

Trabajo Fin de Grado

Ingeniería Aeroespacial

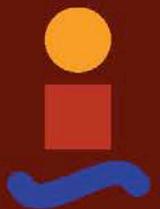
Análisis numérico de la conformabilidad de chapas de AA2024-T3 en procesos de conformado incremental mono-punto usando DEFORM-3D

Autor: Zoila Candel Carreras

Tutor: Gabriel Centeno Báez

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

Sevilla, 2015



Proyecto Fin de Grado
Ingeniería Aeroespacial

Análisis numérico de la conformabilidad de chapas de
AA2024-T3 en procesos de conformado incremental
mono-punto usando DEFORM-3D

Autor:

Zoila Candel Carreras

Tutor:

Gabriel Centeno Báez

Profesor Contratado Doctor

Departamento de Ingeniería Mecánica y Fabricación

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2015

Proyecto Fin de Grado: Análisis numérico de la conformabilidad de chapas de AA2024-T3 en procesos de conformado incremental mono-punto usando DEFORM-3D

Autor: Zoila Candel Carreras

Tutor: Gabriel Centeno Báez

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

Presidente:

Vocales:

Secretario:

Acuerdan otorgarle la calificación de:

Sevilla, 2015

El Secretario del Tribunal

A mi familia y amigos.

A mis maestros.

Agradecimientos

A mis padres, mis primas y mi abuela por acompañarme durante toda la carrera y permitirme estudiarla sin preocupaciones.

A mis compañeros de clase, por ser tan buenos amigos y críticos de estudio.

A mi tutor Gabriel Centeno Báez, por haberme permitido llevar a cabo este proyecto a pesar del año ‘atareado’ que tenía por delante y por su disposición a ayudarme, enseñarme y facilitarme todo lo necesario para la realización de este proyecto.

A su compañero de despacho, Andrés Jesús Martínez Donaire, por estar siempre dispuesto a ayudarme con la informática del proyecto.

Y, por último, a la Universidad de Sevilla, ya que sin su trabajo docente este proyecto y la obtención de mi título no habría sido posible.

Zoila Candel Carreras

Sevilla, 2015

El método de los elementos finitos es un método numérico muy usado en ingeniería para la resolución de problemas complejos. DEFORMTM-3D es un *software* de elementos finitos de carácter robusto y basado en cálculo implícito, que tiene además una gran aplicación industrial.

En este Trabajo de Fin de Grado se ha modelado en DEFORMTM-3D un proceso de conformado incremental mono-punto o SPIF (del inglés *Single Point Incremental Forming*) para chapas de aleación de aluminio AA2024-T3, con objeto de determinar los estados de tensiones y deformación alcanzados en el proceso. Los resultados obtenidos se han comparado con datos experimentales correspondientes a una serie de estudios previos realizados en el seno del grupo de investigación del Área de Ingeniería de los Procesos de Fabricación del Departamento de Ingeniería Mecánica y Fabricación de la Universidad de Sevilla. Además, se han analizado los límites de conformado en dichas chapas de AA2024-T3 en función del diámetro del punzón en SPIF, estudiándose el nivel de deformaciones al cual ocurre el fallo al aplicar distintos criterios de daño acumulado durante el conformado del material.

Los resultados experimentales previos se obtuvieron mediante la medición de las deformaciones utilizando el sistema óptico ARGUS[®]. En este trabajo se hizo uso de estos resultados así como de las mediciones de la reducción de espesor en la zona de fallo que sirvieron para determinar los puntos de fractura en SPIF. Para la comparación de los resultados numéricos y experimental también se hizo uso de resultados previos de las deformaciones límites en ensayos tipo Nakazima, que sirvieron para calcular el diagrama límite de conformado o FLD del material.

El documento comienza describiendo las características y aplicaciones del conformado incremental, sus principales ventajas y los principales mecanismos de deformación que se observan en SPIF. A esto le sigue un sucinto manual en el que se explica de manera sencilla como realizar un modelo numérico en DEFORMTM-3D, continuando con los modelos concretos realizados para simular el proceso usando herramientas de 20 y 10 mm de diámetro. Finalmente, se exponen y analizan los resultados obtenidos, que son comparados con los resultados experimentales previos.

Cabe destacar que en las simulaciones numéricas se obtienen niveles de deformaciones principales similares a los experimentales para las profundidades de herramienta a las que se produce el fallo en la realidad. Además los resultados evidencian que el daño acumulado proporcionado por el criterio de Ayada proporciona valores cercanos al daño crítico, por lo que parece que este criterio de daño permite predecir mejor el fallo del material que otros criterios analizados.

Abstract

The Finite Element Method (FEM) is a numerical method widely used in the resolution of complex engineering problems. DEFORMTM-3D is robust FEM-based software based in implicit calculation, which also has a large industrial application.

In this project a Single Point Incremental Forming (SPIF) process has been modeled in DEFORMTM-3D for AA2024-T3 sheets, with the aim of determining stress/strain states in this process. The results obtained have been compared with experimental data corresponding to previous work carried out within the group of Manufacturing at the Department of Mechanical Engineering and Manufacturing at the University of Seville. Moreover, the limit strain states of AA2024-T3 in SPIF has been analysed for the different tool radii considered, and the level of deformation at failure has been studied applying a series of accumulated damage criteria.

The previous experimental results were obtained by measuring the deformations using the optical system ARGUS®. In this paper the use of these results as well as the measurements of the thickness reduction in the failure zone that served paragraph Determine the points of fracture in SPIF is made. For the comparison of numerical and experimental results, previous results of limits deformations in Nakazima tests were used too, which served to calculate forming limit diagram or FLD of the material.

The document begins by describing the characteristics and applications of incremental forming, its main advantages and main mechanisms of deformation that were observed in SPIF. A concise handbook follows which explains in simple terms how to perform a numerical model in DEFORMTM-3D, continuing with the concrete models used in this project to simulate the process using tools with 20 and 10 mm of diameter. Finally, the results were exposed and analyzed, in order to compared them with previous experimental results commented.

It's worthy to distinguish that in the numerical simulations similar principal deformation levels are obtained for the tool experimental depths where failure occurs in reality. In addition, the simulations shows that the accumulated damage criterion of Ayada provides close results to the critical damage values, so it seems that this criterion of damage allows predict the failure of the material better than the other criteria analyzed.

Agradecimientos.....	vii
Resumen	ix
Abstract	x
Índice	xii
1 Índice de Tablas	xiv
2 Índice de Figuras	xv
1 introducción.....	21
1.1 Motivación del proyecto.....	21
1.2 Antecedentes	22
1.3 Objetivos del proyecto.....	23
1.4 Procesos de conformado incremental.....	24
1.4.1 Conformado incremental mono-punto (SPIF).....	30
1.4.1.1 Componentes básicos	30
1.4.1.2 Equipos de conformado incremental.....	32
1.4.1.3 Ventajas y desventajas	34
1.5 Diagrama límite de conformado (<i>Forming limit diagram, FLD</i>).....	34
1.5.1 Ensayo de estirado tipo Nakazima.	39
2 deform TM -3d	41
2.1 DEFORM TM -3D como herramienta numérica.	42
3 Resultados.....	63
3.1 Herramienta de 20mm de diámetro	63
3.2 Herramienta 10 mm de diámetro.	72
3.3 Daño acumulado.	81
3.3.1 Modelos de daño calculados	85
3.3.1.1 Criterio de Cockcroft & Latham normalizado	85
3.3.1.1.1 Herramienta de 20 mm de diámetro	86
3.3.1.1.2 Herramienta de 10 mm de diámetro	87
3.3.1.2 Criterio de Ayada	87
3.3.1.2.1 Herramienta de 20 mm de diámetro	88
3.3.1.2.2 Herramienta de 10 mm de diámetro	89
4 conclusiones y desarrollos futuros.....	90
4.1.....	90
4.2 Conclusiones.....	90
4.3 Desarrollos futuros	91
Bibliografía	93
A. anexo A.....	97
a. Tensiones hidrostáticas.....	97
i. Herramienta de 20 mm de diámetro	99
ii. Herramienta de 10 mm de diámetro	102

- B. Anexo B105
 - a. Tensiones y deformaciones equivalentes.....105
 - i. Tensiones equivalentes105
 - 1. Herramienta de 20 mm de diámetro.....105
 - 2. Herramienta de 10 mm de diámetro.....106
 - ii. Deformaciones equivalentes107
 - 1. Herramienta de 20 mm de diámetro.....107
 - 2. Herramienta de 10 mm de diámetro.....108

1 Índice de Tablas

Tabla 2-1 Propiedades del AA 2024-T3	49
Tabla 3-1 Mediciones del espesor en la fractura para una placa de AA 2024-T3 conformada en SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	69
Tabla 3-2 Mediciones del espesor en la fractura para una placa de AA 2024-T3 conformada en SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	78

2 Índice de Figuras

Figura 1.1	Rejilla de círculos para medir la deformación de la chapa.	22
Figura 1.2	Patrón de puntos (izquierda) y contorno de máximas deformaciones principales después de aplicar SPIF obtenido por ARGUS® para una placa de 1.2 mm de espesor de AA 2024-T3 (Iglesias, 2014).	23
Figura 1.3	Diferencias estructurales entre el spinning convencional y el <i>shear spinning</i>	25
Figura 1.4	TPIF con matriz parcial	26
Figura 1.5	TPIF con matriz completa	26
Figura 1.6	Conformado incremental con herramienta opuesta	27
Figura 1.7	Conformado incremental multietapa	27
Figura 1.8	Geometría obtenida gracias al conformado multietapa	27
Figura 1.9	Esfuerzos cíclicos para una placa de AA 2024-T3 con coeficiente de fricción 0.05 y 0	29
Figura 1.10	Presión hidrostática en la cara superior en el centro de la placa para un punzón con penetración de 0.5 mm en una placa de AA 2024-T3	30
Figura 1.11	Configuración general del SPIF	30
Figura 1.12	Herramienta para el SPIF	31
Figura 1.13	Ustillaje para el SPIF	32
Figura 1.14	Fresadora de 3 ejes	32
Figura 1.15	Máquina de conformado especialmente diseñada para el SPIF	33
Figura 1.16	Brazo robot con el cual es posible conformar mediante el SPIF	33
Figura 1.17	Geometrías cónicas posibles de conformar mediante SPIF	35
Figura 1.18	Esquema de los posibles estados de deformación	35
Figura 1.19	FLD a la estricción y a la fractura para materiales dúctiles (izquierda) y poco dúctiles (derecha). Vallellano et al (2008).	37
Figura 1.20	FLC completo incluyendo todos los posibles tipos de fallo.	38
Figura 1.21	FLD basado en los test de Nakazima y las curvas FLC y FFL obtenidas experimentalmente y medidas con sistema de medida ARAMIS® para placas de AISI 304 de 0.8 mm de espesor.	39
Figura 1.22	Imagen del montaje necesario para los ensayos de Nakazima. Se observa adicionalmente un cordón de esturado (draw-bead) en el prensa chapa, el cual impide el deslizamiento de ésta.	39
Figura 1.23	Probetas ensayadas en ensayos tipo Nakazima, Wilko C.Emmens (2011).	40
Figura 2.1	<i>Pre-processor</i>	42
Figura 2.2	Controlador del <i>pre-processor</i> . Elección del tipo de material.	43
Figura 2.3	Árbol de objetos introducidos en el <i>pre-processor</i>	43
Figura 2.4	Selección de la geometría en el <i>pre-processor</i>	44
Figura 2.5	Introducción de la geometría de la placa en el <i>pre-processor</i>	45
Figura 2.6	Introducción de la geometría del punzón en el <i>pre-processor</i>	45
Figura 2.7	Introducción de la geometría de la base en el <i>pre-processor</i>	46
Figura 2.8	Geometría de la simulación finalizada en el <i>pre-processor</i>	46

Figura 2.9 Barra principal del <i>pre-processor</i>	47
Figura 2.10 Controlado de posicionamiento ‘ <i>drag</i> ’ en la dirección de los ejes en el <i>pre-processor</i>	47
Figura 2.11 Controlador del posicionamiento ‘ <i>drop</i> ’ en el <i>pre-processor</i>	48
Figura 2.12 Geometría de la simulación correctamente posicionada en el <i>pre-processor</i>	48
Figura 2.13 Barra principal del <i>pre-processor</i>	49
Figura 2.14 Generador del material en el <i>pre-processor</i>	50
Figura 2.15 Generador de la ley de comportamiento en el <i>pre-processor</i>	51
Figura 2.16 Barra principal en el <i>pre-processor</i>	51
Figura 2.17 Marcador de relación entre objetos (<i>master-slave</i>) y de fricción en el <i>pre-processor</i>	52
Figura 2.18 Mallado de la placa en el <i>pre-processor</i>	53
Figura 2.19 Mallado profundizado en el <i>pre-processor</i>	54
Figura 2.20 Mallado específico en las zonas interesadas en el ‘ <i>Mesh window</i> ’ en el <i>pre-processor</i>	55
Figura 2.21 Mallado final en el <i>pre-processor</i> para la herramienta de 20 mm de diámetro	55
Figura 2.22 Vista en planta del mallado de la placa para la herramienta de 20 mm de diámetro en el <i>pre-processor</i>	56
Figura 2.23 Trayectoria de la herramienta rigiéndose por el <i>step down</i>	57
Figura 2.24 Propiedades de la trayectoria de la herramienta. Se introduce una camino de puntos o ‘ <i>path</i> ’ en el <i>pre-processor</i>	58
Figura 2.25 Nube de puntos de la trayectoria introducida en el <i>pre-processor</i>	59
Figura 2.26 Barra principal en el <i>pre-processor</i>	59
Figura 2.27 Ventana de características de la simulación en el <i>pre-processor</i>	60
Figura 2.28 Selección del número de pasos (<i>steps</i>) en el <i>pre-processor</i>	60
Figura 2.29 Introducción del control de incremento de <i>steps</i> en la ventana de simulación en el <i>pre-processor</i>	61
Figura 2.30 Barra principal en el <i>pre-processor</i>	61
Figura 2.31 Generación de database en el <i>pre-processor</i>	61
Figura 2.32 Simulación fallida de una placa de AA 2024-T3 conformada en SPIF con una herramienta de 6 mm de diámetro	62
Figura 3.1 Direcciones principales para los estados tensionales y de deformación	63
Figura 3.2 Resultados experimentales para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	64
Figura 3.3 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	65
Figura 3.4 Superficies isodeformadas de la deformación principal ϵ_1 para una placa deformada por un punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	65
Figura 3.5 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	66
Figura 3.6 Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	67
Figura 3.7 Superficies isodeformadas de la deformación principal ϵ_2 para una placa deformada por un punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	67
Figura 3.8 Distribución de la deformación principal ϵ_2 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	68

Figura 3.9 Resultados experimentales y obtenidos por simulación para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	68
Figura 3.10 Distribución del espesor para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	70
Figura 3.11 Distribución de la tensión residual principal σ_1 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	70
Figura 3.12 Distribución de la tensión residual principal σ_2 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	71
Figura 3.13 Distribución de la tensión residual principal σ_3 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	71
Figura 3.14 Mallado para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	72
Figura 3.15 Mallado para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	72
Figura 3.17 Geometría final para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	73
Figura 3.16 Geometría final para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	73
Figura 3.18 Resultados experimentales para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	74
Figura 3.19 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	75
Figura 3.20 Superficies isodeformadas de la deformación principal ϵ_1 para una placa deformada por un punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	75
Figura 3.21 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	76
Figura 3.22 Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	77
Figura 3.23 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	77
Figura 3.24 Resultados experimentales y simulados para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	78
Figura 3.25 Distribución del espesor para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	79
Figura 3.26 Distribución de la tensión residual principal σ_1 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	79
Figura 3.27 Distribución de la tensión residual principal σ_2 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	80
Figura 3.28 Distribución de la tensión residual principal σ_3 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro	80
Figura 3.29 Curvas de límite de conformado, Marciniak (1982)	82
Figura 3.30 Modos de fractura: Modo I, Modo II y Modo III.	83
Figura 3.31 Conclusión sobre el crecimiento de agujeros en el modo I de fractura	84
Figura 3.32 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Cockcroft-Latham en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	86

Figura 3.33 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Cockcroft-Latham en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	87
Figura 3.34 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Ayada en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	88
Figura 3.35 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Ayada en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro	89
Figura A.1 Evolución de la presión hidrostática en el espesor (Fang et al. (2014))	97
Figura A.2 Efecto del tamaño de la herramienta en el gradiente de deformaciones de la chapa.	98
Figura A.3 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro y posición de la herramienta	99
Figura A.4 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro	100
Figura A.5 Distribución de la tensión residual hidrostática al finalizar el conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro	101
Figura A.6 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 10 mm de diámetro y posición de la herramienta	102
Figura A.7 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 10 mm de diámetro	103
Figura A.8 Distribución de la tensión residual hidrostática al finalizar el conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro	104
Figura B.1 Distribución de la tensión equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	105
Figura B.2 Distribución de la tensión equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	106
Figura B.3 Distribución de la deformación equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	107
Figura B.4 Distribución de la deformación equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF	108

1 INTRODUCCIÓN

La educación científica de los jóvenes es al menos tan importante, quizá incluso más, que la propia investigación.

- Glenn T. Seaborg -

1.1 Motivación del proyecto

El conformado de chapas convencionales en la industria contemporánea es un campo de gran relevancia que abarca muchos sectores de producción, por lo que sus procesos están en continua evaluación y progreso.

Por ejemplo, en el sector aeronáutico, el estirado de chapa es usado para conformar piezas del fuselaje de las aeronaves y es un proceso caracterizado por la necesidad de una alta inversión en maquinaria y herramientas, además de un considerable coste energético. Todo esto ha unido a unos equipos muy especializados que hacen que la producción sea poco flexible y esto genera un alto coste que lleva a que la producción solo sea rentable si es a gran escala.

En las últimas décadas, la industria ha ido evolucionando de forma que se precisan unos equipos más flexibles y rápidos, pero sobre todo, que requieran de menor inversión.

El conformado incremental (Incremental sheet Forming, ISF), y particularmente el conformado incremental mono-punto (SPIF), se presenta como una solución tecnológica novedosa con un alto potencial en cuanto a rentabilidad tanto energética como económica en aplicaciones de prototipado rápido y en pequeña producción de serie. Permite obtener distintas geometrías en las planchas de metal deformándolas plásticamente gracias a un punzón controlado por una máquina de control numérico. Todas estas ventajas unidas a que además mejora la conformabilidad de placa hacen que sea un proceso en continua evolución y estudio.

El interés del estudio de los mecanismos que retrasan el fallo del material es de vital importancia porque nos permite conocer los límites de conformado del material con exactitud. De esta forma, este proyecto se centra en dar un punto de vista basado en simulaciones numéricas sobre la conformabilidad de placa y los mecanismos que influyen en ella, estudiando el estado de las tensiones y las deformaciones y el efecto producido al variar el radio de la herramienta y proporcionar una comparación con resultados experimentales.

El aluminio AA 2024-T3 es ampliamente usado para fabricar piezas de la aeronave, es un material poco dúctil a temperatura ambiente, por lo que generalmente necesita de un precalentamiento antes de ser conformado. La poca ductibilidad del material hace que en la práctica las operaciones de estirado de chapa queden limitadas por fallo de fractura. En este tipo de material la fractura puede aparecer sin estricción, confirmado por

M.Skjoedt et al. (2009), y la conformabilidad de la plancha es por lo tanto controlada por mecanismos de fractura dúctil. Este comportamiento es más probable que ocurra en operaciones de estiramiento, especialmente cuando se encuentre cerca de condiciones biaxiales, como ocurre con el SPIF.

En este proyecto se calcula numéricamente por medio del programa de elementos finitos DEFORM™-3D, las deformaciones que se producen en la cara exterior de una placa de AA 2024-T3 de espesor 1.2mm al someterlas a SPIF con herramientas de diámetro de 10mm y 20 mm bajo un serie de hipótesis.

Una vez obtenidos los valores correspondientes se comparan con los resultados experimentales que se obtuvieron en la Escuela Técnica Superior de Ingeniería de la Universidad de Sevilla expuesto en Centeno et al. (2014) y el en proyecto de Fin de Carrera de Jose Alfonso Iglesias Soltero (2014)

1.2 Antecedentes

El grupo de investigación de Ingeniería de los Procesos de Fabricación de la Escuela de Ingeniería de la Universidad de Sevilla del Departamento de Ingeniería Mecánica ha realizado numerosos ensayos y simulaciones numéricas sobre el conformado de chapas metálicas sometidas a SPIF y publicado varios artículos en relación con ello.

Los estudios se centraron en las deformaciones del proceso, especialmente en el caso de la flexión, evaluándose los mecanismos de fallo y de aumento de la conformabilidad e investigándose los parámetros que influyen en ellos. Bajo esta línea de investigación, se ha desarrollado una metodología para obtener los diagramas de límite de conformado tanto para el caso de flexión como de estirado junto a flexión. Además la validez de la metodología se ha constatado con diversos tipos de materiales: AA 7075-O, AA 2024-T3, etc.

Cabe destacar el uso de sistemas ópticos conocidos como ARGUS® y ARAMIS®, donde se obtienen las deformaciones y los diagramas de límite de conformado respectivamente:

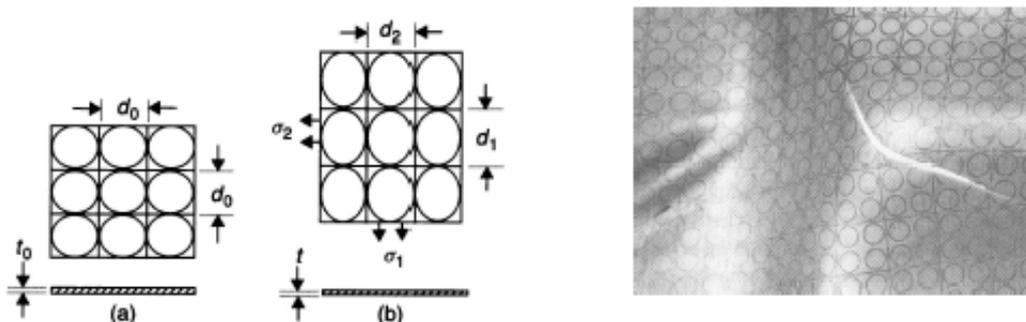


Figura 1.1 Rejilla de círculos para medir la deformación de la chapa.

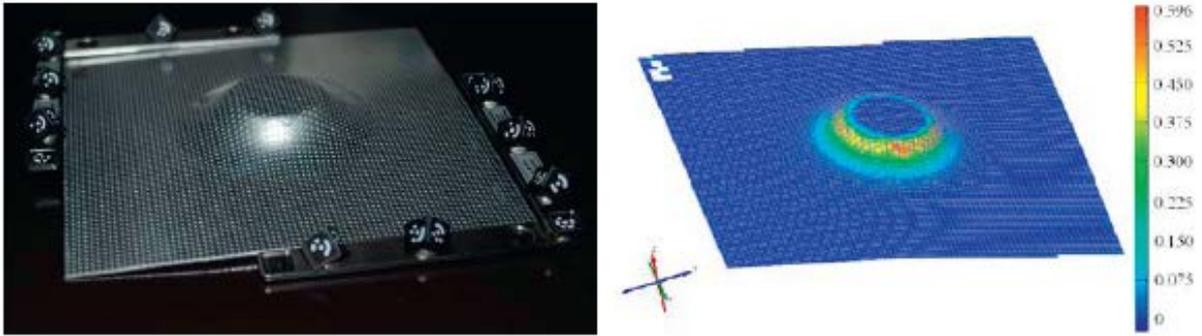


Figura 1.2 Patrón de puntos (izquierda) y contorno de máximas deformaciones principales después de aplicar SPIF obtenido por ARGUS® para una placa de 1.2 mm de espesor de AA 2024-T3 (Iglesias, 2014).

