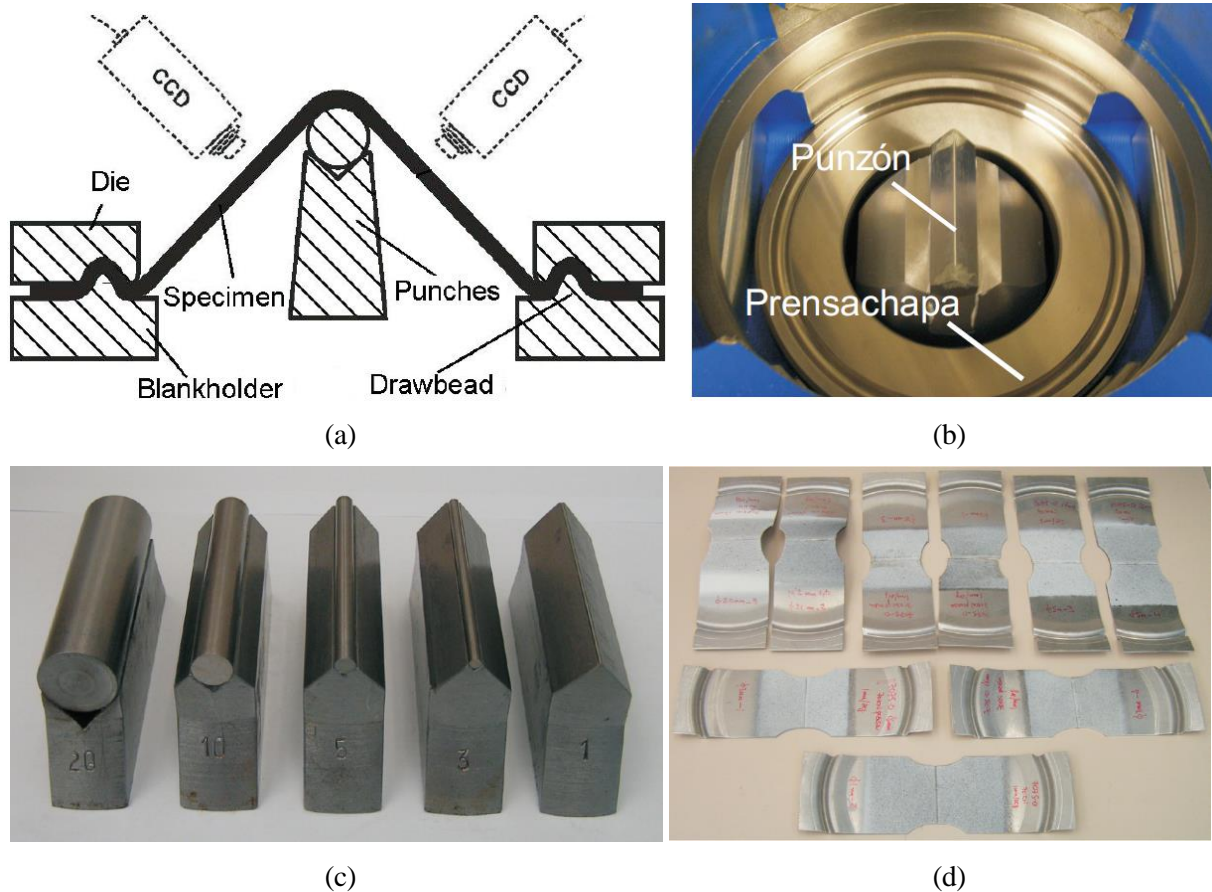


Figura 1.6 (a) Esquema del ensayo experimental de Stretch-Bending, (b) configuración montado el punzón cilíndrico y el prensachapas, (c) punzones cilíndricos de 20mm, 10mm, 5mm, 3mm y 1mm, (d) probetas después del ensayo

1.2 Procesos de conformado incremental de chapas

Como predijo Schmoeckel (1992), la automatización ha hecho los procesos de conformado más flexibles.

El conformado incremental de chapas (Incremental Sheet Forming, ISF) deforma de manera gradual una chapa metálica con una única herramienta, guiada por una máquina de control numérico, lo que permite obtener una multitud de geometrías diferentes. Permite un rápido prototipado, al ser necesarios unos periodos de diseño y fabricación cortos. Esto hace que estos procesos sean muy rentables para la producción de pequeños lotes de piezas.

Hoy en día hay multitud de procesos distintos para el conformado de chapa metálica que utilizan una aproximación incremental. Como se ha dicho antes, en esos procesos el conformado del material se produce de forma incremental, y sólo en una pequeña área de la chapa, necesitando por tanto fuerzas más pequeñas en comparación con los procesos tradicionales. A continuación se van a comentar algunos de ellos:

1.2.1 Spinning

En el spinning, o conformado rotativo, la chapa metálica está sujeta rígidamente en un mandril rotatorio. Mientras la hoja gira, la herramienta se aproxima progresivamente, conformando la chapa en la geometría deseada. La herramienta tiene forma de rodillo, y puede ser accionada de forma manual o mecánica. Este es uno de los procesos más antiguos, teniendo su origen en la Edad Media.

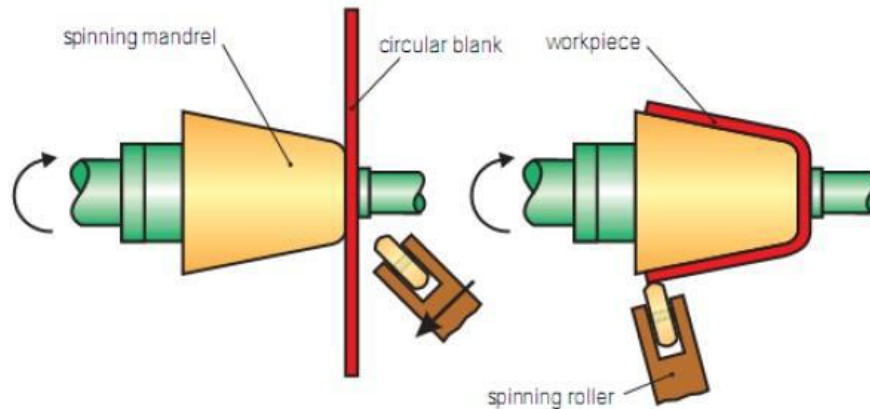


Figura 1.7 Conformado rotativo o Spinning

Hay una variante, conocida como *shear spinning*, en la que la chapa no se dobla, sino que se estira, reduciendo su espesor según la ley del seno:

$$t_f = t_0 * \text{sen} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) \quad (2)$$

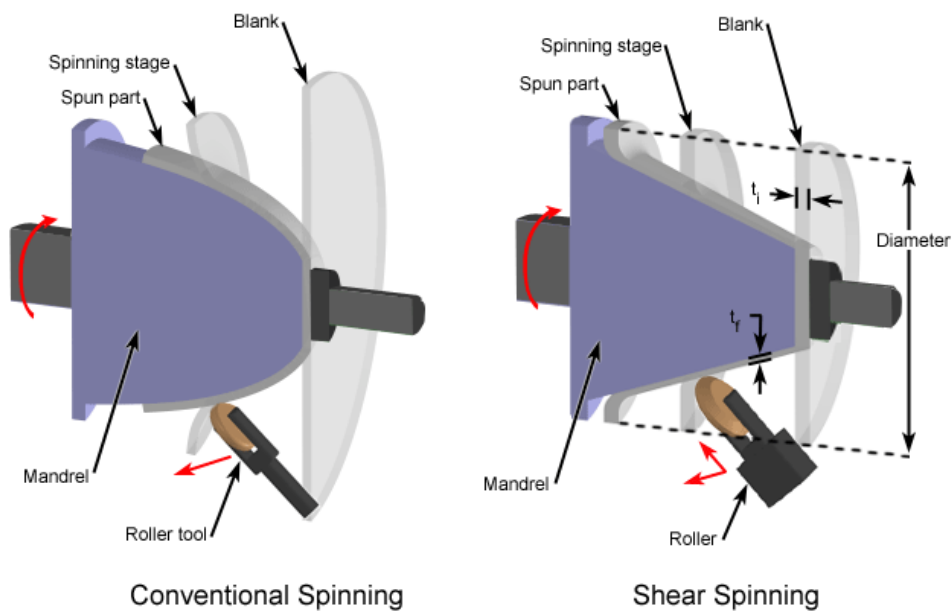


Figura 1.8 Diferencias entre el conformado rotativo convencional y el shear spinning

1.2.2 Conformado Incremental Mono-Punto, o *Single Point Incremental Forming (SPIF)*

La idea de deformar gradualmente con una única herramienta de punto fue patentada por Leszak (1967), siendo un visionario en ese aspecto, ya que en ese tiempo no era posible hacerlo con el nivel de tecnología existente. El proceso de conformado incremental mono-punto supone un avance respecto a otros procesos, como el spinning, ya que permite la creación de piezas con geometrías no axisimétricas. En este proceso, la chapa metálica se sujeta entre un soporte (*Blank Holder*) y una matriz (*Backing Plate*). La herramienta se controla con una máquina de control numérico, y se mueve a lo largo de la trayectoria fijada para describir la geometría final de la pieza. En este proceso no hay ninguna matriz sujetando la cara externa de la chapa.

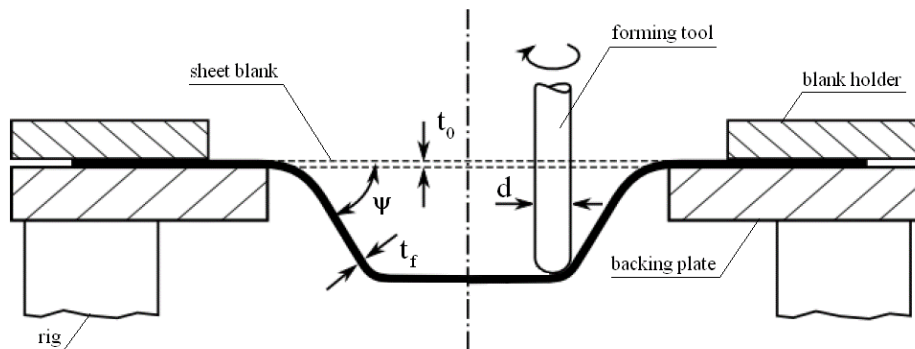


Figura 1.9 Representación esquemática de un proceso de SPIF

1.2.3 Conformado incremental con herramienta opuesta (*Incremental Forming With Counter Tool*)

El conformado incremental con herramienta opuesta, como su propio nombre indica, se diferencia del SPIF en la existencia de una herramienta auxiliar localizada en el mismo punto que la herramienta principal, pero en la cara opuesta de la chapa, siguiendo la misma trayectoria.

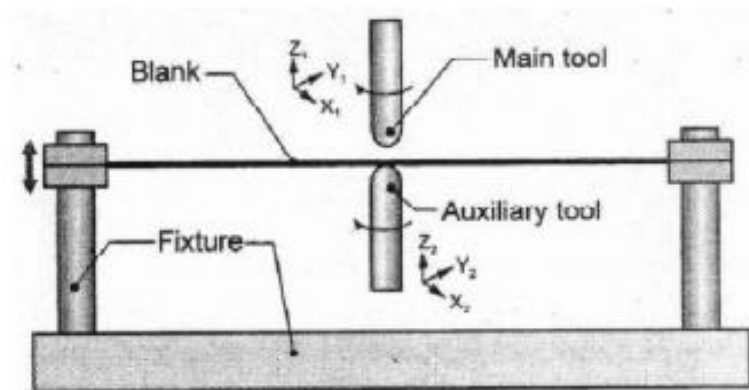


Figura 1.10 Representación esquemática del conformado incremental con herramienta opuesta

1.2.4 *Two Point Incremental Forming (TPIF)*

El proceso de conformado incremental bi-punto, o TPIF es muy similar al SPIF, conformándose en la cara externa de una chapa metálica con una sola herramienta. Sin embargo, se diferencia del SPIF en el uso de una

matriz parcial o completa, o una segunda herramienta, que al contrario que el proceso IFWCT no sigue la trayectoria de la herramienta principal, sino que se ajusta en la dirección vertical cuando es necesario.

Hay dos categorías principales:

- Con matriz parcial, que sirve como backing plate, pero permitiendo una mayor precisión geométrica.
- Con matriz completa, que sirve como mandril o matriz positiva, permitiendo un acabado final mejor.

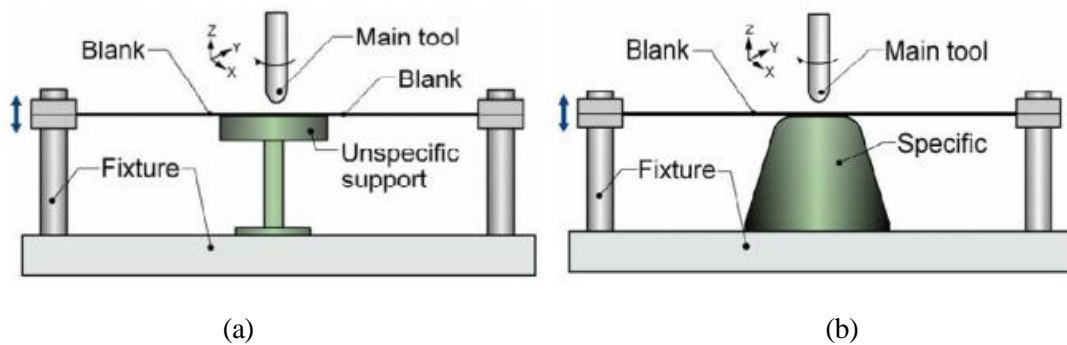


Figura 1.11 Representación esquemática del proceso TPIF con (a) matriz parcial y (b) matriz completa

1.2.5 Conformado multietapa

Para cada material y espesor de lámina específicos, el ángulo de conformado máximo se puede obtener fácilmente en un test en el que la geometría final es un cono con ángulo de generatriz variable, manteniendo constante el resto de variables. Es fácil comprobar que es imposible producir piezas con ángulos rectos, ya que según la Ley del Seno, el espesor final sería cero.

Un método para aumentar este ángulo es incrementar el espesor inicial de la lámina, pero provocaría problemas en la conformabilidad y en la capacidad de carga necesaria de las máquinas y herramientas. El *step down* y el diámetro de la herramienta también afectan, pero principalmente la solución es generar trayectorias con distintas etapas en las que el ángulo de conformado se incrementa.

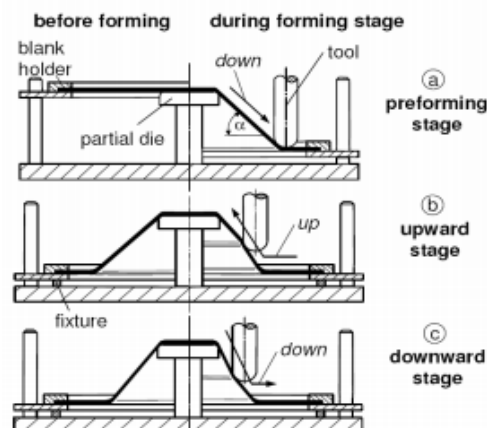


Figura 1.12 Ejemplo de conformado multietapa

Recientemente, Skjoedt et al. (2008) propusieron una solución basada en este proceso, para obtener conos de paredes verticales. La solución se realizaba en 5 etapas:

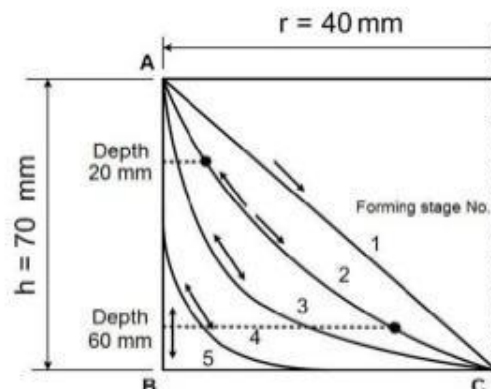


Figura 1.13 Estrategia multietapa formulada por Skjoedt et al. (2008)

También, Duflou et al. (2005) utilizaron estrategias de conformado multietapa para crear geometrías sin eje de revolución:

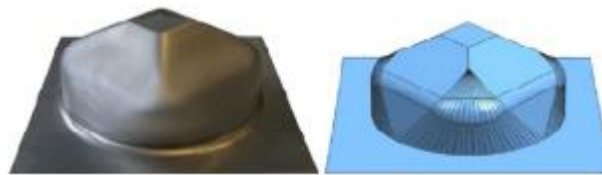


Figura 1.14 Geometría sin eje de revolución, obtenida con conformado multietapa.

1.3 Triaxialidad

El incremento en la conformabilidad de chapas metálicas con procesos de conformado incremental de chapa, concretamente procesos de conformado incremental mono-punto, ha sido estudiado experimentalmente por varios autores, como Emmens et al. (2009), Jeswiet et al. (2010) o Silva et al (2011), entre otros.

Se ha comprobado que utilizando procesos de SPIF, multitud de materiales permiten deformación plástica estable por encima del FFL, permitiendo un aumento inesperado en la conformabilidad. De esto se deduce que los ensayos de Nakazima no son válidos para evaluar la curva FFL para los procesos de SPIF en determinados casos. Además, dicho aumento en la conformabilidad no se puede explicar únicamente por la flexión provocada por la herramienta, indicando que la sensibilidad del material al estado triaxial se debe tener en cuenta para comprender el proceso de fractura.

La transformación de los caminos de deformación del espacio de deformaciones principales al espacio de la triaxialidad, requiere determinar las tensiones y deformaciones efectivas o equivalentes, así como la tensión media. Para ello, se parten de la hipótesis de tensión plana, aplicando sus relaciones básicas:

$$\begin{aligned} \sigma_1 & : \quad \sigma_2 = \alpha\sigma_1 & : \quad \sigma_3 = 0 \\ d\varepsilon_1 & : \quad d\varepsilon_2 = \beta d\varepsilon_1 & : \quad d\varepsilon_3 = -(1 + \beta)d\varepsilon_1 \end{aligned} \quad (3)$$

Usando el criterio de fluencia, se obtienen la tensión y deformación equivalentes:

$$\bar{\sigma} = \sigma_1 \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2} \quad (4)$$

$$d\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3} [d\varepsilon_1^2 + d\varepsilon_2^2 + d\varepsilon_3^2]} = \frac{2}{\sqrt{3}} d\varepsilon_1 \sqrt{1 + \beta + \beta^2} \quad (5)$$

Mediante la regla de flujo plástico de Levy-Mises, se obtiene la relación entre α y β :

$$\alpha = \frac{2\beta + 1}{2 + \beta} \quad (6)$$

Aplicando esa relación, se pueden obtener las expresiones de la tensión equivalente y media como función de β :

$$\sigma_m = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} = \frac{\sigma_1}{2 + \beta} (1 + \beta) \quad (7)$$

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_1 \sqrt{3}}{2 + \beta} \sqrt{1 + \beta + \beta^2} \quad (8)$$

Con lo que finalmente, las ecuaciones (4) y (5), para la deformación equivalente (tras integrar las deformaciones), y la triaxialidad $\left(\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right)$ quedan como función de β :

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sqrt{1 + \beta + \beta^2} \varepsilon_1 \quad \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{(1 + \beta)}{\sqrt{3} \sqrt{1 + \beta + \beta^2}} \quad (9 \text{ y } 10)$$

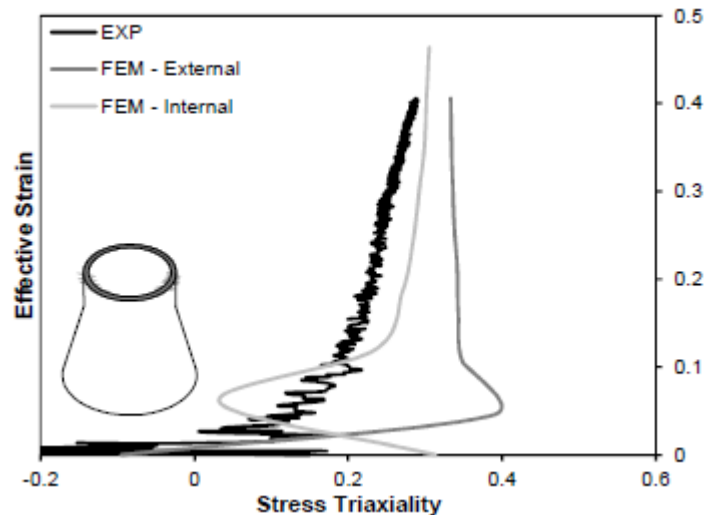


Figura 1.15 Evolución experimental y con elementos finitos de la deformación equivalente frente a la triaxialidad en conformabilidad de tubos con punzones de geometría circular, Cristino et al (2018)

Para los ensayos experimentales de Nakazima, las ecuaciones anteriores no son válidas, debido a la presencia de un *kink* tras la estricción, que varía enormemente la β . Para estos ensayos, los resultados se trasladarán al espacio de la triaxialidad de forma distinta, usando la ecuación integral de la triaxialidad media.

Bao y Wierzbicki (2004) definieron la triaxialidad media hasta la fractura como:

$$\bar{\eta}_f := \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \quad (11)$$

Por lo que la triaxialidad media se puede definir como:

$$\bar{\eta} := \frac{1}{\bar{\varepsilon}} \int_0^{\bar{\varepsilon}} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \quad (12)$$

Como se hace en Martínez-Donaire et al. (2019), el cambio de β se puede modelar como dos caminos lineales: uno con un ratio de deformaciones $\beta = \frac{d\varepsilon_2}{d\varepsilon_1}$ hasta la aparición de la estricción, y un camino de deformación plana localizada ($\beta = 0$) tras la estricción y hasta la fractura, por lo que las integrales se deben dividir en dos partes:

$$\bar{\varepsilon}_f = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} d\bar{\varepsilon} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_n} d\bar{\varepsilon} + \int_{\bar{\varepsilon}_n}^{\bar{\varepsilon}_f} d\bar{\varepsilon} \quad (13)$$

$$\bar{\eta}_f = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} = \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \left[\int_0^{\bar{\varepsilon}_n} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} + \int_{\bar{\varepsilon}_n}^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} d\bar{\varepsilon} \right] \quad (14)$$

Donde el subíndice n indica los valores de las variables en la estricción. Si se utiliza el criterio de fluencia de Hill, las ecuaciones se pueden reescribir como:

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon}_f &= \int_0^{\varepsilon_{1n}} \frac{d\bar{\varepsilon}}{d\varepsilon_1} d\varepsilon_1 + \int_{\varepsilon_{1n}}^{\varepsilon_{1f}} \frac{d\bar{\varepsilon}}{d\varepsilon_1} d\varepsilon_1 \\ &= \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \left[\int_0^{\varepsilon_{1n}} \sqrt{1 + \frac{2r}{1+r} \beta + \beta^2} d\varepsilon_1 + \int_{\varepsilon_{1n}}^{\varepsilon_{1f}} \sqrt{1 + \frac{2r}{1+r} \beta_{n-f} + \beta_{n-f}^2} d\varepsilon_1 \right] \quad (15) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \bar{\eta}_f &= \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \left[\int_0^{\varepsilon_{1n}} \frac{\sigma_m}{\sigma_1} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} \frac{d\bar{\varepsilon}}{d\varepsilon_1} d\varepsilon_1 + \int_{\varepsilon_{1n}}^{\varepsilon_{1f}} \frac{\sigma_m}{\sigma_1} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} \frac{d\bar{\varepsilon}}{d\varepsilon_1} d\varepsilon_1 \right] \\ &= \frac{1}{\bar{\varepsilon}_f} \frac{1+r}{3} \left[\int_0^{\varepsilon_{1n}} (1 + \beta) d\varepsilon_1 + \int_{\varepsilon_{1n}}^{\varepsilon_{1f}} (1 + \beta_{n-f}) d\varepsilon_1 \right] \quad (16) \end{aligned}$$

Donde r es el coeficiente de anisotropía, β es el coeficiente antes de la estricción (considerando un camino de deformaciones proporcional, con β constante), y β_{n-f} es el valor tras la estricción y hasta la fractura, que se asume que es $\beta_{n-f} \approx 0$. Las fracciones $\frac{\sigma_m}{\sigma_1}$, $\frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}}$ y $\frac{d\bar{\varepsilon}}{d\varepsilon_1}$ están definidas por:

$$\frac{\sigma_m}{\sigma_1} = \frac{1+\alpha}{3} = \frac{(1+2r)(1+\beta)}{3[1+r+r\beta]} \quad (17)$$

$$\frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} = \frac{1}{\sqrt{1+2r}} \frac{[1+r+r\beta]}{\sqrt{1+\frac{2r}{1+r}\beta+\beta^2}} \quad (18)$$

$$\frac{d\bar{\varepsilon}}{d\varepsilon_1} = \frac{(1+r)\sqrt{1+\frac{2r}{1+r}\beta+\beta^2}}{\sqrt{1+2r}} \quad (19)$$

En las que si consideramos material isótropo (y por tanto $r = 1$), se obtienen las mismas relaciones de las ecuaciones (5), (7) y (8). Si reescribimos las ecuaciones (15) y (16) como función de las deformaciones principales ε_1 y ε_2 , las expresiones quedan:

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}} \left[\varepsilon_{1f} + \left(\sqrt{1 + \frac{2r}{1+r}\beta + \beta^2} - 1 \right) \left(\frac{\varepsilon_{2f}}{\beta} \right) \right] \quad (20)$$

$$\bar{\eta}_f = \frac{\sqrt{1+2r}}{3} \left[\frac{\varepsilon_{1f} + \varepsilon_{2f}}{\varepsilon_{1f} + \left(\sqrt{1 + \frac{2r}{1+r}\beta + \beta^2} - 1 \right) \left(\frac{\varepsilon_{2f}}{\beta} \right)} \right] \quad (21)$$

Donde se asume que $\varepsilon_{1n} = \frac{\varepsilon_{2n}}{\beta} = \frac{\varepsilon_{2f}}{\beta}$.

1.4 Antecedentes

El grupo de investigación de Ingeniería de Procesos de Fabricación, del Departamento de Ingeniería Mecánica en la Universidad de Sevilla, ha estado realizando estudios, ensayos y simulaciones numéricas del conformado de chapas metálicas, concretamente la influencia de la flexión en los procesos de conformado, evaluando los mecanismos de fallo e investigando sobre qué parámetros les afectan, como se hizo en Centeno et al. (2012).

Siguiendo esa línea de investigación, se ha desarrollado una metodología para obtener diagramas límite de conformado (FLD), tanto para casos de estirado, como estirado con flexión. Esta metodología se ha usado y se ha probado su validez con multitud de materiales, como pueden ser AA7075-O, AA2024-T3, o AISI304-H111 entre otros.