Si miramos en un ámbito internacional y sabiendo que el conformado incremental mejora la conformabilidad de la placa, en particular el conformado incremental mono-punto (single-point incremental forming, SPIF) ha sido estudiado por autores como Emmens et al. (2009), Jewies et al. (2010) o Silva et al. (2011) entre otros. En dichos estudios se analiza la mecánica de deformación y como influye ésta en la aparición de fallo: el efecto beneficioso de los esfuerzos de flexión y corte, las tensiones de contacto, el esfuerzo cíclico y las tensiones hidrostáticas, etc.

En consecuencia, los estudios relacionados con el SPIF que recaen en el interés de los mecanismos que retrasan la aparición de fallo se han visto aumentados en los últimos años. De hecho, el llamado efecto de flexión, en Emmens et al. (2011) se ha mencionado como efecto dominante en la prevención de formación del cuello en la fractura en el ISF y como el mecanismo que permite alcanzar a la deformación unos valores muy por encima de la curva límite de conformado (forming limit curve FLC).

Centrándonos en el análisis numérico mediante programas de elementos finitos existen varios autores, de los cuales destacan, Pohlak et al (2004); quien recalcó el problema del tiempo requerido para los modelos de cálculo, pero es Callegari, Amodio et al.(2006) quienes usan DEFORM™-3D como programa para efectuar sus simulaciones y lo comparan con PAMSTAMP® en cuanto a tiempos de cálculo, Cho et al.(2004) también usa DEFORM™-3D pero en conformado orbital y Li et al.(2009) lo usa para simular procesos de extrusión.

ABAQUS® también es usado para simulaciones de fabricación, Sena et al. (2011) analizó el mismo modelo usando distintos tipos de elemento de mallado. En cambio, en Centeno et al.(2011) se recurrió a ANSYS® para simular una placa como la de este proyecto pero sometida a ISF y a estiramiento-flexión.

1.3 Objetivos del proyecto

El objetivo global del proyecto es la realización de un análisis numérico a partir de un modelo en elementos finitos (FEA, del inglés *Finite Element Analysis*) llevado a cabo en el programa DEFORM™ -3D. El modelo se realizó para tres diámetros de herramienta, 6, 10 y 20 mm, siguiendo éstas las trayectorias reales utilizadas

en ensayos expuestos en estudios anteriores para distintos materiales, como en Centeno et al. (2014) para el caso de AISI 304 o en Centeno et al. (2013), así como en el Proyecto Fin de Carrera de José Alfonso Iglesias Soltero (2014) para AA2024-T3. El modelo numérico se realizó para este último caso, pretendiendo simular el proceso de conformado incremental mono-punto para la aleación AA2024-T3 hasta el fallo del material.

Una vez realizado el modelo numérico, y comprobado su correcto funcionamiento hasta la profundidad final a la que acontece el fallo de la chapa para cada diámetro de herramienta considerado, se plantearon los siguientes objetivos particulares:

- Realización de un manual “paso a paso” para modelar numéricamente procesos de conformado incremental usando DEFORMTM-3D.
- Estudio de la evolución de las variables que afectan a la conformabilidad en SPIF, i.e. evolución del espesor de la chapa, tensión hidrostática, tensiones/deformaciones equivalentes, etc.
- Evaluación/validación de un modelo numérico eficiente que proporcione buenos resultados, evitando elevados tiempos de cálculo.
- Análisis de las limitaciones del modelo numérico.
- Creación de nube de puntos de la trayectoria a través de PYTHON.
- Análisis de las deformaciones principales en el plano de la chapa hasta el fallo dentro del FLD del material, suponiendo para la finalización del análisis numéricos la profundidad media para la que se produjo el fallo en el ensayo de SPIF correspondiente.
- Predicción del fallo basado en criterios de daño acumulado.

1.4 Procesos de conformado incremental

Como ya predijo Schmoeckel (1992), la automatización haría que los procesos de conformado ganaran en flexibilidad.

El conformado incremental (ISF, incremental sheet forming) es un proceso que otorga de una gran flexibilidad a la producción de conformado de placas. Esta se deforma gradualmente con una sola herramienta de punto, controlada por una máquina de control numérico, lo cual permite obtener una gran diversidad de geometrías. Es un proceso de prototipado rápido, necesita de un corto periodo de tiempo para su diseño y fabricación, siendo así muy rentable para bajos niveles de producción.

En la actualidad, tanto el software como el hardware en el CNC (control numérico por computador) ha alcanzado tal estado de madurez que permite programar trayectorias complejas en la herramienta de conformado en periodos cortos de tiempo. Esta capacidad tecnológica otorga al ISF que sea un proceso atractivo ya que permite prototipado rápido y pueden producirse pequeños lotes en plazos de entregas cortos.

Esta nueva forma de fabricación de piezas a partir de placas metálicas se puede lograr en cualquier fresadora de 3 ejes equipada con CNC.

El ISF tiene su origen en la Edad Media con el spinning o conformado rotativo, en el cual se conforma la chapa a través de un rodillo (que es la herramienta) que rodea un mandril rotativo.

Existe una variante, conocida como *shear spinning*, en la cual no sólo se dobla la chapa si no que también se estira variando así su espesor y que se rige por la ley del seno. La herramienta (roller) se acerca progresivamente (spinning stage) y deformando la chapa (blank) guiándose con un mandril (mandrel). El equipo se asemeja al de un torno.

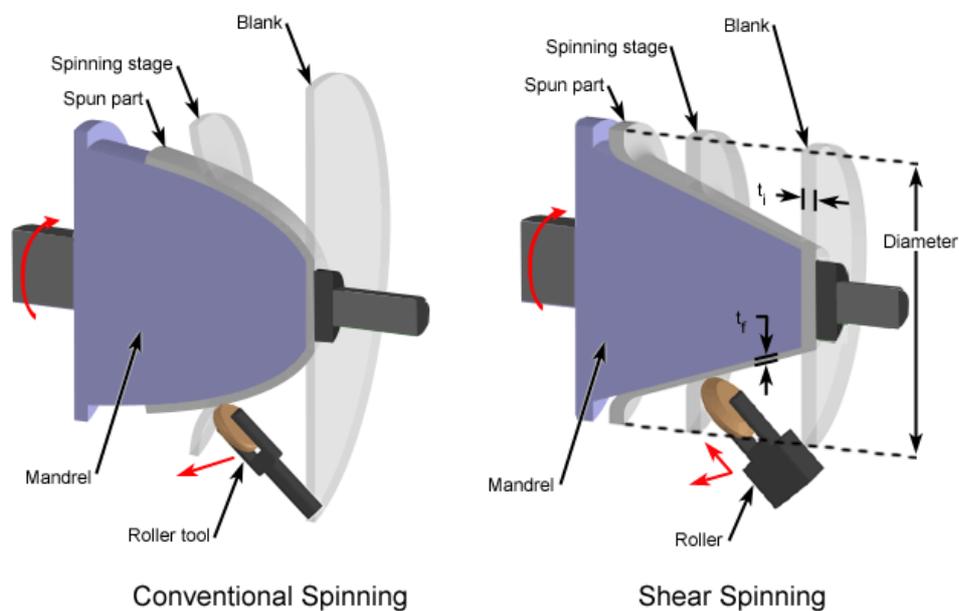


Figura 1.3 Diferencias estructurales entre el spinning convencional y el *shear spinning*

La idea de conformar gradualmente con una sola herramienta de punto ya fue ideada y patentada por Leszak (1967), muy adelantado a su época ya que esa técnica aun no era posible llevarla a cabo con la tecnología que había disponible.

Hoy en día existen distintos procesos de ISF, inspirados en procesos de conformado tradicionales y en los que se intenta evitar el uso de matriz dado que esta retrasa la producción y la hace menos flexible, se necesitaría una distinta para cada diseño. Se han explorado diversas técnicas (rodillos, chorro de agua,...) pero de las que se obtienen mejores prestaciones son aquellas basadas en la aplicación mono punto de un indentador sólido semiesférico.

Las dos configuraciones más típicas son:

- SPIF o Conformado incremental mono-punto : Es la más simple. Consiste en una sola herramienta semiesférica controlada por un máquina CNC que conforma periféricamente una chapa sujeta sobre un soporte

sin una usar una matriz durante el proceso.

· TPIF o two-point incremental forming: La herramienta de conformado es similar a la usada en el SPIF y genera una trayectoria sobre la capa exterior de la placa desde el principio hasta el final de la geometría a generar. Se puede separar en dos categorías:

Con matriz parcial:

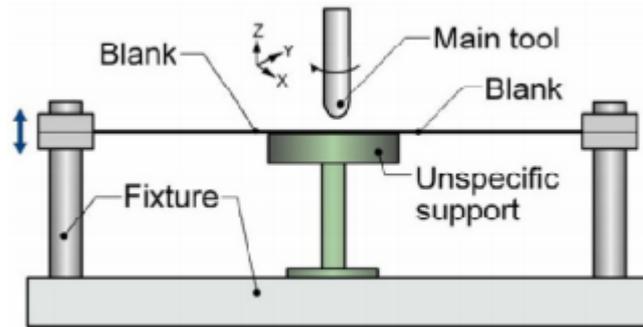


Figura 1.4 TPIF con matriz parcial

Dicha matriz parcial cumple la función de sujeción adicional (baking plate en SPIF) proporcionando una mayor precisión geométrica.

Con matriz completa:

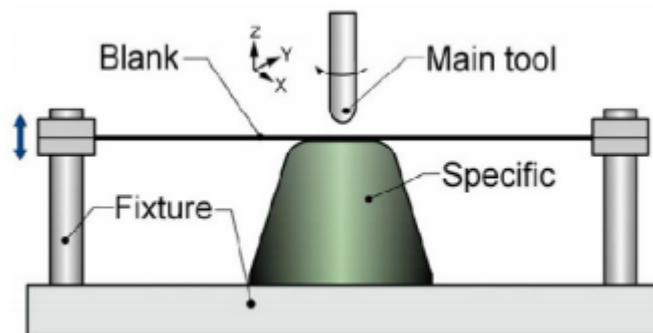


Figura 1.5 TPIF con matriz completa

En este caso la matriz completa servirá de mandril o matriz positiva, generando una acabado final aun mejor.

· IFWCT o incrementa forming with counter toll: Se realiza con ayuda de una herramienta opuesta. Se caracteriza como una variante del SPIF que no necesita de matriz debido a que la herramienta opuesta

recorrerá el mismo camino que la herramienta principal desde el otro lado de la placa.

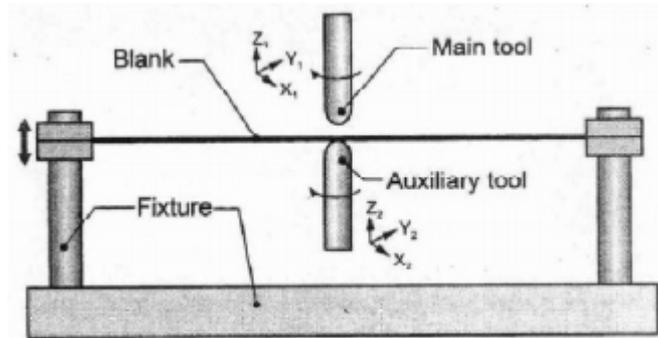


Figura 1.6 Conformado incremental con herramienta opuesta

·Multistage forming: Para incrementar el ángulo máximo de deformación, el diámetro de la herramienta y los pasos para la deformación son algunos de los parámetros que influyen en aumentarlo. Hacer que se deforme la placa poco a poco genera que se pueda controlar el guiado de material y así controlar los mecanismos de deformación.

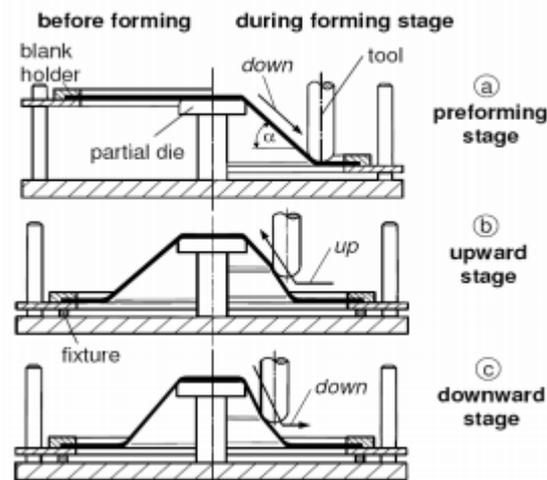


Figura 1.7 Conformado incremental multietapa

En Also Duflou et al.(2005) se usan diversas estrategias de multistage forming para crear piezas sin eje de revolución:



Figura 1.8 Geometría obtenida gracias al conformado multietapa

El ISF, además de todo lo ya mencionado, retrasa el mecanismo de fractura aunque no se conoce con exactitud que es lo que lo causa. Los mecanismos expuestos como explicación principal del aumento de conformabilidad son: la flexión localizada, las deformaciones generadas a través del espesor y la triaxialidad en cuanto a tensiones hidrostáticas. Otros parámetros como la fricción y los esfuerzos cíclicos debido a los sucesivos pasos de la herramienta también podrían tener un papel relevante.

Varios autores como Emmens et al (2011) y Vallellano et al. (2013), destacan que la evolución local de las tensiones/deformaciones a lo largo del espesor son vitales para explicar el efecto de la flexión en la conformabilidad de la placa. De hecho, dependiendo en gran parte del gradiente de deformaciones, se esperan dos tipos de fallos: fallo por estricción controlada, la cual aparece cuando el espesor se encuentra bajo un gradiente suave o moderado o fallo por fractura controlada, el cual aparece cuando la estricción no puede producirse (por ejemplo en materiales poco dúctiles) debido a un alto gradiente a lo largo del espesor y las capas exteriores en la fractura de la placa aparecen sin estricción.

También existen estudios que mantienen una relación entre el modo de fallo y el diámetro de la herramienta, donde conforme disminuye el diámetro R de la herramienta el modo de fallo se acerca más al fallo controlado por la fractura de las capas externas de una chapa de espesor inicial t_0 , es decir, depende del parámetro t_0/R . Tal y como han señalado autores como Vallellano et al. (2010), Stoughton et al. (2011) en el estirado con flexión, Silva et al (2011) en el caso del SPIF o Centeno et al.(2012), donde se sugirió la mejora de la conformabilidad de la placa en el ISF debido al efecto flexión relacionándolo por medio de t_0/R , asegurando en Centeno et al. (2014) que el modo de fallo depende claramente del parámetro anterior tanto en el estirado con flexión como en conformados incrementales.

Volviendo a la conformabilidad del ISF y centrándonos en la deformación incremental, también hay que tener en cuenta otras contribuciones:

· Tensión tangencial o de cortadura:

Tanto los resultados experimentales como los numéricos establecen que no hay fuerzas de tracción en el plano de la chapa.

De esta forma la cortadura otorga un efecto estabilizador, podemos controlar las deformaciones de la lámina y así la cortadura podría evitar la formación de estricción. Si esta se estira por debajo de su tensión de fluencia, añadiendo un esfuerzo de cortadura podríamos iniciar la deformación plástica. Si causamos un esfuerzo de cortadura, por ejemplo con el movimiento tangencial de la herramienta, este no podrá mantenerse una vez que empiece la estricción, pero si eliminamos el esfuerzo de cortadura la tensión de fluencia en el plano de la chapa aumenta ya que en esta no hay tampoco tracción y tendrá una deformación plástica estable.

· Tensiones de contacto:

Las causadas por la herramienta al entrar en contacto con la chapa. Al ejercer la fuerza de conformado la herramienta genera sobre la placa una compresión normal a la superficie de esta. En el caso de SPIF solo se ejerce compresión en la cara interior de la chapa y la tensión de contacto dependerá del espesor de la lámina.

Las tensiones de contacto generan esfuerzos y efectos equivalentes a los de cortadura. Allí donde esté aplicada dicha tensión de contacto disminuirá la tensión de fluencia y se plastificará localmente, y en las zonas donde la estricción aumente demasiado el contacto disminuirá por lo tanto la tensión de fluencia aumentando generando una deformación plástica estable.

· Efectos de flexión:

La fuerza ejercida por la herramienta sobre la placa hace que la placa se conforma hacia el exterior, haciendo que las capas internas estén a compresión y las externas a tracción. La tracción adelantará la fractura donde allí donde se concentren las imperfecciones del material.

De acuerdo con varios autores, como por ejemplo Emmenst et al. (2009) y Silva et al. (2008), el mecanismo que controla la influencia de la fractura en el ISF es la fractura dúctil, la cual en la mayoría de los casos ocurre antes de la estricción. En este sentido, suena razonable estudiar las tensiones y deformaciones en la cara exterior de la placa.

· Efectos cíclicos:

La herramienta necesita de varias pasadas para conformar la placa, este hecho genera tensiones cíclicas, como es expuesto en Emmens et al. (2009) usando datos de Eyckens et al. (2007), donde se concluía que los efectos cíclicos pueden mejorar la capacidad de conformación.

Un ejemplo de las deformaciones cíclicas lo tenemos en Centeno et al. (2011), en el centro de una placa en la cara externa por una herramienta con penetración de 1 mm:

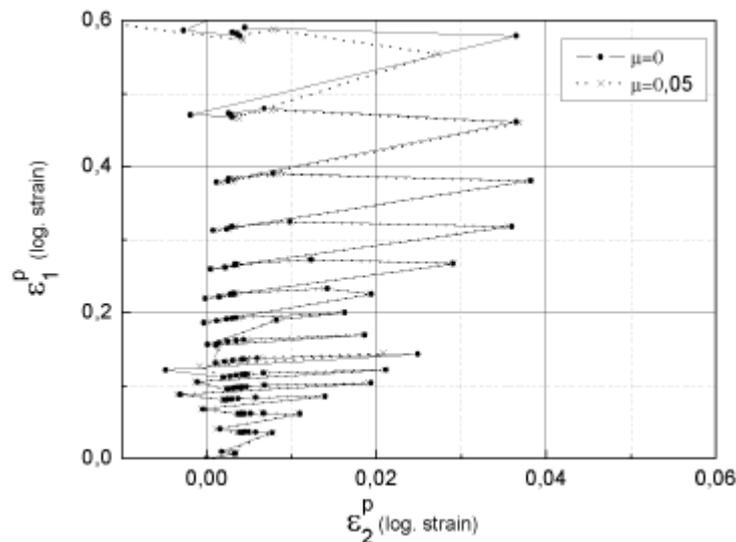


Figura 1.9 Esfuerzos cíclicos para una placa de AA 2024-T3 con coeficiente de fricción 0.05 y 0

Vemos adicionalmente que el valor de la fricción no afecta a la deformación analizadas.

· Presión hidrostática:

La presión hidrostática es uno de los parámetros que favorecen el incremento de conformabilidad en SPIF

(Emmens & Van der Boogaard, 2009), teniendo un efecto beneficioso basado en su capacidad de contener la iniciación, coalescencia y crecimiento de huecos internos, retardando por tanto el fallo del material. El nivel de presión hidrostática dependerá de la presión que ejerza el punzón.

Silva et al. (2008) estudió la influencia de la presión hidrostática, en cuanto a triaxialidad, para posponer la fractura. Sugiere que la fractura límite de conformado en ISF puede ser caracterizada por daño dúctil basada en modelos de crecimiento de grietas.

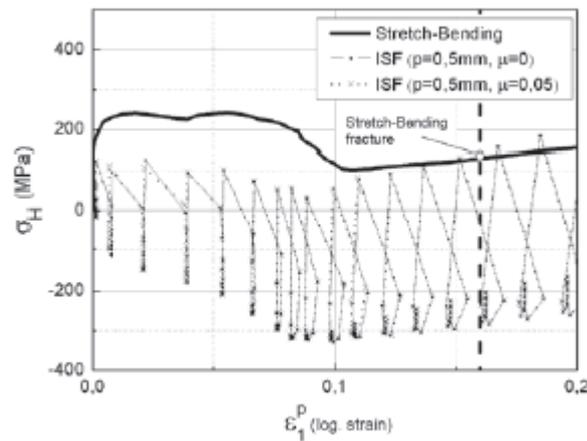


Figura 1.10 Presión hidrostática en la cara superior en el centro de la placa para un punzón con penetración de 0.5 mm en una placa de AA 2024-T3

1.4.1 Conformado incremental mono-punto (SPIF).

Supone una contribución importante al conformado incremental porque permite la creación de piezas con geometrías no axisimétricas.

1.4.1.1 Componentes básicos

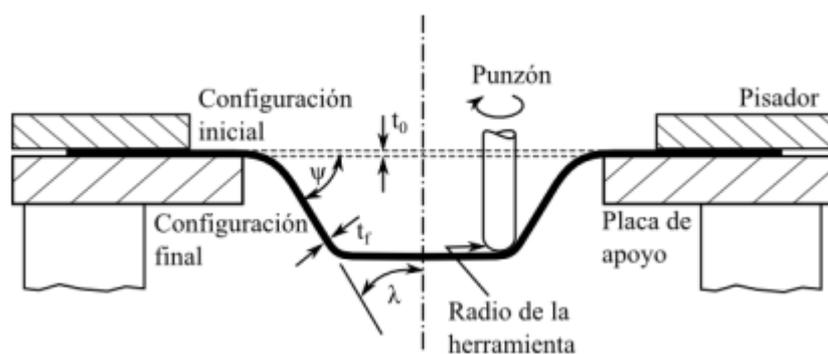


Figura 1.11 Configuración general del SPIF

Posee una herramienta, llamada punzón, que es semiesférica y que se desplaza a lo largo de la chapa controlada por un Software de un centro de mecanizado CNC. La herramienta deforma progresivamente con movimientos cíclicos y en caso de nuestro proyecto va cambiando de sentido el desplazamiento de la

herramienta cada vez que se termina el recorrido de un círculo (evitándose la torsión).

El husillo que contiene la herramienta se va desplazando mientras deforma la chapa, en este proyecto dicho husillo permite el giro libre de ésta. La punta semiesférica de la chapa es presionada sobre la chapa y es la encargada de deformar la chapa. El contacto entre chapa- herramienta es la fuente más principal de aumento de temperatura, por lo que es necesario un líquido refrigerante durante el conformado que evite el sobrecalentamiento, sobre todo el debido a la fricción. El control del giro de la herramienta proporcionaría un control del calentamiento de la chapa durante el conformado.

El tipo de herramienta se establece dependiendo de la forma y el material que se quiera generar, y así elegir un radio específico y material para la cabeza semiesférica. En la mayoría de los casos se suele usar el acero y para reducir la fricción y aumentar la vida útil de la herramienta puede recubrirse o utilizar un material con dureza superior, como puede ser el carburo cementado. En la producción que la herramienta se desgaste con mayor o menor rapidez puede llegar a ser una consideración importante, con la lubricación, además de controlar el calor ayuda a reducir el desgaste. En este caso, la velocidad de avance de la herramienta es de 1000 mm/min.



Figura 1.12 Herramienta para el SPIF

El soporte o utillaje se encarga de mantener la placa fija durante el conformado y consta de un pisador que evite el desplazamiento y una placa de apoyo que guía el material de la chapa en la dirección correcta durante la deformación:

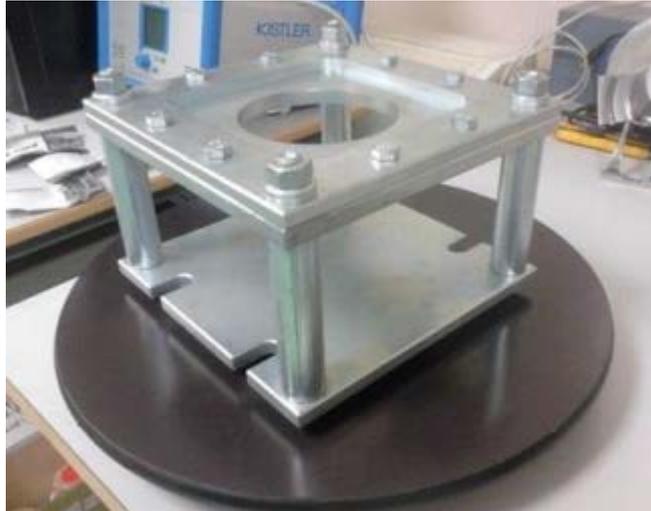


Figura 1.13 Utillaje para el SPIF

1.4.1.2 Equipos de conformado incremental

Hay que tener en cuenta que la fuerza de conformado es especialmente importante en caso de máquinas adaptadas (taladradoras, robots, etc) para SPIF. La fuerza predominante en SPIF es la desarrollada en la dirección axial, en consecuencia una estimación inicial de fuerza axial es requerida para cerciorar el funcionamiento seguro de la máquina.