En concreto, este último material será el analizado en este proyecto. En Centeno et al (2014), se caracterizó el FLD del material con una serie de ensayos Nakazima, usando tres geometrías distintas, obteniendo las curvas FLC y FFL:

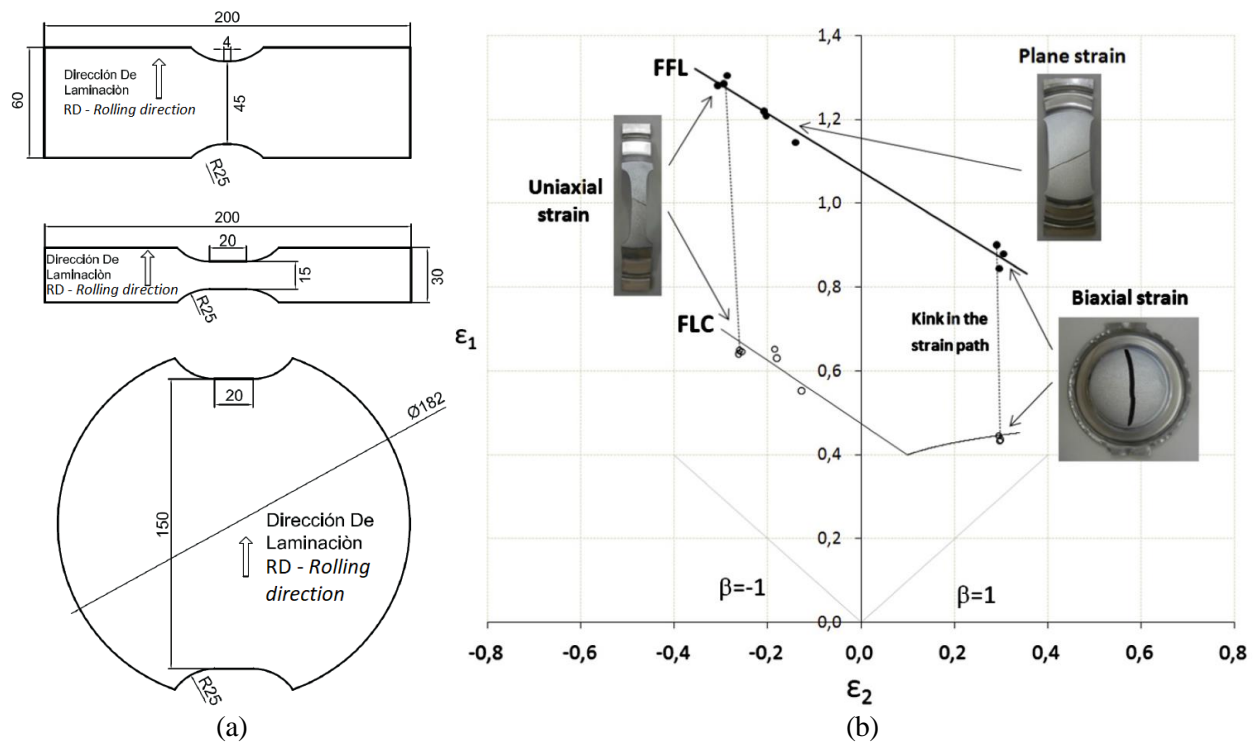


Figura 1.16 (a) Dimensiones acotadas de las probetas de deformación plana, tracción pura y zona biaxial, respectivamente, con sus direcciones de laminación o Rolling direction (RD), (b) Diagrama límite de conformado basado en los ensayos Nakazima

Posteriormente se realizaron distintos ensayos, tanto de *Stretch-Bending* como de SPIF. Los de *Stretch-Bending* se realizaron con punzones cilíndricos de 10 y 20 mm de diámetro, y una velocidad de punzón de 1mm/s. Los ensayos de SPIF se realizaron con herramientas de 6, 10 y 20 mm. Para cada diámetro de herramienta, el step down se ajustó alternativamente a 0.2 mm y 0.5 mm por pasada. Cada proceso de SPIF fue replicado 3 veces, obteniendo casi los mismos resultados entre sí.

El estado final de deformaciones se midió con ARGUS®, y las deformaciones de fractura se obtuvieron midiendo el espesor de la chapa a ambos lados de la geometría final cortada.

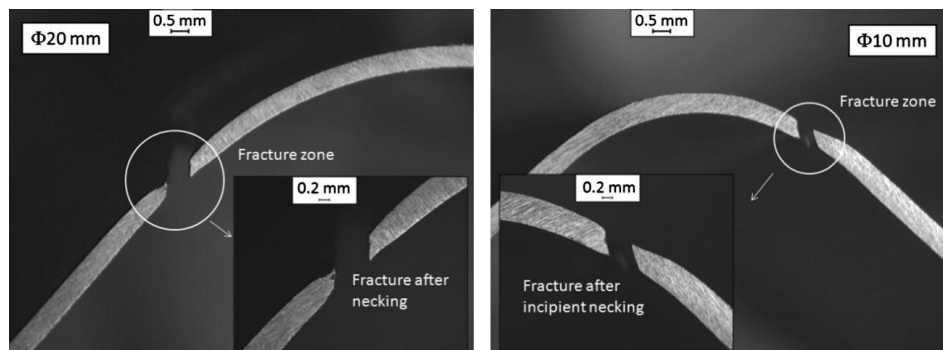


Figura 1.17 Fractografía de la zona de fallo en *Stretch-Bending* usando un punzón cilíndrico con diámetro de 20mm (izqda.) y de 10 mm (drcha.) respectivamente.

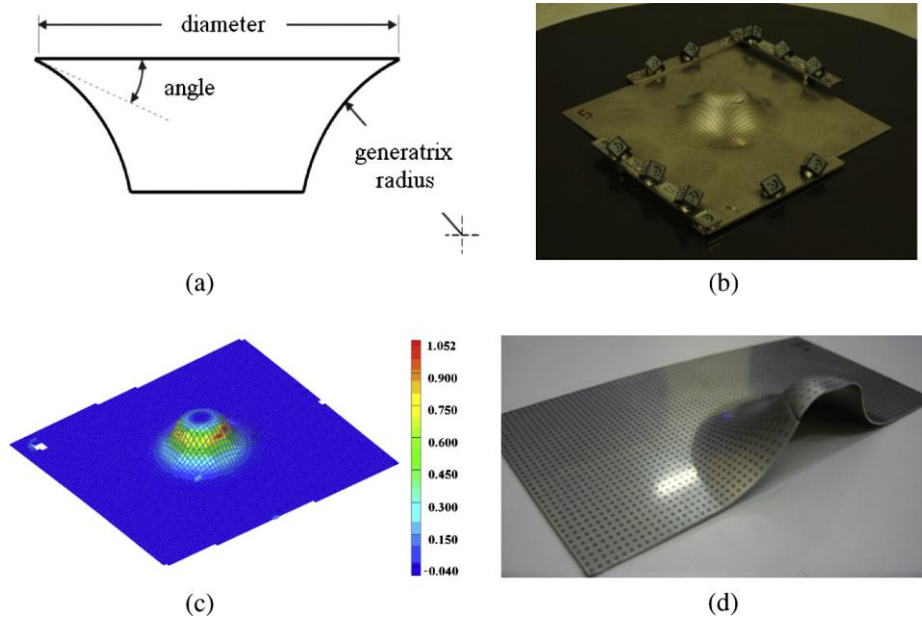


Figura 1.18 (a) Geometría de estudio usada en SPIF, (b) patrón de puntos en la geometría final (c) distribución de deformaciones principales máximas obtenidas con ARGUS® y (d) geometría final cortada lista para medir el espesor a lo largo de la grieta.

Finalmente, se obtuvieron las siguientes evoluciones de deformaciones para los ensayos de SPIF y *Stretch-Bending*, para las herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro:

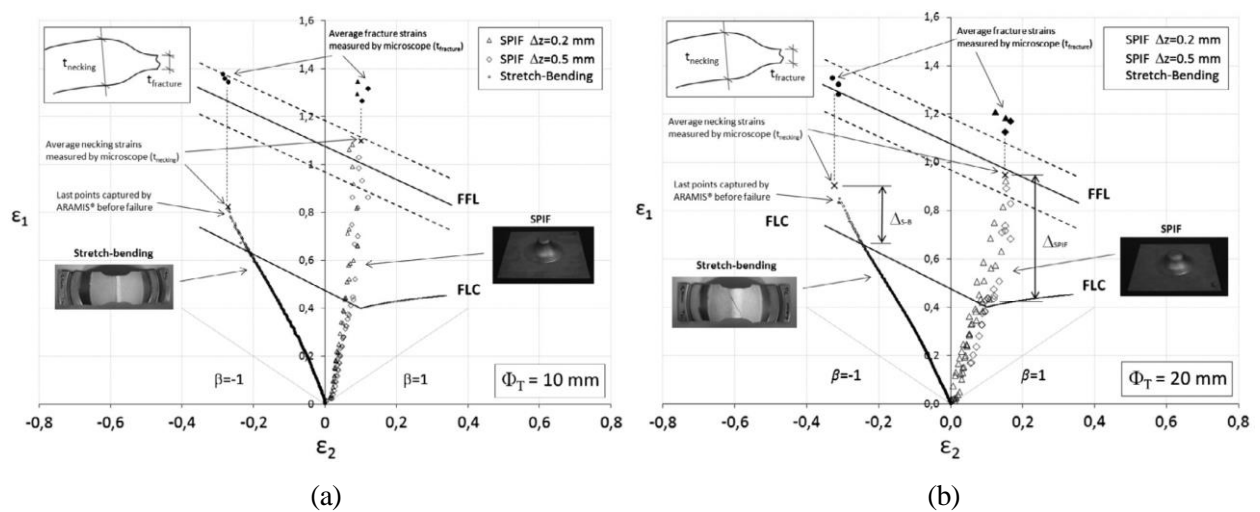


Figura 1.19 Evolución de deformaciones en *Stretch-Bending* y SPIF para herramientas de diámetro (a) 10 mm y (b) 20 mm

Como se muestra en la *Figura 1.18*, se puede ver un gran aumento en la conformabilidad de las chapas de AISI304, permitiendo deformación plástica estable hasta valores de deformación principal máxima muy por encima del FLC, y cercanos al FFL. Especialmente en el caso de la herramienta de 10 mm de diámetro, las deformaciones principales alcanzan el FFL dentro de una deformación estable. En ese caso, las tensiones principales máximas alcanzan valores de hasta 1.1 en escala logarítmica, estando ligeramente por encima del FFL determinado en los ensayos de Nakazima.

1.5 Objetivos del proyecto

El principal objetivo de este proyecto la caracterización del AISI304-H111 en base a un análisis numérico para distintos procesos y modelos de Elementos Finitos en DEFORM™-3D, y mostrar los resultados en el espacio de la triaxialidad. Concretamente, se realizarán los ensayos de Nakazima, *Stretch-Bending* y SPIF, siguiendo el proceso realizado en el artículo de Centeno et al. (2014) mencionado previamente.

Se realizarán los ensayos de Nakazima para los tres tipos de probetas, tracción uniaxial, deformación plana y tracción biaxial, mientras que los de *Stretch-Bending* se realizarán únicamente para el caso de deformación plana, con punzones de 20 mm y 10 mm.

Para el caso de los ensayos de SPIF, se realizarán siguiendo exactamente el procedimiento mostrado en el Trabajo de Fin de Grado, utilizando la nueva caracterización mecánica del material, obtenida para este proyecto. Por consiguiente, se utilizarán herramientas de diámetro 20 mm y 10 mm, con el *step down* de 0.5 mm para reducir en 2.5 los tiempos de computación respecto al caso de 0.2 mm.

Una vez obtenidos los modelos numéricos, y probado su correcto funcionamiento hasta la deformación de fallo en todos los casos, se plantean distintos objetivos:

- Creación de una guía para modelar los procesos de deformación usando DEFORM™-3D.
- Evaluación y validación de la eficiencia de los modelos numéricos con los que se puedan obtener buenos resultados sin tiempos de procesamiento demasiado largos.
- Análisis de los límites de fallo de los modelos numéricos.
- Análisis de las deformaciones principales en la chapa hasta el fallo, dentro de los resultados del FLD del AISI304.
- Evaluación de dichos resultados en el espacio de la triaxialidad, con el fin de crear en él un Diagrama Límite de Conformado.

2 ENSAYOS EXPERIMENTALES

Para la caracterización de la curva de deformación del AISI304, se realizaron varios ensayos de tracción de acuerdo a la normativa ASTM E8M-08; uno a 90°, y dos a 0°, uno de éstos con un extensómetro para representar fielmente los desplazamientos. Los ensayos se realizaron en una máquina de ensayos de tracción Instron MicroTest, utilizando probetas de 0.8 mm de espesor:



(a)



(b)

Figura 2.1 (a) Máquina utilizada en los ensayos experimentales (b) probeta una vez se ha alcanzado el fallo

En dichos ensayos, se comprobó que el material tiene un comportamiento lo suficientemente parecido en las distintas direcciones, como para considerarlo isótropo en el análisis de este proyecto, como se demuestra en la siguiente gráfica, en la que se representan los resultados obtenidos por la máquina de ensayos en términos de fuerza en kN y desplazamiento de la mordaza en mm:

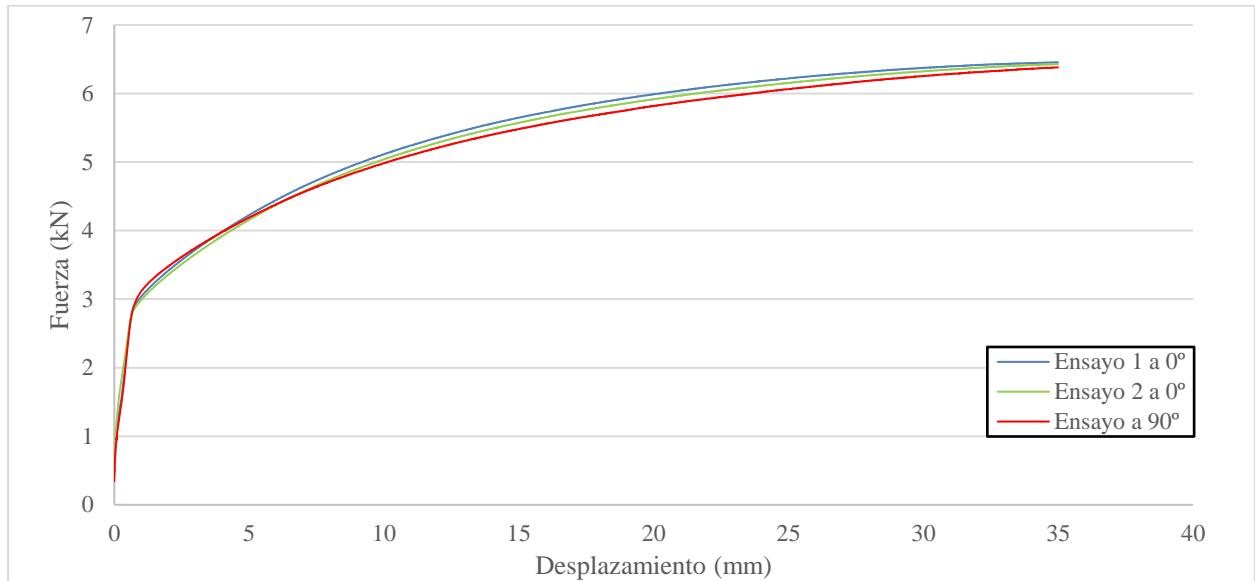


Figura 2.2 Representación de la fuerza frente al desplazamiento en los ensayos a tracción experimentales

Por lo que la ley de comportamiento obtenida experimentalmente para el AISI304-H111 corresponde a la gráfica mostrada a continuación, en la que se representa tensión real frente a deformación real:

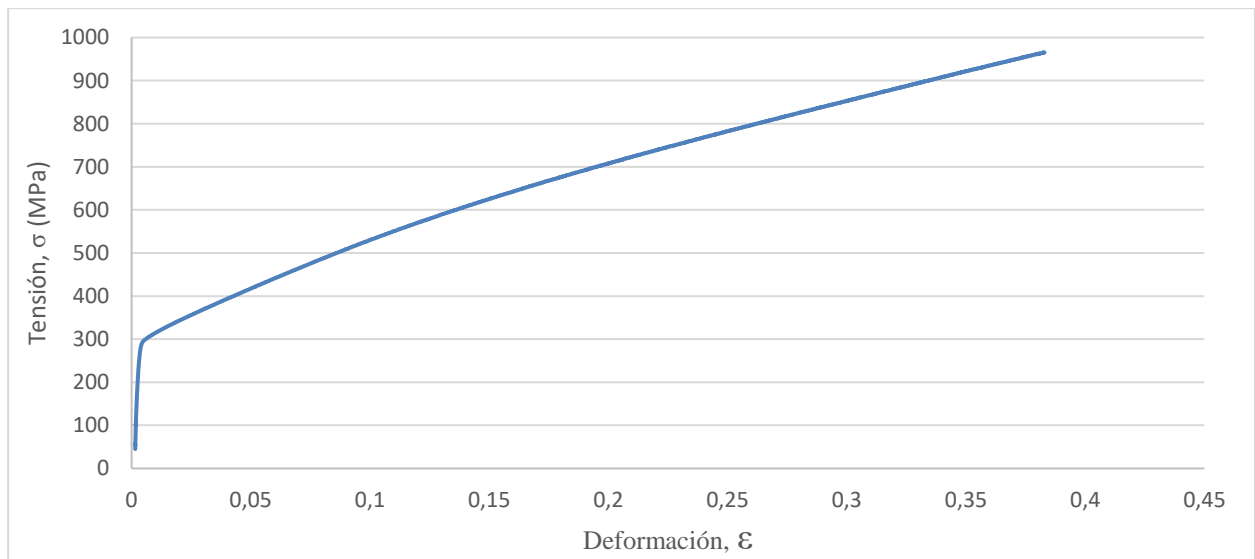


Figura 2.3 Ley de comportamiento experimental para el acero AISI304-H111

Cara al proyecto, en lugar de aproximarla por una ley de Swift, como hicieron por ejemplo Centeno et al. (2014), se introducirá en DEFORM™-3D directamente la nube de puntos (se explicará más adelante), dejando que el programa interpole en caso de necesidad.

3 MODELOS NUMÉRICOS

Este capítulo describe los pasos más importantes en la creación de los modelos numéricos de los distintos procesos analizados.

DEFORM™-3D es un sistema procesador de simulaciones que analiza el flujo tridimensional en conformado de metales. Proporciona los flujos de material sin los costes y retrasos derivados del análisis experimental, y ha demostrado ser una solución robusta en el entorno industrial durante más de dos décadas.

DEFORM™-3D permite importar geometrías desde CATIA, y su programa FEM que tiene integrado permite predecir la fractura en múltiples procesos, como mecanizado, estampación, extrusión, laminado, etc.

El generador de malla automático (AMG) genera y optimiza la malla donde se requiere que el tamaño local del elemento sea más pequeño. Tiene un sistema *user-defined*, que permite al usuario especificar la densidad de la malla donde convenga, y un sistema de remallado automático, capaz de crear mallados con tamaños variable, haciéndose más fino en zonas más complejas, y remallando automáticamente cuando es necesario (o siguiendo unos parámetros previamente definidos).

También permite parar la simulación, volver a un paso anterior y modificar los parámetros ahí, permitiendo retomar la simulación desde ese punto. Esta es una de las principales ventajas de DEFORM™-3D en comparación con otros programas FEM, permitiendo tener tiempos de procesamiento y requisitos numéricos mucho menores, incluso pese a estar basado en cálculo implícito. Esta funcionalidad se ha utilizado varias veces en este proyecto, ya que a ciertas profundidades la malla se deforma excesivamente y es necesario remallar manualmente.

3.1 Geometrías de las probetas

Dado que las geometrías son demasiado complejas para generarlas directamente en DEFORMTM-3D, se crearon previamente en CATIA con las cotas indicadas en la Figura 1.16 (a), para los casos de tracción uniaxial y deformación plana. La probeta de tensión biaxial se modeló como un disco uniforme, de acuerdo con la geometría utilizada en Centeno et al. (2014). Las geometrías se deben exportar en formato *stl* para que DEFORMTM-3D los reconozca:

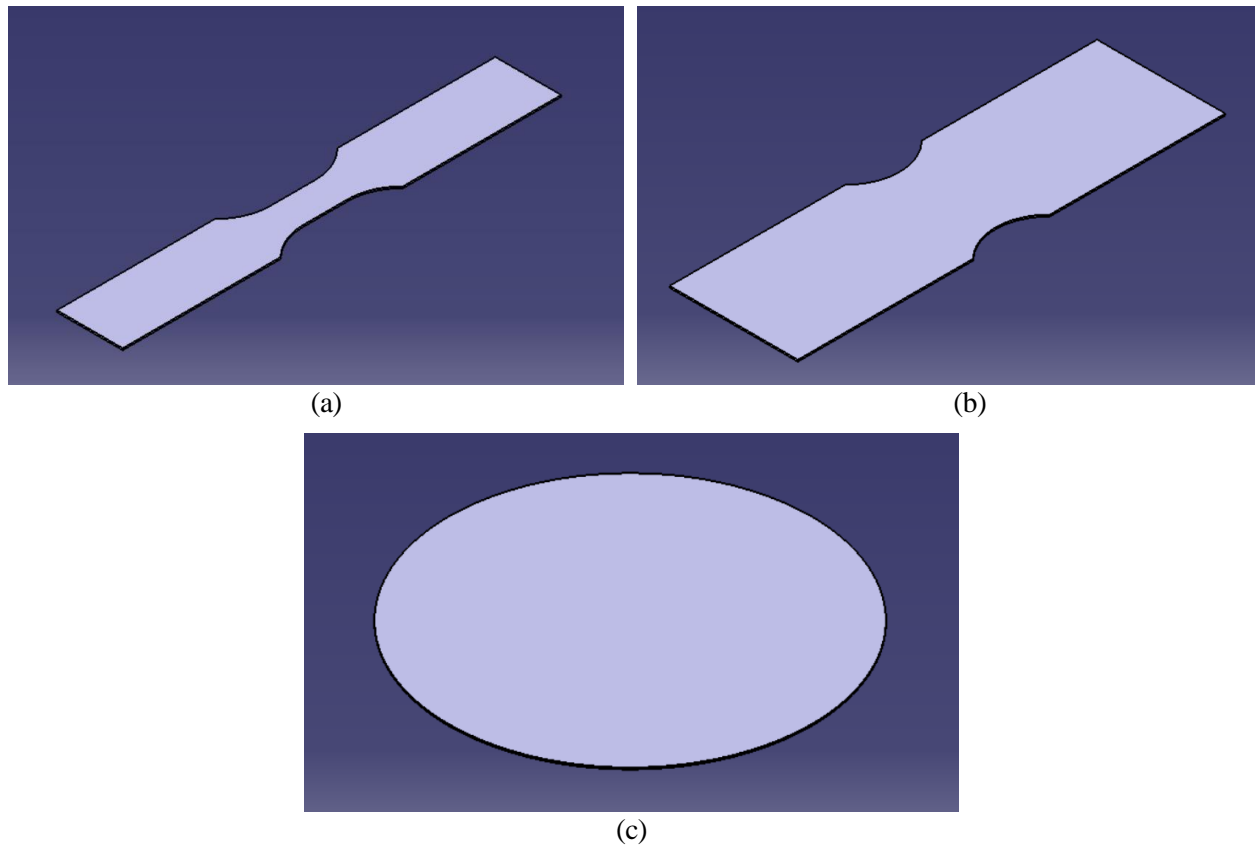


Figura 3.1 Geometrías de las probetas de tracción uniaxial (a), deformación plana (b) y tracción biaxial (c)

3.2 Ensayos Nakazima

Primeramente, se deben crear carpetas para cada simulación, asegurando que hay suficiente espacio libre para almacenar los resultados. Conforme calcula, el programa genera bases de datos de 2GB de tamaño hasta que completa todos los pasos programados.

Para crear el modelo de la simulación, es necesario entrar en el *pre-processor*.

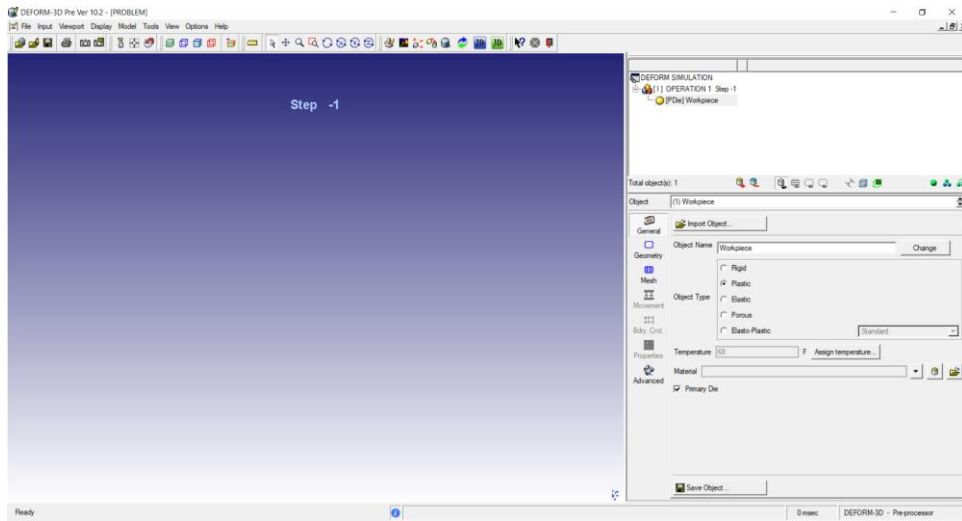


Figura 3.2 *Pre-processor*

En la esquina superior derecha se muestran las piezas presentes en el modelo, y (más adelante, cuando se genere la malla) el material y elementos del mallado.

Una vez aquí, el programa se tiene que ajustar para trabajar en variables del Sistema Internacional. Para ello, hay que pinchar en la opción de *Simulation Controls* en la barra superior, y a continuación en SI.

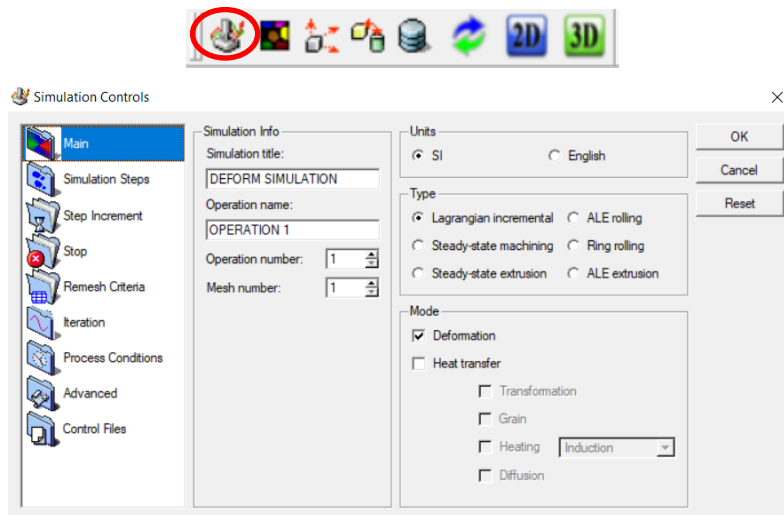


Figura 3.3 *Simulation Controls (unidades en SI)*

Tras esto, es necesario crear el material de la chapa metálica. En este caso, es una lámina de acero AISI304-H111, con las propiedades mostradas en el apartado 2. Para crearlo, hay que pinchar en la opción material en la barra superior.



Figura 3.4 *Barra principal, opción de material*

En la ventana que se abre, hay que darle a New para añadir un material nuevo. Dado que los datos que se obtuvieron experimentalmente están en forma de nube de puntos, para introducirlos, es necesario seleccionar la opción $\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}, \dot{\bar{\epsilon}}, T)$ en la pestaña Flow stress.

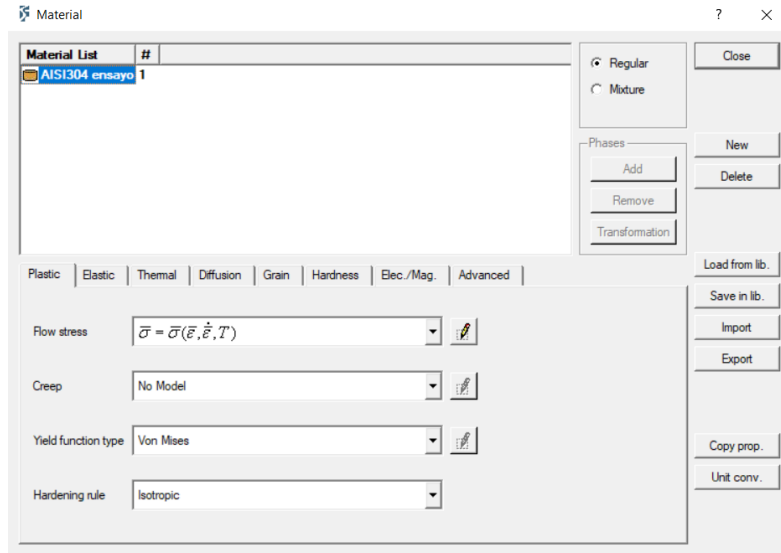


Figura 3.5 Ventana del material

A continuación, se importan los datos haciendo click en la opción *Import*. Para que se importen correctamente, los datos deben estar ordenados en dos columnas, siendo la primera las deformaciones obtenidas en el ensayo de tracción, y la segunda las tensiones asociadas a éstas (que deben estar en MPa). Además, en la primera fila se debe introducir la temperatura del ensayo, y la tasa de deformaciones.