Como ya se mencionó con anterioridad, una fresadora de 3 ejes con CNC es adecuada para conformar en SPIF:

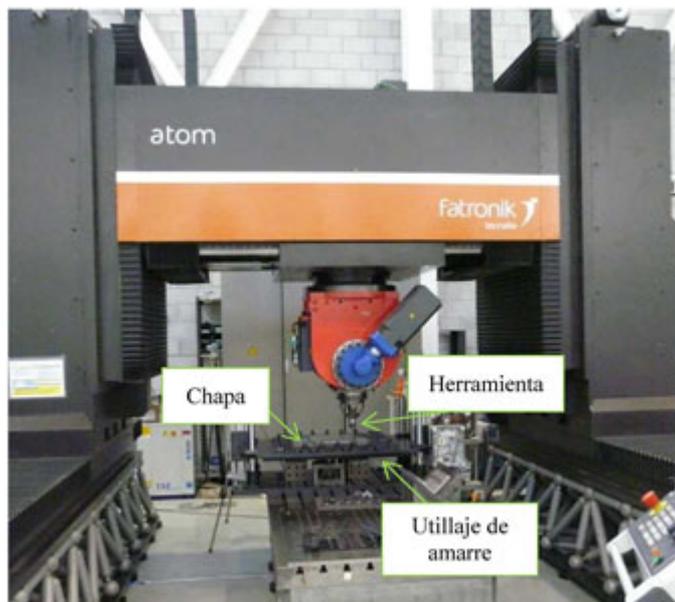


Figura 1.14 Fresadora de 3 ejes

La alta rigidez, velocidades y capacidad de grandes volúmenes de trabajo hace que sean ideales para el SPIF. Existen en diferentes diseños que permiten elegir la máquina necesaria en función de las características necesarias.

En la actualidad, solo un fabricante produce una máquina especialmente diseñada para el conformado incremental monopunto (Hirt, 2004):



Figura 1.15 Máquina de conformado especialmente diseñada para el SPIF

Se basa en la tecnología desarrollada en Amino et al.(2002) y la patente creada por Aoyama et al (2000).

Podemos encontrar otros conjuntos de máquinas que pueden ser utilizadas para geometrías reentrantes. Los robots industriales son controladores rápidos, de baja rigidez y con gran capacidad de trabajo, bajo unas fuerzas máximas admisibles. Autores como Schafer et al (2004) y Meier et al (2005) estudian como aplicar el conformado incremental a la tecnología robótica, lo cual hace que en la actualidad la aplicación robótica este en desarrollo. Un caso especial de esta aplicación, es la deformación por conformado incremental a golpe de martillo a través de una herramienta de formación tiene un movimiento oscilante rápido que consigue la geometría deseada.



Figura 1.16 Brazo robot con el cual es posible conformar mediante el SPIF

1.4.1.3 Ventajas y desventajas

Las principales del proceso SPIF son:

- Producción de piezas directamente del archivo CAD.
- No hay necesidad de una matriz positiva o negativa.
- Dimensión de las partes sólo están limitadas por la máquina herramienta.
- Los cambios de diseño se pueden realizar fácilmente y rápidamente.
- Aumento de la capacidad de conformabilidad del material.
- Se puede realizar en una máquina CNC convencional.
- Debido a la naturaleza incremental del proceso, las fuerzas son pequeñas.
- Buena calidad de acabado de la superficie.

Las principales desventajas del proceso SPIF son:

- Tiempo más largo de procesamiento en comparación con la embutición profunda convencional.
- Limitado a pequeños lotes de producción.
- La recuperación elástica se produce inevitablemente, aunque puede subsidiarse con el uso de algoritmos de corrección.
- Menos precisión en la geometría, en particular en los radios de flexión convexa y bordes.
- La formación de ángulos rectos debe ser alcanzado por estrategias de varias fases.

1.5 Diagrama límite de conformado (Forming limit diagram, FLD).

Los “Diagramas de límites de Conformado” son tradicionalmente una de las herramientas más utilizadas para decidir si un material de un espesor particular puede conformarse mediante un proceso de embutición profunda. Esto ha sido aplicado a la deformación incremental. Se pueden observar diferentes trabajos basados en diagramas límite de conformado en ISF, como por ejemplo Filice et al. (2002), Micari (2004), Hirt et al. (2003) y Young et al. (2005), cada uno de los cuales desarrolla una geometría esencialmente cónica.

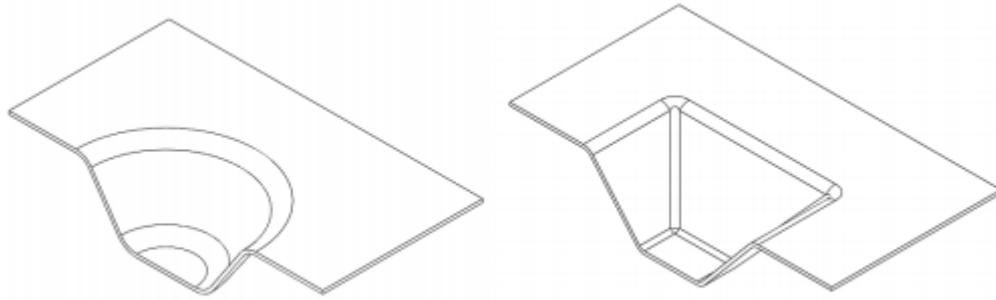


Figura 1.17 Geometrías cónicas posibles de conformar mediante SPIF

Para optimizar y solucionar problemas de producción es esencial en el proceso de conformado establecer unos límites de conformabilidad, es decir, aquellas defromaciones límite antes del fallo. Fallo se entiende no solo por rotura del material si no por cualquier evento que inutilice la chapa (como deformación inestable).

Para ello se creó el FLD, para evaluar las características en cuanto a conformado de las planchas de metal. Fue propuesto por Keeler y Backhofen (1963) y Goodwin (1968). Es considerada como una propiedad del material, aunque en realidad depende de varios parámetros del conformado.

Una vez obtenida la deformación para cada uno de los puntos representativos, en diferentes instantes, se obtiene la deformación a lo largo del proceso, lo cual se compara con el FLD para asegurar que estamos dentro de los límites de conformado. Si los puntos de deformación obtenidos no están dentro de los límites de conformado se variarán el radio del punzón y el diseño del producto.

Marciniak (2002), estableció que la conformabilidad estaba relacionada con el estado de deformación. Si se asume que las deformaciones principales son ε_1 , ε_2 y ε_3 , la suma de estas se asume que es igual a cero por la conservación de volumen, por lo que solo son necesarias dos de ellas para especificar el estado de deformaciones.

Se toma convencionalmente que $\beta = \varepsilon_2 / \varepsilon_1$, y obtenemos:

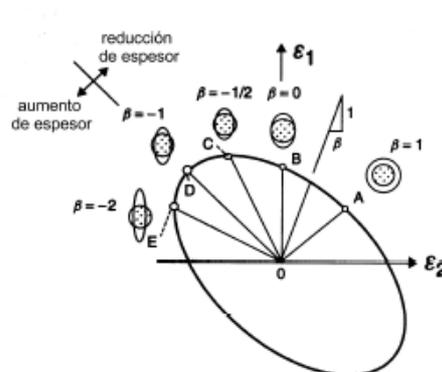


Figura 1.18 Esquema de los posibles estados de deformación

La figura 1.18 es una representación esquemática de las deformaciones principales con diferentes modos de deformación en función de β . La elipse es el lugar geométrico para todos los puntos con la misma deformación equivalente, y por tanto con mismo nivel de endurecimiento.

Dependiendo del valor β tenemos:

- $\beta=1$, alargamiento biaxial en ambas direcciones (equi-biaxial). La deformación es constante en todas las direcciones $\varepsilon_1 = \varepsilon_2$.
- $\beta=0$, deformación plana (plane-strain). En este caso no hay deformación en la segunda dirección principal, $\varepsilon_2 = 0$.
- $\beta=-1/2$, tracción uniaxial. Es el estado de la prueba de tensión en un material isotrópico.
- $\beta=-1$, deformación por cortante puro o espesor constante. En este caso $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = 0$ y consecuentemente $\varepsilon_3 = 0$, no hay cambio en el espesor. Este estado se observa en las bridas de la embutición profunda y por ellos este estado se denomina embutición profunda (deep-draw).
- $\beta=-2$, compresión uniaxial

Dependiendo de la evolución de las deformaciones se tienen distintos tipos de fallo (estricción o fractura dúctil), lo cual dependerá del estado tensional. Al realizar ensayos en estados diferentes de deformaciones, se hace evidente que el fallo de la chapa ocurre siempre a diferentes niveles de deformación, creándose una curva de fallo como la mostrada en la figura 1.19. En ella se observa que algunos caminos llegan antes a la llamada curva de estricción (*Necking*). En el fallo por estricción, existe un adelgazamiento localizado del espesor de la chapa. Sin embargo, al tomar otros caminos se puede llegar a otra curva llamada de fractura dúctil (*Fracture*). El que se produzca uno u otro mecanismo de fallo dependerá del material en estudio y del camino de deformaciones al que esté sometido el mismo.

El FLD consiste en una gráfica que representa en términos de deformaciones principales, ε_1 frente a la menor, ε_2 , mostrando así el diagrama de límite de conformado (Forming limit curve FLC). El FLC proporciona una medida simple del conformado y divide los estados de deformación entre aquellos que permiten el conformado de la chapa seguro y los que producen el fallo de la misma. En la práctica, se modifica el diseño de la matriz o el punzón o el proceso de conformado hasta que las deformaciones en todos los puntos de la chapa están dentro del margen de seguridad que proporciona la FLC.

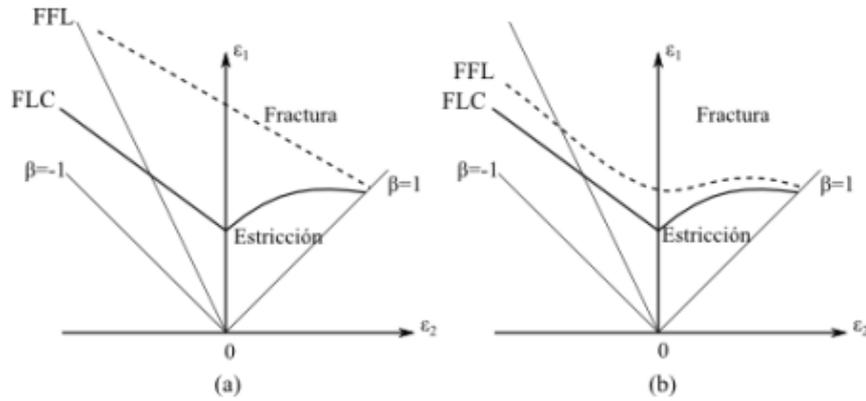


Figura 1.19 FLD a la estricción y a la fractura para materiales dúctiles (izquierda) y poco dúctiles (derecha).
Vallellano et al (2008).

La FLC normalmente presenta una curva en forma de V, decreciente en el lado de la izquierda ($\beta = d\varepsilon_2 / d\varepsilon_1 < 0$) y creciente en el lado de la derecha ($\beta \geq 0$), también llamada región de estirado biaxial.

Dependiendo del tipo de fallo se puede distinguir entre el inicio de la estricción localizada (FLC) y el principio de la fractura dúctil (FFL). La combinación de deformaciones hace que dependiendo del comportamiento del material (y consecuentemente dependiendo del tipo de fallo) la curva tome distintas denominaciones: al comienzo de la estricción local (FLD en la estricción o FLC, *forming limit curve*) o el comienzo de la fractura dúctil (FLD en la fractura o FFL, *forming limit curve*). Las tendencias de la FFL dependen de la ductilidad del material. De esta forma, para chapas con una ductilidad relativamente alta, la FFL tiende a tener una forma lineal, como se ve en la Figura 1.19(a). En cambio, los materiales con relativa baja ductilidad exhiben una FFL mucho más compleja, Figura 1.19(b). En estos casos, la FFL también muestra una forma parecida a una curva en V, ligeramente creciente en la región de estirado y acercándose a la FLC las trayectorias de deformación biaxial ($\beta = 1$). La FFL suele estar por encima de la FLC y se va haciendo más curva conforme nos acercamos a un material con comportamiento poco dúctil, hasta que se acerque tanto a la FLC que el fallo aparecerá sin estricción como ya se viene explicando con anterioridad.

El procedimiento para encontrar los puntos de la FFL se basa en medir la reducción del espesor t_f en la zona de fractura. La denominación logarítmica se calcula tomando en cuenta su espesor inicial t_0 :

$$\varepsilon_{3f} = \ln \frac{t_f}{t_0} \quad (1.1)$$

En general, considerando que en el SPIF la variación de la deformación principal mínima en el plano de la chapa, después de la estricción, es muy próxima a cero, se estima que este valor es aproximadamente al que le corresponde en fractura y por la ecuación de conservación de volumen se obtiene:

$$\varepsilon_{1f} = -\varepsilon_{2f} - \varepsilon_{3f} \quad (1.2)$$

Y ya tenemos los puntos necesarios para crear la recta en el FLD.

Para AA 2024- T3 nos interesa fractura dúctil, la cual es producida por una intensa concentración de la deformación principal máxima, hasta producir la rotura del material, para el SPIF , donde nos acercamos al caso biaxial ($\beta \approx 1$) dicha fractura ocurre con anterior a la inestabilidad.

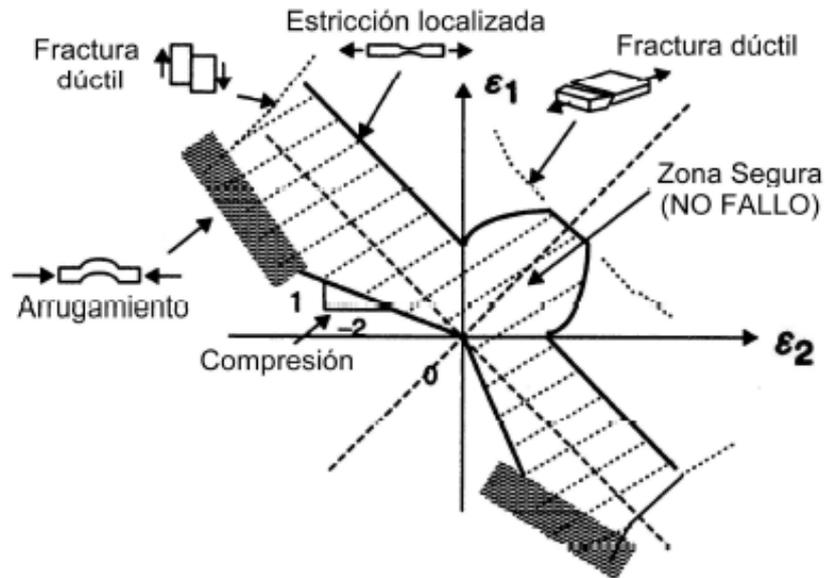


Figura 1.20 FLC completo incluyendo todos los posibles tipos de fallo.

En la actualidad se acude al cálculo numérico por ordenador tanto para la evaluación numérica del proceso de conformado de chapa como la estimación numérica del FLD y así poder ser comparado por las curvas obtenidas experimentalmente. Para una buena aproximación de diagramas de conformado es necesario varias mediciones experimentales y simulaciones para contrastar resultados. De ahí a que este proyecto sea el encargado de simular en DEFORM™-3D lo ya calculado experimentalmente. Dichas tareas son necesarias para la creación de un criterio de fallo adecuado del material que permita conformar en un rango seguro de deformaciones. La medición experimental del diagrama fue normalizada en 2008 con la norma ISO 12004-2:2008.

En la literatura científica existe una amplia variedad de criterios de fractura dúctil. Algunos estudios han demostrado que los criterios de fractura continua (criterios integrales) predicen satisfactoriamente la FFL lineal. No obstante, estos criterios no son capaces de reproducir la FFL observada para chapas metálicas de baja ductilidad, con una curva bien en forma de V o bien en forma compleja, en la región de estirado. En estos casos, se ha comprobado que los criterios de fallo basados en la tensión tangencial, como el de Tresca o Bressan, proporcionan una buena aproximación a la FFL experimental en un rango amplio de relaciones de deformación. Estos diagramas se obtendrán realizando una serie de ensayos, entre ellos: ensayos de tensión, de estiramiento (stretching) y de flexión (stretching-bending). Un ejemplo se tiene en Centeno et al. (2014):

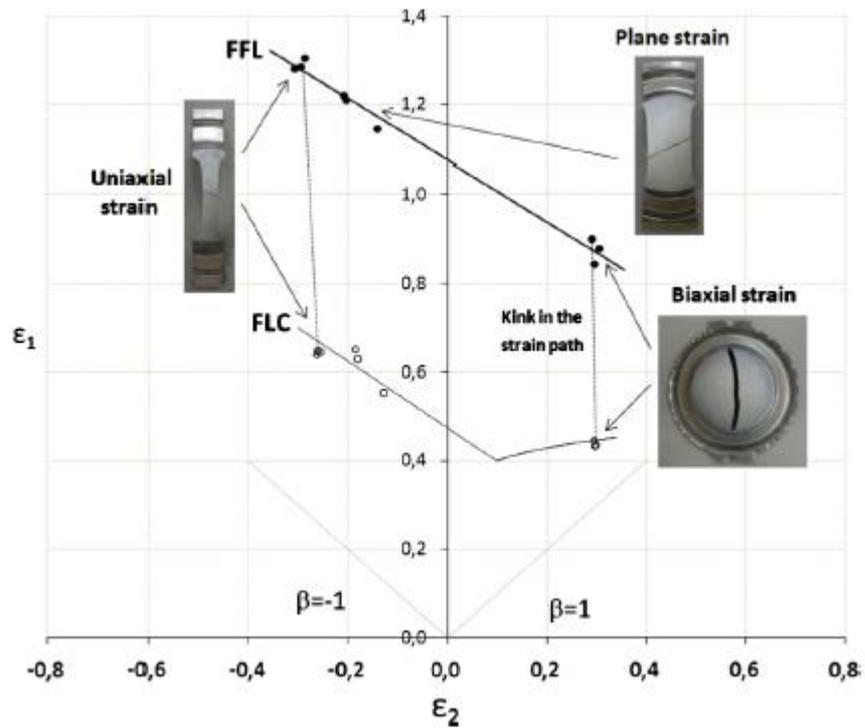


Figura 1.21 FLD basado en los test de Nakazima y las curvas FLC y FFL obtenidas experimentalmente y medidas con sistema de medida ARAMIS® para placas de AISI 304 de 0.8 mm de espesor.

1.5.1 Ensayo de estirado tipo Nakazima.

En un prensachapas se coloca una probeta, previamente preparada, y se sujeta junto a una matriz colocada en la parte superior. Se eleva hacia el sistema, ya fijo, un punzón hemisférico de $\varnothing = 100 \text{ mm}$ previamente lubricado a una velocidad determinado. Esto hace que la probeta se deforme hasta que se produzca el fallo.

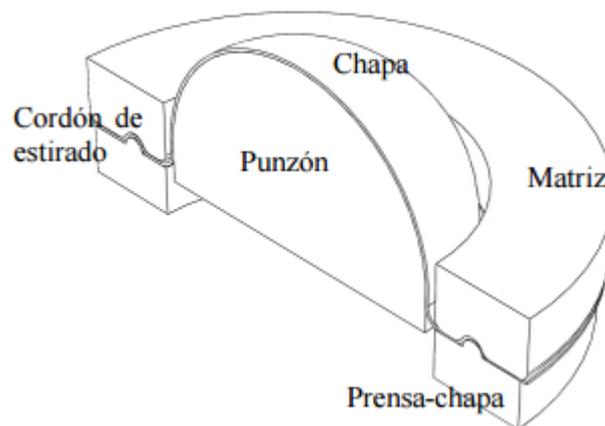


Figura 1.22 Imagen del montaje necesario para los ensayos de Nakazima. Se observa adicionalmente un cordón de esturado (draw-bead) en la prensa chapa, el cual impide el deslizamiento de ésta.

El ensayo de estirado de Nakazima es el más recurrido. La norma ISO12004-2 estandariza la obtención de curvas límites de conformado en los laboratorios, en ella se recogen los parámetros a medir y la metodología para detectar el inicio de la estricción localizada. La norma especifica las condiciones de ensayo a seguir para determinar la curvas de límite de conformado a temperatura ambiente usando trayectorias de deformación lineal.

Durante el ensayo todo se estandariza: el material a considerar es plano, metálico y de espesor entre 0.3 y 4 mm , por ejemplo, si es acero se aconseja usar una placa de 2.5 mm. El lubricante, la velocidad del punzón, las direcciones de los ensayos o las geometrías de las probetas también son parámetros estandarizados. Para el caso de las geometrías se entallan las probetas con una parte central calibrada, de longitud superior al 25% del diámetro del punzón.

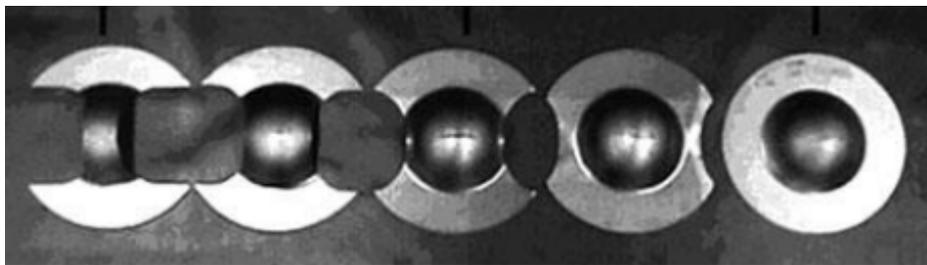


Figura 1.23 Probetas ensayadas en ensayos tipo Nakazima, Wilko C.Emmens (2011).

2 DEFORM™-3D

En este capítulo se describen los pasos a seguir para la creación de los modelos correspondientes y los resultados obtenidos.

DEFORM™-3D es un potente sistema procesador de simulaciones diseñado para analizar un flujo de 3 dimensiones en conformado de metales. Es una herramienta práctica y eficiente que predice el flujo de material en operaciones de conformado industriales sin la necesidad de los retrasos y costes que acarrea la experimentación real. Entre los distintos procesos se tiene: extrusión, mecanizado, laminación, estampación, etc.

DEFORM™-3D ha probado ser una detallada y robusta solución de aplicación industrial por más de dos décadas. La solución es capaz de predecir la deformación del flujo de material y el comportamiento térmico sin una predicción previa. El programa de FEM que contiene permite predecir el fallo por fractura. Además, permite introducir geometrías creadas en CATIA.

Como propiedad más avanzada tiene la capacidad de predecir las fases de transformación, fractura dúctil, evolución microestructural, distorsión de la máquina, entre otros.

El generador de malla automático (AMG) produce y optimiza el sistema de malla donde el tamaño del elemento local es específico para el proceso analizado. Posee un sistema ‘*user-defined*’ que permite al usuario especificar la densidad de la malla allí donde le convenga y un sistema de remallado automático, es capaz de generar un mallado de tamaño variable minimizando dicha magnitud en las zonas más complejas y remallando automáticamente cada vez que sea necesario o atendiendo a una serie de parámetros especificados, ésta es una de las principales ventajas frente a otros programas de elementos finitos, por ello a pesar de estar basado en un cálculo implícito, los tiempos de computación y los requerimientos numéricos serán mucho menores en este caso. Además, se tiene la posibilidad de importar y exportar datos tales como resultados, geometrías, rutinas, etc en el *post-processor*, tal y como se expone en resultados.