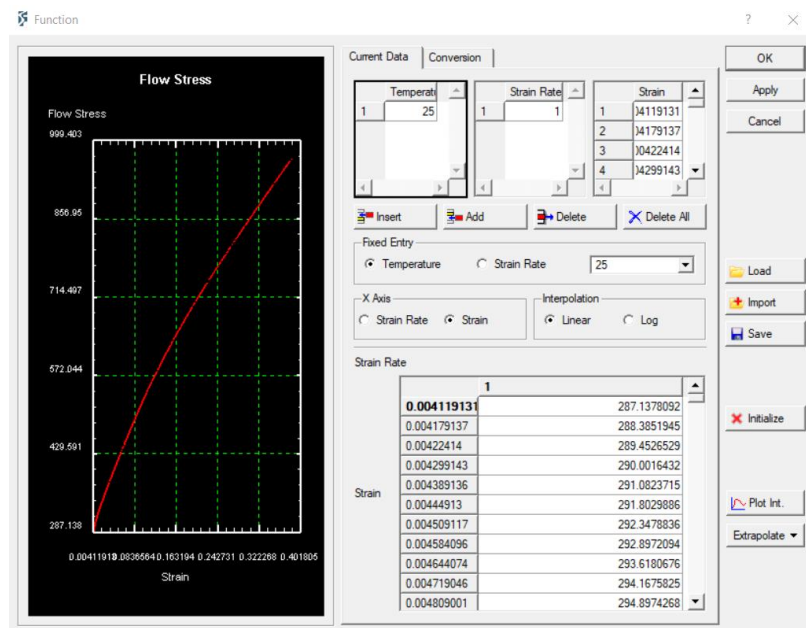


Figura 3.6 Función del material

Una vez introducidos estos datos, hay que establecer el módulo de Young y el coeficiente de Poisson. El módulo de Young se determinó experimentalmente con un valor de 207000 MPa, y el coeficiente de Poisson se tomó el valor de la literatura.

Finalmente, es necesario fijar el método de fractura. En este proyecto se utilizó el criterio de Ayada, con un valor fijado de daño crítico de 0.9.

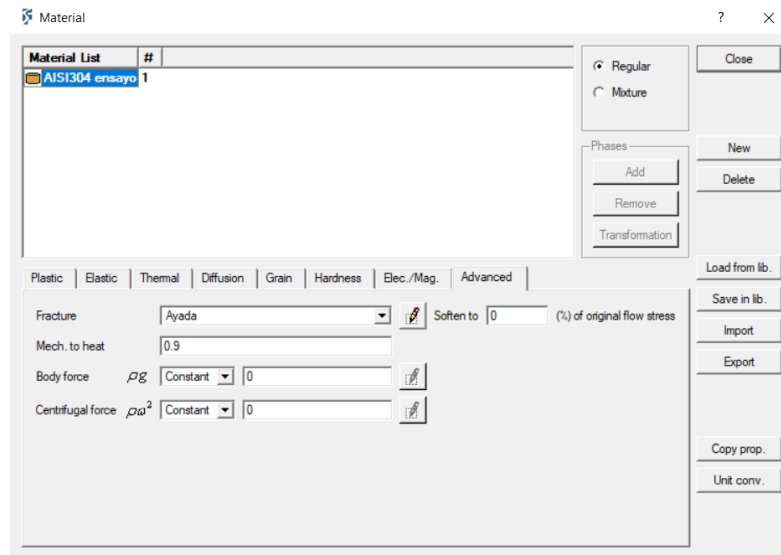


Figura 3.7 Método de fractura

NOTA: Esto solo es necesario la primera vez que se crea el material, una vez creado se puede guardar en la base de datos de DEFORM™-3D, cargándolo para distintos modelos mediante la opción *Load from library* (para ubicarlo más fácilmente, se puede seleccionar como fuente el usuario):

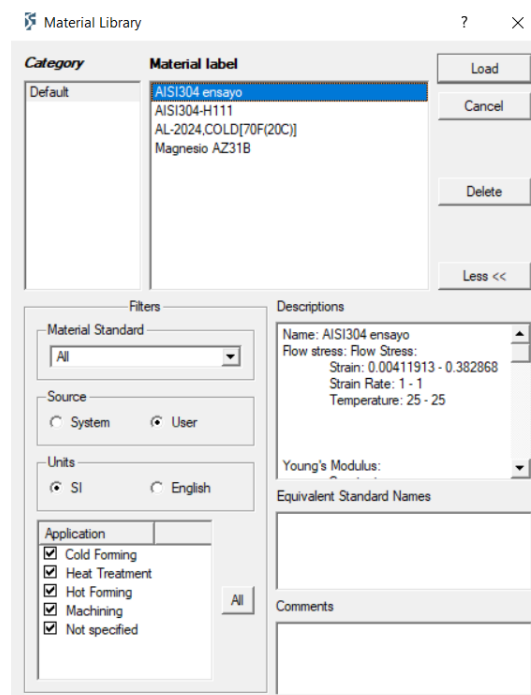


Figura 3.8 Librería de materiales

Una vez se ha creado el material, es necesario crear las distintas piezas de la simulación. Para la chapa metálica se elegirá la opción de material elasto-plástico, seleccionando el material creado previamente.

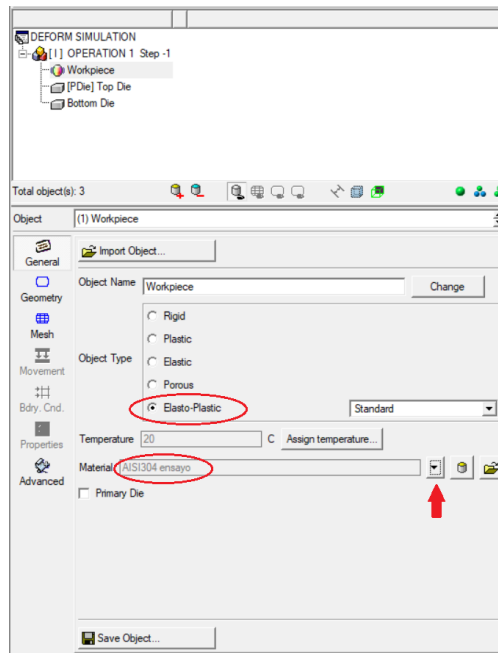


Figura 3.9 Tipo de objeto y elección del material

La geometría de la pieza se importará desde CATIA con la opción *Import Geo*, mientras que la herramienta y el soporte se crearán en el propio programa con la opción *Geo Primitive*, introduciendo los valores en mm en la ventana siguiente:

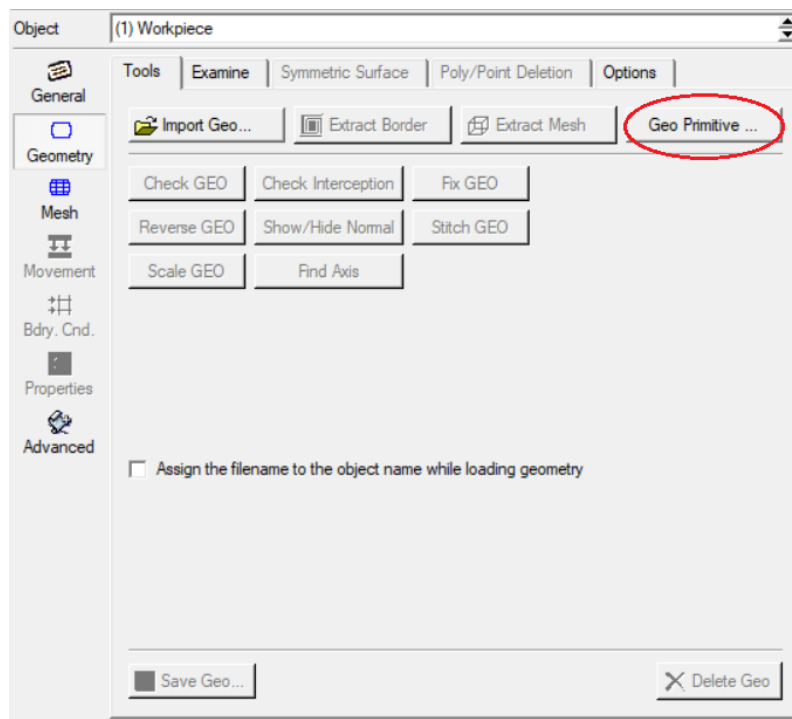


Figura 3.10 Selección de la geometría

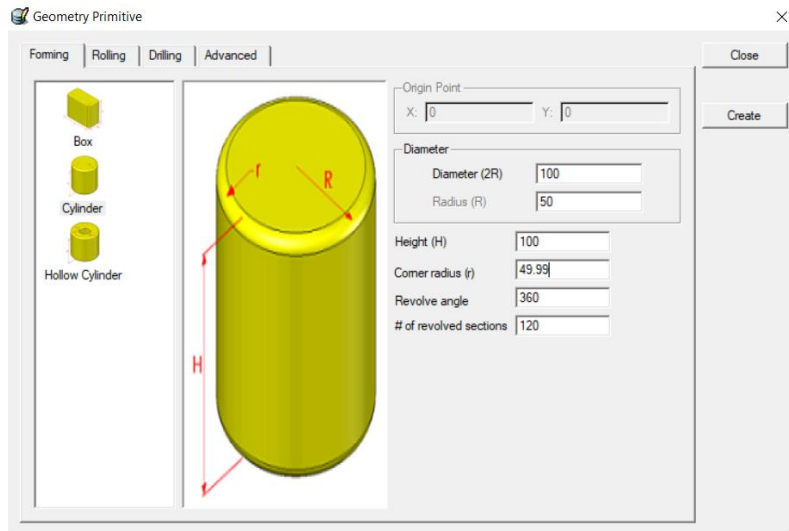


Figura 3.11 Datos del punzón hemisférico

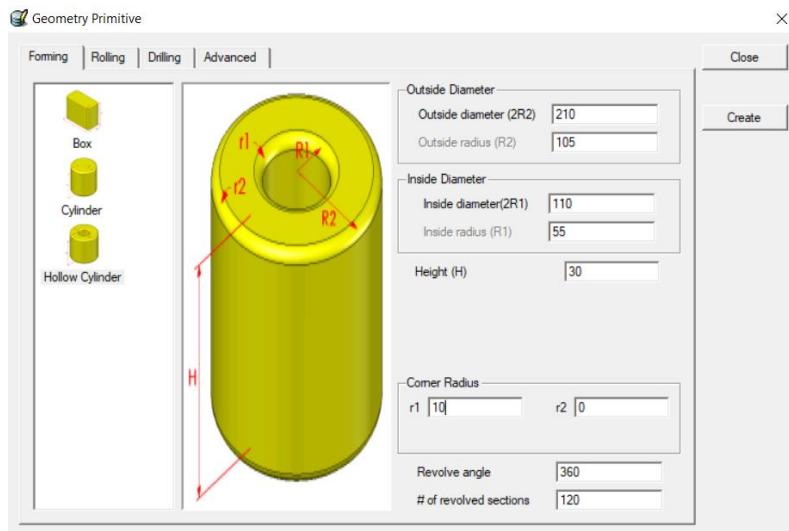


Figura 3.12 Datos del soporte de la chapa

Tras esto, es necesario ajustar la posición de las distintas piezas, para ubicarlas correctamente y generar las interacciones entre ellas, usando para ello la opción de posicionamiento de objetos de la barra principal:



Figura 3.13 Icono de posicionamiento de objetos

Dado que las piezas se solapan entre sí, es necesario separarlas inicialmente, para posteriormente hacer que interfieran entre sí. Para ello, primero se usa la opción *Drag*, que permite mover la pieza en cualquier dirección (en este caso se moverá en dirección Z).

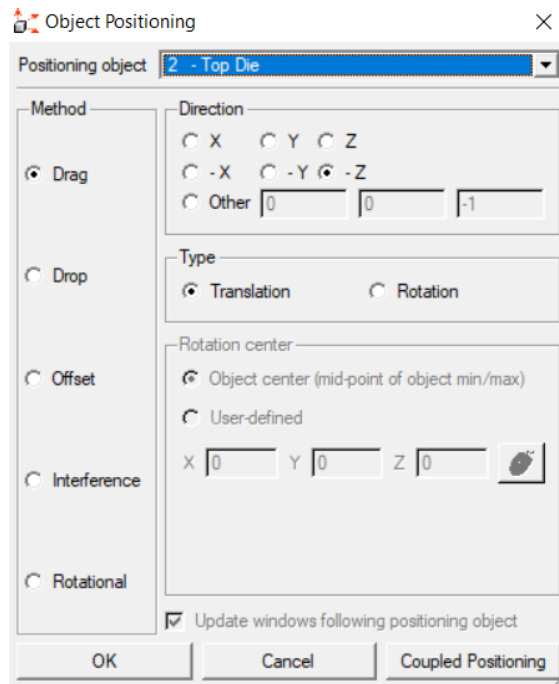


Figura 3.14 Ventana de arrastrar o Drag

Tras esto, se seleccionará la opción *interference* para hacer que las piezas coincidan en al menos un punto. Cabe mencionar que para ello, se podría utilizar también la opción *drop*, pero en este proyecto se prefirió utilizar la opción de interferencia, para evitar que la rotación de la pieza afectase al posicionamiento (aunque realmente no afectaría, al ser la herramienta un sólido de revolución)

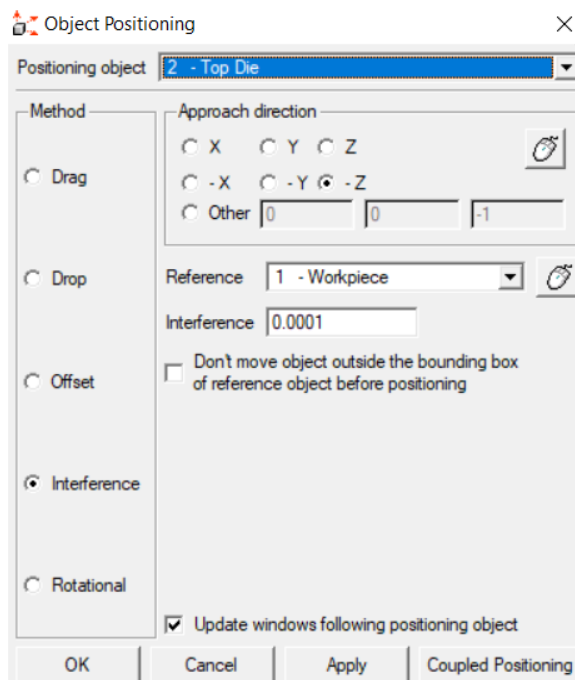


Figura 3.15 Ventana de interferencia

Con esto, la geometría final queda:

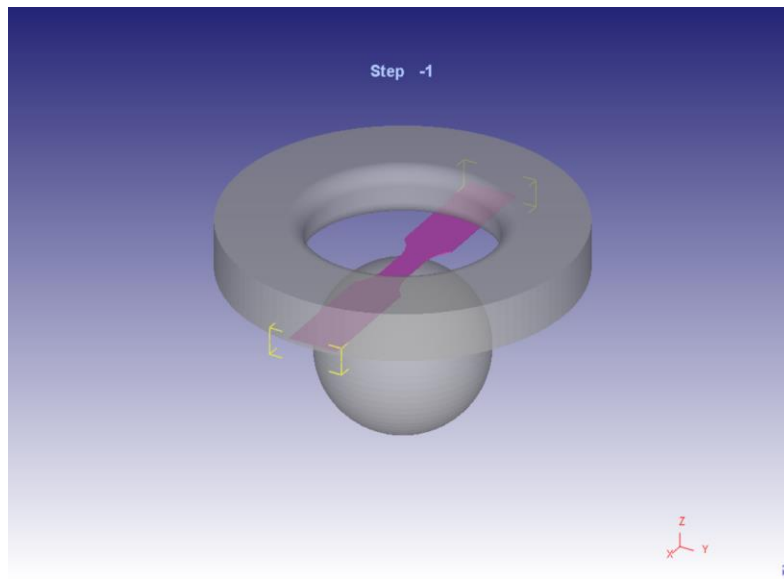


Figura 3.16 Geometrías correctamente colocadas

Una vez se han creado y colocado las piezas, se crea el mallado de la chapa. El sistema de generación automático de malla la distribuye para ajustarla a la geometría, y a distintas condiciones definidas previamente por el usuario, como las llamadas *Mesh Windows* (o ventanas de mallado, donde se indican zonas específicas con un tamaño de elemento distinto). También permite remallar automáticamente cuando los elementos se distorsionan en un determinado porcentaje, o un valor predefinido.

Para las simulaciones realizadas, se comprobó que con 50000 elementos se obtienen buenos resultados, sin que los tiempos de análisis se extiendan demasiado. Sin embargo, el generador automático de malla ajusta el número de elementos (y los propios elementos) en función de las condiciones de una forma no demasiado predecible, generando en torno a 1/3 de los elementos totales requeridos. Es por ello que el número total de elementos se fijó en torno a 150000.

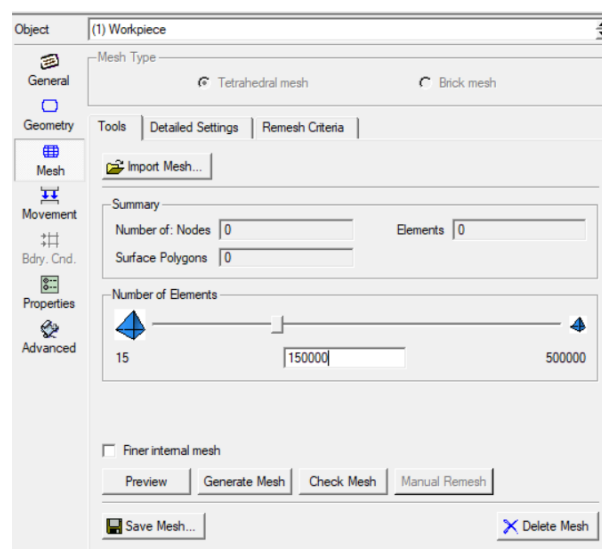


Figura 3.17 Mallado

DEFORM™-3D permite elegir entre dos tipos de elementos, el *brick*, que presenta 8 nodos, y el *tetrahedral*, con 4 nodos. Sin embargo, al elegir la opción de objeto elasto-plástico, sólo se permiten los tetraédricos.

Debido a la gran deformación de la pieza, conviene refinar la malla, concretamente en la zona central (ya que es la que más se deforma), y en la zona que se deforma en contacto con el prensachapa, para evitar interferencias entre las geometrías. La zona central DEFORM™-3D la refina automáticamente por la geometría, mientras que para la otra área, es necesario utilizar las llamadas ventanas de mallado.

Para ello hay que pinchar en la pestaña *Detailed settings*, y ajustar los factores de peso (*Weighting Factors*), imponiendo el valor de 1 para la densidad de ventana de mallado o *Mesh density window*.

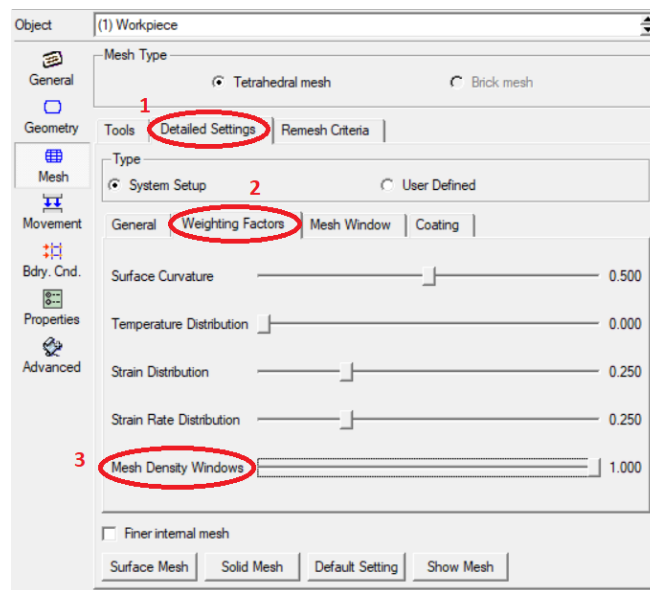


Figura 3.18 Ajustes del mallado

Tras eso, se crean las ventanas de mallado. En este caso, como se ha comentado, va a haber una ventana de mallado con un ratio de tamaño de 0.2, para ajustarse correctamente a la geometría del prensachapa y no provocar interferencias. Este valor, junto con el valor total de elementos, ha demostrado ser suficiente para aportar buenos resultados sin excesivos tiempos de computación.

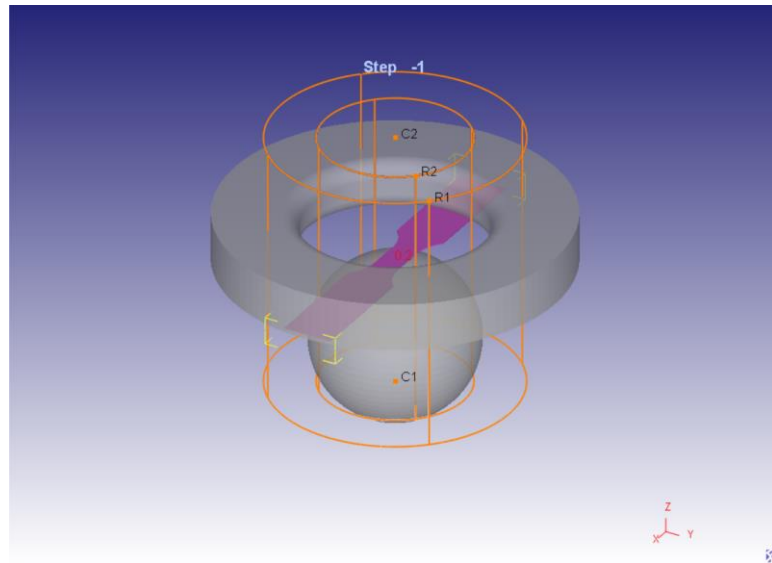


Figura 3.19 Ventana de mallado en la pieza

Lo único restante para crear la malla es darle al botón de *Generate Mesh* en la pestaña principal de mallado (Figura 3.17). Sin embargo, hay que destacar que en ocasiones, DEFORM™-3D presenta problemas inicialmente con el mallado, donde a pesar de imponer distintas ventanas de mallado y diferentes parámetros, no los utiliza, generando por tanto una malla uniforme.

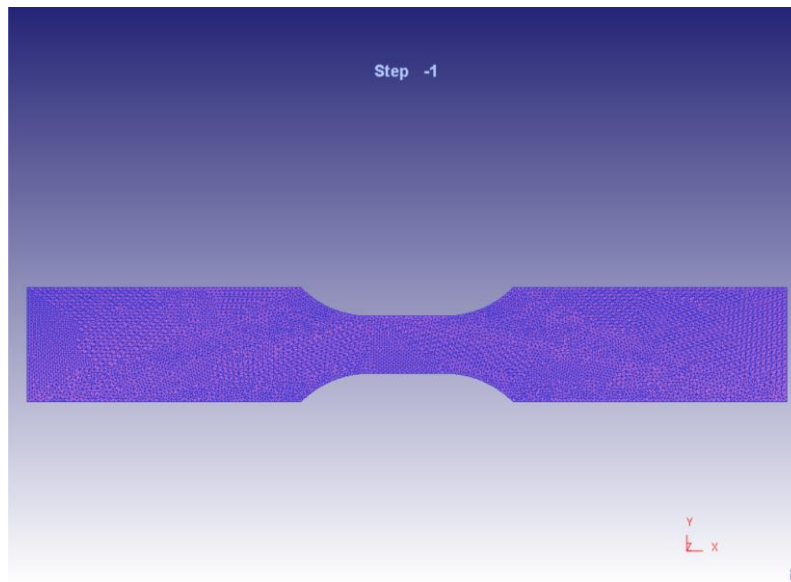


Figura 3.20 Problema con el mallado uniforme

Este problema tiene fácil solución. Se continúa el ajuste de la simulación con esta malla, y una vez se termina el trabajo con el pre-procesador, se dejará correr algunos pasos el programa, parándolo y remallando manualmente en el *pre-processor* (dado que las condiciones y ventanas de mallado ya están definidas, sería suficiente con pulsar en generar la malla). Una vez realizado esto, el resultado sería el que sigue:

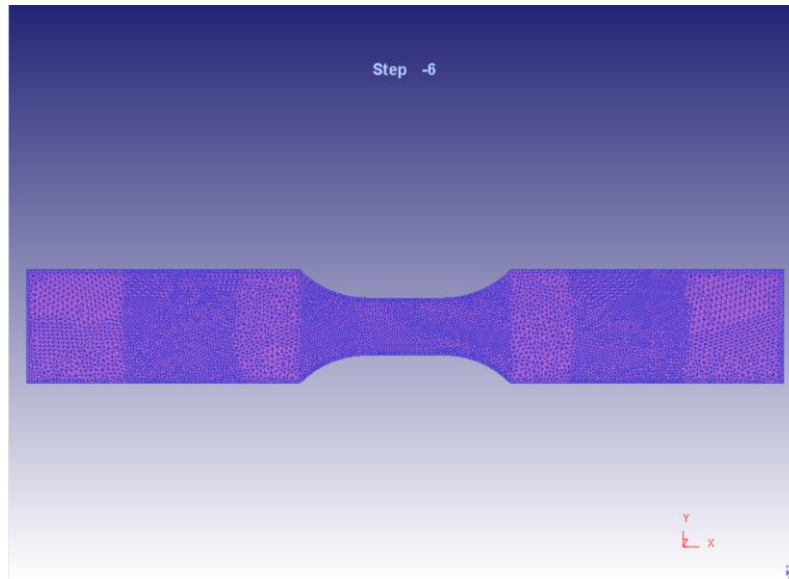


Figura 3.21 *Mallado final considerando todas las condiciones*

En el proceso de remallado, DEFORM™-3D puede perder algo de material de la geometría. Sin embargo, no suele afectar, ya que suele ser en las esquinas de los extremos, que están lejos de la zona de estudio, y las pérdidas son menores. En ocasiones, durante la simulación, la malla se distorsionaba demasiado, generándose en ella problemas de doblado o *fold*, tras los que era necesario parar la simulación, y remallar manualmente como se ha explicado anteriormente. En esos casos, el nuevo punto de inicio de la simulación se fijaba antes de que ocurriese el citado fallo.

Con la malla creada, se pueden establecer las condiciones de contorno de la chapa. Para ajustarse a las condiciones experimentales sin complicar excesivamente el modelo, se colocarán condiciones de empotramiento en los extremos de la chapa, y posteriormente se impondrá el contacto de la chapa y el prensachapa.