2.1 DEFORM™-3D como herramienta numérica.

En primer lugar, se debe crear una carpeta donde se almacenará la simulación y asegurarse que el sistema tiene suficiente capacidad para almacenar los resultados de la simulación. El programa conforme vaya calculando generará *databases* de 2 GB hasta que haya recorrido todos los steps que se le hayan impuesto.

Para crear el espacio de simulación entraremos en el *pre-processor*, donde introduciremos las características necesarias para definir el problema:

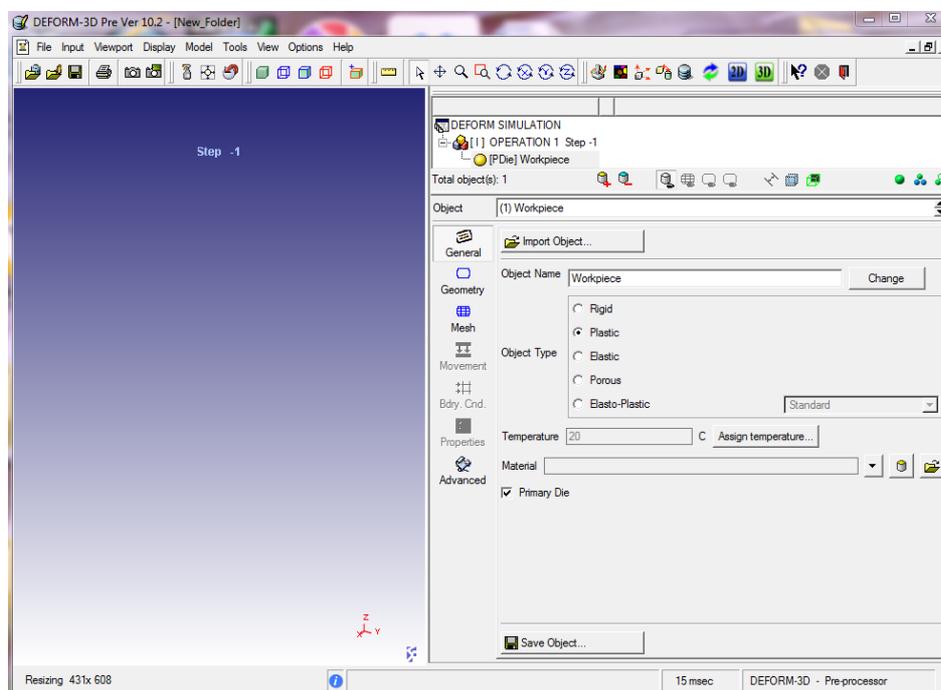


Figura 2.1 Pre-procesor

El árbol en la esquina superior derecha indica el número de piezas que tenemos añadidas en la simulación y además conforme avancemos en el proceso marcará si la pieza tiene añadida el material y la malla.

En nuestro caso, elegimos la opción de material elastoplástico para nuestra placa. Esto no indica que el material tenga un comportamiento elastoplástico perfecto, indica que el programa al ir avanzando de nodo en nodo, antes de calcular se preguntará si dicho punto tiene comportamiento elástico o plástico y aplicará la ley de comportamiento correspondiente.

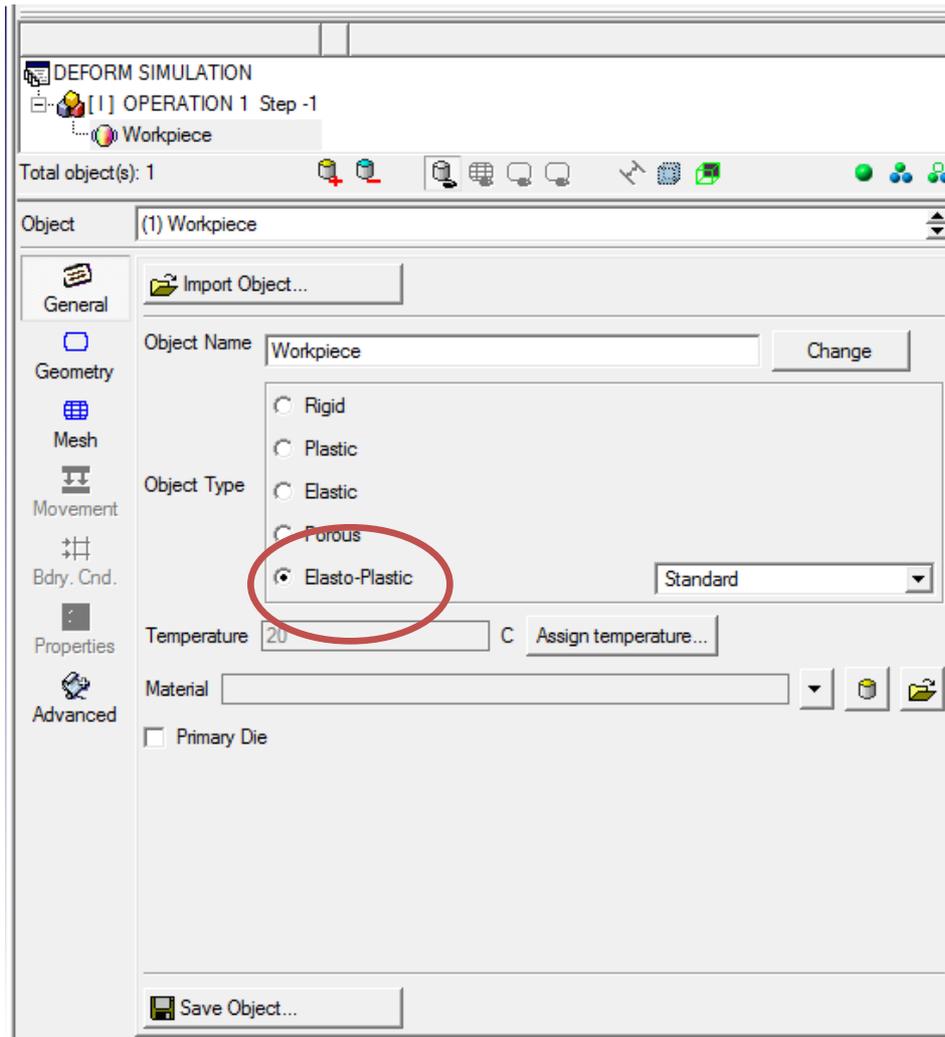


Figura 2.2 Controlador del *pre-processor*. Elección del tipo de material.

Añadimos dos piezas más que serán el punzón y la base de apoyo de la placa.

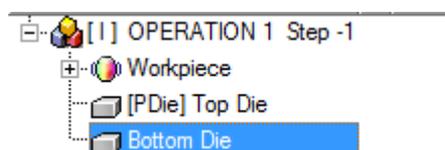


Figura 2.3 Árbol de objetos introducidos en el *pre-processor*

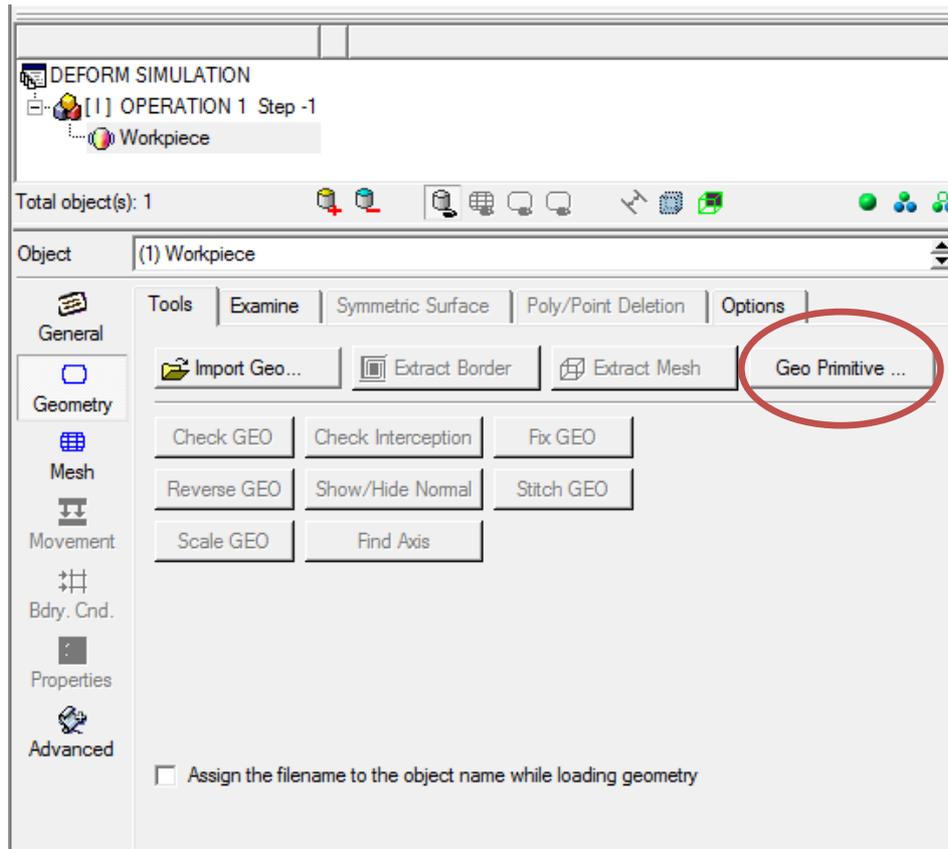


Figura 2.4 Selección de la geometría en el *pre-processor*

Para introducir la geometría de la pieza, clickamos en '*Geo primitive*' e introduciremos las dimensiones correspondientes. Dado que en '*simulation control*' hemos elegido la opción SI (sistema internacional), como veremos más adelante, las unidades de longitud deberán ser introducidas en mm. Hacemos la misma operación con el punzón y la base.

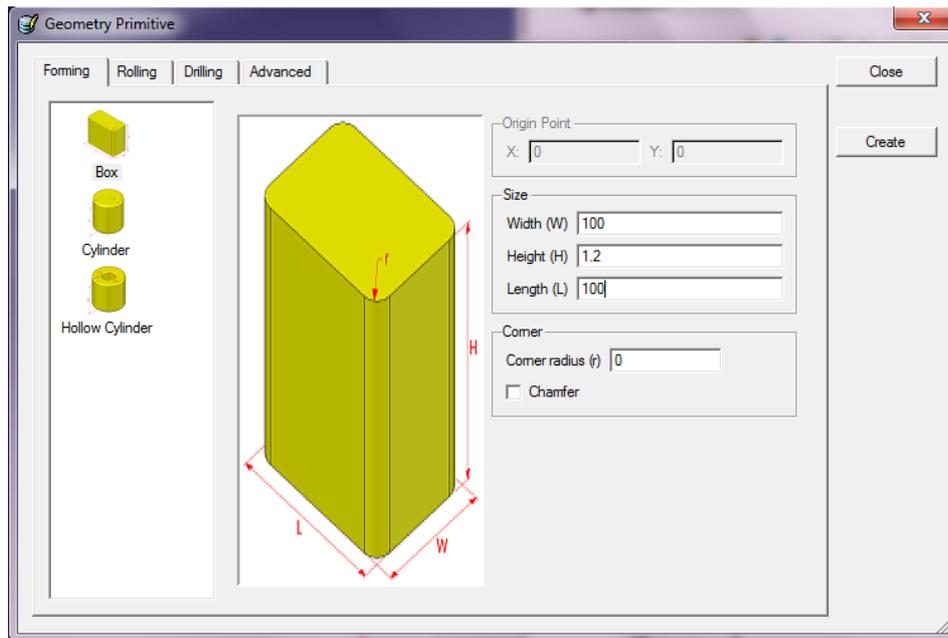


Figura 2.5 Introducción de la geometría de la placa en el *pre-processor*

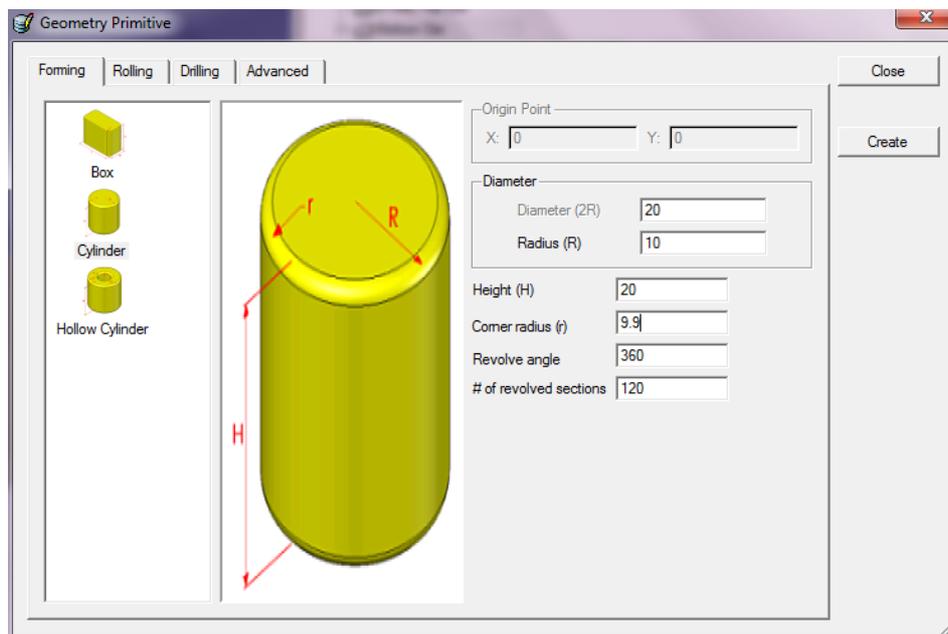


Figura 2.6 Introducción de la geometría del punzón en el *pre-processor*

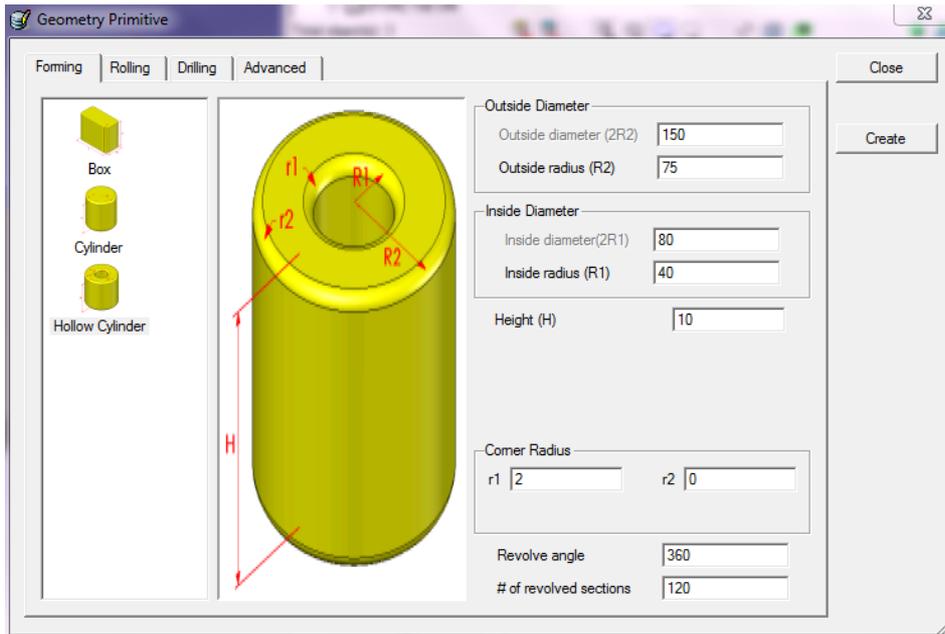


Figura 2.7 Introducción de la geometría de la base en el *pre-processor*

Una vez creadas las geometrías, obtendremos en el *pre-processor* una imagen como en la figura 2.8. Debemos entonces generar las interacciones entre los objetos y posicionarlos correctamente.

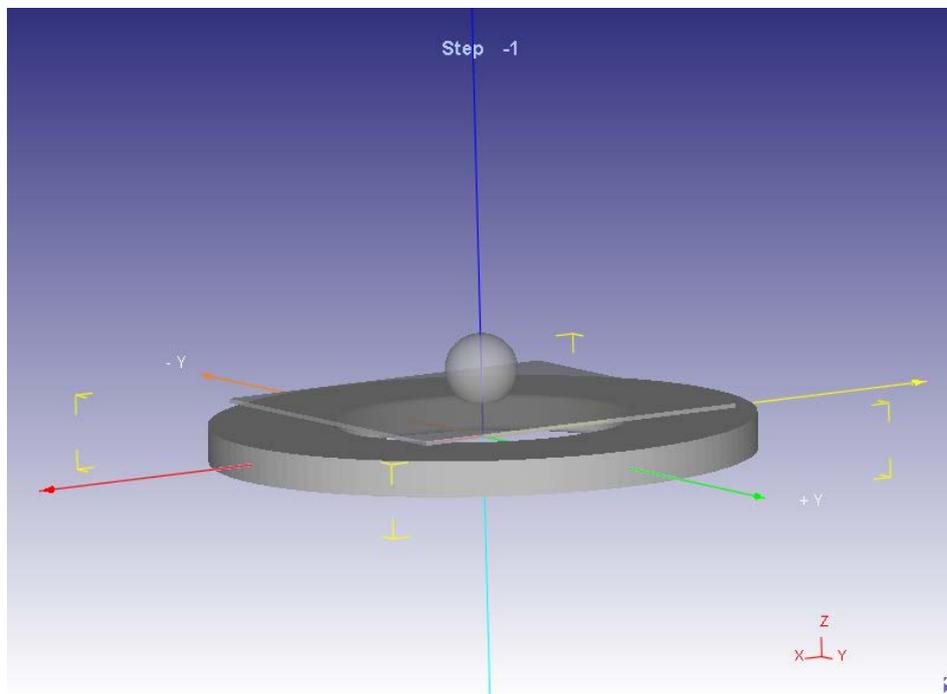


Figura 2.8 Geometría de la simulación finalizada en el *pre-processor*

Clickando en la barra correspondiente en la zona superior central abrimos la opción '*inter-object*'.



Figura 2.9 Barra principal del *pre-processor*

Con la opción '*drag*' podemos elegir la dirección de movimiento de la pieza que elijamos. En nuestro caso conviene mover la pieza de trabajo en la dirección '-z'. Una vez acercada a la base marcamos la opción '*drop*' en '-z' y dejamos caer la placa sobre la base. Lo mismo realizamos con el punzón pero sobre la placa.

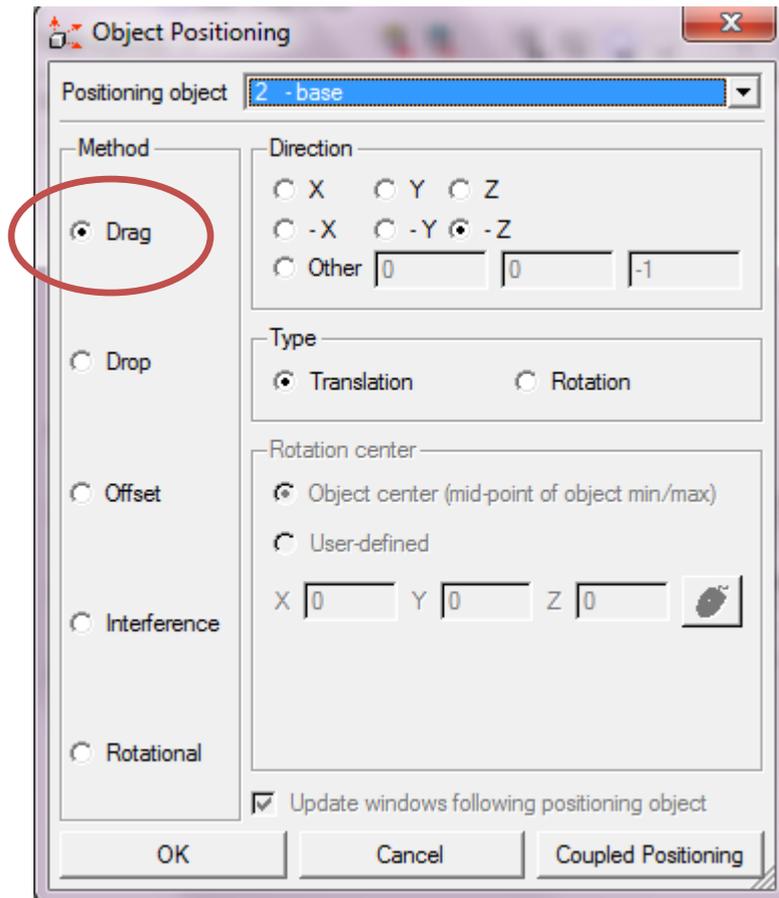


Figura 2.10 Controlado de posicionamiento '*drag*' en la dirección de los ejes en el *pre-processor*

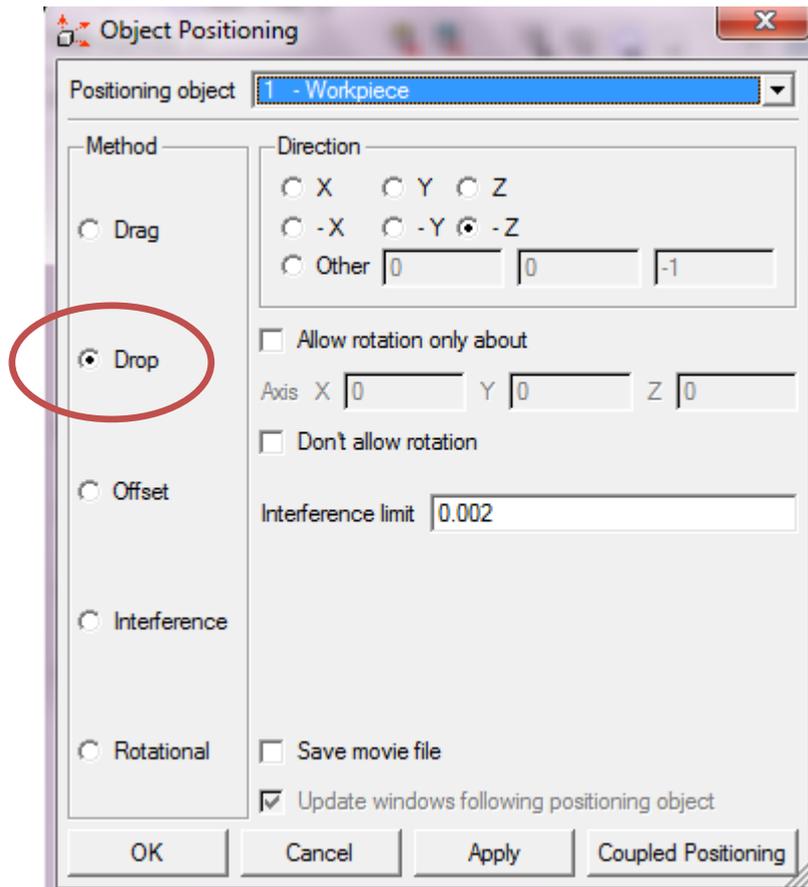


Figura 2.11 Controlador del posicionamiento 'drop' en el *pre-processor*

Obtenemos finalmente:

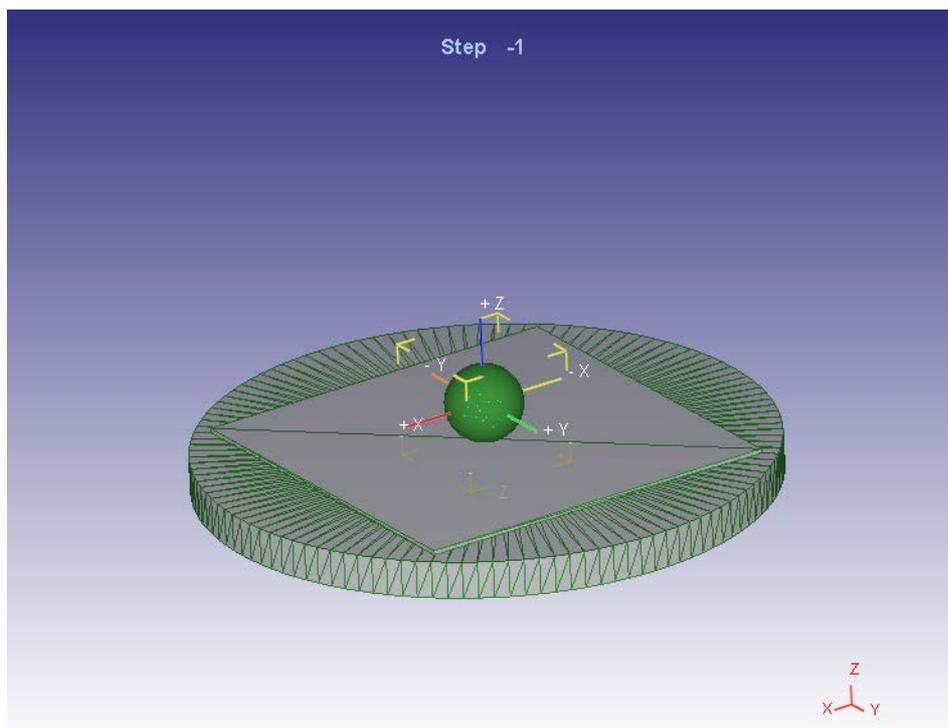


Figura 2.12 Geometría de la simulación correctamente posicionada en el *pre-processor*

Después, marcamos la opción ‘material’:



Figura 2.13 Barra principal del *pre-processor*

Y creamos el material que vamos a conformar.