Para establecer la condición de contorno, hay que ir a la pestaña *Bdry. Cnd.* y fijar tres condiciones de contorno, una para cada eje (x, y, z). Si para estos, se fija la condición de velocidad=0 se obtiene la condición de empotramiento. Una vez se elige la condición, aparece una pequeña ventana en la esquina inferior izquierda, que permite elegir los nodos. La opción marcada permite seleccionar los nodos de un plano con sólo seleccionar dicho plano:

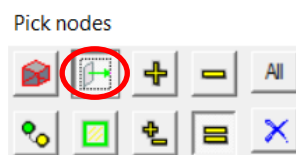


Figura 3.22 *Ventana para la selección de nodos*

Con ello, los nodos con la condición de empotramiento quedan como sigue:

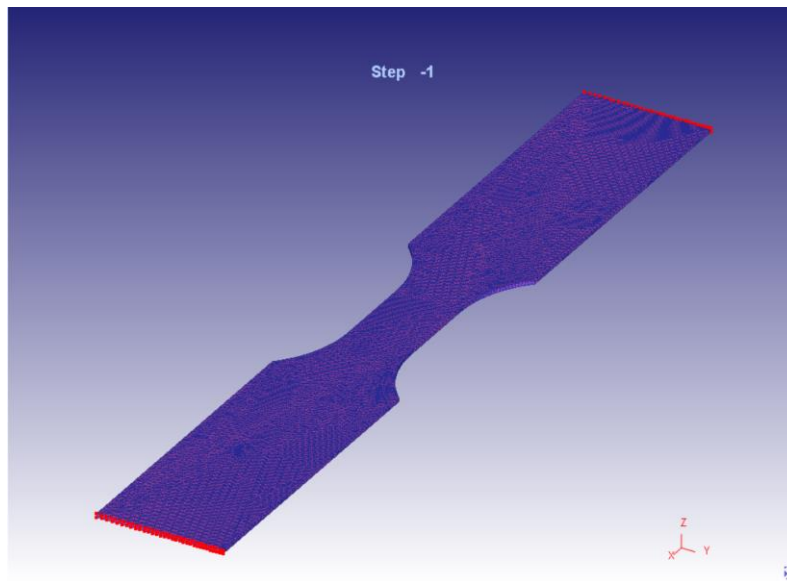


Figura 3.23 *Nodos empotrados de la geometría*

A continuación, se establece el movimiento de la herramienta. Dado que el proceso es simplemente la herramienta ascendiendo a una velocidad de 1mm/segundo, se establece dicho valor en la pestaña de movimiento:

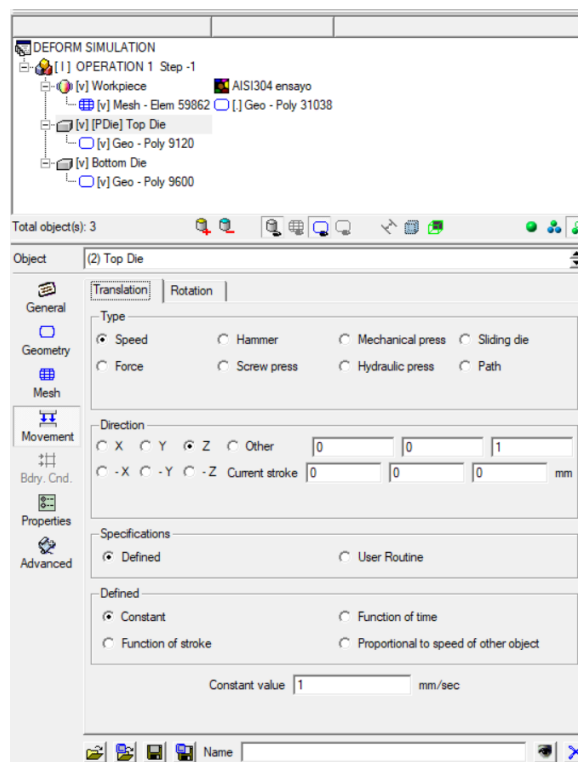


Figura 3.24 *Movimiento de la herramienta*

Finalmente, se establecen las relaciones entre las distintas piezas. Para ello, se selecciona la opción de *Inter. Object* en la barra principal del *pre-processor*:



Figura 3.25 *Barra principal, opción de Inter. Object*

En la ventana que aparece, se tiene que seleccionar qué pieza es la esclava y cual la maestra en cada interacción. En este caso, ya que la chapa se ve deformada tanto por la herramienta, como por la presencia del prensachapa, en las interacciones con éstos, la chapa es la esclava, y la herramienta y el prensachapa las maestras. Esta condición es la que impone el contacto entre la chapa y el prensachapa, como se mencionó anteriormente.

En esta ventana también se establece el valor de la fricción. Para esta simulación, se establecieron valores de 0.15 de fricción de Coulomb entre la chapa y el prensachapa, y de 0.05 entre la chapa y la herramienta, al estar esta última más lubricada, ajustándose mejor así al ensayo experimental.

En ocasiones, a pesar de crear esta interacción, el programa presenta problemas para obtener las condiciones de contacto. Este problema no afecta a la simulación, puesto que cuando la herramienta comienza a deformar la chapa (algunos pasos tras el comienzo de la simulación), se detecta correctamente.

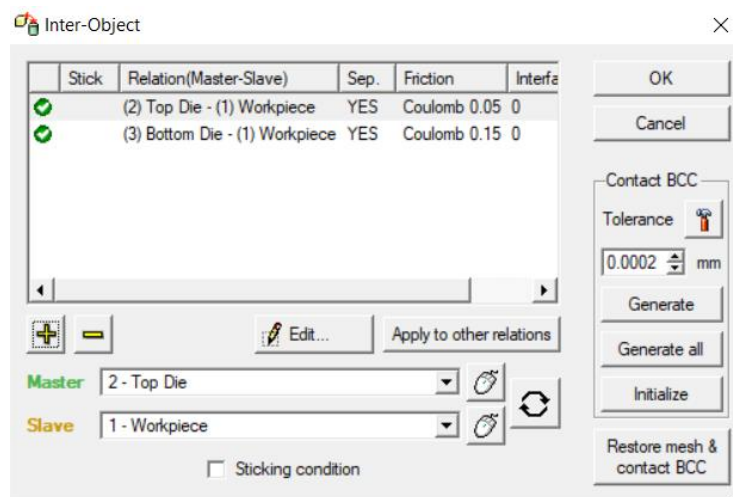


Figura 3.26 *Ventana para establecer las interacciones entre las piezas y la fricción entre ellas*

Para acabar en el *pre-processor*, se tienen que fijar los parámetros de la simulación en la ventana *Simulation Controls*. Como se dijo anteriormente, las unidades están en SI (siendo la longitud en mm y las tensiones en MPa).

Para calcular el número aproximado de pasos, se divide el tiempo real del proceso entre el tiempo entre *steps* (que se fijó en 0.01seg/step). Dado que este proyecto se validó en deformaciones, se realizó la simulación para que alcanzase una profundidad superior a la de fallo real, para validar posteriormente la profundidad de fallo

en base a las deformaciones. Por ello, se estableció una profundidad límite de 65mm, que a 1mm/seg supone 65 segundos, y por tanto 6500 steps. Elegir el número correcto de pasos es muy importante, ya que es lo que utiliza DEFORM™-3D para calcular. Si se eligen demasiados pocos pasos, la simulación terminará antes de que se termine el proceso de deformación.

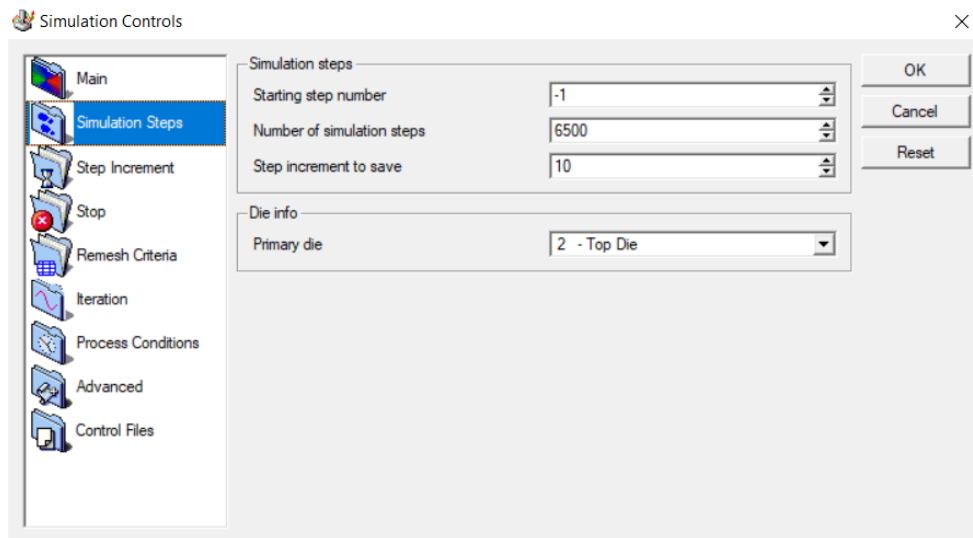


Figura 3.27 Elección del número total de pasos

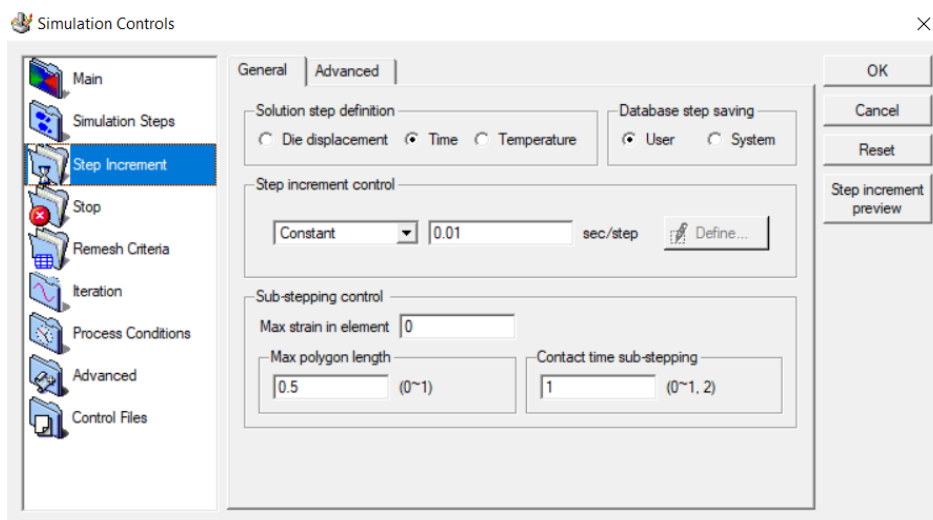


Figura 3.28 Selección del tiempo entre pasos

Una vez realizado todo esto, antes de empezar la simulación es necesario comprobar y generar una base de datos inicial:



Figura 3.29 Barra principal, opción de generar base de datos

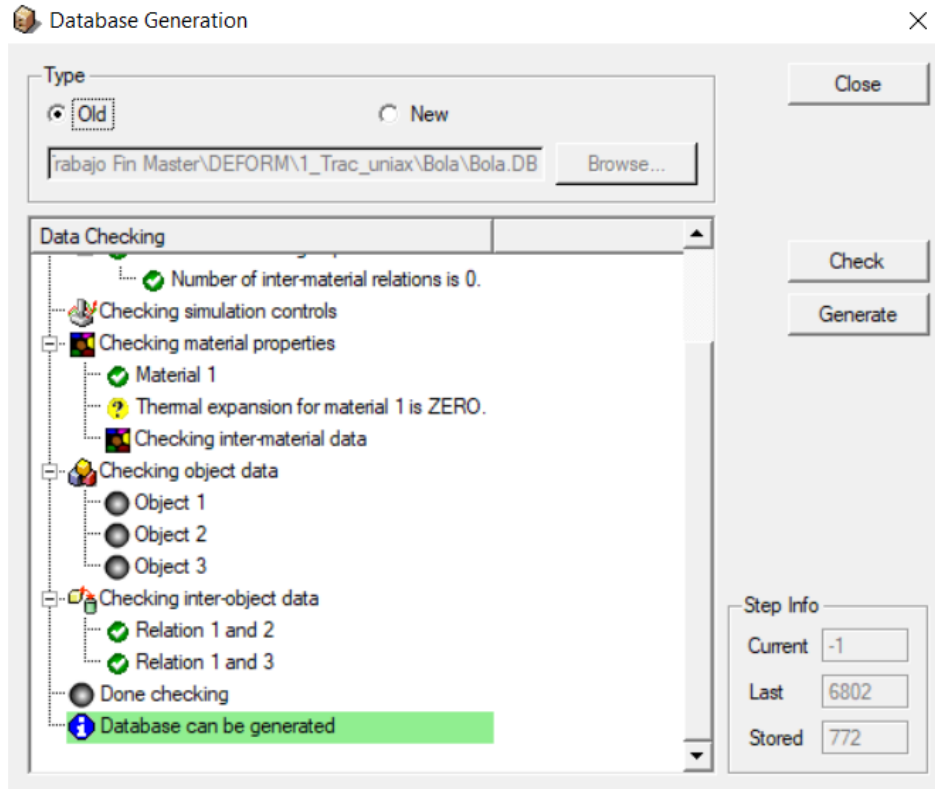


Figura 3.30 Comprobación y generación de la base de datos

Una vez se ha generado la base de datos, se puede cerrar el *pre-processor* y comenzar la simulación pinchando en la opción *run*.

DEFORM™-3D tiene una opción de controlar el proceso de conformado durante la simulación, permitiendo modificarla a mitad de ésta y corregir fallos, siempre que no haya errores conceptuales, como pueden ser una introducción de datos errónea.

3.3 Modelo de Stretch-Bending

Los modelos de *Stretch-Bending* siguen exactamente los mismos pasos que los ensayos de Nakazima, teniendo como única diferencia la geometría del punzón que, en vez de modelarse como una esfera, se modela como cilindros de 20mm y 10mm:

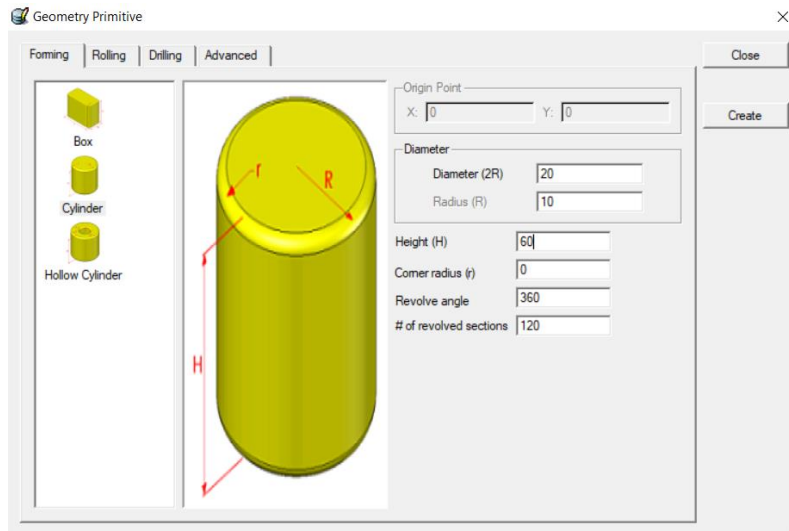


Figura 3.31 Datos del punzón de Stretch-Bending

Con esta opción se genera la geometría como un cilindro vertical, teniendo que girarlo y desplazarlo para centrarlo con la chapa. Para ello, se utilizan las opciones *Rotational* y *Offset* en la ventana de posicionamiento de objetos:



Figura 3.32 Icono de posicionamiento de objetos

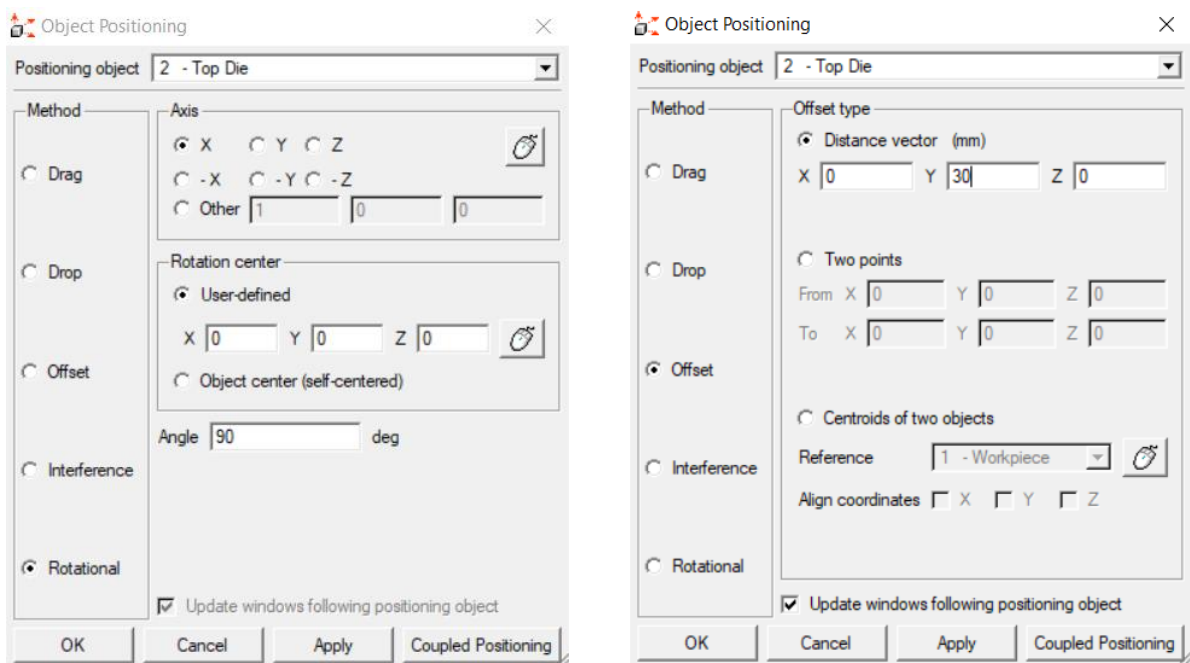


Figura 3.33 Configuraciones del Rotational y el Offset, respectivamente

El resto del proceso sería igual que en el modelo de Nakazima descrito anteriormente.

3.4 Modelo de SPIF

Para el modelo de SPIF, se sigue el proceso descrito en el capítulo 2 del Trabajo de Fin de Grado de Álvaro Fernández Díaz, siendo la principal diferencia con los procesos descritos aquí, la ausencia de prensachapa (cambiado por una condición de contorno que limita los desplazamientos en Z), y la trayectoria de la herramienta, que ya no es lineal.

Para el movimiento, se fijó un *feed rate* de 3000mm/min, y un *step down* de 0.5mm, siendo la única diferencia con la experimentación, que en el modelo la herramienta no gira sobre sí misma. El fijar un *step down* es debido a que la máquina de control numérico es de 2.5 ejes, capaz de interpolar trayectorias en uno de los 3 planos principales (en este caso el horizontal), haciendo movimientos lineales en otro eje, por lo que si la geometría deseada es compleja, se discretizará en varios planos. Si la máquina fuese de 3 ejes, la trayectoria seguiría una geometría tridimensional, sin la discretización en planos.

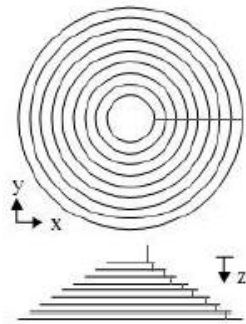


Figura 3.34 Trayectoria de la herramienta con el step down

Para crear la trayectoria, se utilizó la interfaz PHYTON™, generando la nube de puntos por la que la herramienta se moverá. Para ello, hay que introducir el *step down*, el radio de la herramienta, la velocidad de avance o *feed rate*, si está permitido el giro libre de la herramienta, el sentido de la rotación (-1 si es constante, 1 si es alterno, como es el caso), y si la geometría es piramidal o cónica.

Para ello, teniendo seleccionada la herramienta, se elige la opción *Path* en la ventana de movimiento, y a continuación *Profile+feed rate*:

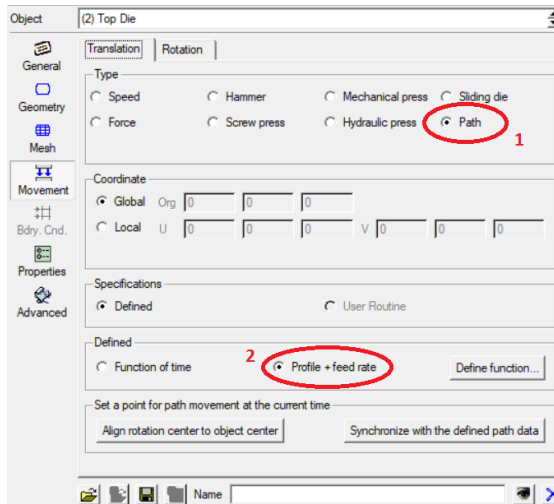


Figura 3.35 Selección del movimiento de la herramienta en SPIF

Tras eso, hay que pinchar en *Define function*, en introducir en formato de tabla las coordenadas x, y, z de todos los puntos, así como la velocidad de avance, para obtener lo siguiente:

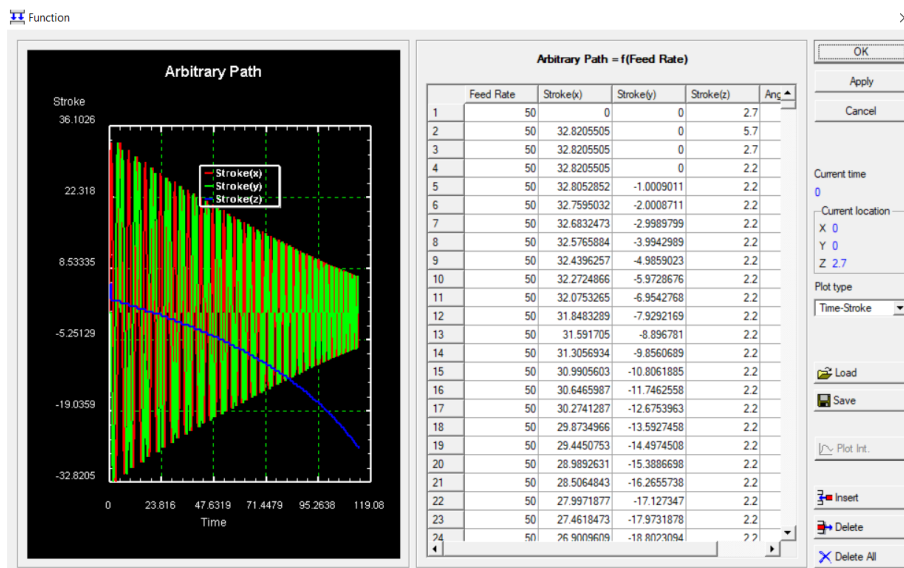


Figura 3.36 Nube de puntos de la trayectoria de SPIF

Finalmente, es necesario mencionar que debido a la propia trayectoria de la herramienta en SPIF, y los errores numéricos que se generaban especialmente en el *step down*, fue necesario reducir considerablemente el *step increment*, aumentando con ello el número total de pasos.

A continuación, se va a mostrar el análisis y validación de los datos en el espacio convencional de deformaciones, para los distintos procesos.

4 RESULTADOS NUMÉRICOS Y VALIDACIÓN DE LOS MODELOS

Con la herramienta de DEFORMTM-3D, fue posible predecir el flujo de material en todos los modelos analizados, y para los distintos diámetros de herramienta.

El objetivo en este apartado es validar el modelo en términos de deformaciones, comparándolas para ello con las experimentales, en el espacio convencional de deformaciones (ε_1 frente a ε_2). El análisis de deformaciones principales consistirá en evaluar los resultados cuando se alcancen los valores de fallo experimentales, comparando la evolución con el tiempo, así como los valores de deformación principal máxima y mínima.

4.1 Ensayos de Nakazima

Los ensayos de Nakazima se realizaron para las tres probetas (tracción uniaxial, deformación plana y tracción biaxial), obteniendo todos los resultados dentro de lo esperado, como se describe a continuación.

4.1.1 Tracción uniaxial

Los valores de la deformación principal ε_1 en los 3 ensayos experimentales de Nakazima para la probeta de tracción uniaxial, fueron de 0.648, 0.640 y 0.645, siendo necesarios en el modelo numérico 3730 *steps* para obtener puntos con dichos valores aproximadamente (en la práctica los valores son ligeramente inferiores a los mostrados en la escala de la Figura 4.1). Se observa que los valores máximos se dan en la zona central de la probeta, lo que es congruente con la realidad, ya que es la zona con mayores desplazamientos (alcanzando una profundidad de fallo de 37.3mm).

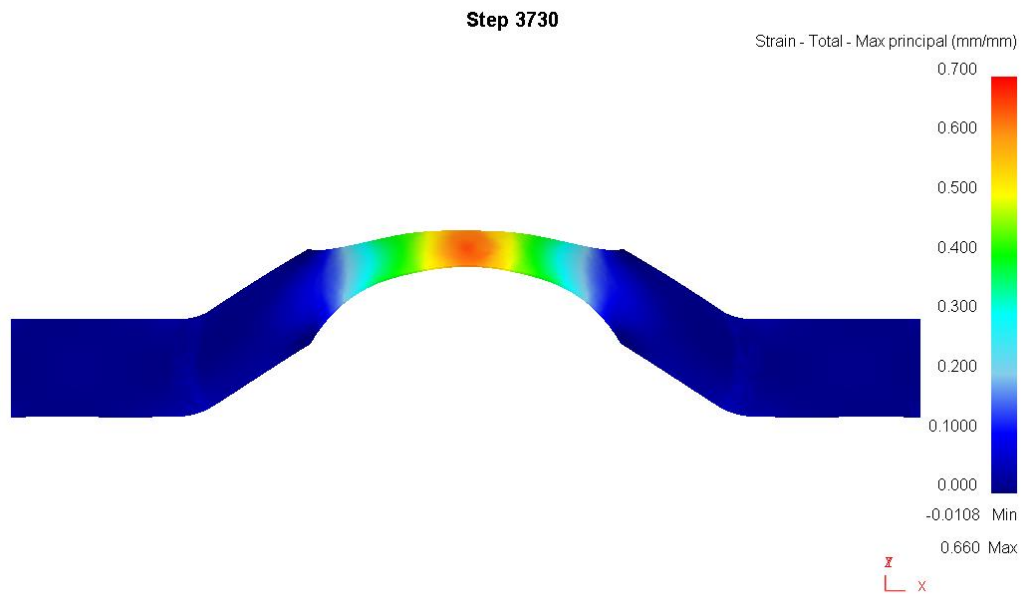


Figura 4.1 *Distribución de la deformación principal ε_1 en la cara externa de la probeta de tracción uniaxial para el ensayo Nakazima*

Respecto a la deformación principal ε_2 , también se obtienen valores congruentes, estando aproximadamente entre -0.2 y -0.3 en la zona de estudio, siendo similar a los valores obtenidos experimentalmente.

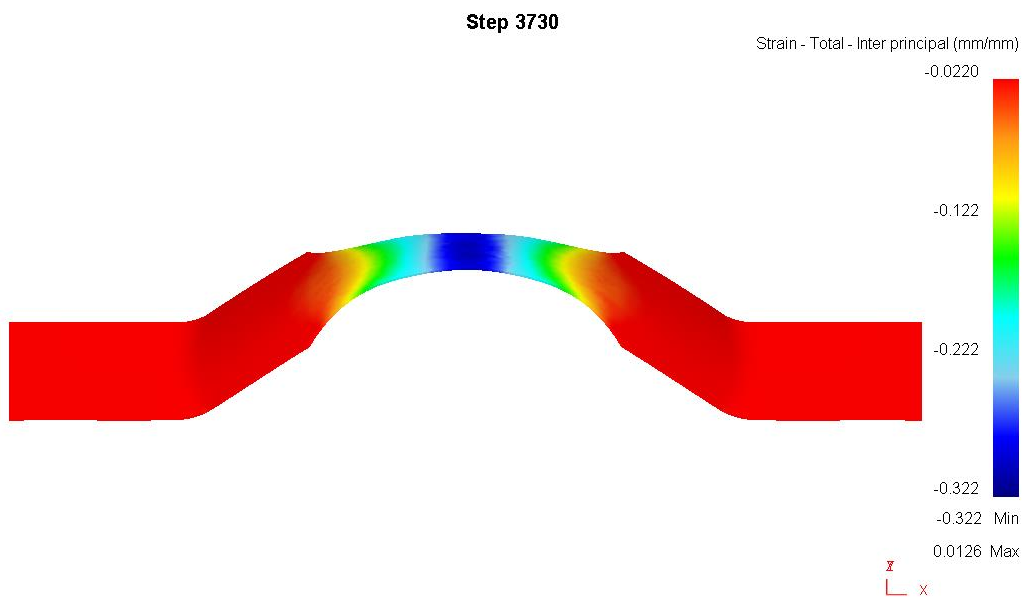


Figura 4.2 *Distribución de la deformación principal ε_2 en la cara externa de la probeta de tracción uniaxial para el ensayo Nakazima*

4.1.2 Deformación plana

Para la validación del modelo de deformación plana, se compararán los resultados con los experimentales medidos con ARGUS®. Pese a que como se puede ver en la *Figura 4.3*, en la probeta hay deformaciones mayores en torno a los bordes de la zona central (que tiene un estado de tracción uniaxial), se comprobó que la zona que controla el fallo está en torno al centro (ya sí en deformación plana), por lo que esa será el área a comparar.

Los valores de la deformación principal ε_1 para los que ocurrió el fallo por estricción en los ensayos experimentales son 0.552, 0.651 y 0.630, siendo necesarios en torno 5560 *steps* para obtener en dicha zona valores de ese orden. En dicho paso, se observan valores de la deformación principal máxima en torno a 0.6.

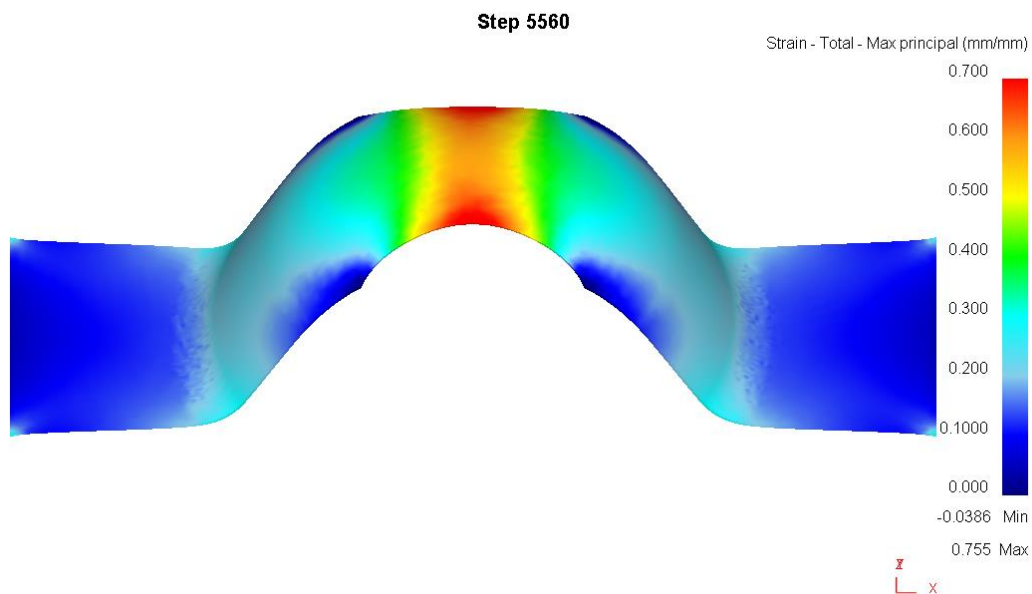


Figura 4.3 *Distribución de la deformación principal ε_1 en la cara externa de la probeta de deformación plana para el ensayo Nakazima*

Respecto a la deformación principal ε_2 , nuevamente los valores máximos (en valor absoluto) se dan en los extremos de la zona central, con valores en torno a -0.3. Sin embargo, en la zona de deformación plana, que como se mencionó es la que controla el fallo, los valores están en torno a -0.15, lo que se corresponde con la experimentación.

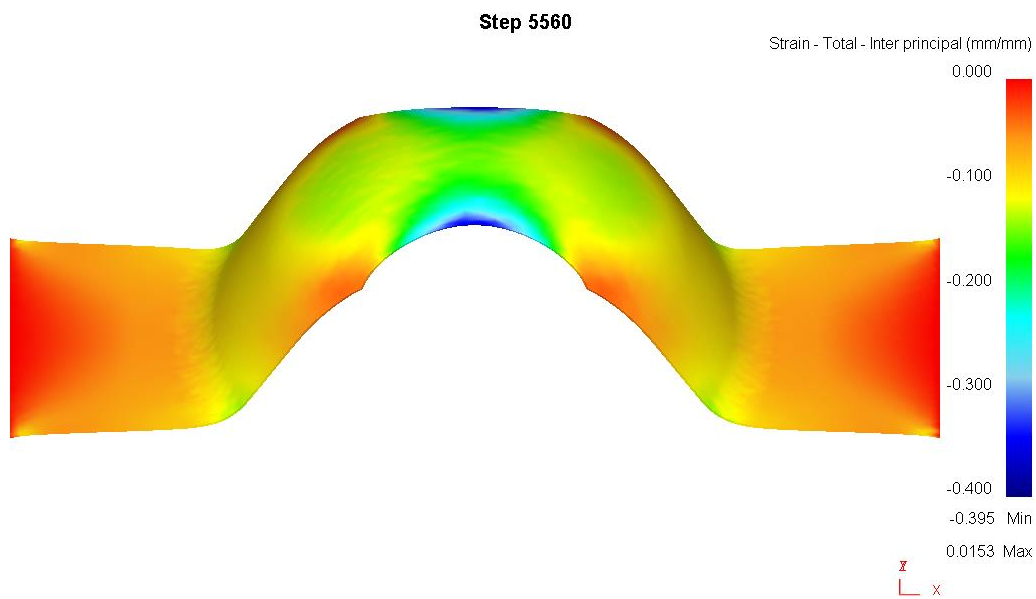


Figura 4.4 Distribución de la deformación principal ε_2 en la cara externa de la probeta de deformación plana para el ensayo Nakazima

4.1.3 Tracción biaxial

Para el caso de tracción biaxial, los valores de la deformación principal ε_1 en los 3 ensayos experimentales de Nakazima, fueron de 0.436, 0.445 y 0.432, haciendo falta 5660 *steps* en el modelo numérico para obtener dichos valores. Se observa que los valores máximos no se dan en el centro exacto de la probeta, sino ligeramente desviados respecto a él.

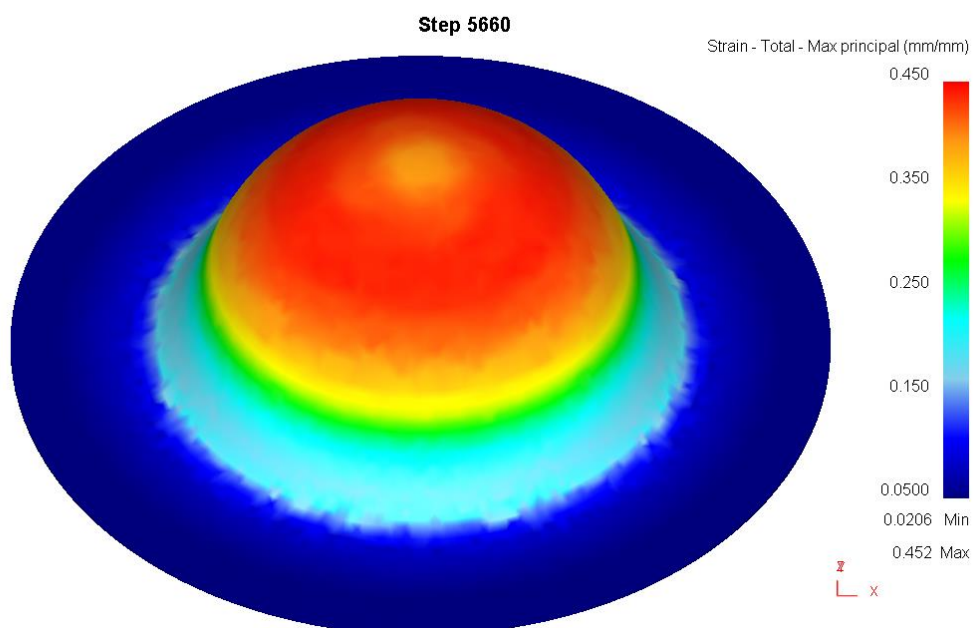


Figura 4.5 Distribución de la deformación principal ε_1 en la cara externa de la probeta biaxial para el ensayo Nakazima

Respecto a la deformación principal ε_2 , los resultados están ligeramente por debajo de 0.4, y aproximadamente en las mismas zonas de ε_1 máxima, con la excepción de que los máximos aquí sí se dan en el domo, reproduciendo lo que se obtiene en los ensayos experimentales.

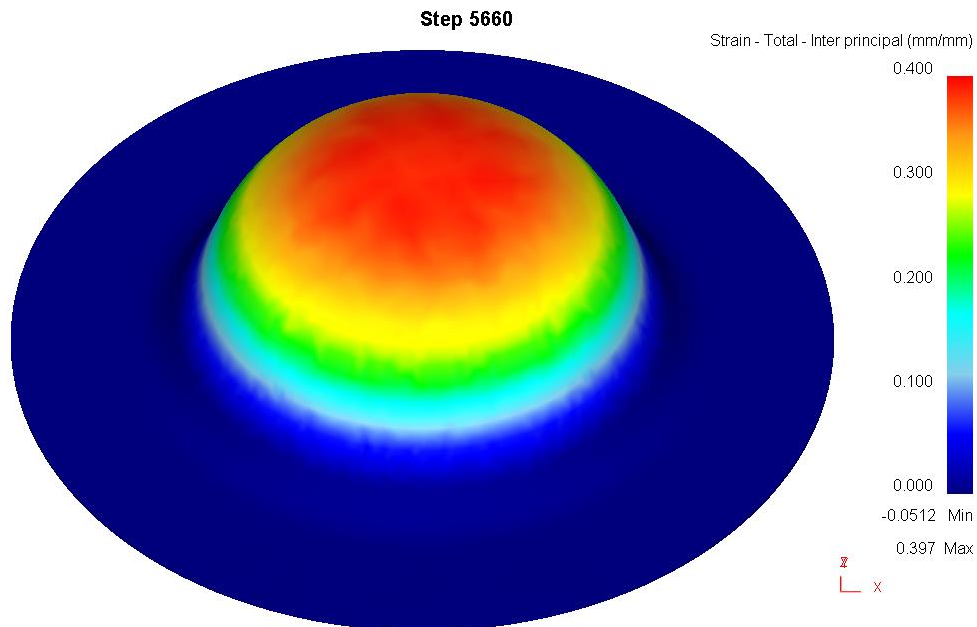


Figura 4.6 Distribución de la deformación principal ε_2 en la cara externa de la probeta biaxial para el ensayo Nakazima

4.1.4 Diagrama límite de conformado

A continuación, se van a representar los resultados obtenidos de los tres modelos de Nakazima en el espacio convencional de deformaciones, comparándolos con los experimentales de fallo. Para ello, se ha tomado para cada proceso, un punto en la zona que controla el fallo, representando su evolución con el tiempo.

Es necesario mencionar, que la evolución numérica no va a acabar exactamente en los puntos de fallo experimentales.

La razón de esto es la aparición de la inestabilidad plástica y la estricción localizada, que DEFORMTM-3D no es capaz de predecir, lo que hace que experimentalmente, la línea de puntos se desvíe rápidamente hacia condiciones de deformación plana, y tienda a la vertical en la zona previa al fallo, como queda recogido en Centeno et al (2014):

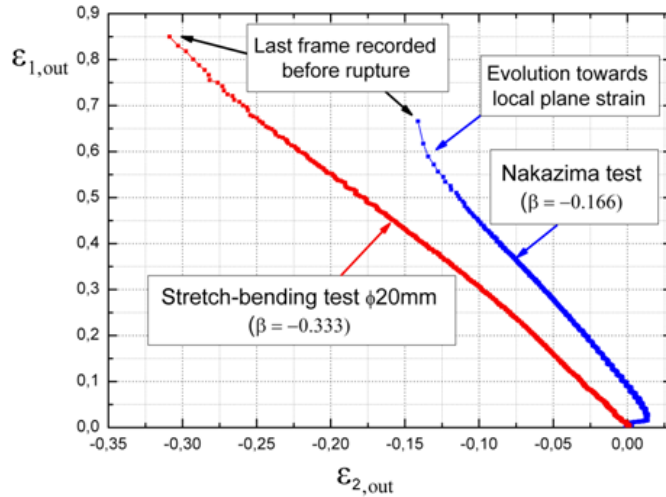


Figura 4.7 Camino experimental de las deformaciones principales para ensayos Nakazima y de Stretch-Bending usando punzón de 20mm de diámetro

Teniendo esto en cuenta, se representa el FLC del material, mostrando también las curvas de “necking experimental”, representadas por las líneas discontinuas de colores, que representan el viraje hacia condiciones de deformación plana localizada. En la gráfica también se muestran las probetas de los modelos, con los puntos elegidos en cada caso para representar la evolución de las variables con el tiempo:

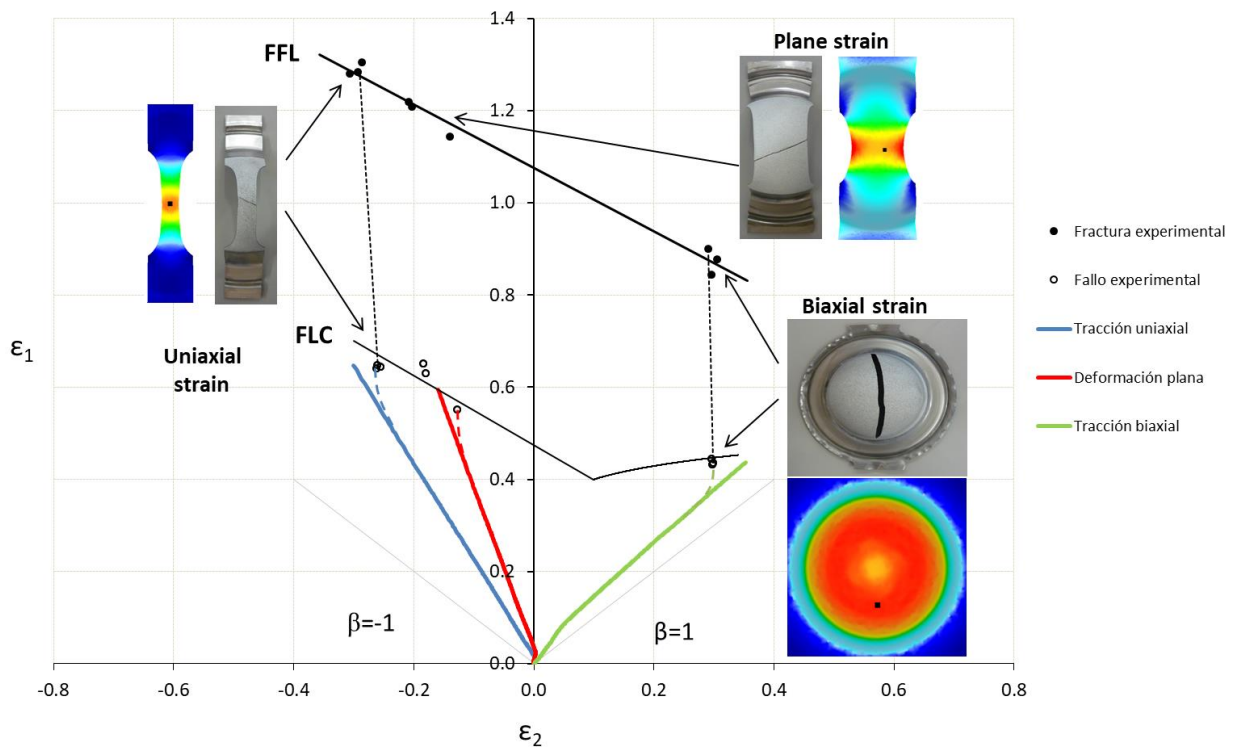


Figura 4.8 Resultados numéricos y experimentales del ensayo Nakazima para probetas de tensión uniaxial, deformación plana y tensión biaxial

4.2 Ensayos de *Stretch-Bending*

Los ensayos de *Stretch-Bending* se realizaron únicamente con la probeta de deformación plana, utilizando herramientas cilíndricas de 10 mm y 20 mm de diámetro.

4.2.1 Herramienta de 20 mm de diámetro

El valor experimental de fractura para el caso de la herramienta de 20 mm es de 0.9 para la deformación principal ε_1 . El modelo se simuló hasta que se alcanzó dicho valor en la parte central de la probeta que, de forma similar al ensayo de Nakazima, es la que está en deformación plana y controla el fallo. Para ello, fueron necesarios 5910 *steps*, alcanzando una profundidad de 59.1 mm.

De forma similar a como ocurrió en el ensayo Nakazima, en los bordes de la probeta se obtienen deformaciones mayores (alcanzando valores en torno a 1.1), pero al tener estas zonas un estado tensional distinto (están a tracción uniaxial), el fallo está controlado por la zona central, en deformación plana.

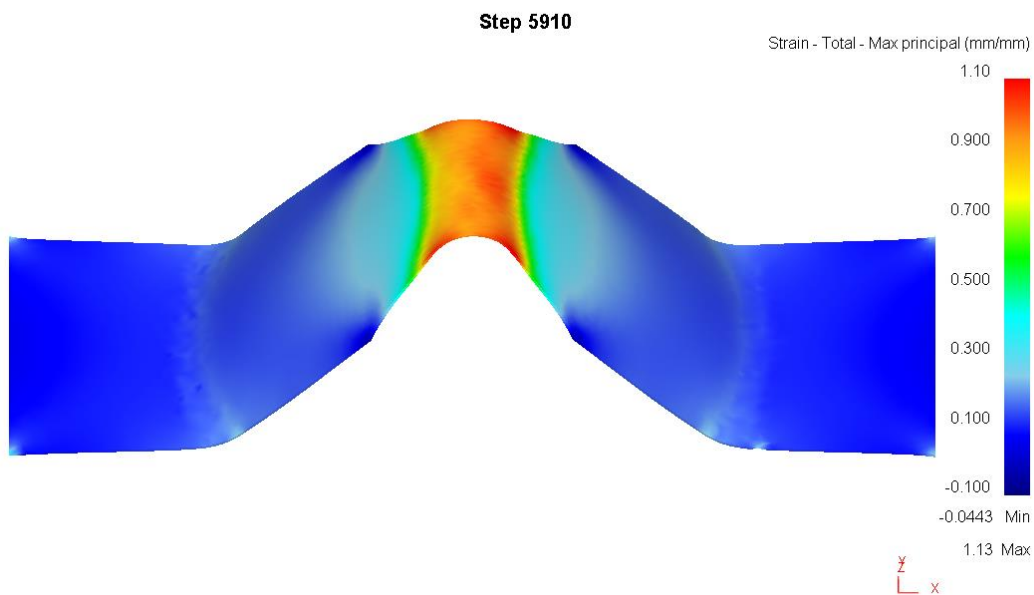


Figura 4.9 *Distribución de la deformación principal ε_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 20 mm*

Respecto a la deformación principal ε_2 , los resultados están de acuerdo con los ensayos experimentales, obteniendo valores en torno a -0.3 en el centro de la probeta, con valores superiores (en torno a -0.5) para las zonas en tracción uniaxial.

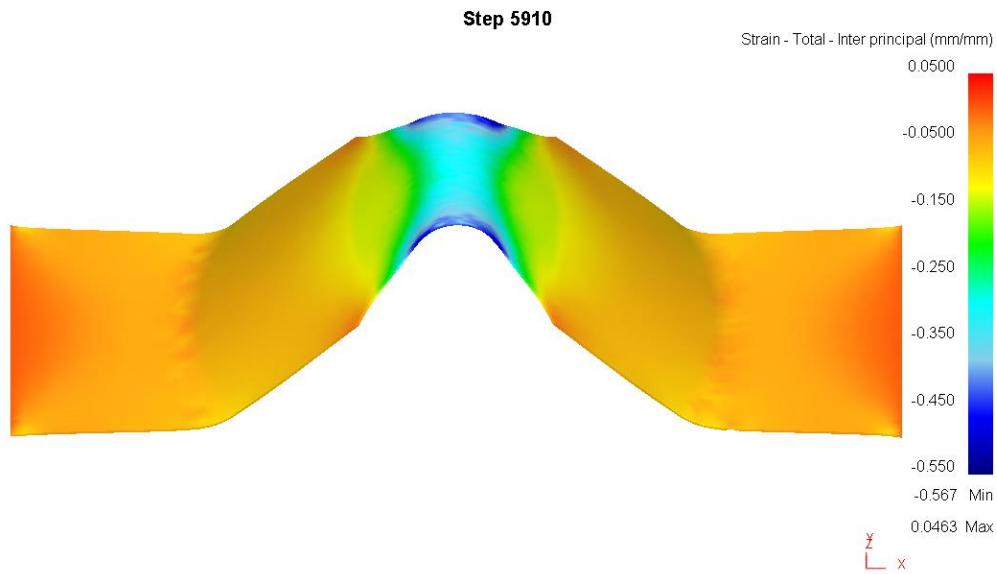


Figura 4.10 Distribución de la deformación principal ε_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 20 mm

4.2.2 Herramienta de 10 mm de diámetro

El ensayo experimental con la herramienta de 10 mm alcanzó un valor de 0.8232 para la deformación principal ε_1 en el fallo. Nuevamente, se simuló hasta alcanzar dichos valores aproximadamente en la zona central de la probeta, que controla el fallo. Se realizaron 6010 *steps*, alcanzando una profundidad de 60.1 mm.

Nuevamente, en los bordes de la probeta se tienen deformaciones mayores, que no se tienen en cuenta ya que el fallo no se genera en dicha zona.

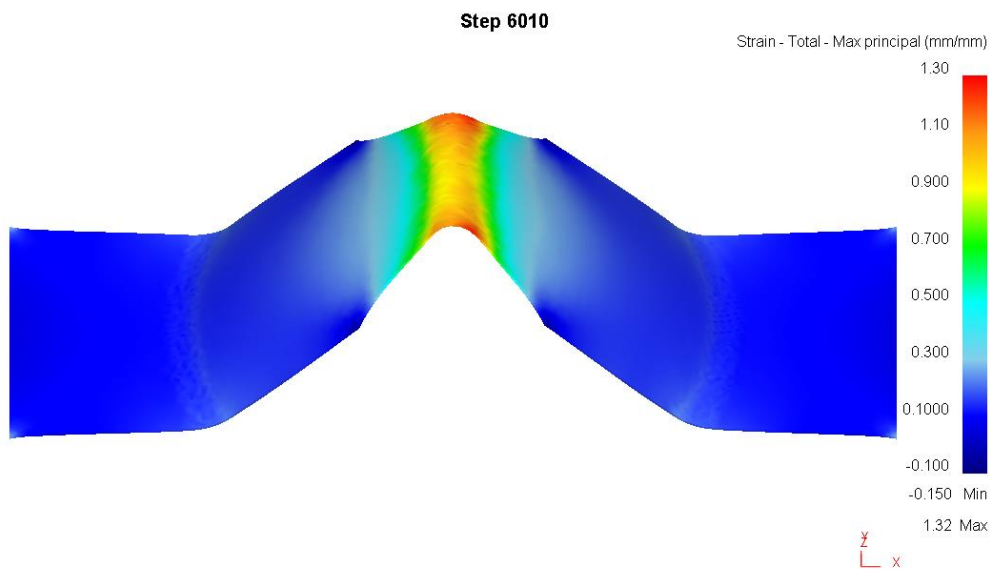


Figura 4.11 Distribución de la deformación principal ε_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 10 mm

Respecto a la deformación principal ε_2 , los resultados están de acuerdo con los ensayos experimentales, obteniendo valores variando entre -0.2 y -0.3 en la zona central, con valores superiores (en torno a 0.5) para las zonas en tracción uniaxial.

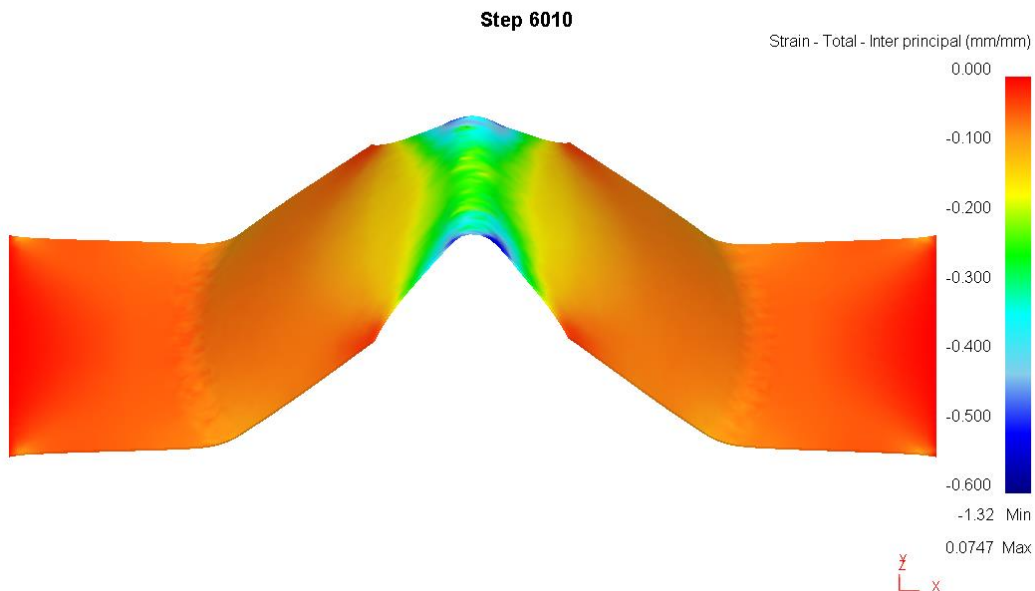


Figura 4.12 Distribución de la deformación principal ε_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de Stretch-Bending con la herramienta de 10 mm

4.3 Ensayos de SPIF

Los ensayos de *SPIF* se realizaron, como se ha mencionado en el apartado 3.4, siguiendo el proceso del Trabajo de Fin de Grado de Álvaro Fernández Díaz, por lo que los resultados se mostrarán de forma análoga a dicho documento. Los modelos se simularon hasta alcanzar la profundidad experimental de fallo, evaluando los resultados en dicho instante.

4.3.1 Herramienta de 20 mm de diámetro

Nuevamente, los resultados del modelo numérico se corresponden con los resultados experimentales. La deformación principal ε_1 está dentro de los valores obtenidos, con zonas en torno a 0.9, como se muestra en la *Figura 4.13* en las áreas rojas. Como se puede comprobar, esas áreas se localizan en las zonas en las que ha habido mayor desplazamiento, siendo ahí donde aparecería la fractura.