El material usado en el estudio es el AA 2024-T3, cuyas propiedades mecánicas están recogidas en la siguiente tabla, recogidas en Vallellano et al. (2007):

Tabla 2-1 Propiedades del AA 2024-T3

E [GPa]	ν	σ_y a 0° [GPa]	UTS a 0°	Plastic strain ratio (r) ^{0°-45°-90°}	$\epsilon_{1,f}$ (uniaxial) $\beta = -0.5$	$\epsilon_{1,f}$ $(\beta = -0.16)$
66.7	0.33	335	526	0.84-1.00-0.77	0.235	0.159

Cabe destacar que el material de la placa se va a regir por el criterio de Von-Mises por lo que el parámetro r no influye dado que nos basamos en el cálculo numérico de un material isótropo que es conformado a la temperatura ambiente, 20°C. Ésta ha sido una de las dos simplificaciones más importantes llevadas a cabo dado que teniendo en cuenta la anisotropía del material mediante un criterio como el cuadrático de Hill los tiempos de computación aumentaban de forma exponencial. El criterio de Von Mises se formula de la siguiente forma:

$$\sigma_{VM} \leq \sigma_y \quad (2.1)$$

σ_{VM} es la tensión de Von Mises y se obtiene de la siguiente forma:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - (\sigma_1\sigma_2 + \sigma_1\sigma_3 + \sigma_2\sigma_3)} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \quad (2.2)$$

Donde σ_1 , σ_2 y σ_3 son las tensiones principales. Dichas expresión se obtiene a partir de la energía de distorsión en función de las tensiones principales.

Otra simplificación importante realizada se basa en el tipo de endurecimiento del material, el cual se ha tomado como isótropico por la misma razón que antes, reduce el tiempo de cálculo de manera importante. Por tanto la ley de endurecimiento tiene como consecuencia que la zona de plastificación se expande en vez de trasladarse en el espacio de tensiones.

El aluminio a estudiar se regirá por la ley de comportamiento plástico llamada la Ley potencial de Swift's ya

incluye términos correctores para las deformaciones y describe bien las curvas de comportamiento en la experimentación real:

$$\bar{\sigma}(MPa) = 814.04(0.025 + \bar{\varepsilon}^P)^{0.245} \quad (2.3)$$

Y para eso transformamos la ley de Norton-Hoff Law, que es la más parecida que incluye el programa, anulando los términos que no influyen. En la opción *Elastic* introducimos variables como el Módulo de Young y el coeficiente de Poisson.

Importante recordar que en DEFORM™-3D las tensiones, módulo de Young, etc en ‘SI’ se refiere en megapascals.

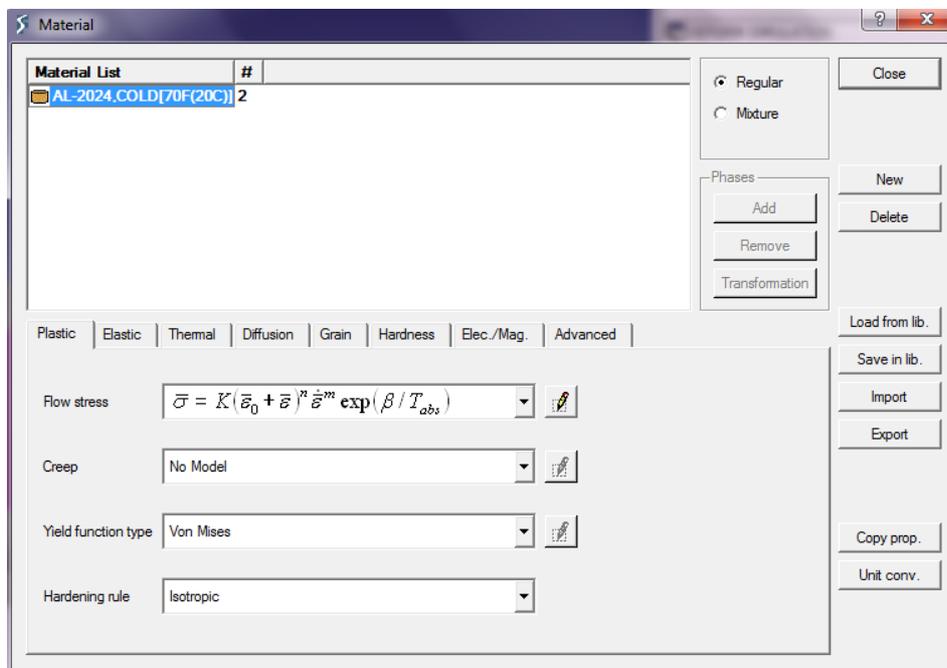


Figura 2.14 Generador del material en el *pre-processor*

Obtenemos, finalmente :

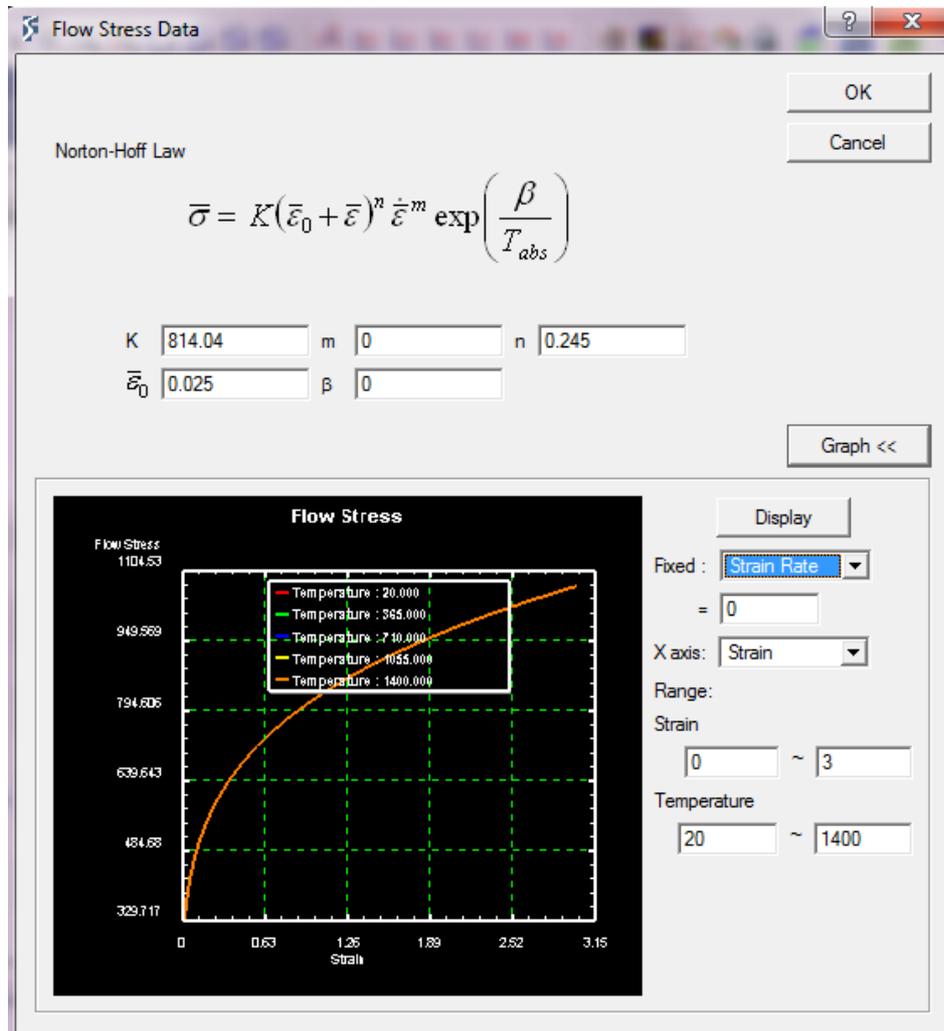


Figura 2.15 Generador de la ley de comportamiento en el *pre-processor*

Seleccionamos '*inter-object*' y establecemos las relaciones entre las piezas.



Figura 2.16 Barra principal en el *pre-processor*

Para ellos es necesario seleccionar cual es el esclavo durante en conformado. Una vez creadas generaremos las interacciones e introduciremos el valor de la fricción (shear 0.01).

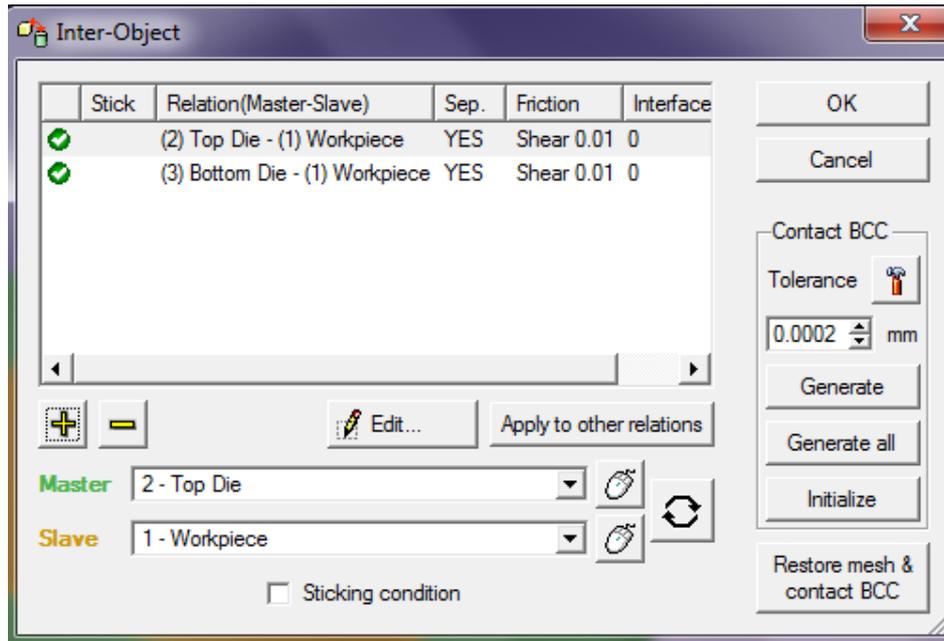


Figura 2.17 Marcador de relación entre objetos (*master-slave*) y de fricción en el *pre-processor*

El sistema de mallado automático distribuirá la malla en función de la geometría y según un ratio que hace, donde se requiera, como por ejemplo las esquinas que el elemento sea de mayor o menor tamaño. Además será capaz de aplicar el remallado de forma automática cuando los elementos se distorsionen en un porcentaje determinado, el intervalo de remallado puede establecerse según el tiempo de cálculo o en función de algunas variables del problema como el desplazamiento de la herramienta o la carga aplicada.

En un primer lugar vamos variando el número de elementos y generando las mallas chequeando que describa bien la geometría y no genere irregularidades (no se deben superar los 300.000 elementos ya que el tiempo de cálculo crecería de forma exponencial).

DEFORM™-3D nos otorga la posibilidad de seleccionar entre dos tipos de elementos: *brick*, formado por 8 nodos y *tetrahedral*, formado por 4 nodos. Pero una vez seleccionado el tipo de material, que como ya se mencionó con anterioridad es elastoplástico, el programa solo permite elementos de tipo tetraédricos.

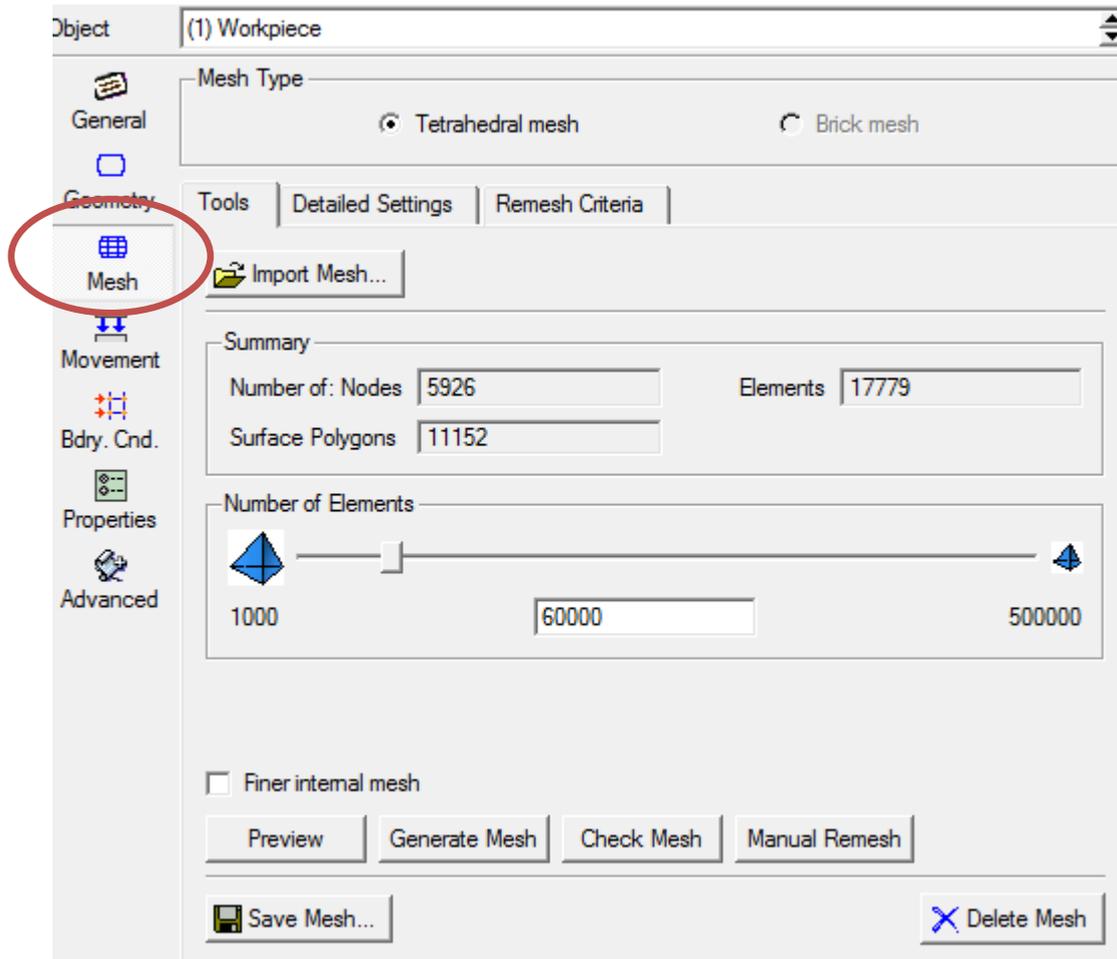


Figura 2.18 Mallado de la placa en el *pre-processor*

Si se quiere generar una malla más específica como es en nuestro caso, en detailed setting existen opciones que permitirán que la malla sea más fina justo en la zona donde pase la herramienta durante de la simulación del SPIF.

Se comprobó que para el caso de una herramienta de 20 mm 60.000 elementos y un size ratio de 3 (el punzón interactúa con la chapa entre 2 y 4 mm aproximadamente, de ahí a size ratio de 3) generaba una malla lo relativamente gruesa que reduciría mucho el tiempo de cálculo. Este primer tamaño se quedará fuera de la zona de la influencia del punzón y por lo tanto no existirán grande deformaciones y no se necesitará de gran cantidad de puntos para calcular el estado de la placa en esa zona.

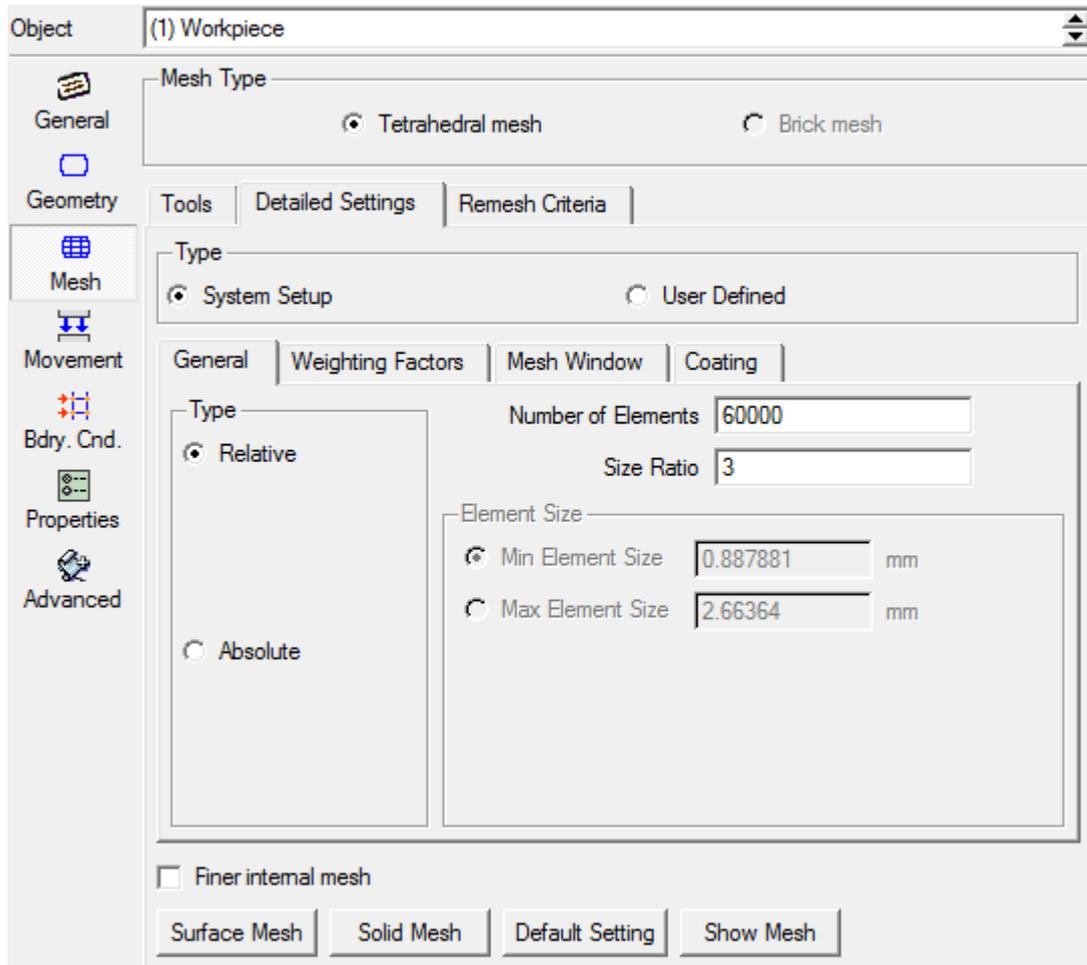


Figura 2.19 Mallado profundizado en el *pre-processor*

La zona central en cambio se ha remallado con unos elementos muchos más pequeños, el size ratio es de 0.3 en la opción de *Mesh Window*. Antes de seleccionar la zona de mallado más fino es conveniente en *Weighting Factors* elegir que parámetro queremos que sean más importantes que otro. En nuestro caso, *Mesh Window* tendrá un gran compromiso en el mallado.

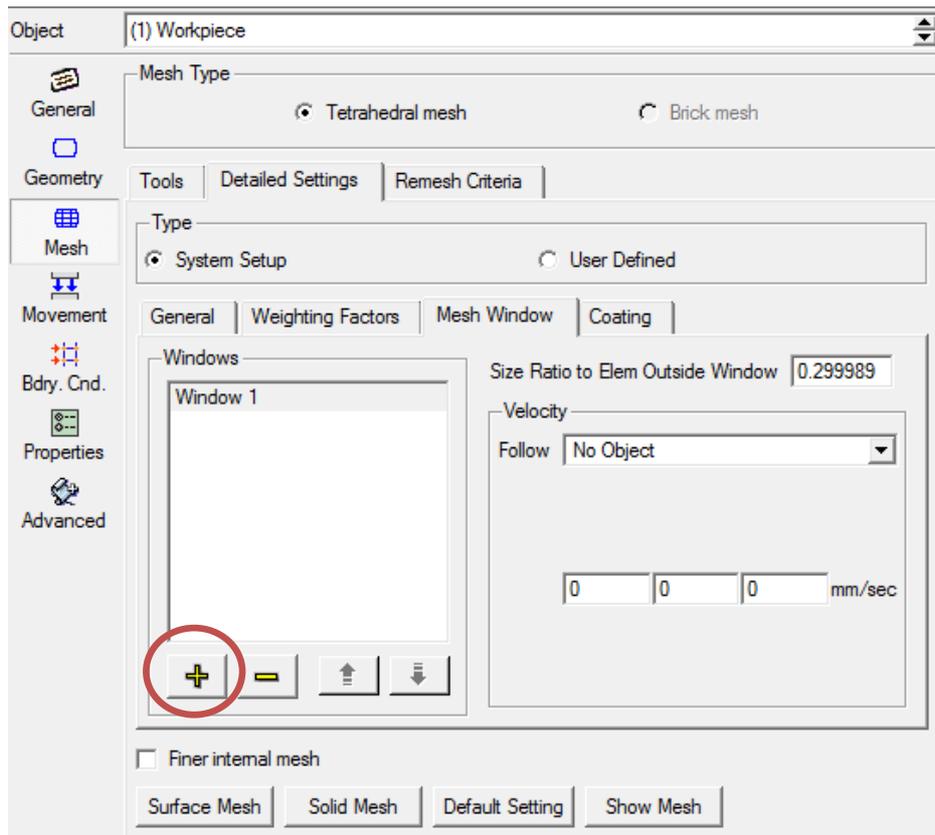


Figura 2.20 Mallado específico en las zonas interesadas en el 'Mesh window' en el *pre-processor*

Para añadir el espacio, seleccionamos el '+' amarillo en la zona inferior izquierda y generamos la siguiente geometría de malla:

Step -2

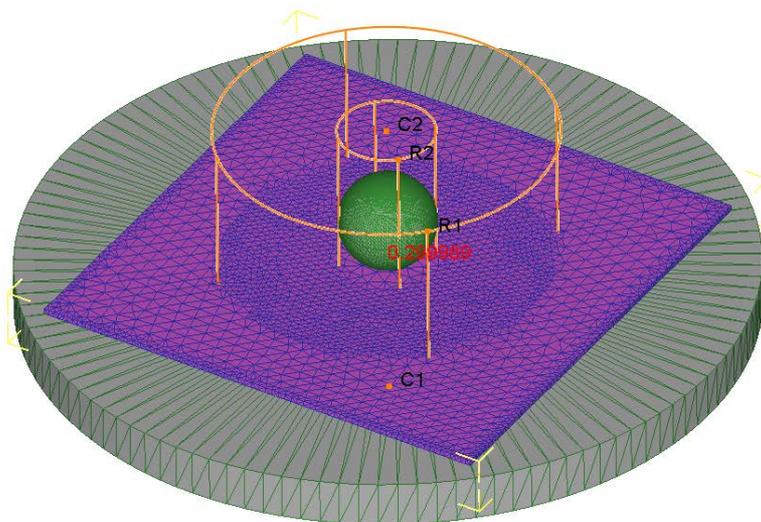


Figura 2.21 Mallado final en el *pre-processor* para la herramienta de 20 mm de diámetro

Se observa que finalmente se ha generado una malla que describe bien la geometría inicial, y que es más densa allí donde se produce la mayor deformación.