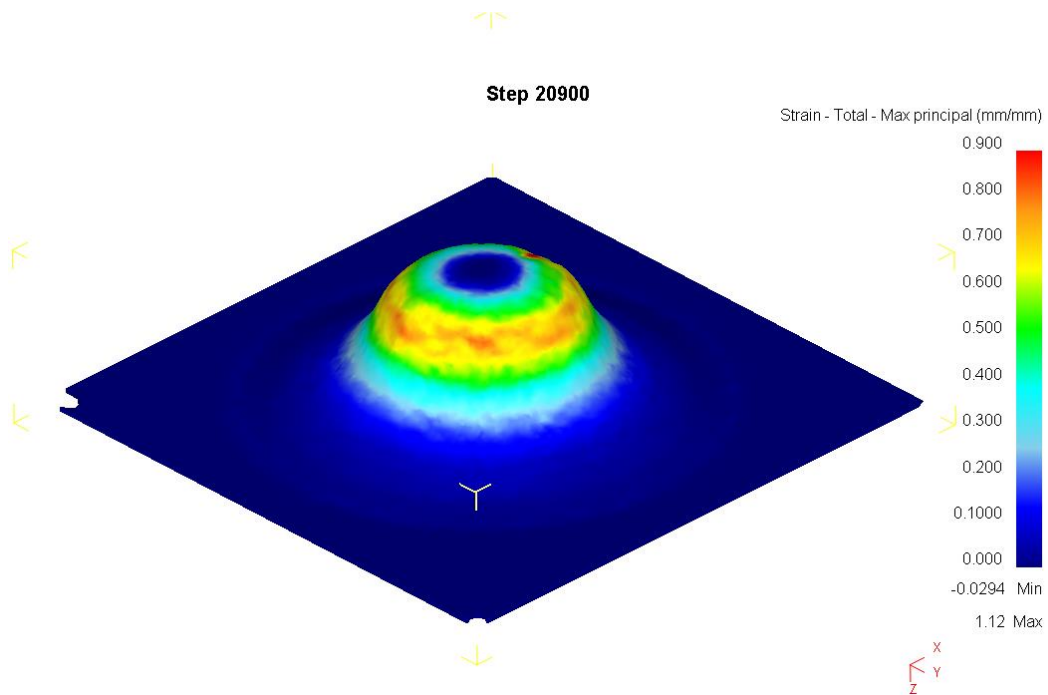


Figura 4.13 Distribución de la deformación principal ε_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm

Si se establece una línea de puntos en la cara externa de la probeta, se obtiene la siguiente curva de deformación. La posición de la línea fue arbitrariamente elegida y se estableció en el corte de la probeta con el plano YZ, y es por ello por lo que no se alcanzan los valores máximos de deformación $\varepsilon_1 = 0.842$ obtenidos experimentalmente en la fractura.

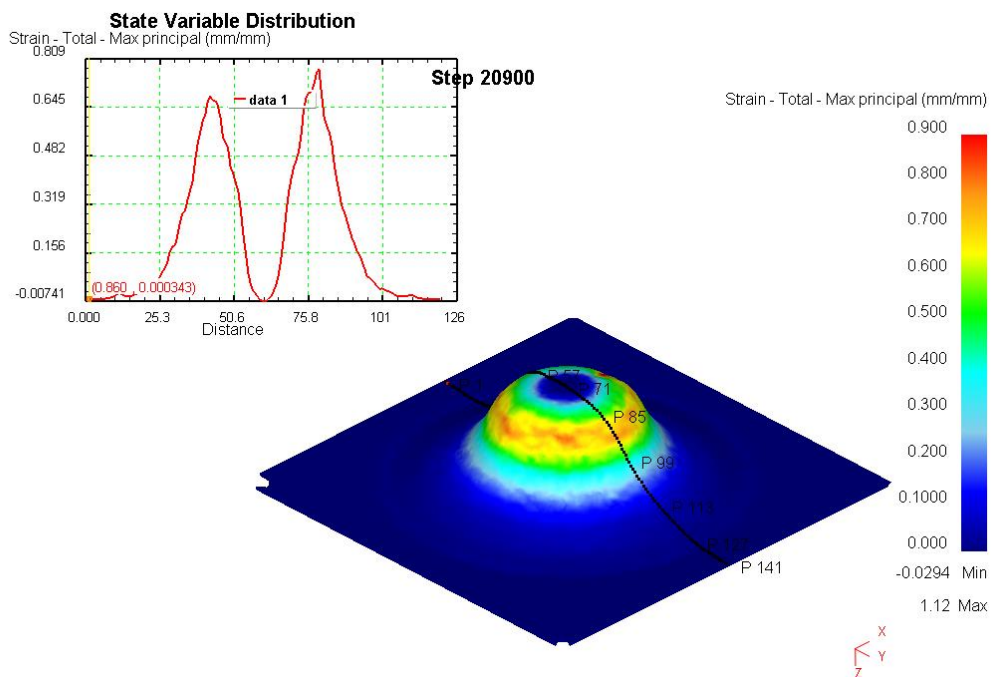


Figura 4.14 Distribución de la deformación principal ε_1 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm

Respecto a la deformación principal ϵ_2 , los valores están en torno a 0.15 y 0.2 en la zona deformada, que se corresponde con los ensayos experimentales. Sin embargo, hay una zona donde el valor aumenta hasta 0.8; concretamente la zona donde la herramienta realiza el *step down*. Esto naturalmente no se corresponde con la situación real y es debido a errores numéricos en cada bajada. Sin embargo, ya que los resultados experimentales muestran que la fractura no se genera en esa zona, se obviarán los resultados de esa área.

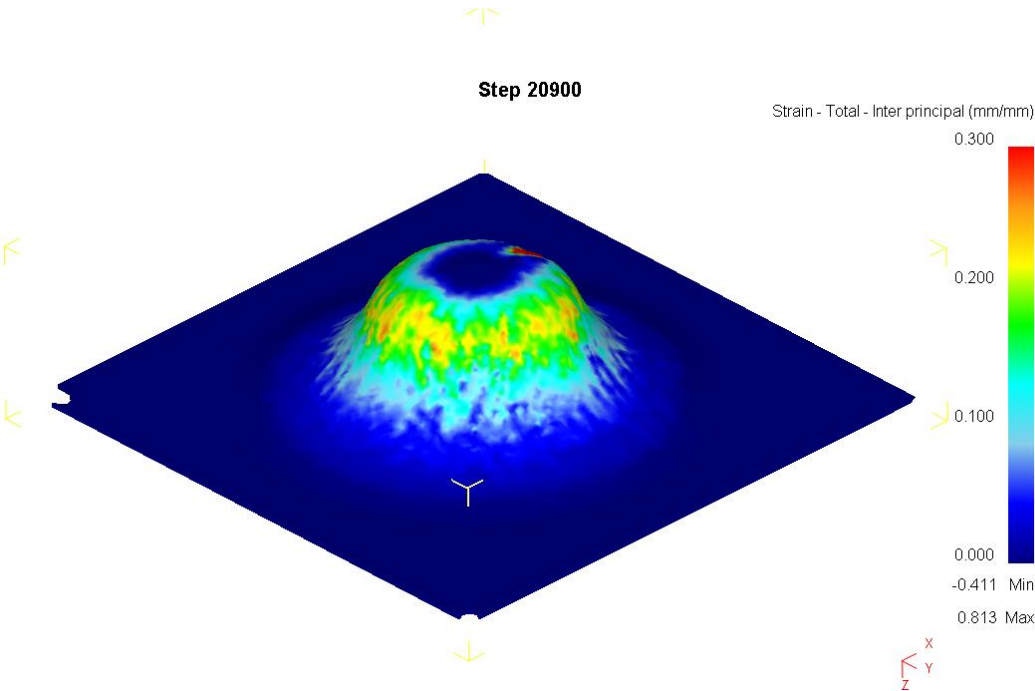


Figura 4.15 Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm

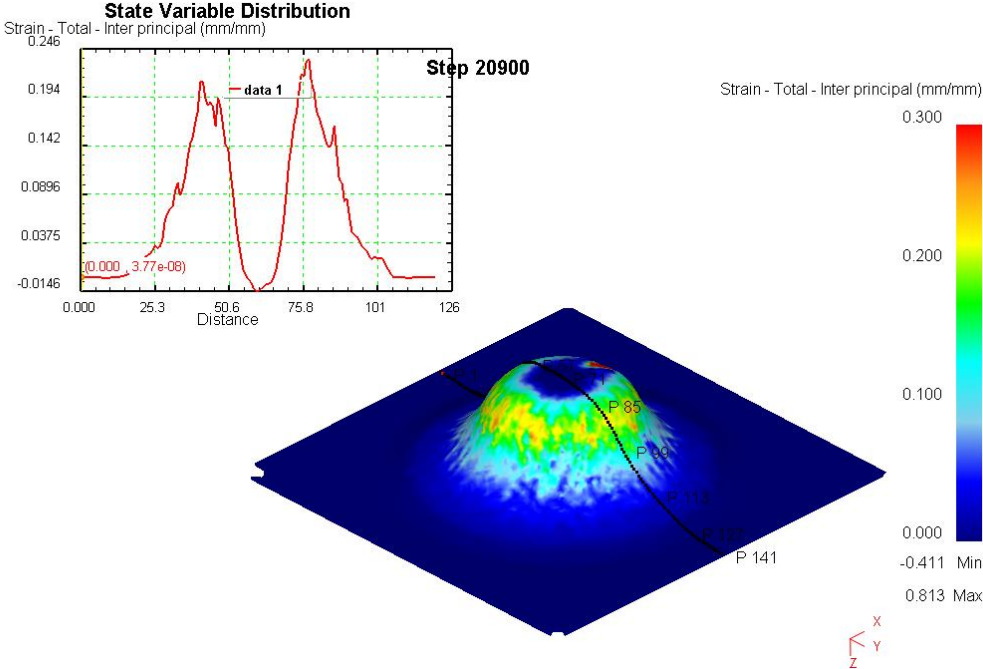


Figura 4.16 Distribución de la deformación principal ϵ_2 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 20 mm

Para comparar los resultados experimentales y los numéricos, tanto para el caso de SPIF como los de *Stretch-Bending* obtenidos anteriormente, se van a representar todos en la misma gráfica:

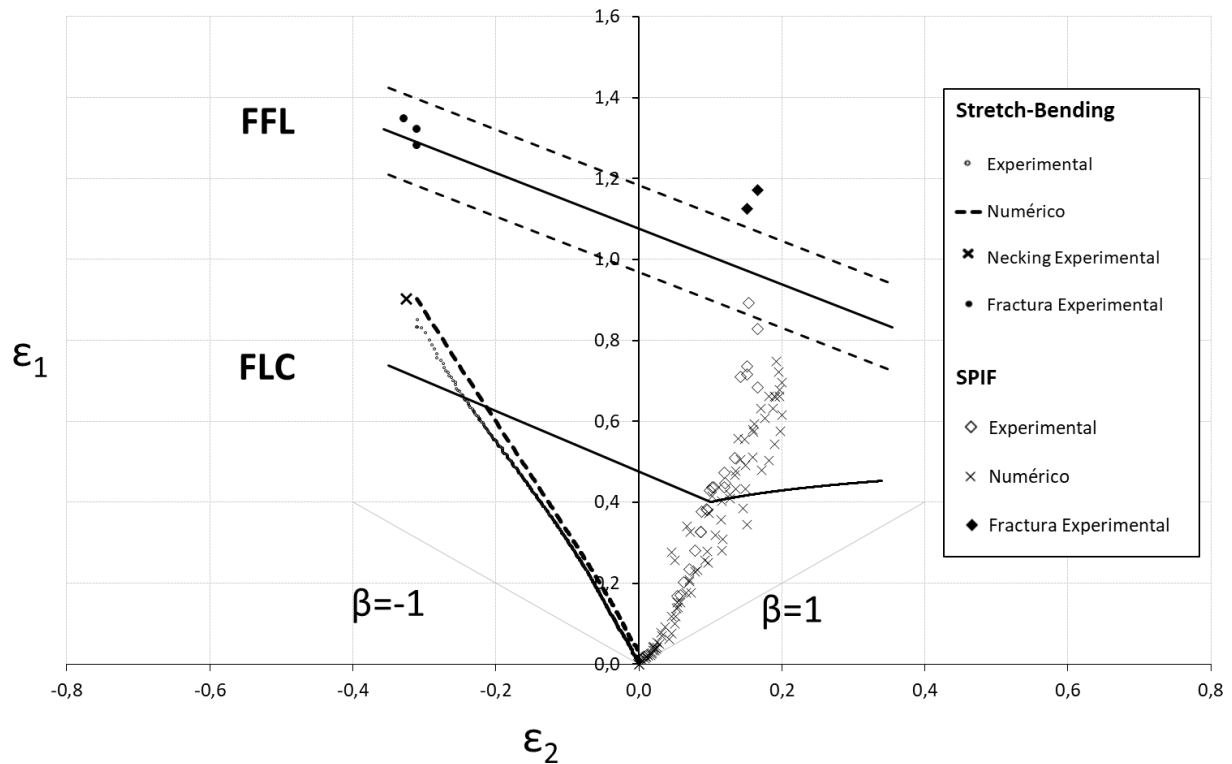


Figura 4.17 Resultados numéricos y experimentales de la conformabilidad hasta fractura de procesos de SPIF y *Stretch-Bending* usando herramientas de 20 mm de diámetro

Los puntos numéricos en SPIF son los obtenidos de la línea de puntos de las Figuras 4.14 y 4.16, razón por la que los puntos no alcanzan los valores máximos experimentales. Se observa que el modelo de SPIF es capaz de predecir correctamente los resultados experimentales, aunque presenta una ligera dispersión respecto a estos. Sin embargo, se puede observar que la tendencia es muy similar, siendo el modelo capaz de alcanzar deformación plástica estable más allá de la curva FLC, donde aparece el *necking*, siguiendo los resultados experimentales.

Es importante mencionar que para ese caso, los valores de las deformaciones principales máximas no alcanzaban los de la fractura experimental en ningún punto. Esto es debido a que en el proceso real aparece una estricción localizada que incrementa el valor de la deformación principal ϵ_1 . Ya que DEFORM™-3D no es capaz de predecir esta estricción, sus resultados sólo ajustan el proceso hasta la aparición de éste.

Para el caso de *Stretch-Bending*, los valores numéricos se obtuvieron de forma similar a los de los ensayos Nakazima, representando la evolución con el tiempo de un punto de la zona central de la probeta, que está en deformación plana y es la que controla el fallo. Como se puede comprobar, en este caso los resultados del modelo ajustan casi a la perfección los experimentales, siguiendo la misma tendencia, aunque con valores de ϵ_2 muy ligeramente superiores. Conviene destacar que como se vio en la Figura 4.7, en los ensayos de

Stretch-Bending no hay inestabilidad plástica antes del fallo, por lo que DEFORM™-3D es capaz de predecir los resultados hasta la misma aparición de la estricción.

4.3.2 Herramienta de 10 mm de diámetro

Para la herramienta de 10 mm, los resultados del modelo numérico también aproximan aceptablemente los experimentales. La deformación principal ϵ_1 está dentro de los valores esperados, con zonas en torno a 1.2, en las áreas de mayor desplazamiento.

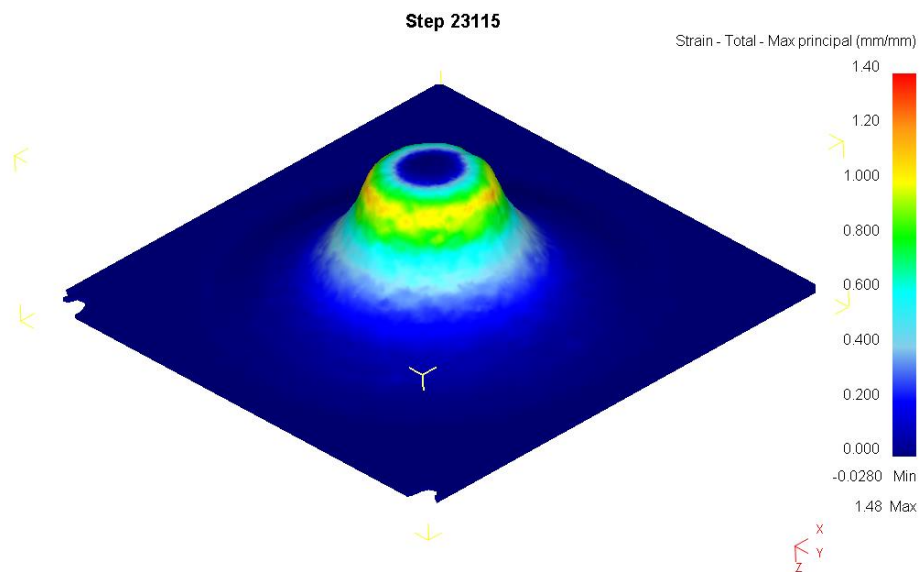


Figura 4.18 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm

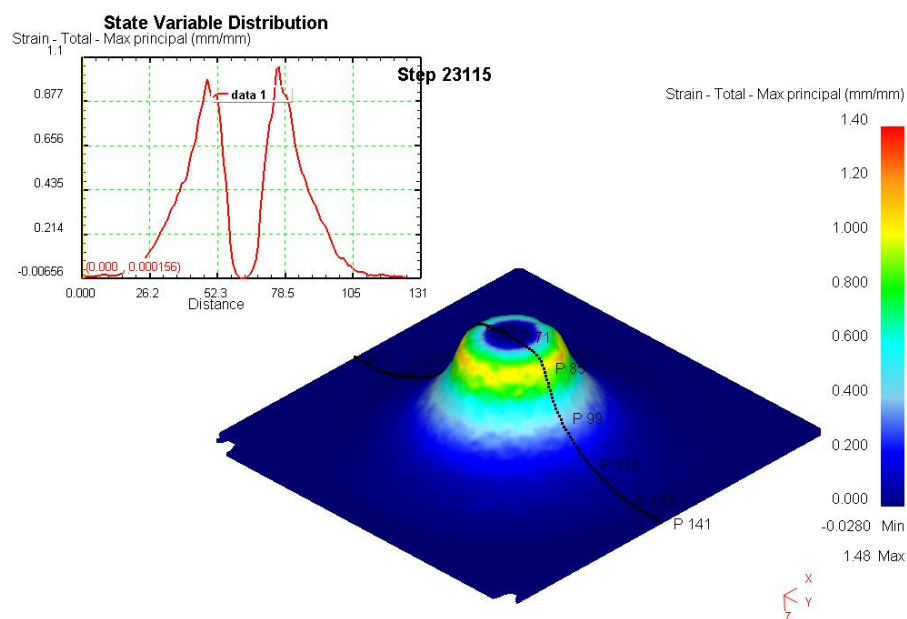


Figura 4.19 Distribución de la deformación principal ϵ_1 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm

Nuevamente, los valores de la deformación principal ϵ_2 están dentro de lo esperado, en torno a 0.15 y 0.2 en la zona deformada, con la excepción de la zona del *step down* por los errores numéricos mencionados previamente, por lo que se obviará.

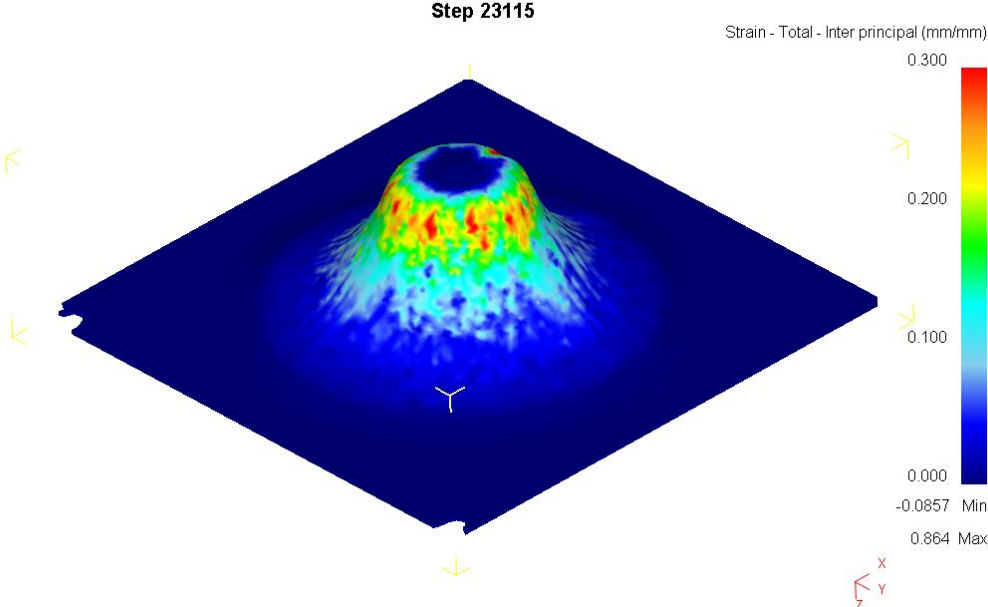


Figura 4.20 Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm

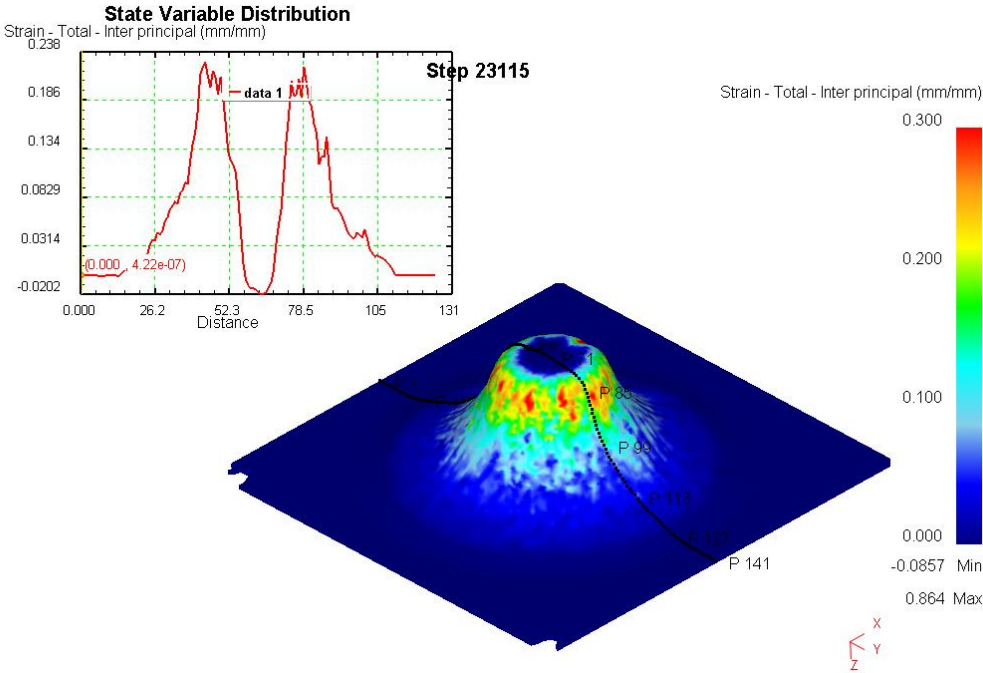


Figura 4.21 Distribución de la deformación principal ϵ_2 a lo largo de una línea de puntos en la cara externa de la probeta para el ensayo de SPIF con la herramienta de 10 mm

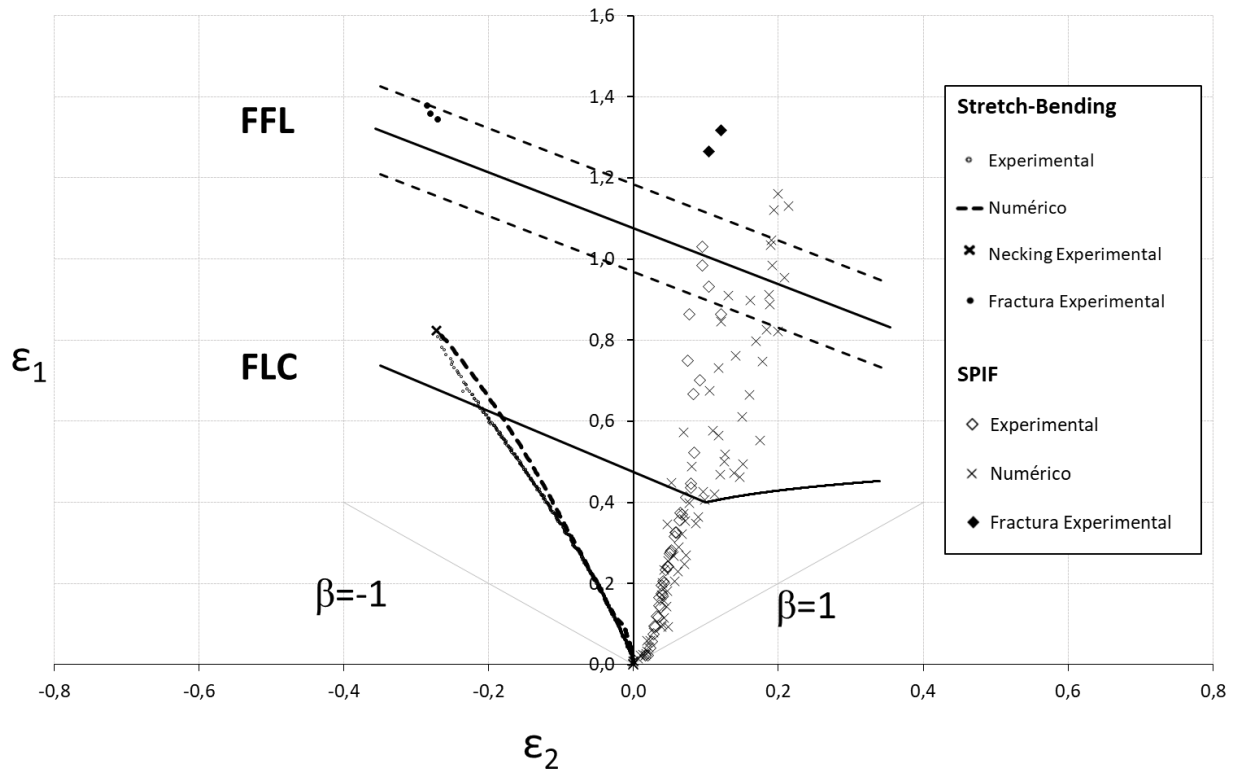


Figura 4.22 Resultados numéricos y experimentales de la conformabilidad hasta fractura de procesos de SPIF y Stretch-Bending usando herramientas de 10 mm de diámetro

Los puntos numéricos en SPIF son los obtenidos de la línea de puntos de las Figuras 4.19 y 4.21, por lo que nuevamente no alcanzan los valores máximos experimentales (pese a haber puntos en la geometría del modelo que sí se alcanzan). En este caso, los resultados numéricos difieren ligeramente de los experimentales, teniendo valores de ϵ_2 ligeramente superiores, lo que hace que los puntos estén desplazados hacia la derecha; sin embargo, los resultados son aceptables. Es necesario destacar que el caso de la herramienta de 10 mm se comprobó experimentalmente la aparición de un *necking* mucho más pequeño que en el caso de la herramienta de 20 mm, por lo que el modelo de DEFORMTM-3D es capaz de obtener los resultados prácticamente hasta la fractura.

En *Stretch-Bending*, el modelo predice de forma prácticamente perfecta los resultados experimentales, coincidiendo que el punto elegido de la zona de fallo para representar los resultados es capaz de ajustar de forma exacta el punto de *necking* experimental.

4.4 Daño acumulado

En el conformado de materiales metálicos es vital ser capaces de prevenir el fallo por fractura, siendo necesario para ello realizar un estudio de deformaciones límite, como el que se ha realizado en este proyecto. Calculando el daño acumulado, será posible calcular cuándo y dónde aparecerá la fractura, usando para ello las tensiones y deformaciones calculadas.

DEFORM™-3D utiliza por defecto el modelo de daño normalizado de Crockroft & Latham, pero permite elegir usar uno de los siguientes modelos:

- Normalized C&L
- Cockroft & Latham
- McClintock
- Freudenthal
- Rice & Tracy
- Oyane
- Oyane (negative)
- Ayada
- Ayada (negative)
- Osakada
- Brozzo
- Zhoa &Kuhn
- Maximum principal stress / ultimate tensile strength
- User routine

En este proyecto, se utilizó el modelo de daño no acoplado de McClintock, basado en el crecimiento de huecos, que es el mismo que el criterio de Ayada. Dicho criterio se puede combinar con la definición de triaxialidad media (ecuación 12), quedando de la siguiente manera:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} = \bar{\eta} \cdot \bar{\epsilon} \quad (22)$$

Donde D es el daño acumulado, $\bar{\epsilon}$ y $\bar{\sigma}$ son la deformación y tensión equivalentes, y σ_H las tensiones hidrostáticas. Cuando se introduce cualquier modelo de daño en DEFORM™-3D, es necesario introducir un valor crítico, que se calculará posteriormente.

Según la mecánica de la fractura, el fallo por fractura en conformado de metales puede tener 3 modos distintos de fractura. El criterio por fractura dúctil usado en este proyecto se basa en el modo I.

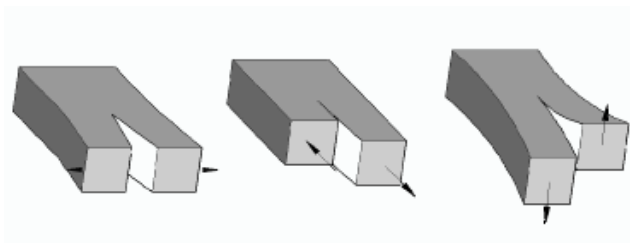


Figura 4.23 *Modos de fractura, respectivamente, Modo I, Modo II y Modo III*

Las circunstancias bajo las cuales sucede cada modo de fractura se identifican en función de daño microestructural dúctil y flujo plástico. En SPIF, el flujo de material plástico y el fallo es una combinación de los modos I y II, mientras que en los métodos de conformado tradicionales es la combinación de los modos I y III.

Con cálculo analítico, es posible caracterizar el modo de fractura en función de las condiciones de tensión. Para estudiarlo, Atkins & Mai (1985) establecieron una relación entre el espacio de inclusiones, el diámetro de los agujeros y el estado de triaxialidad al comienzo de la propagación de la grieta.

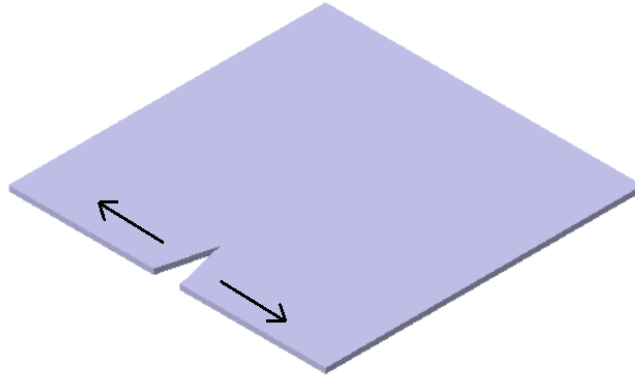


Figura 4.24 *Propagación de la grieta en el Modo I de fractura*

Como resultado del análisis, se demostró que el daño crítico es como sigue:

$$D_{crit} = \int_0^{\bar{\epsilon}} \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (23)$$

Esa ecuación, desarrollada teniendo en cuenta el criterio de plasticidad anisotrópica de Hill, con condiciones de tensión plana, da lo expuesto en Silva et al. (2008):

$$D_{crit} = \frac{(1+r)}{3} (\epsilon_{1f} + \epsilon_{2f}) \quad (24)$$

Dado que en este proyecto se asumió la isotropía del material, r está definido y es igual a 1, y ϵ_{1f} y ϵ_{2f} son las deformaciones principales máxima y mínima en el punto de fractura. Esto permite concluir que el límite de fractura por tensión en el Modo I es independiente del camino de deformaciones, y equivalente a la reducción crítica de espesor.

Por tanto, con estos resultados es posible comprobar si el daño acumulado en la simulación se corresponde con el daño crítico obtenido experimentalmente cuando la fractura dúctil aparece. La ecuación integral se utilizará para calcular el daño acumulado en la simulación hasta que se alcancen las deformaciones de fallo experimentales, y la ecuación discreta permitirá obtener el valor de daño crítico con los valores de r y los de las deformaciones principales de los ensayos experimentales.

Así, será posible predecir si la simulación ha alcanzado el daño crítico, sabiendo que la zona donde se alcanza es donde aparecería la fractura. Esto no significa que siempre aparecerá en el mismo punto, pero corroborará si aparecerá conforme a la experimentación.

Con las deformaciones obtenidas por Centeno et al. (2014) se pueden obtener los daños críticos para cada proceso. Para ello, en cada proceso se tomará el valor promedio de los valores de fractura obtenidos en los ensayos realizados experimentalmente:

Tabla 4-1 Valores de deformaciones de fractura y del daño crítico experimentales de los distintos ensayos

	ϵ_{1f}	ϵ_{2f}	$D_{crit} = \frac{2}{3}(\epsilon_{1f} + \epsilon_{2f})$
NAKAZIMA			
Tracción Uniaxial	1.290	-0.296	0.663
Deformación plana	1.190	-0.184	0.670
Tracción Biaxial	0.874	0.297	0.781
STRETCH-BENDING			
Herramienta 20 mm	1.317	-0.317	0.667
Herramienta 10 mm	1.359	-0.278	0.721
SPIF			
Herramienta 20 mm	1.148	0.159	0.871
Herramienta 10 mm	1.291	0.112	0.935

Dado que dichos valores críticos de daño se producen tras una estricción localizada, que DEFORM™-3D no es capaz de predecir, se obtendrán los valores experimentales de daño acumulado en los puntos en los que apareció el fallo (al inicio de la estricción), comparándolos con los valores obtenidos en los modelos numéricos:

Tabla 4-2 Valores de deformaciones de fallo y del daño acumulado experimentales de los distintos ensayos

	ϵ_{1fallo}	ϵ_{2fallo}	$D_{acumulado} = \frac{2}{3}(\epsilon_{1fallo} + \epsilon_{2fallo})$	Tipo de fallo
NAKAZIMA				
Tracción Uniaxial	0.645	-0.259	0.257	Necking
Deformación plana	0.611	-0.164	0.298	Necking
Tracción Biaxial	0.438	0.297	0.49	Necking
STRETCH-BENDING				
Herramienta 20 mm	0.903	-0.325	0.386	Necking pospuesto
Herramienta 10 mm	0.823	-0.272	0.368	Necking pospuesto
SPIF				
Herramienta 20 mm	0.95	0.15	0.733	Necking pospuesto
Herramienta 10 mm	1.1	0.1	0.8	Necking pospuesto

4.4.1 Probeta de tracción uniaxial

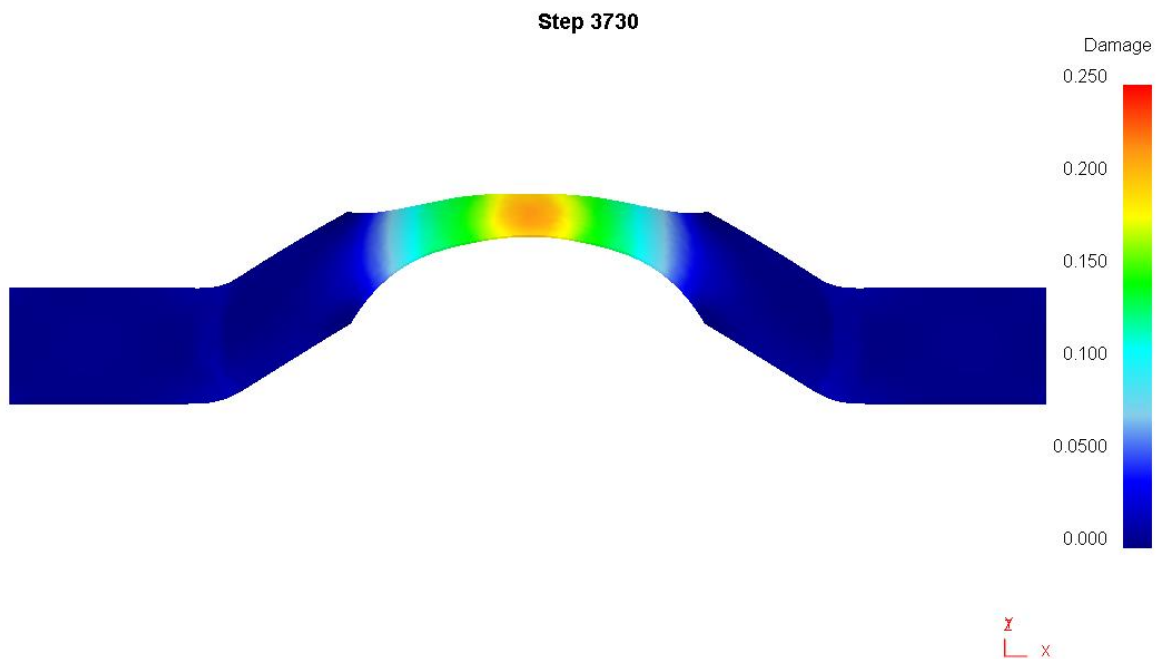


Figura 4.25 *Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada en una probeta de tracción uniaxial para el ensayo de Nakazima*

Se puede comprobar que, aunque los resultados numéricos son ligeramente inferiores al experimental, se ajustan correctamente en el área de mayor deformación, alcanzando valores en torno a 0.22, por lo que los resultados son aceptables.

4.4.2 Probeta de deformación plana

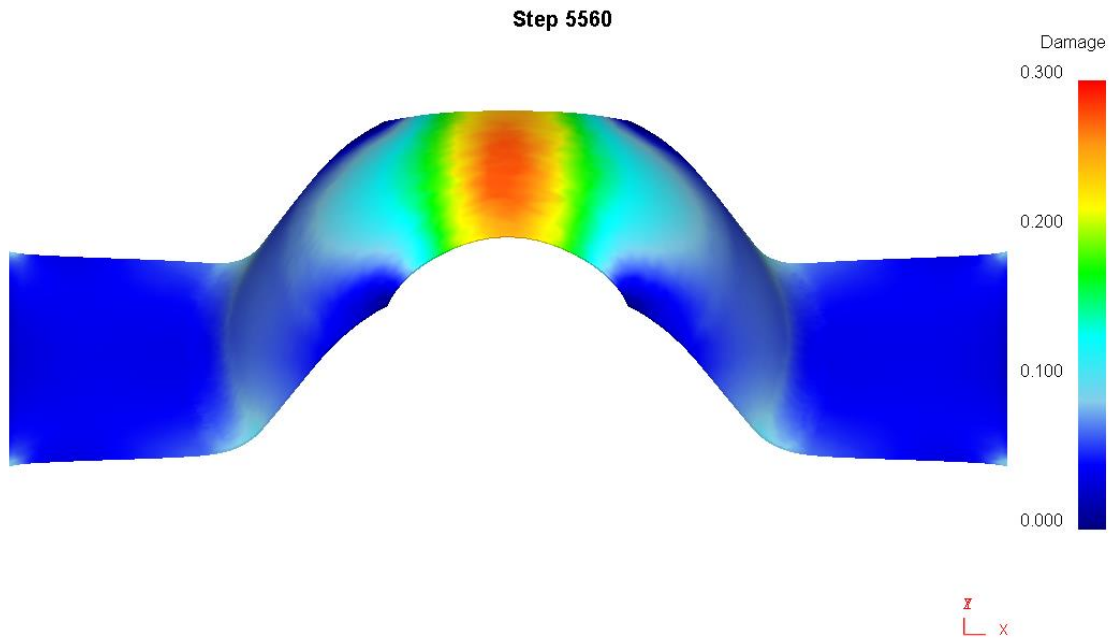


Figura 4.26 *Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada en una probeta de deformación plana para el ensayo de Nakazima*

Nuevamente se obtienen valores muy ligeramente inferiores al valor de daño crítico, siendo de especial importancia que los valores mayores se dan en la zona central de la probeta, que es la que controla el fallo, incluso a pesar de tener valores mayores de deformación en los bordes. Por tanto, este modelo también es capaz de predecir correctamente el fallo.

4.4.3 Probeta de tracción biaxial

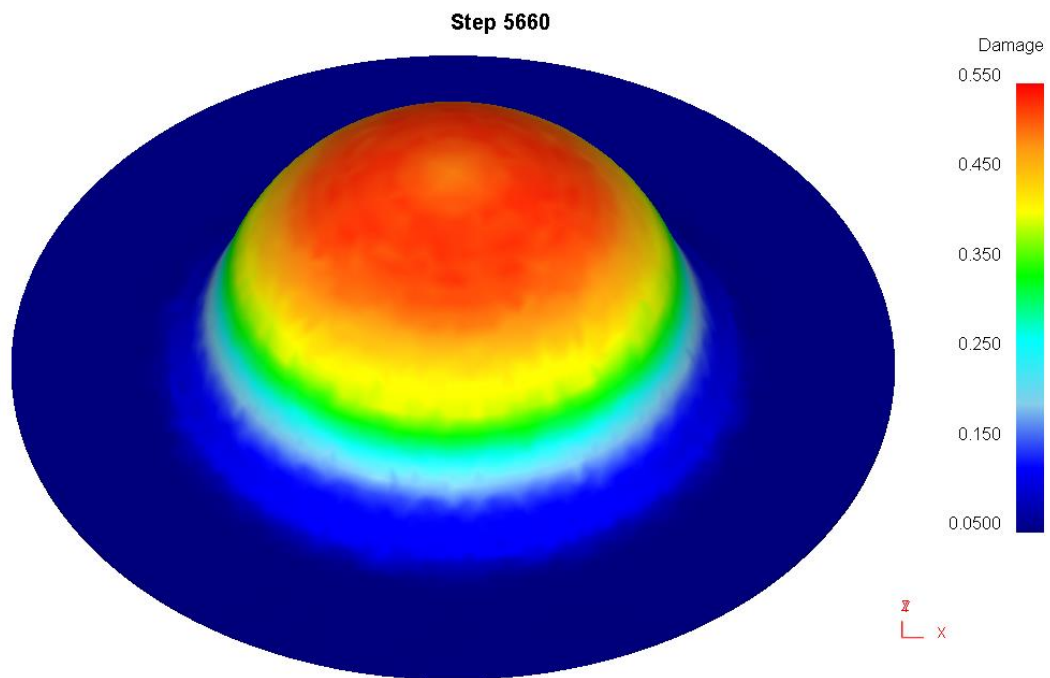


Figura 4.27 *Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada en una probeta de tracción biaxial para el ensayo de Nakazima*

En este caso, los valores de daño acumulado calculados en la simulación son ligeramente superiores a los experimentales, pero nuevamente las áreas con valores máximos, en torno a 0.55, se dan en las zonas de mayor deformación principal máxima, por lo que se corresponde con los resultados experimentales.

4.4.4 *Stretch-Bending*, herramienta de 20 mm

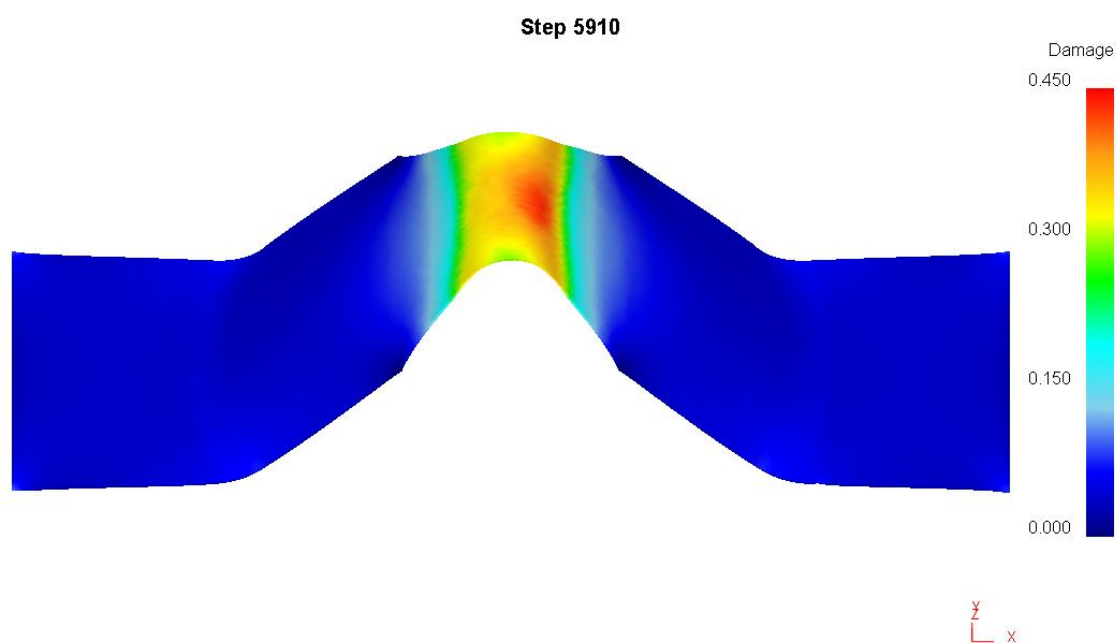


Figura 4.28 *Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de Stretch-Bending con herramienta de diámetro 20 mm*

Los valores obtenidos son ligeramente superiores al valor experimental, pero siendo capaz de predecir la zona de fallo, localizada en el centro, que en el modelo alcanza valores de daño en torno a 0.45.

4.4.5 *Stretch-Bending*, herramienta de 10 mm

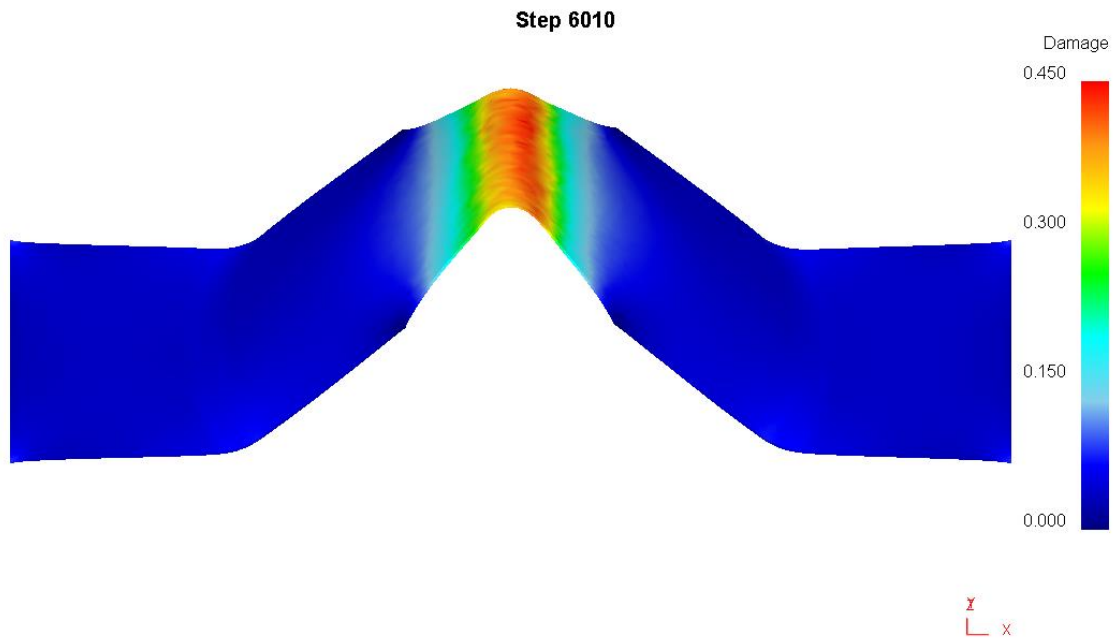


Figura 4.29 *Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de Stretch-Bending con herramienta de diámetro 10 mm*

De forma similar al caso de la herramienta de 20 mm, los resultados numéricos son ligeramente superiores al valor experimental (en torno a 0.45 nuevamente), también ubicados en la zona donde experimentalmente se comprobó que aparecía el fallo.

4.4.6 SPIF, herramienta de 20 mm

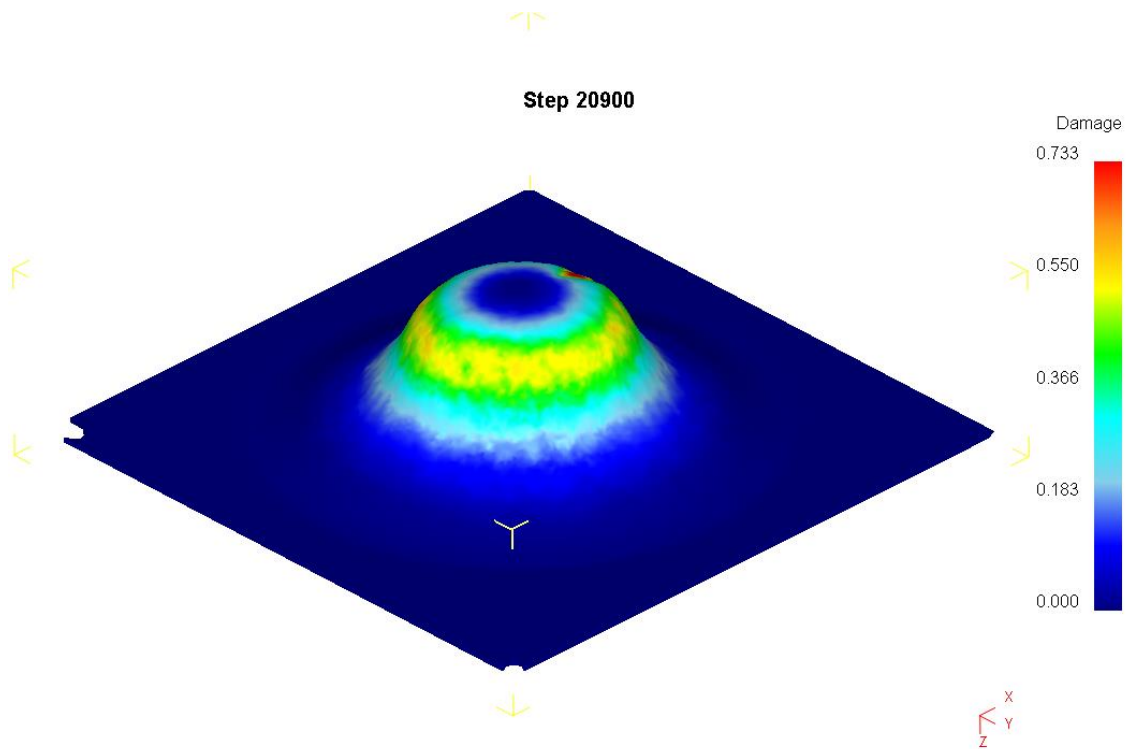


Figura 4.30 Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de SPIF con herramienta de diámetro 20 mm

Para el modelo de SPIF, los resultados de daño obtenidos fueron ligeramente inferiores, aunque ajustándose de forma correcta en las zonas de mayor deformación principal máxima, teniendo valores en esas áreas valores en torno a 0.5, con algunas zonas puntuales donde se alcanzan los valores cercanos al crítico (representadas en la Figura 4.30 como los pequeños puntos rojos/naranjas)

4.4.7 SPIF, herramienta de 10 mm

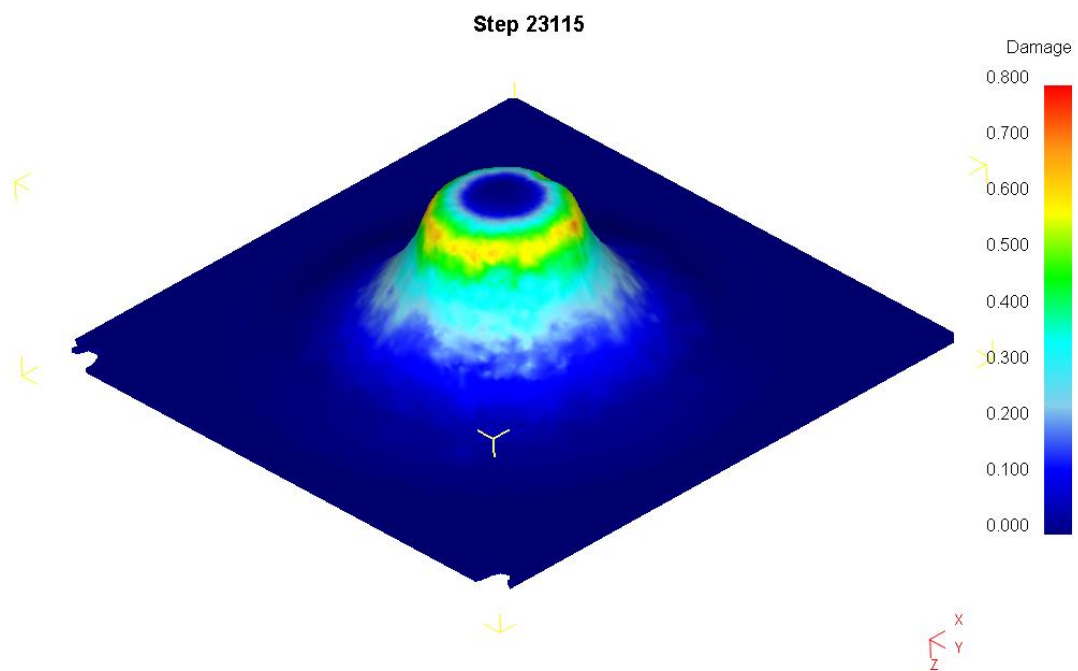


Figura 4.31 *Distribución del daño acumulado según el criterio de Ayada para el ensayo de SPIF con herramienta de diámetro 10 mm*

En este caso, el daño acumulado es ligeramente superior, como se puede ver con las áreas rojas, ajustando los resultados experimentales aceptablemente en las zonas de mayor deformación principal máxima.

5 ANÁLISIS DE RESULTADOS EN EL ESPACIO DE LA TRIAXIALIDAD

Una vez validados los modelos en para el espacio convencional de deformaciones, se van a trasladar los resultados al espacio de la triaxialidad, utilizando para ello las ecuaciones obtenidas en el apartado 1.3.

Concretamente, si se particularizan las ecuaciones (20) y (21), haciendo $r = 1$ al ser material isótropo, se obtienen las ecuaciones usadas para los resultados de este apartado:

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\varepsilon_{1f} + \left(\sqrt{1 + \beta + \beta^2} - 1 \right) \left(\frac{\varepsilon_{2f}}{\beta} \right) \right] \quad (25)$$

$$\bar{\eta}_f = \frac{1}{\sqrt{3}} \left[\frac{\varepsilon_{1f} + \varepsilon_{2f}}{\varepsilon_{1f} + \left(\sqrt{1 + \beta + \beta^2} - 1 \right) \left(\frac{\varepsilon_{2f}}{\beta} \right)} \right] \quad (26)$$

Es importante mencionar que dichas ecuaciones se utilizarán para los resultados experimentales, ya que para los resultados numéricos, el propio programa DEFORM™-3D permite obtener los valores de las tensiones y deformaciones equivalentes, así como las tensiones de cada punto, por lo que se puede calcular fácilmente también la tensión media. Por tanto, el cálculo de la triaxialidad se limitaría a dividir la tensión media entre la equivalente, y calcular el valor promedio de la triaxialidad cuando sea necesario (concretamente, para los ensayos de SPIF).