El punzón y la base, que son elementos rígidos, no se mallarán de la misma forma que la placa. No obstante se discretiza automáticamente por parte del programa. Existen estudios sobre la problemática de la discretización de la herramienta, como por ejemplo en ABAQUS® por King et al. (2013). DEFORM™-3D malla los elementos rígidos según el orden de su tamaño y de la malla con la que interactúe, por eso el punzón posee una malla más fina que la base.

El estudio de una malla eficiente es vital para buscar un cierto equilibrio entre el tiempo de cálculo requerido y la precisión en los resultados, de forma que el criterio de tamaño de elementos anterior se mantenga en un nivel cercano al óptimo en cuanto a la compensación comentada entre tiempo y exactitud.

Finalmente, se obtiene:

Step -2

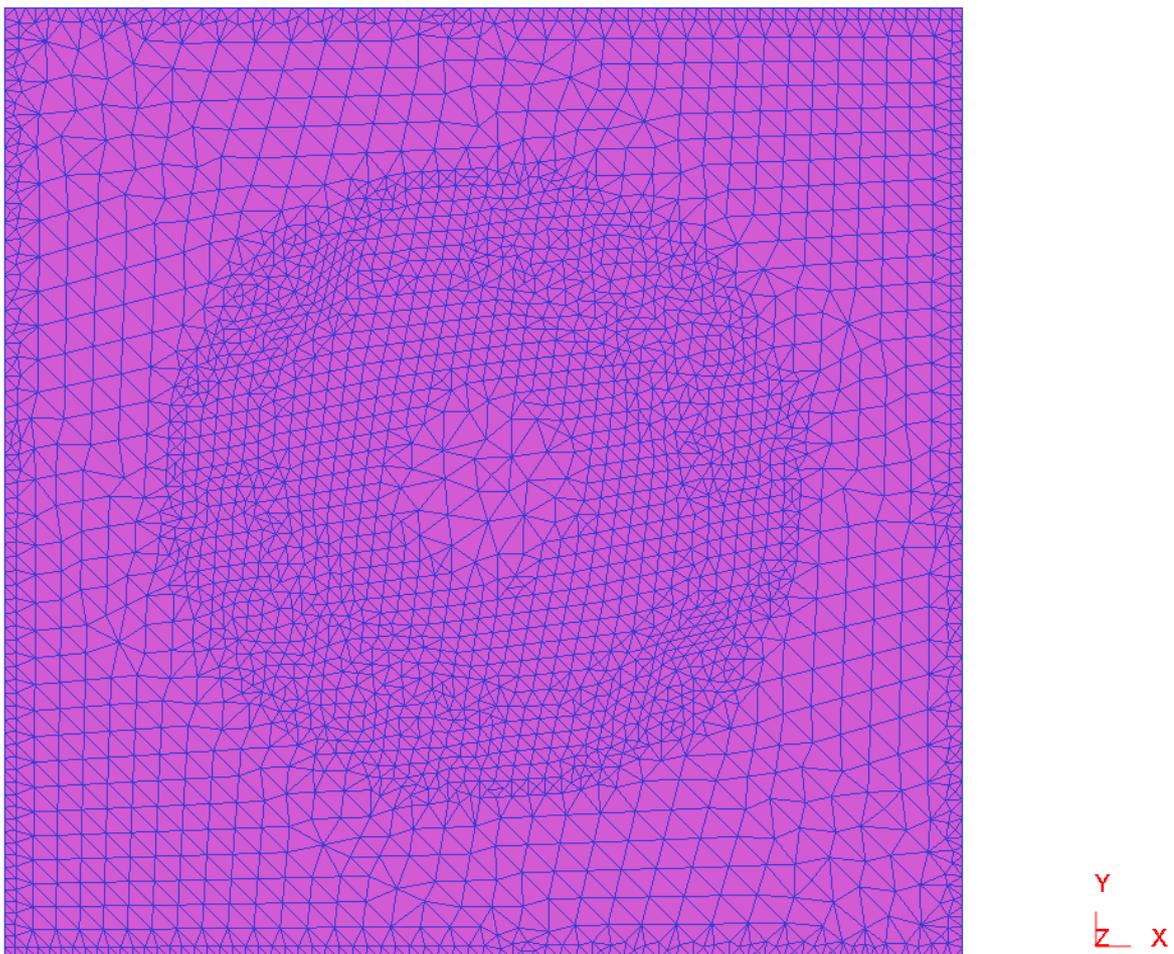


Figura 2.22 Vista en planta del mallado de la placa para la herramienta de 20 mm de diámetro en el *pre-processor*

Una vez generada la malla, se introducen las condiciones de contorno. La forma más sencilla de asemejarlas a

la realidad consiste en empotrar los lados de la placa. En la simulación real existe una brida superior debido a la sujeción de la chapa durante el conformado, por lo que se ha decidido sustituir por una condición de empotramiento en los extremos en los planos verticales en una zona lo suficientemente lejos de la deformación.

Como ya se explicó con anterioridad, en el SPIF la herramienta recorre la trayectoria descrita en una máquina de CNC generada por el usuario, de forma que va conformando la chapa incrementalmente hasta lograr la geometría final. Dado que uno de los objetivos de este proyecto es la comparación de resultados con respecto a una serie de ensayos reales realizados por el grupo en el laboratorio de mecanizado de la Escuela Técnica Superior de Ingeniería de Sevilla.

El proceso se ha simulado imitando los parámetros de los ensayos, la bola no tiene permitido el giro sobre sí misma (en la actualidad se están llevando a cabo diversos avances acerca de dicho movimiento de la herramienta en los ensayos realizados en el taller), la velocidad de avance del punzón es de 1000 mm/min, y el *step down* o profundidad en cada bajada, 0.2 mm. El *step down* es necesario en máquinas de CNC de 2.5 ejes, es decir, solamente es capaz de interpolar trayectorias en uno de los 3 planos (en este caso el horizontal) y realizar movimientos lineales en el eje restante, por tanto, el desplazamiento del eje vertical será vital para conformar las piezas. Si las geometrías tridimensionales son complejas la herramienta dividirá esta figura en diversos planos realizando bajadas entre cada uno de ellos, las diferencias pueden ser claramente observadas en la siguiente imagen:

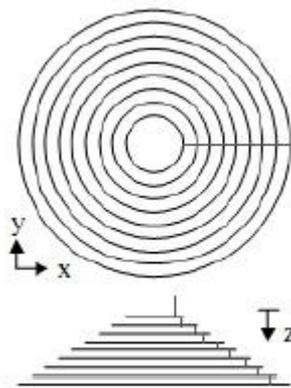


Figura 2.23 Trayectoria de la herramienta rigiéndose por el *step down*

En esta figura observamos como la trayectoria tridimensional de una máquina de 2.5 ejes usa el *step down* verticalmente. Si la máquina fuese de 3 ejes, la trayectoria se describiría directamente con una geometría tridimensional sin discretización en planos.

Para generar la nube de puntos que describe el movimiento de herramienta se usó la interfaz PHYTON™, el cual permite crear funciones mediante un sencillo lenguaje de programación. Las variables que se introdujeron son: el *step down*, radio de la herramienta, la velocidad de avance, si se permite o no el giro libre de la herramienta, sentido de la rotación (-1 si era constante o 1 si era alternado, como en este caso) y

tipo de geometría (piramidal o cónica).

Si seleccionamos en el árbol al punzón y restringimos su movimiento, para introducir la nube de puntos de su trayectoria es necesario clickar en *Path*. Dado que tenemos la velocidad de avance y los puntos donde queremos que pase la herramienta, definimos la función como *profile+feed rate*, que calculará a partir de los datos introducidos el tiempo, en el que si estuviésemos en la realidad, tardaría en obrar la herramienta.

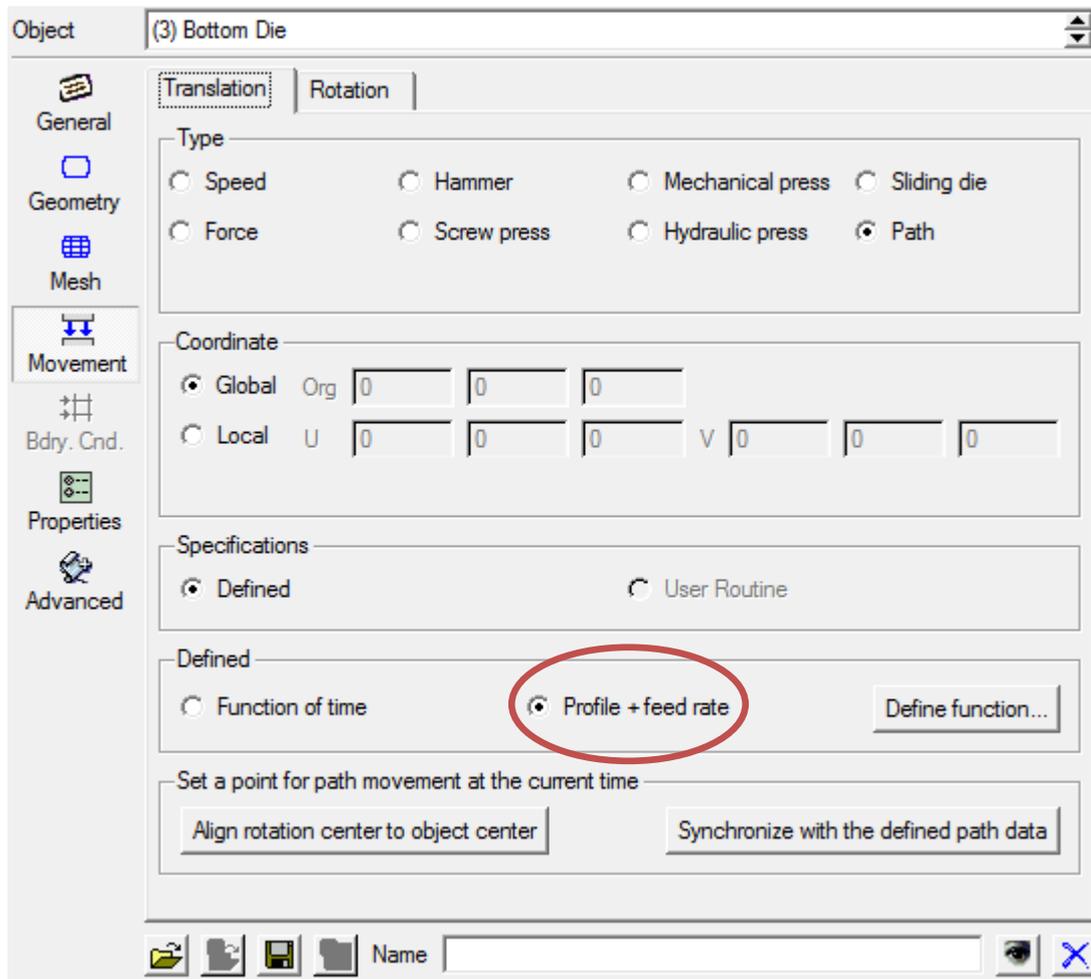


Figura 2.24 Propiedades de la trayectoria de la herramienta. Se introduce una camino de puntos o '*path*' en el *pre-processor*

Una vez pulsado *define function*, introducimos la nube de puntos en los ejes x, y, z y obtenemos la siguiente imagen:

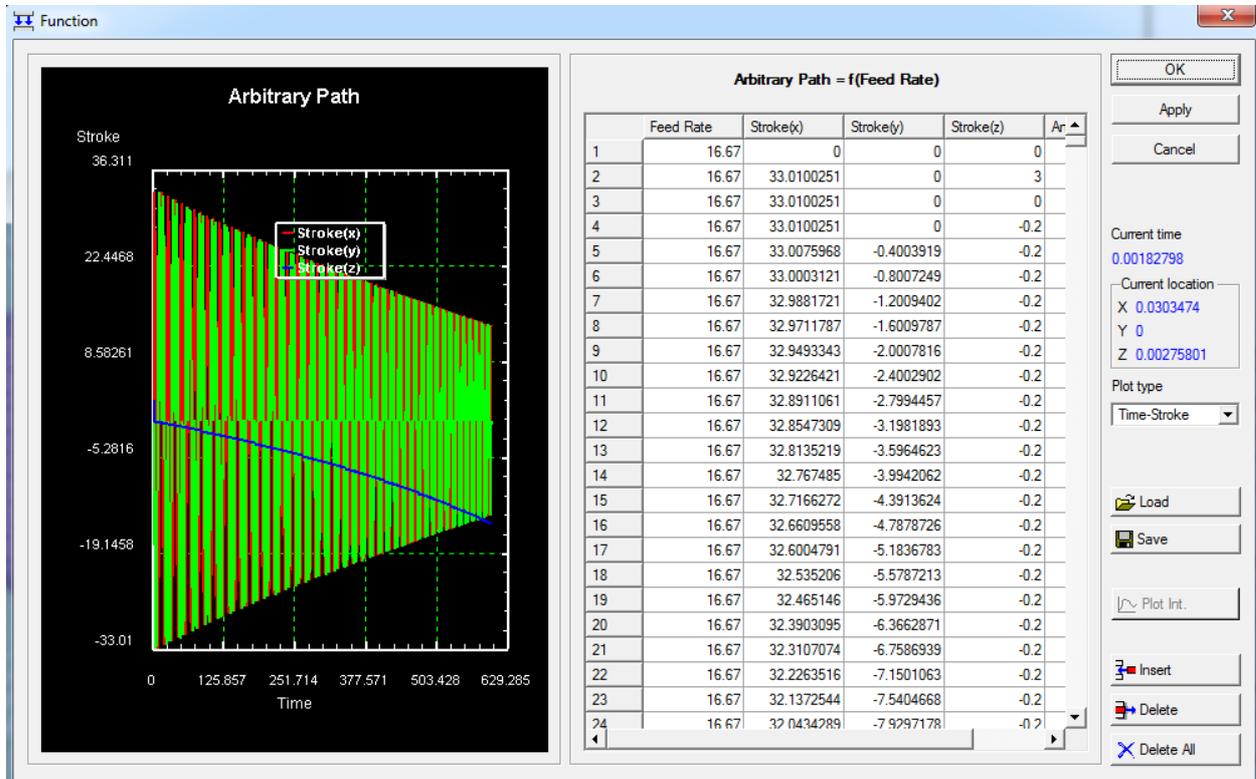


Figura 2.25 Nube de puntos de la trayectoria introducida en el *pre-processor*

Donde se observa la trayectoria que realizará la herramienta: Cada vez que deforme una circunferencia y se produzca un *step down* la herramienta cambiará de sentido para evitar la torsión durante la deformación. Una vez introducida la nube de puntos DEFORM™-3D será capaz de reproducir el movimiento completo del punzón.

Finalmente se introducen los parámetros de la simulación en *Simulation Controls*:



Figura 2.26 Barra principal en el *pre-processor*

Las unidades están en SI, que en este programa las longitudes son de milímetro y las tensiones en megapascales y el tipo de cálculo elegido ha sido el lagrangiano incremental.

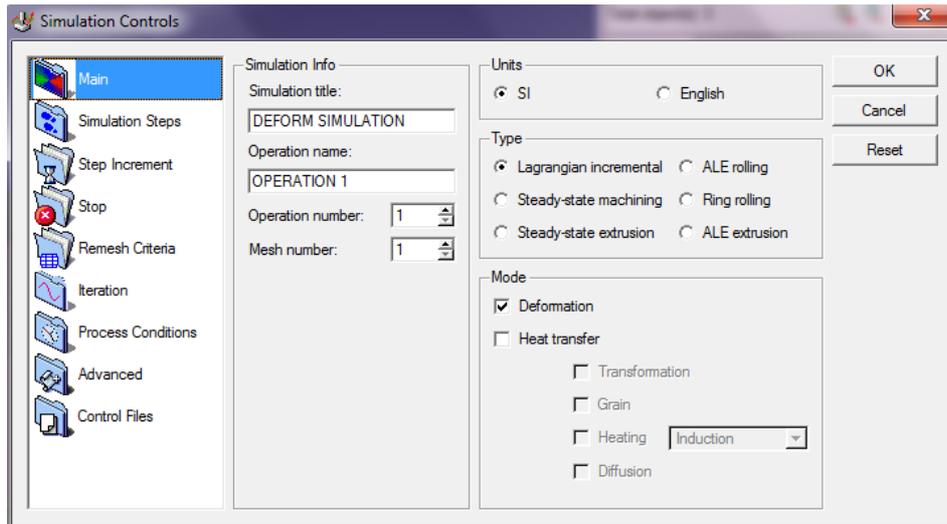


Figura 2.27 Ventana de características de la simulación en el *pre-processor*

Para calcular el numero de steps aproximados se dividió el tiempo real entre en el *step increment control* y se obtuvo unos 19000 steps. Elegir bien el número de steps es importante dado que es por lo que se registrará el programa para calcular, si no se eligen bien puede que la simulación acabe antes de que la herramienta termine de deformar por completo.

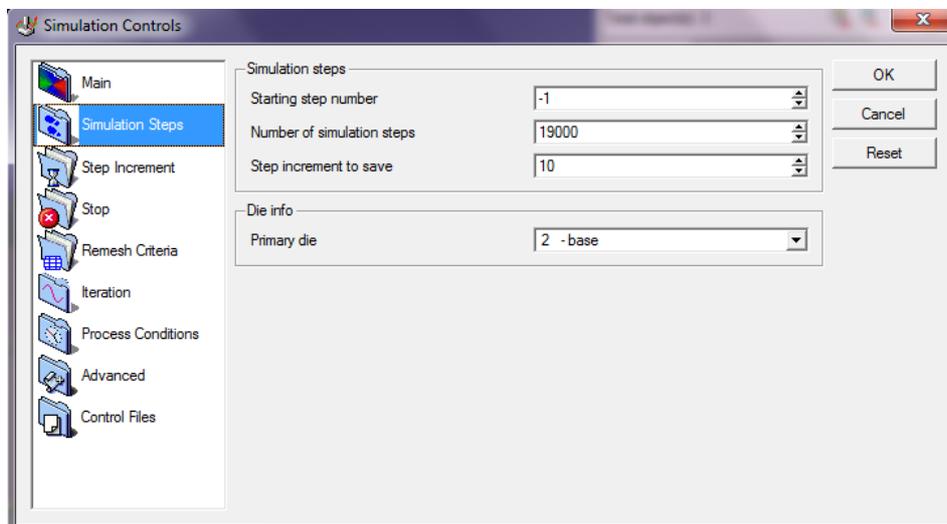


Figura 2.28 Selección del número de pasos (*steps*) en el *pre-processor*

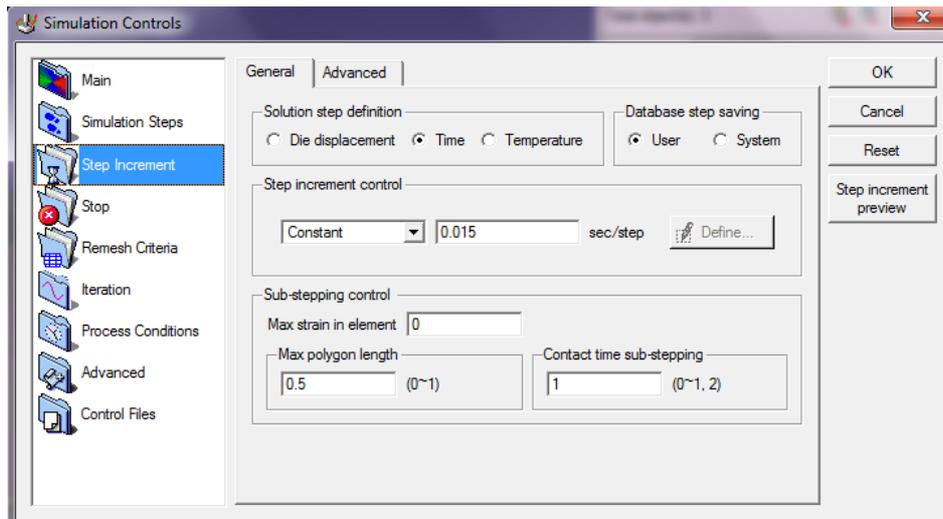


Figura 2.29 Introducción del control de incremento de *steps* en la ventana de simulación en el *pre-processor*

Antes de iniciar la simulación es necesario generar una database inicial:



Figura 2.30 Barra principal en el *pre-processor*

Y antes de generarla el programa exige chequearla:

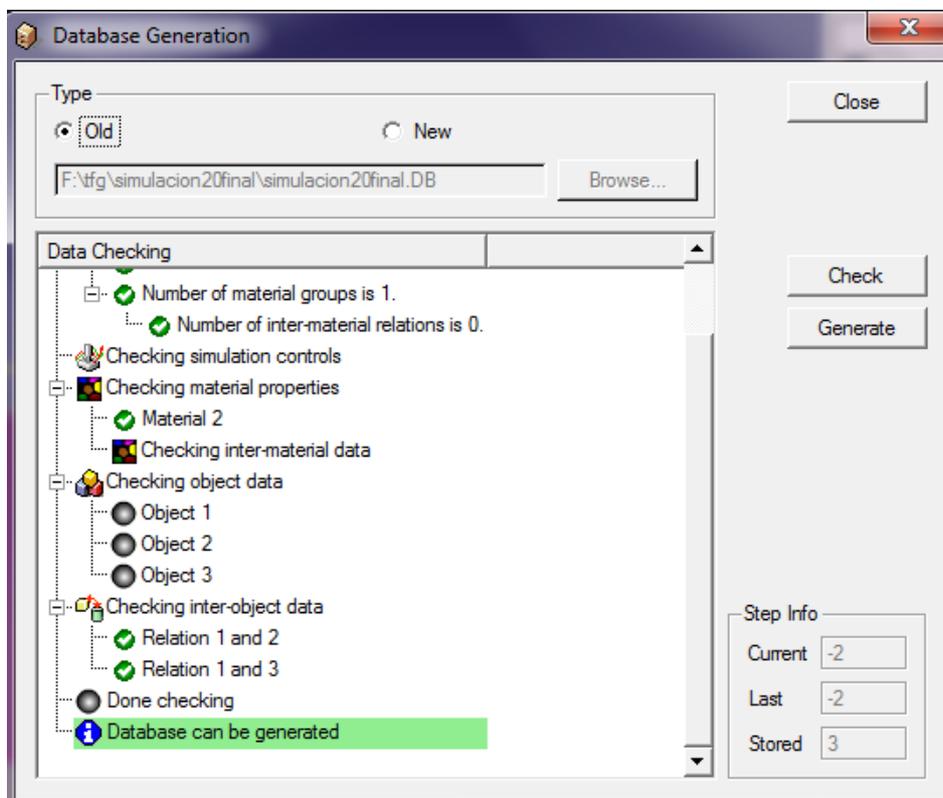


Figura 2.31 Generación de database en el *pre-processor*

Ya generada y una vez cerrado el *pre-procesor* se procede a la simulación clickando en *run*.

DEFORM™-3D tiene la opción de vigilar el proceso de conformado durante la simulación y nos permite actuar a mitad de la misma o empezar de nuevo si el error no es conceptual, entendiéndose como conceptual un dato mal introducido en las propiedades del material, una mala elección de los steps necesarios,...