5.1 Ensayos de Nakazima

Si trasladamos los resultados mostrados en la *Figura 4.8* al espacio de la triaxialidad, obtenemos la siguiente gráfica, donde se han pintado tanto las evoluciones teórico-experimentales del promedio de los 3 fallos para cada probeta, como la evolución del “necking experimental” que se mostró también en la *Figura 4.8*, representadas por las curvas discontinuas de colores:

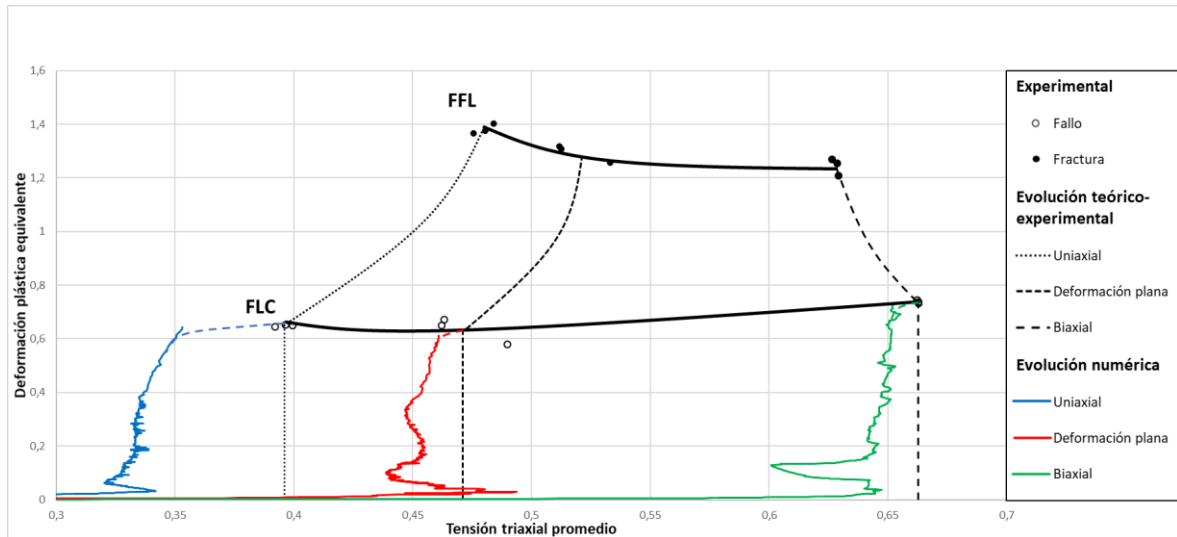


Figura 5.1 Representación en el espacio de la triaxialidad de los resultados numéricos y experimentales del ensayo Nakazima para probetas de tensión uniaxial, deformación plana y tensión biaxial

Se puede observar que en los tres procesos las evoluciones numéricas siguen las tendencias esperadas, siguiendo una evolución horizontal al inicio, y tendiendo a una vertical posteriormente. Sin embargo, se observa que en general no terminan en los puntos de fallo experimentales. Esto es debido, como se ha mencionado anteriormente, al cambio de trayectoria hacia deformación plana provocado por la inestabilidad plástica previa a la estricción (como se vio en la *Figura 4.7*), que hace que la β de los procesos numéricos no se corresponda con la de los puntos de fallo experimentales (considerándola para los puntos de fallo como $\beta = \frac{\epsilon_2}{\epsilon_1}$). Esta variación de β hace variar considerablemente el valor de la triaxialidad.

El caso más claro es el de tracción uniaxial, en el que los resultados numéricos tienen valores de β en torno a -0.47, y los puntos de fallo experimentales lo tienen en torno a -0.4, provocando la diferencia en el estado triaxial de ambos.

Esto mismo es lo que hace que tanto la evolución de la probeta de deformación plana como los resultados experimentales de ésta estén tan lejos respecto a la vertical hacia la que se esperaría que tendiesen (deformación plana: $\beta = 0$, y por tanto $\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \approx 0.577$), ya que sus valores de β están en torno a -0.3 (como se puede apreciar en la *Figura 4.8*), más próximos incluso a tracción uniaxial que a deformación plana.

5.2 Ensayos de *Stretch-Bending*

Nuevamente, si trasladamos los resultados obtenidos para los ensayos de *Stretch-Bending*, mostrados en las *Figura 4.17* y *4.22* al espacio de la triaxialidad, obtenemos la siguiente gráfica:

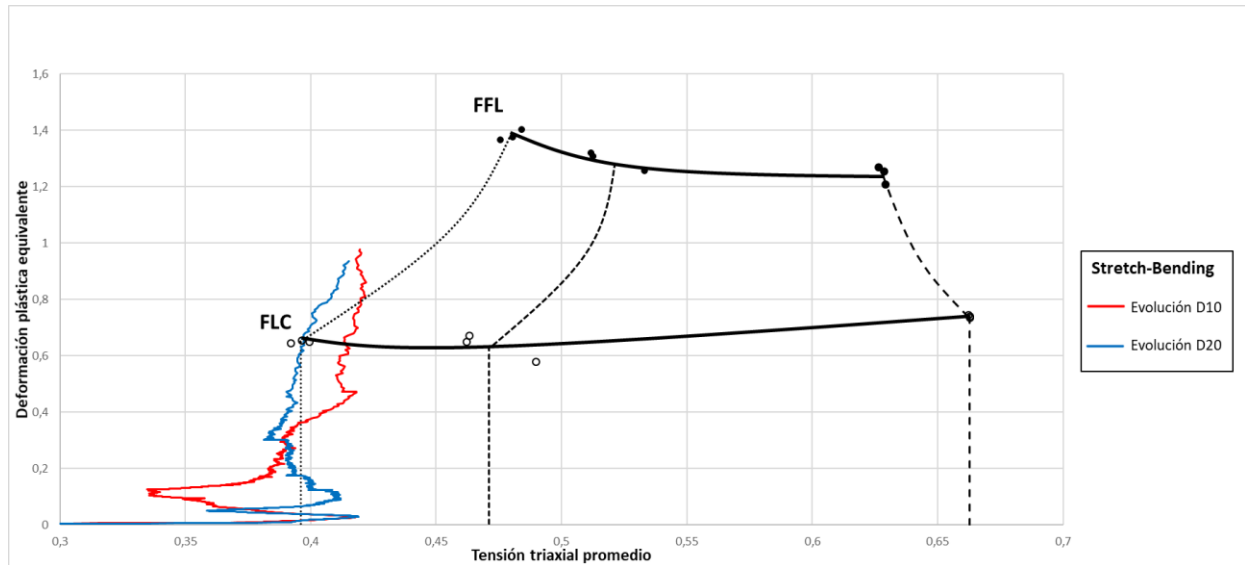


Figura 5.2 Representación en el espacio de la triaxialidad de los resultados numéricos de los ensayos de Stretch-Bending en la probeta deformación plana con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro

Como era de esperar, ambos tienen evoluciones similares, permitiendo deformaciones plásticas estables por encima de la curva de FLC antes de que aparezca el *necking*, ya que éste aparece pospuesto (de forma análoga a como ocurría en el espacio convencional de deformaciones).

5.3 Ensayos de SPIF

Finalmente, si para ambos ensayos de SPIF, tomamos un punto en la zona que controla el fallo, obtenemos su evolución con el tiempo (de forma similar a como se hizo en el resto de procesos), y trasladamos los resultados al espacio de la triaxialidad, obtenemos la siguiente gráfica:

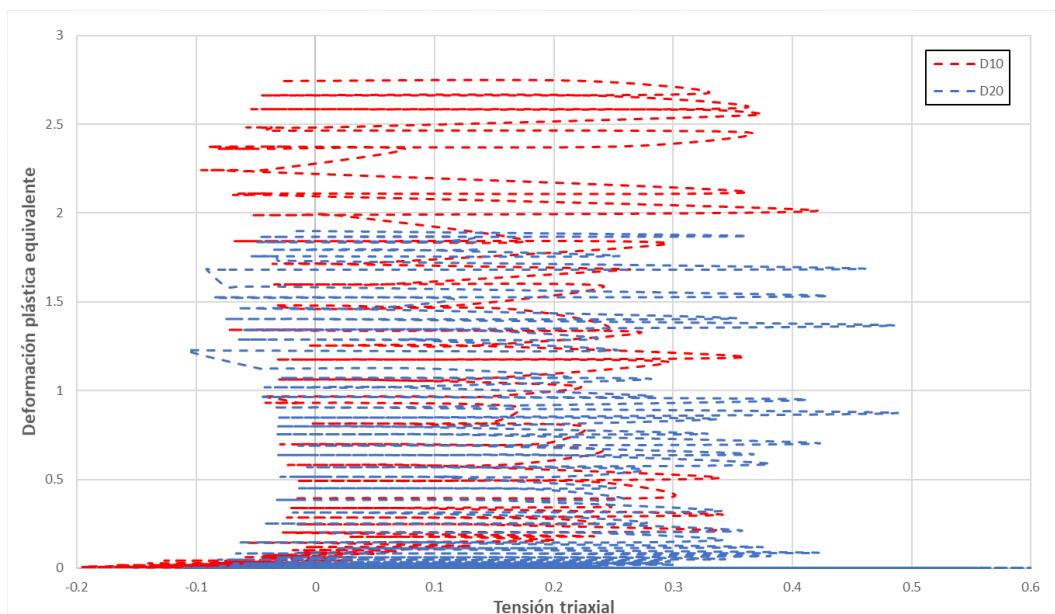


Figura 5.3 Representación en el espacio de la triaxialidad de los resultados numéricos de los ensayos de SPIF con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro

En esta representación, se puede ver una trayectoria oscilatoria para ambos casos, debida al estado de cargas que ve en cada ciclo el punto evaluado. Esto es, cuando la herramienta se acerca al punto en cada vuelta, el estado tensional es de compresión, mientras que cuando se aleja, el punto ve un estado tensional de tracción, lo que hace que su triaxialidad oscile. En el resto del tiempo en que la herramienta está lejos del punto, éste no ve ningún cambio en su estado tensional.

Como se ha mencionado, cada oscilación se corresponde con una vuelta de la herramienta. Esta distribución oscilatoria, y concretamente los picos que se aprecian no se corresponden exactamente con la que se esperaría realmente (debería ser una distribución oscilatoria pero más suave), y es debido a la discretización elegida en el número de pasos realizados entre cada guardado de datos en DEFORMTM-3D, que se estableció en 10 *steps*. Esto se impuso para reducir el peso de los archivos de resultados, que serían demasiado grandes en caso contrario, a costa de que, al analizar un punto concreto de la probeta, la herramienta da saltos apreciables al pasar por dicho punto.

Como era de esperar, el ensayo con la herramienta de 10 mm de diámetro alcanza valores de deformación plástica equivalente mayores, ya que al tener un *necking* menor, se pueden alcanzar deformaciones estables mayores antes del fallo.

Dado que la *Figura 5.3* da poca información en cuanto al estado tensional y de deformaciones de la probeta, debido a su gran variación, se va a representar la evolución de la triaxialidad promedio, mostrándola en el mismo gráfico que el FLD. Dicha triaxialidad promedio se calculará de dos formas, ambas a partir del daño acumulado; la primera integrando los valores obtenidos de triaxialidad mostrados en la *Figura 5.3*, y la otra a partir de los datos de daño obtenidos directamente de DEFORMTM-3D:

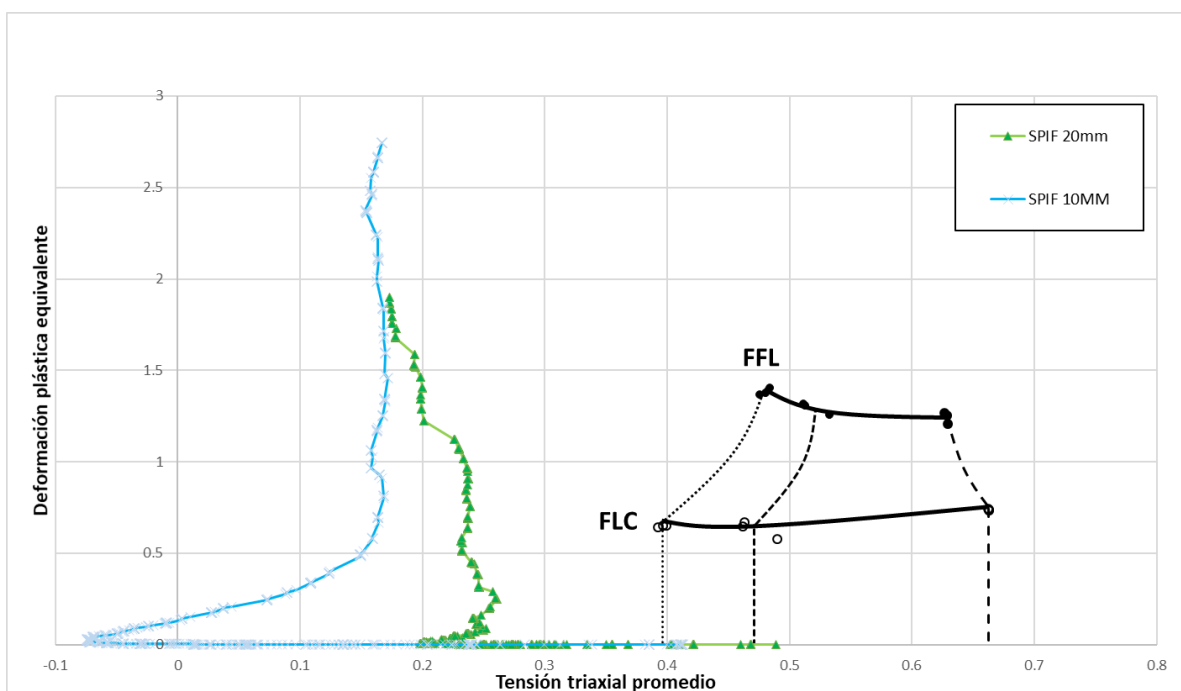


Figura 5.4 Representación de la triaxialidad promedio de los ensayos de SPIF con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro, integrando los valores de triaxialidad

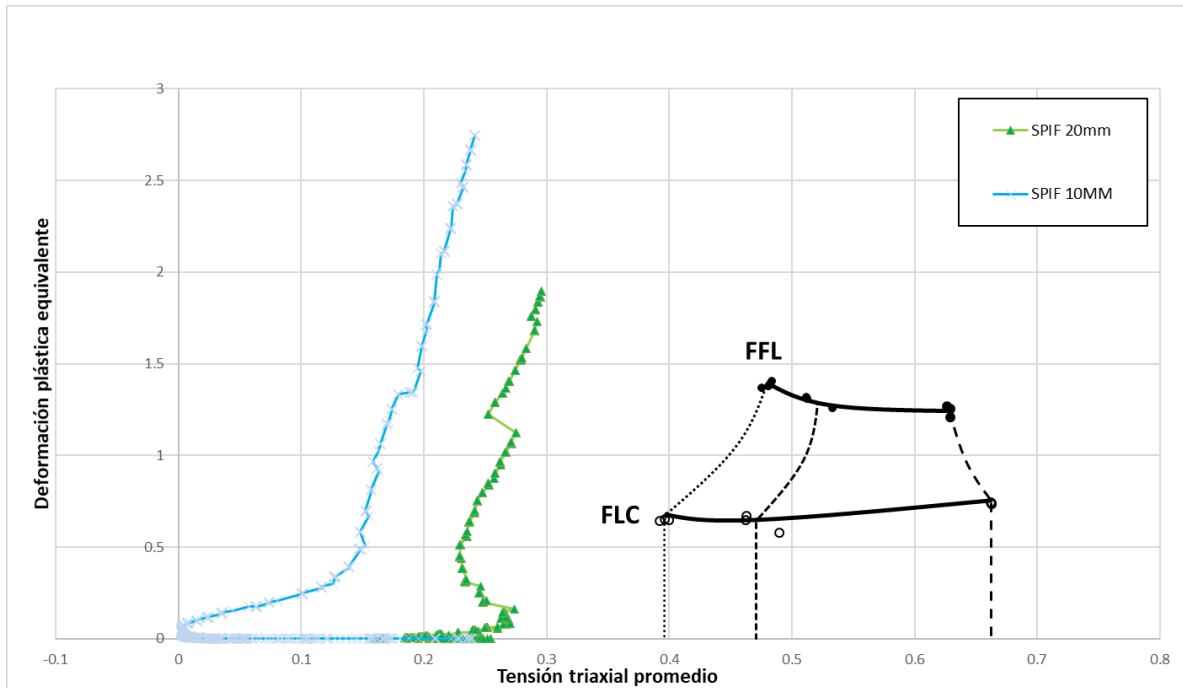


Figura 5.5 Representación de la triaxialidad promedio de los ensayos de SPIF con herramientas de 10 mm y 20 mm de diámetro, a partir de los valores de daño de DEFORM™-3D

Para ambos casos ya si se puede apreciar la principal diferencia entre los procesos de conformado incremental y los de conformado convencional, teniendo los de SPIF un estado de triaxialidad promedio considerablemente menor, con valores promedio en torno a 0.2 y 0.25. Esto es lo que permite que, pese a tener valores de β similares a los procesos convencionales, se puedan alcanzar deformaciones plásticas estables mucho mayores que en dichos procesos.

Es importante destacar la diferencia en las evoluciones según el método utilizado. Ambas aportan resultados similares y válidos, sin embargo, difieren entre sí. Esto es debido, como se ha mencionado anteriormente, al número de *steps* entre guardados, y al *step increment* entre pasos. La elección que se hizo, si bien permite reducir los tiempos de computación, así como el espacio de almacenamiento requerido, provoca que en la integración de los valores de triaxialidad, los saltos discretos entre datos hagan que se pierda parte de la información, y los resultados de daño acumulado (y por tanto la triaxialidad promedio) varíen respecto a los calculados en el programa. Si se impusiese en DEFORM™-3D el guardado de los datos a cada paso del programa, los valores (y por tanto las evoluciones) en ambos procesos deberían coincidir.

Por ello, si se compara el valor de daño acumulado en los puntos evaluados, así como con los resultados experimentales mostrados en la *Tabla 4-2*, se observan diferencias apreciables, siendo en los resultados numéricos más precisos los obtenidos con DEFORM™-3D, aproximándose más a los experimentales:

Tabla 5-1 *Valores de daño acumulado experimentales, y numéricos obtenidos con DEFORMTM-3D, e integrando los valores de triaxialidad*

	Daño acumulado obtenido en DEFORM TM -3D	Daño acumulado obtenido integrando los valores de triaxialidad	Daño acumulado analítico
Herramienta de 20mm	0.562	0.329	0.733
Herramienta de 10mm	0.663	0.457	0.8

La diferencia en los valores entre los obtenidos por el programa y los calculados integrando la triaxialidad, muestra la sensibilidad del proceso a la elección de *steps* entre cada guardado de datos, así como al *step increment*; siendo lo idóneo reducirlos al mínimo posible para poder ajustar correctamente el paso de la herramienta por el punto de estudio, aún a costa de tiempos de computación y necesidad de almacenamiento mucho mayores.

La diferencia entre los valores de DEFORMTM-3D y los valores experimentales de daño acumulado en el momento de fallo es debida a que los puntos evaluados en cada proceso se eligieron arbitrariamente en la zona que controla el fallo, en las áreas con mayor deformación principal máxima.

6 CONCLUSIONES Y DESARROLLOS FUTUROS

6.1 Conclusiones

En este proyecto se han creado diversos modelos de Elementos Finitos en DEFORM™-3D, para chapas de acero AISI304-H111 de 0.8 mm de espesor, para procesos de conformado convencional (procesos Nakazima y de *Stretch-Bending*), así como de conformado incremental mono-punto (SPIF). Todo ello se ha realizado con el objetivo de analizar la evolución de deformaciones durante los procesos. Tras comparar los resultados de las simulaciones con los experimentales obtenidos por Centeno et al. (2014), se demostró que ajustan correctamente la experimentación, siendo capaces así de validar los modelos.

Debido a los grandes tiempos de computación necesarios, se realizaron ciertas hipótesis simplificadoras, como considerar el material isótropo (tras comprobar en el ensayo experimental que esto era razonablemente válido), así como fijar las condiciones de contorno como empotramientos en los planos verticales de las chapas.

Estas simplificaciones pueden haber provocado las pequeñas diferencias entre los resultados numéricos y experimentales, pero se realizaron buscando un equilibrio entre los tiempos de cálculo y la obtención de resultados que siguiesen aceptablemente los del proceso real.

Una vez validados los modelos en términos de deformaciones, se analizaron los niveles de daño crítico, comparando los resultados experimentales con los obtenidos con el criterio de Ayada en la simulación, con niveles de deformación similares. En todos los casos, los valores obtenidos fueron razonablemente cercanos a los experimentales, demostrando que el criterio de Ayada es capaz de predecir correctamente el fallo plástico en estas simulaciones.

Además, se evaluaron los resultados en el espacio de la triaxialidad, comprobándose así la principal diferencia entre los procesos de conformado convencional con los de conformado incremental, que presentan una triaxialidad mucho menor, permitiendo así mayores deformaciones plásticas estables. Es importante mencionar que dicha justificación es gracias a la triaxialidad, ya que en el espacio convencional de deformaciones, la traslación de los resultados de conformado incremental al FLD dan resultados no congruentes a priori. También se comprobó la sensibilidad de los procesos de conformado incremental con la elección del número de pasos entre guardado, y del *step increment*, siendo conveniente reducirlos lo más posible.

Finalmente, con todas las simulaciones concluidas y analizadas, se creó un manual paso a paso para mostrar de forma sencilla cómo modelar los distintos procesos de conformado realizados en este proyecto, utilizando DEFORM™-3D.

6.2 Desarrollos futuros

Con los modelos validados, se pueden extrapolar a otros diámetros de herramientas, o intentar determinar el diámetro mínimo para el que DEFORM™-3D es capaz de predecir correctamente el flujo de material, para cada proceso. Se podrían evaluar numéricamente otros parámetros, como pueden ser la velocidad de avance de la herramienta, la fricción entre los objetos, el tamaño de los elementos, o el *step increment* (con el objetivo de reducir los tiempos de computación sin comprometer los resultados).

Se podrían utilizar otros softwares de elementos finitos, que usen tanto modelos basados en cálculo explícito como LS-Dyna®, e implícito, como Abaqus®, para ser capaces de comparar qué programa obtiene los mejores resultados para los procesos analizados.

Finalmente, para el caso concreto de los ensayos de SPIF, se podrían refinar los modelos, reduciendo al mínimo el número de pasos realizados entre cada toma de datos, así como el *step increment*, con el fin de ser capaces de ajustar más las curvas en el espacio de la triaxialidad (*Figuras 5.3, 5.4 y 5.5*), aunque sea a costa de requerir un espacio de almacenamiento considerablemente mayor para las bases de datos.

7 BIBLIOGRAFÍA

Amino, H. et al., 2002. Dieless NC Forming, Prototype of automotive Service Parts *Proceedings of the 2nd International Conference on Rapid Prototyping and Manufacturing (ICRPM)*.

Aoyama, S., Amino, H., Lu Y. & Matsubara, S., 2000. *Apparatus for dieless forming plate materials*. Europe, Patent No. EP0970764.

Candel, Z. 2015. Análisis numérico de la conformabilidad de chapas de AA2024-T3 en procesos de conformado incremental mono-punto usando DEFORM-3D. Trabajo de Fin de Grado. *University of Seville*.

Centeno, G. et al., 2011. *Experimental Study on the Overall Spifability of AISI 304*. Sevilla-Girona, University of Sevilla & University of Girona, p. 8.

Centeno, G. et al., 2012. *FEA of the Bending Effect in the Formability of Metal Sheets via Incremental Forming*, *Steel Research International*. pp 447-450.

Centeno, G. et al., 2012. Experimental Study on the Evaluation of Necking and Fracture *MESIC*, p.8.

Centeno, G. et al., 2014. Critical analysis of necking and fracture limit strains and forming forces in single-point incremental forming *Materials and design*, Volume 63 pp.20-29.

Emmens W. & Van den Boogaard, A., 2009. An overview of stabilizing deformation mechanism incremental sheet forming, *Journal of Material processing Technology* , Volume 211 pp. 3688-3695.

Fernández, A. 2016. Análisis numérico en DEFORM-3D de deformaciones límite en conformado incremental mono-punto de chapas de acero AISI304-H111. Trabajo de Fin de Grado. *University of Seville*.

Goodwin, G., 1968. Application of strain analysis to sheet forming problems in the press shop. *MET ITAL*, Aug, 60(8), pp. 767-774.

Hirt , G., 2004. Tools and Equipment used in Incremental Forming. *Incremental Forming Workshop*, *University of Saarbruckewn*, June 9. p. 27.

Hirt, G., Ames, J., Bambach, M., & Koop, R., 2004. Forming strategies and Process Modeling for CNC Incremental Sheet Forming. January, Volume 53, p. 203.

ISO, 2008. 12004-2:2008. *Metallic materials -- Sheet and strip -- Determination of forming-limit curves -- Part 2: Determination of formig-limit curves in the laboratory.*

Haque, M.Z. and Yoon, J.W. 2016. *Stress based prediction of formability and failure in incremental sheet forming*, Int. J. Mater. Form. 9, 413–421.

Jeswiet, J., Dufloy, J., Szekeres, A. & Levebre, P., 2005. Custom Manufacture of a Solar Cooker - a case study. *Journal Advanced Material Research*, May. Volume 6-8.

Jeswiet, J., et al. 2010. *Asymmetry Single Point Incremental Forming of Sheet Metal*.

Keeler, S., 1965. Determination of forming limits in automotive stampings. SHEET METAL IND, Sep, 42(461), pp. 683-691.

Leszak, E., 1967. *Apparatus and Process for Incremental Dieless Forming.*, Patent No. US3342051A1.

Marciniak, Z., Duncan, J. & Hu, S., 2002. *Mechanics of Sheet Metal Forming*. London Butterworth-Heinenrmann.

Martinez-Donaire et al. 2019. *Analysis of the influence of stress triaxiality on formability of hole-flanging by single-stage SPIF*. International Journal of Mechanical Sciences

Meier, H., Dewald, O. & J., Z., 2005. Development of a Robot-Based Sheet Metal Forming Process. *In steel research*, Volume 1.

Mirnia, M.J., Shamsari, M. 2017. *Numerical prediction of failure in single point incremental forming using a phenomenological ductile fracture criterion*. J. of Mater. Processing Technology 244, 17–43.

Powell, N. & Andrew, C., 1992. Incremental forming of flanged sheet metal components without dedicated dies. *IMECHE part B, J. of Engineering Manufacture*, Volume 206.

Ruiz, F. 2014. Análisis numérico de procesos de conformado incremental monopunto en chapas de aluminio AA7075-T3. Trabajo de Fin de Grado. *University of Seville*.

Schafer, T. & Schraft, R. D., 2004. Incremental sheet forming by industrial robots using a hammering tool. *AFPR Association Francais de Prototypag Rapid, 10th European Forum on Rapid Prototyping*, 14 Sep.

Schmoeckel, D., 1992. Developments in Automation, Flexibilization and Control of Forming Machinery. *Anuals of CIRPM*, Volume 40/2, p. 615.

Silva, M., Nielsen, P., Bay, N. & Martins, P., 2011. Failure mechanisms in single-point incremental forming of metals. 1 March.

Silva, M., Skjoedt, M., Bay, N. & Martins, P. & Bay, N., 2008. Revisiting single-point incremental forming and formability/failure diagrams by means of finite elements and experimentation. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Issue 48, pp. 73-83.

Silva, M., Skjoedt, M., Martins, P. & Bay, N., 2007. Revisiting the fundamentals of single point incremental forming by means of membrane analysis. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Issue 48, pp-3-5.

Skjoedt M., Bay N., Endelt B. and Ingarraro G., 2008. Multi-stage strategies for single point incremental forming of a cup. *11th ESAFORM conference on metal forming – ESAFORM2008*.

Stewart, D., 2005. A Platform with Six Degrees of Freedom. *UK Institution of Mechanical Engineers Proceedings*, 180 (15).

Suntaxi, C., 2013. Análisis experimental de deformaciones límite en chapas de acero AISI 304 en conformado incremental. Trabajo de Fin de Máster. Universidad de Sevilla.