Por último, mencionar que el programa no fue capaz de predecir el flujo del material para la herramienta de 6 mm de diámetro:

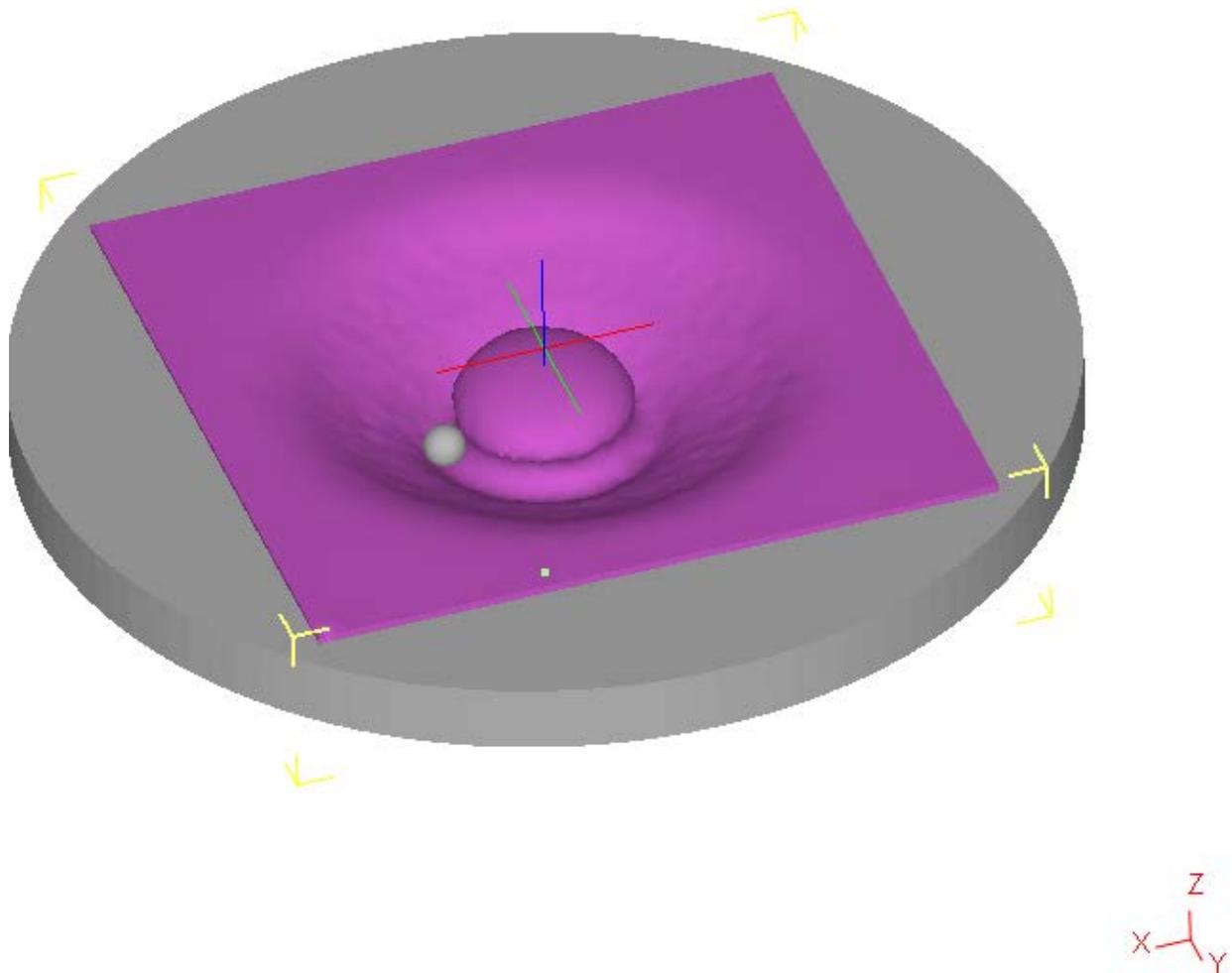


Figura 2.32 Simulación fallida de una placa de AA 2024-T3 conformada en SPIF con una herramienta de 6 mm de diámetro

A continuación, se exponen los valores y el análisis de los resultados obtenidos en las profundidades de fallo reales: 14 mm para la herramienta de 20 mm y 15 mm para la herramienta de 10 mm.

3 RESULTADOS

Como ya se explicó con anterioridad DEFORM™-3D fue capaz de predecir el flujo del material para las herramientas de 20 y 10 milímetro de diámetro.

El análisis de las deformaciones principales se basará en buscar la distribución de los valores y en qué regiones son más elevados. Se realiza justo en el momento en que el desplazamiento del punzón alcanza verticalmente la profundidad en la que se produjo la fractura en la experimentación. En ambos modelos los mayores niveles de deformación principal se darán en la dirección 1, y se observa que los máximos se darán en la zona más críticas del proceso.

En cuanto al campo de tensiones principales, estas vienen definidas geoméricamente de la siguiente forma:

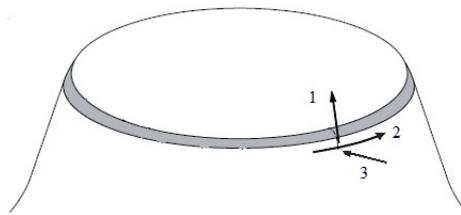


Figura 3.1 Direcciones principales para los estados tensionales y de deformación

En esta figura se observan las tres direcciones principales (las mismas para la deformaciones principales): σ_1 es la tensión principal máxima y corresponde al esfuerzo que realiza la herramienta al estirar la chapa, σ_2 es conocida como tensión media y es la que va en dirección circunferencial, que será de compresión en las zona que queda inmediatamente por delante del punzón y de tracción en la posterior, y σ_3 será la tensión de compresión que producirá la disminución del espesor en la chapa.

3.1 Herramienta de 20mm de diámetro

En el proyecto de Jose Alfonso Iglesias Soltero (2014) se obtuvo la siguiente evolución de las deformaciones en SPIF a lo largo de la pared de la probeta obtenida a través del análisis de 3 secciones de ARGUS®, así como las deformaciones de fractura calculadas a partir de la medida de espesores en la grieta al microscopio, para un punzón de 20 mm de diámetro. Dicha evolución de las defromaciones en SPIF hasta la fractura se representa dentro del diagrama límite de conformado del material (FLD), caracterizado en este caso por la línea de fractura (FFL), dado que como se explicó con anterioridad no existe *necking* en ninguno de los ensayos

realizados y por tanto no cabe lugar una curva de límite de conformado o FLC.

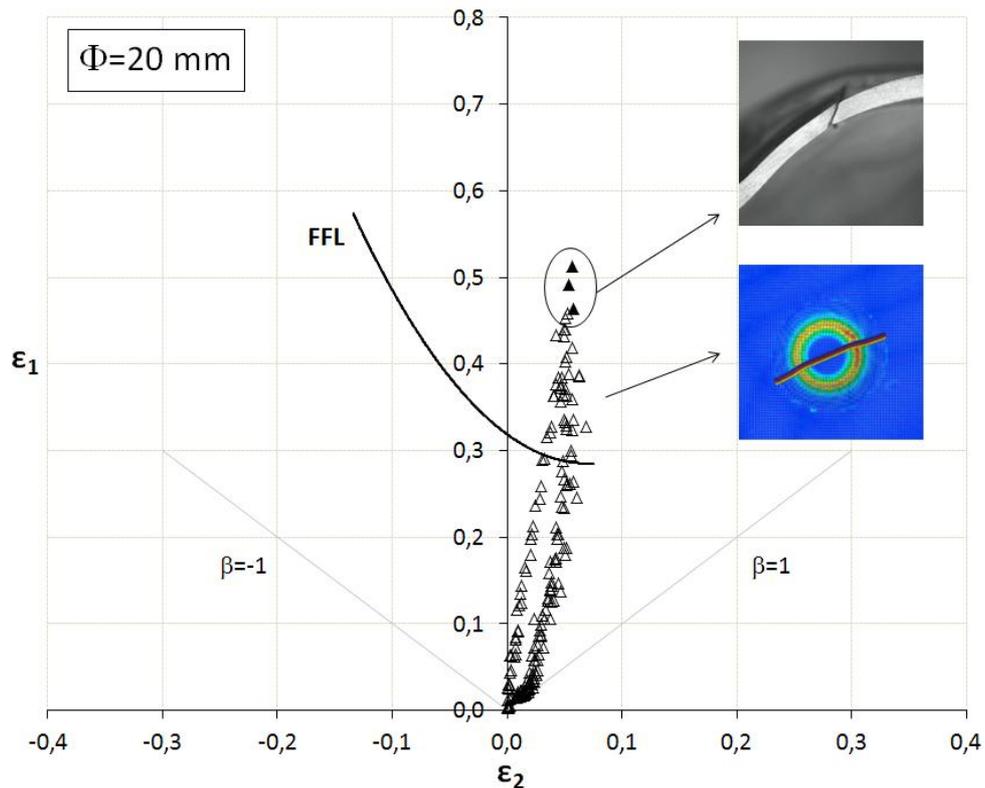


Figura 3.2 Resultados experimentales para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Se observa un importante incremento en la conformabilidad de la chapa de AA2024-T3 conformada mediante SPIF por encima del FFL. Se puede apreciar que para la deformación mínima correspondiente al camino de deformaciones en SPIF cercano a un estado de deformación plana $\epsilon_2 = 0 \div 0,1$ el FFL comprende un nivel de deformación principal máxima ligeramente inferior a 0,3, mientras que en SPIF dicha deformación máxima ϵ_1 alcanza valores en torno a 0,45, sitándose las deformaciones de fractura entorno a $\epsilon_{1,f} = 0,50$. Dicho incremento de conformabilidad en SPIF se puede cuantificar por tanto en torno al 50% de ϵ_1 por encima del FFL.

Los resultados obtenidos a partir de la simulación corroboran el resultado anterior. La deformación principal ϵ_1 (*max principal*), se encuentra dentro de los valores obtenidos existiendo zonas en las que su valor es 0,452 tal y como se muestra en la imagen coloreadas de rojo. Si observamos la capa externa de la placa deformada las zonas de mayor deformación principal se encuentran en la zona de mayor desplazamiento y si la herramienta siguiese conformando es ahí donde se iniciaría la fractura del material.

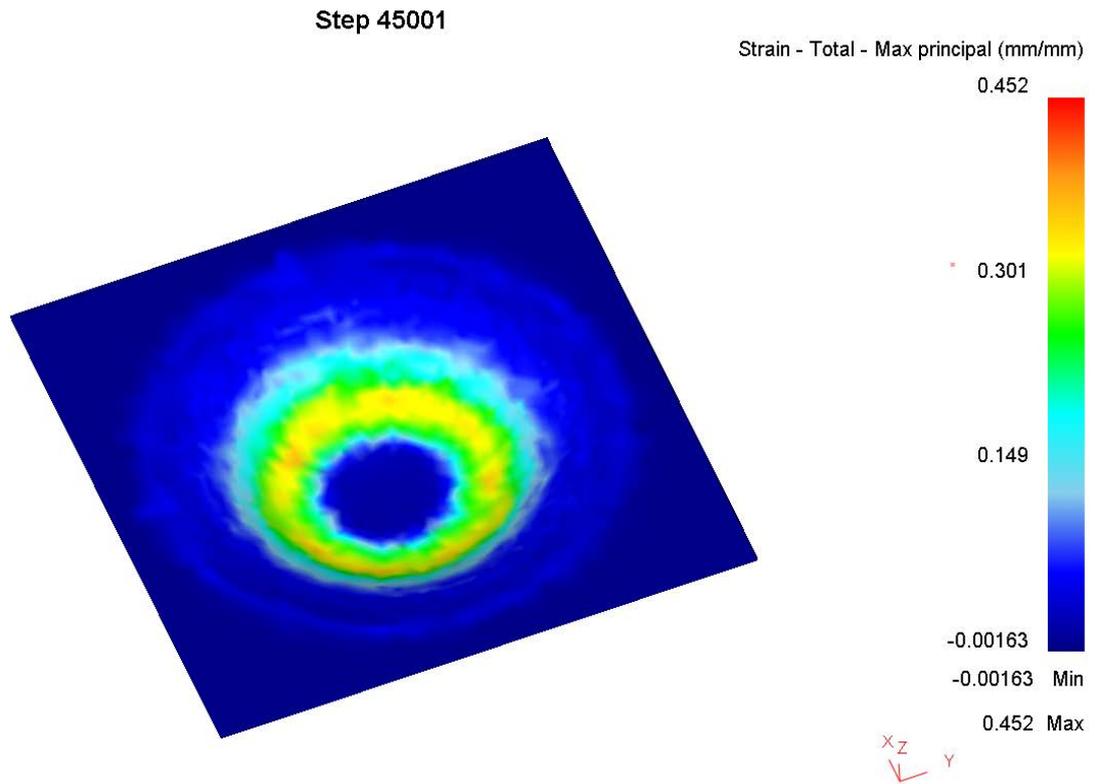


Figura 3.3 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

Es interesante exponer la deformación principal según superficies de isodeformación ya que queda más explícito el nivel de deformación conforme profundizamos en la placa:

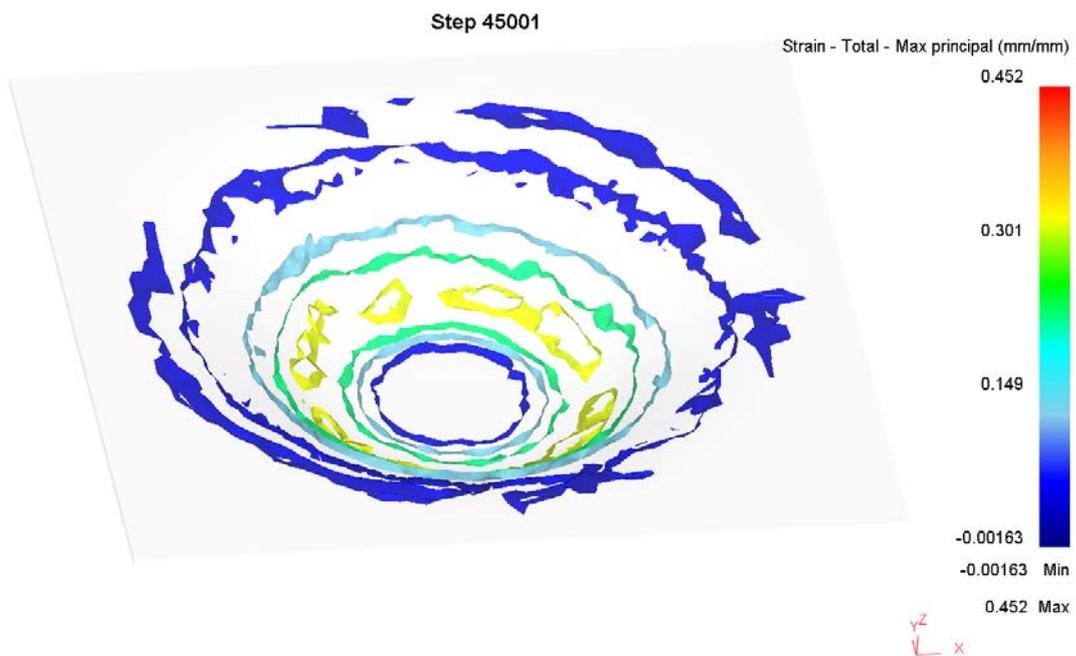


Figura 3.4 Superficies isodeformadas de la deformación principal ϵ_1 para una placa deformada por un punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

Si colocamos una línea de puntos en la superficie exterior de la placa obtenemos la siguiente curva de deformación. En la cual se observa que en el caso de la línea elegida las deformaciones son un poco inferiores a la situación experimental dado que en ella no están los puntos de fractura que tienen la deformación principal ϵ_1 a 0.452.

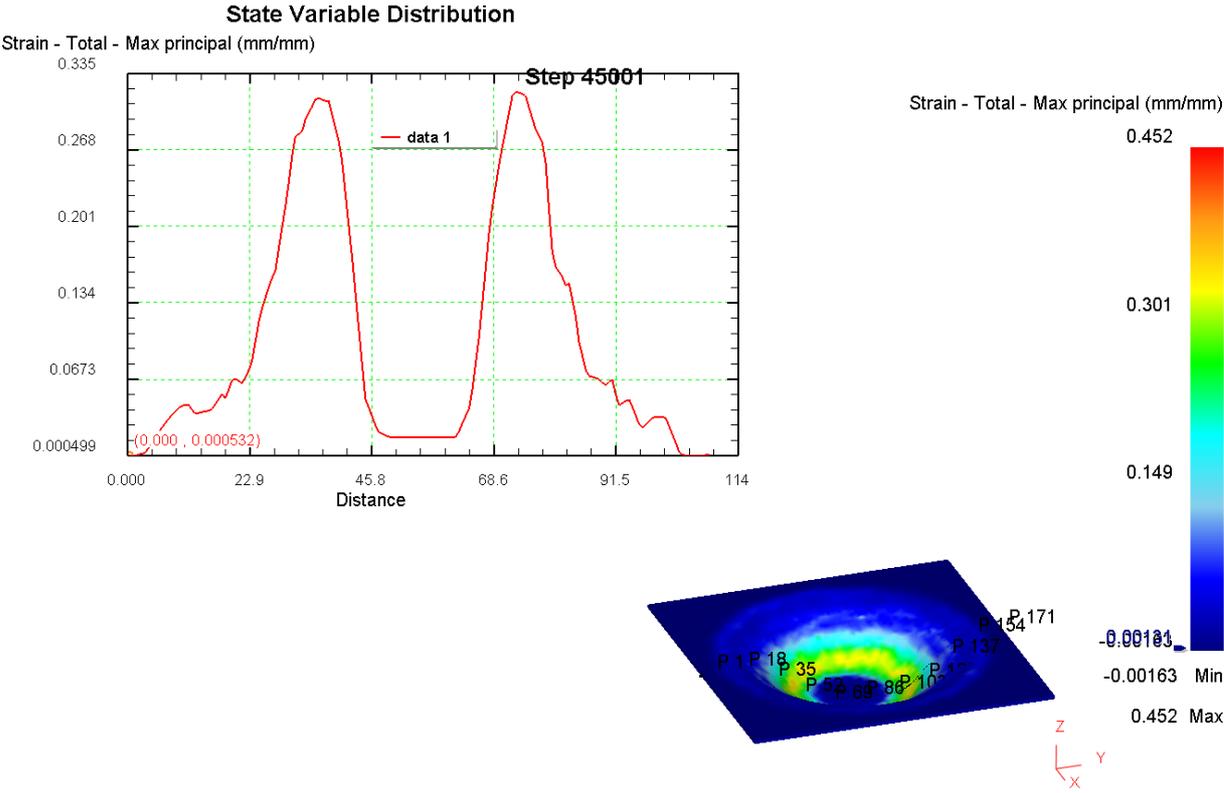


Figura 3.5 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

En cuanto a ϵ_2 se observa algunos puntos en los que es valor es superior a 0.1, se ha observado que también la deformación principal ϵ_1 es máxima por que es ahí donde según los resultados experimentales obtenidos donde se iniciaría la fractura.

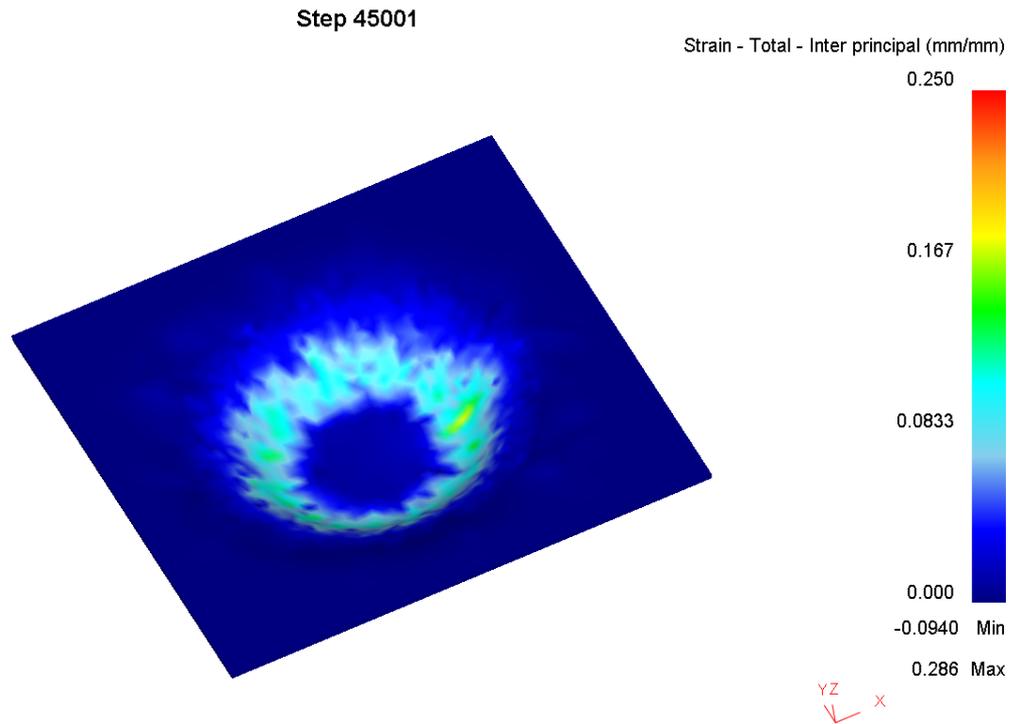


Figura 3.6 Distribución de la deformación principal ϵ_2 en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

Se observa que gracias a la isosuperficies de deformación, las caras laterales cercanas a las zonas de mayor deformación son las que soportan mayor valor de deformación principal intermedia:

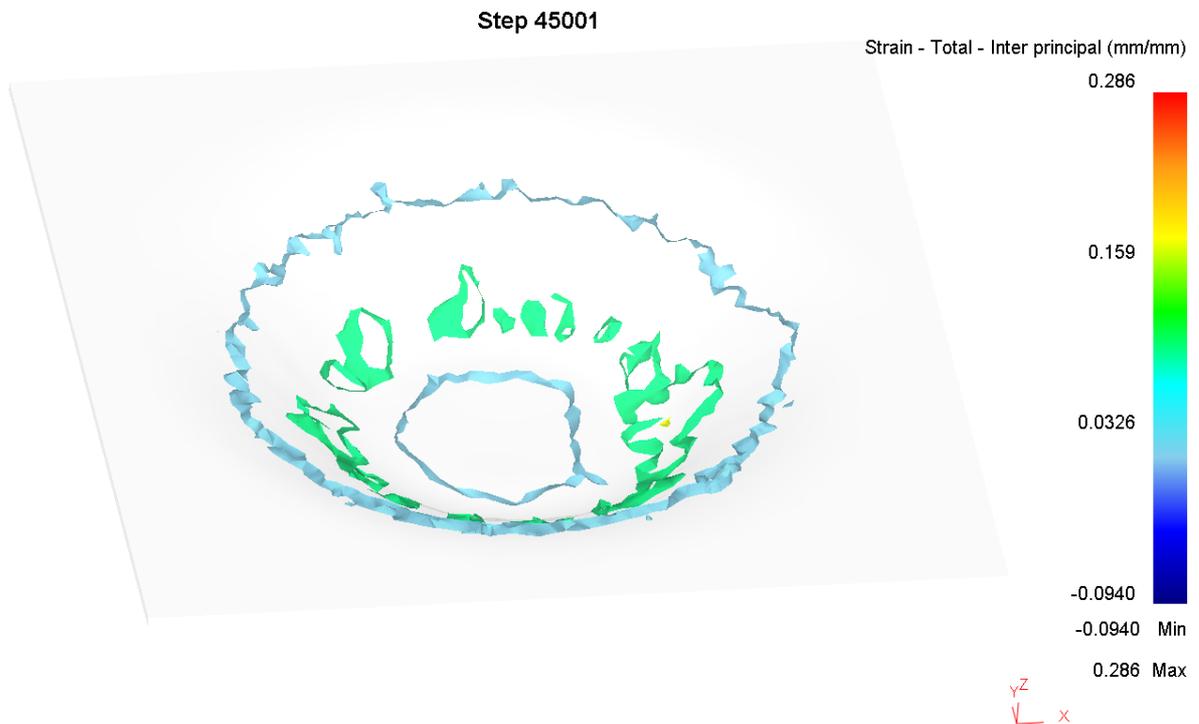


Figura 3.7 Superficies isodeformadas de la deformación principal ϵ_2 para una placa deformada por un punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

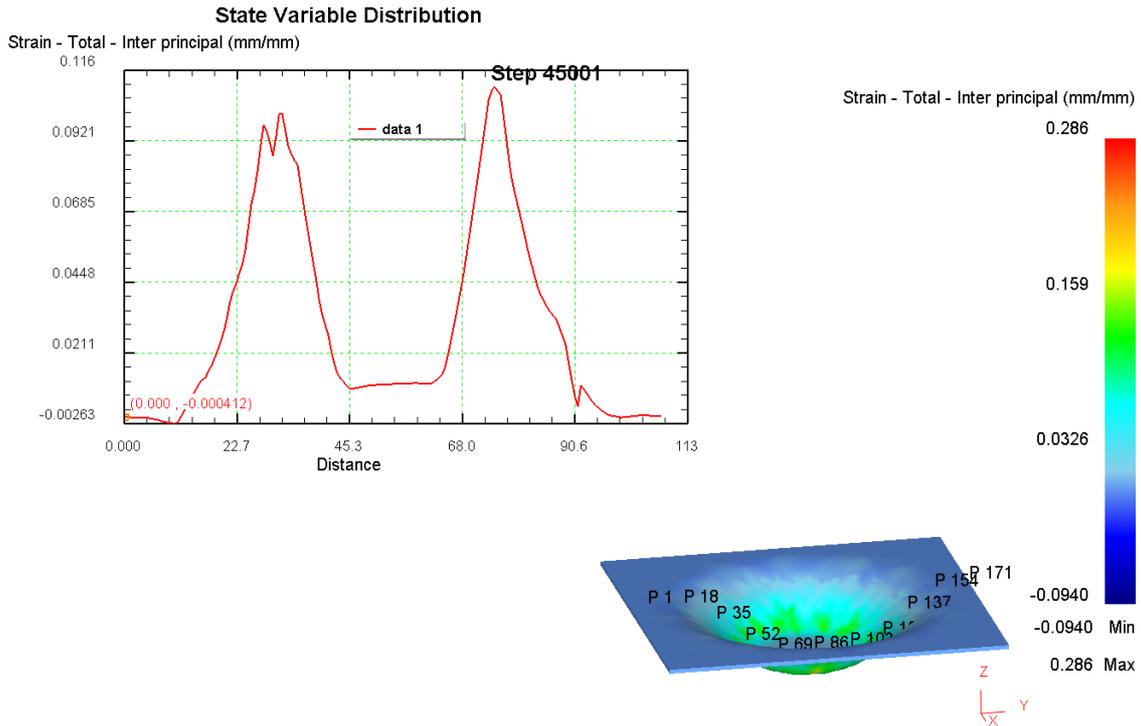


Figura 3.8 Distribución de la deformación principal ϵ_2 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

Con el fin de comparar ambos resultados, los experimentales y los obtenidos por simulación en DEFORM™-3D, se obtiene:

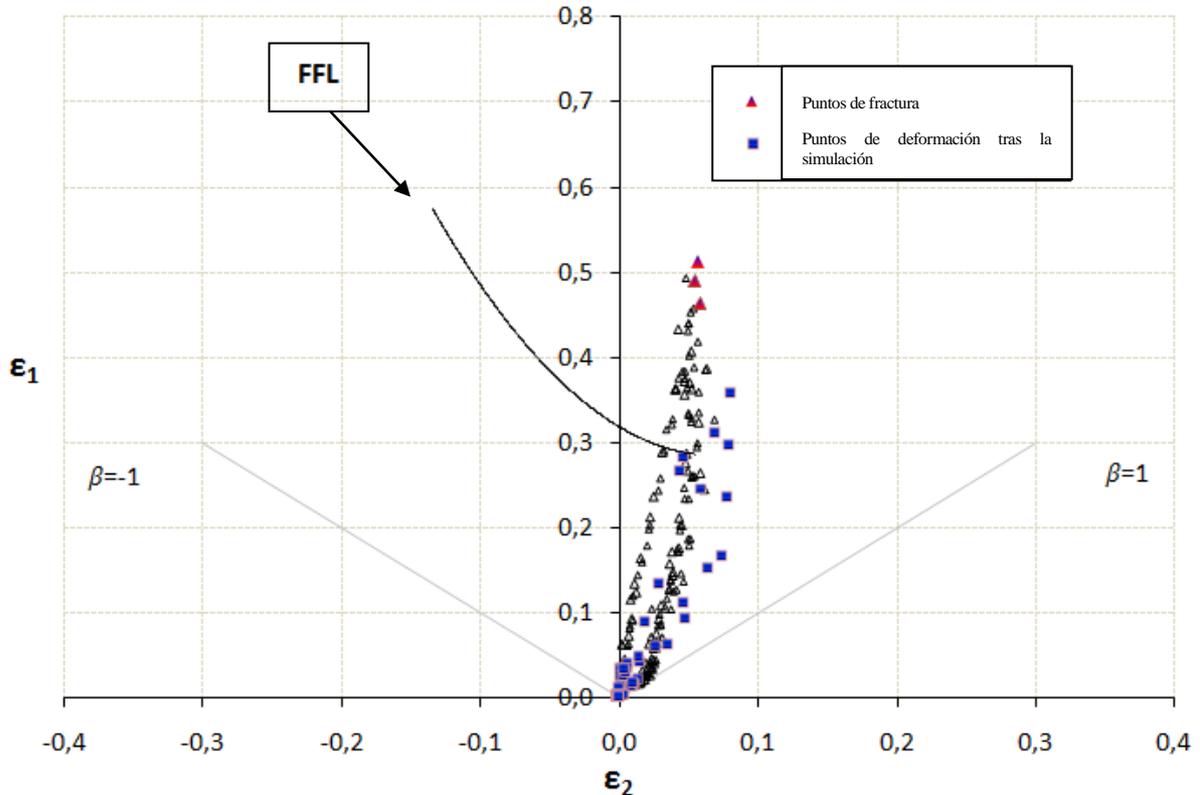


Figura 3.9 Resultados experimentales y obtenidos por simulación para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Los puntos representados son los obtenidos en la línea de puntos colocada en la cara externa de la chapa como se expresa en las figuras 3.5 y 3.8, debido a la dificultad de seleccionar los puntos que justo tenían la deformación $\varepsilon_1 = 0.452$, se originó una línea arbitraria cercana a los máximos y estos fueron los resultados que se obtuvieron.

Se observa que los resultados simulados se asemejan a los experimentales, aunque la nube de puntos obtenidos por simulación presentan un pequeño desplazamiento hacia la derecha y no incluyen las mediciones de deformación realizadas en la experimentación en los puntos de fractura. Cabe recalcar que el programa es capaz de predecir unas deformaciones que superan la FFL, característica esencial del SPIF que se quería demostrar tanto en la experimentación como en la simulación.

La variación de espesor, tal y como se explicó en la introducción para la creación del FFL en el FLD, es lo que rige la variación de las deformaciones principales ε_3 .

Los resultados obtenidos en la experimentación expuestos en el proyecto de Fin de Carrera de Jose Alfonso Iglesias Soltero (2014) en la zona de fractura son:

Tabla 3-1 Mediciones del espesor en la fractura para una placa de AA 2024-T3 conformada en SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Ensayo	t_0	t_f	$\varepsilon_3 = \ln \frac{t_f}{t_0}$
1°	1,2	0,7697	-0,4410
2°	1,2	0,7882	-0,4213
3°	1,2	0,7660	-0,4489
4°	1,2	0,7468	-0,4742

Se observa que allí donde los puntos de deformación principal ε_1 son máximos el espesor es mínimo, es decir, como ya se explicó con anterioridad, en dicha región se iniciará la fractura. Las superficies coloreadas de azul en la siguiente imagen corroboran valores similares de reducción de espesor entre experimentación y simulación y están situadas en la zona crítica de deformación.

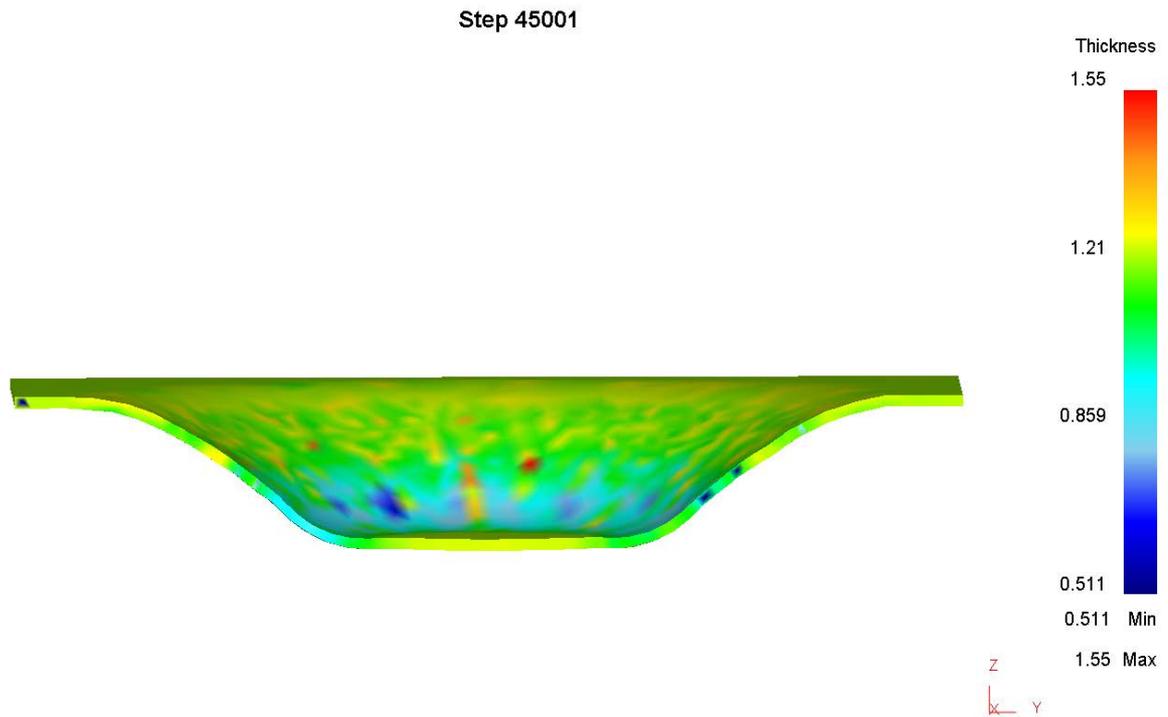


Figura 3.10 Distribución del espesor para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Las tensiones principales residuales obtenidas son:

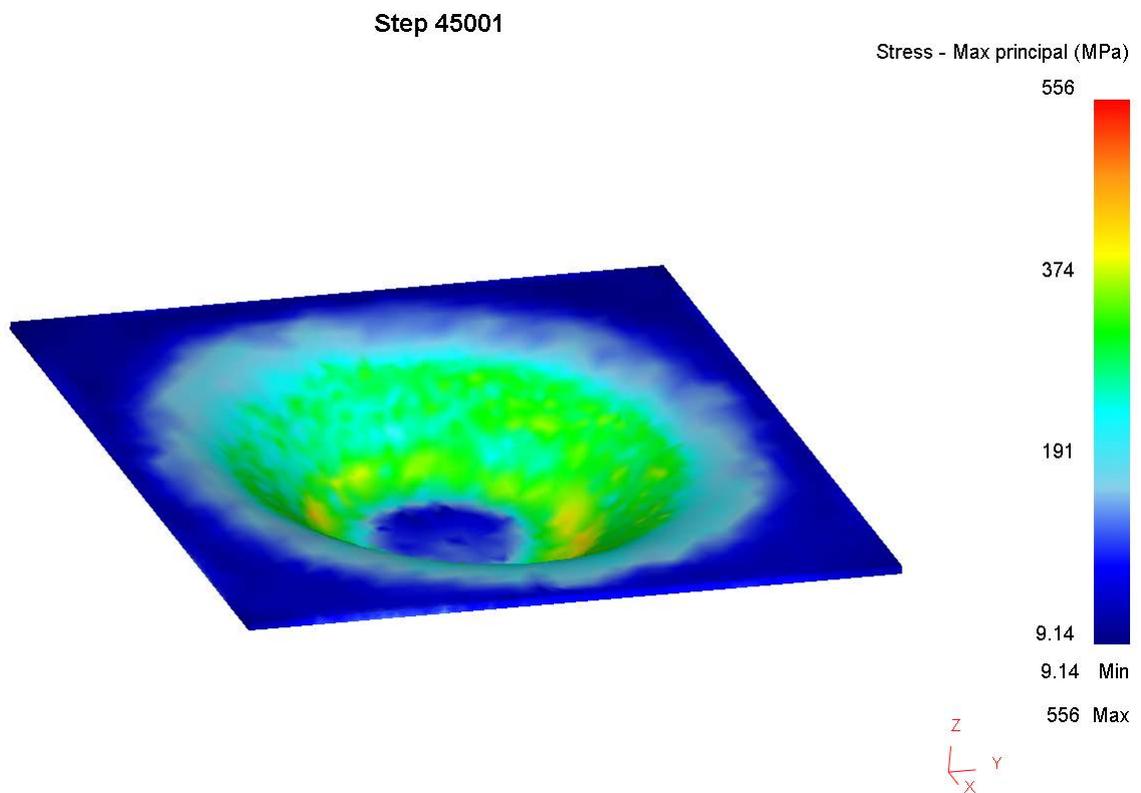


Figura 3.11 Distribución de la tensión residual principal σ_1 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Step 45001

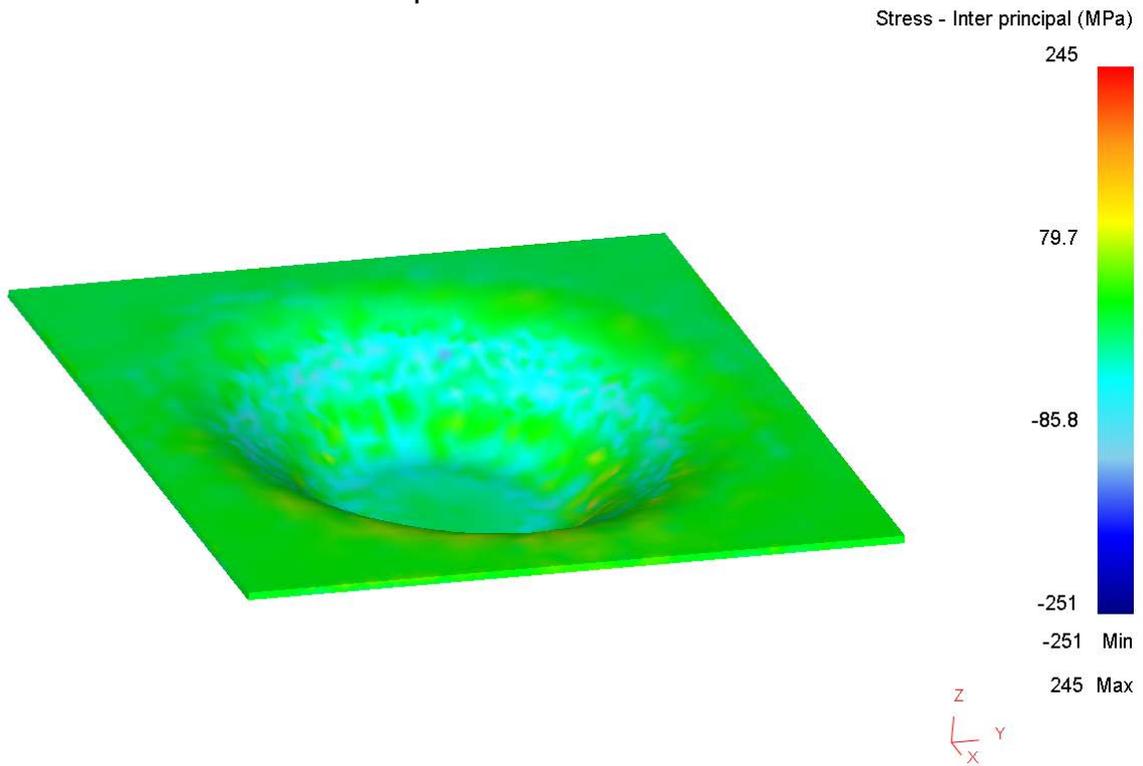


Figura 3.12 Distribución de la tensión residual principal σ_2 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Step 45001

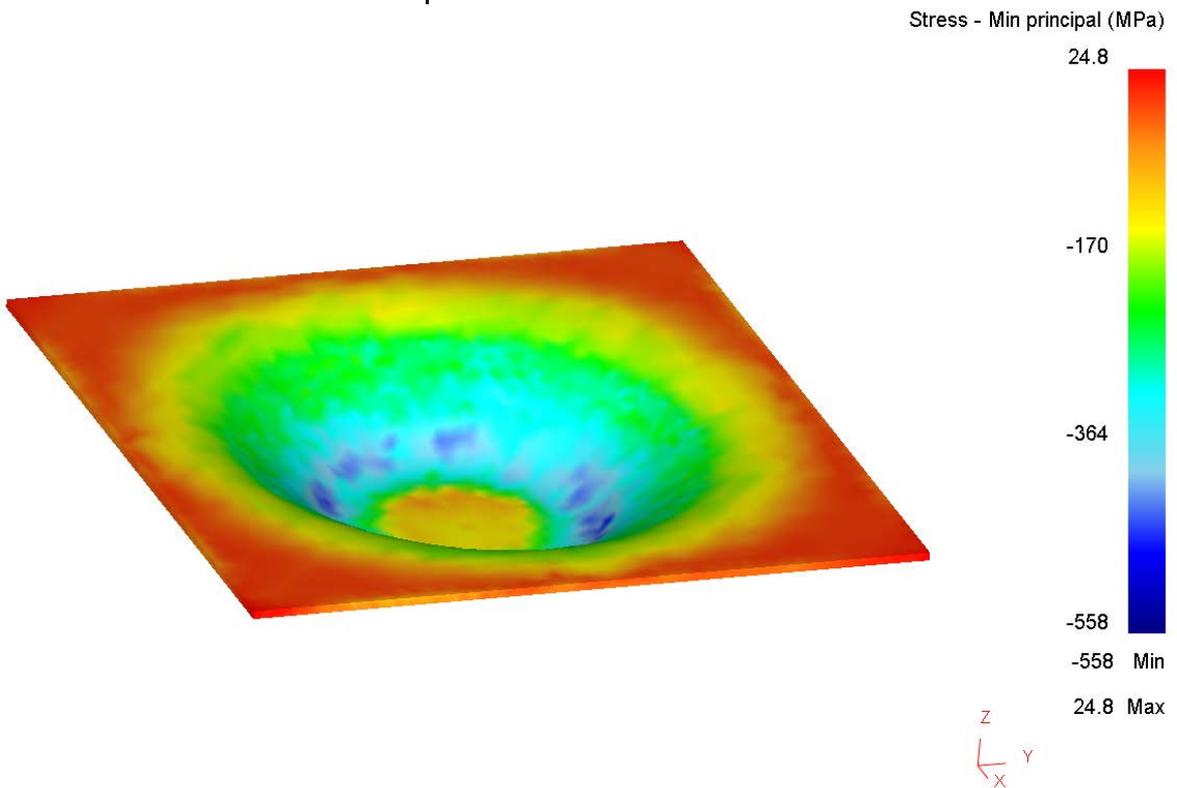


Figura 3.13 Distribución de la tensión residual principal σ_3 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Se observa tal y como se introdujo al principio del capítulo que, σ_1 es la tensión principal máxima y corresponde al esfuerzo que realiza la herramienta al estirar la chapa (valores positivos), σ_2 tendrá valores de tracción y compresión y σ_3 será la tensión de compresión que producirá la disminución del espesor en la chapa, que tendrá valores máximos en la zona crítica de deformación.

3.2 Herramienta 10 mm de diámetro.

Antes de analizar los resultados es importante recalcar que al ser la herramienta de menor diámetro el programa requiere una malla más fina:

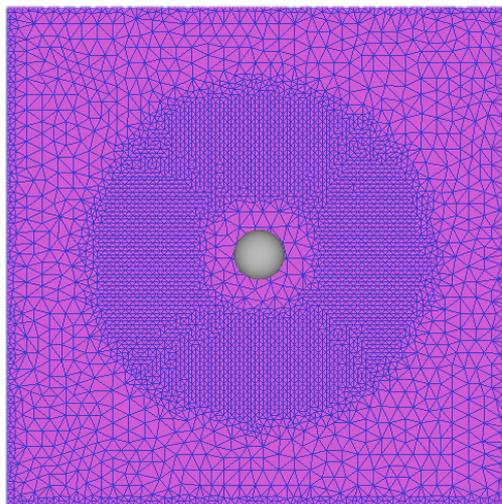


Figura 3.14 Mallado para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

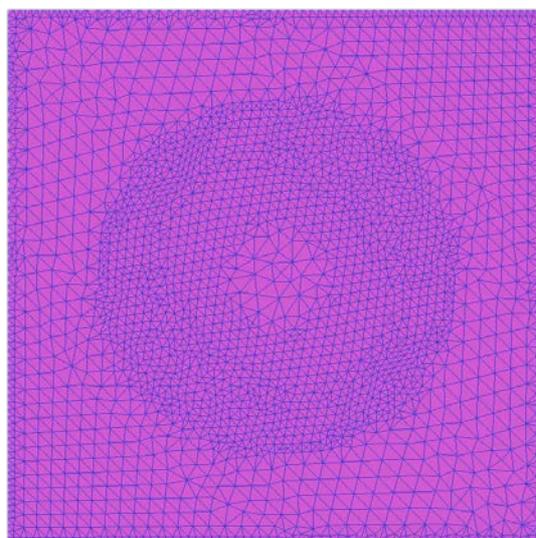


Figura 3.15 Mallado para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Además de que el resultado final es más burdo en la herramienta de 10 mm que la de 20 mm:



Figura 3.16 Geometría final para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

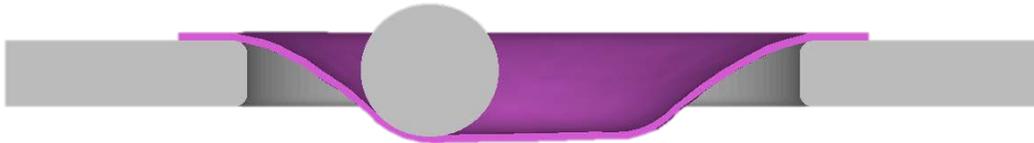


Figura 3.17 Geometría final para la simulación de una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

La herramienta de 10 mm presenta indentación y por eso el acabado final geométrico no es exactamente el buscado. Esto implica que conforme se reduzca el diámetro de la herramienta más indentación habrá en el resultado final y más fina deberá ser la malla. Aun así, en la experimentación se ensayó con punzones de 20 mm, 10 mm y 6 mm y solo la herramienta de 6 mm presentó una indentación apreciable en el material por lo que DEFORM™-3D no predice el flujo de material con tanta exactitud para la herramienta de 10 mm como para la de 20 mm.

De Nuevo, se presenta la evolución de las deformaciones en SPIF a lo largo de la pared de la probeta según 3 secciones de ARGUS®, incluyendo las deformaciones de fractura derivadas de las mediciones de los espesores en la zona de fractura con el microscopio, en este caso para el punzón de 10 mm de diámetro.

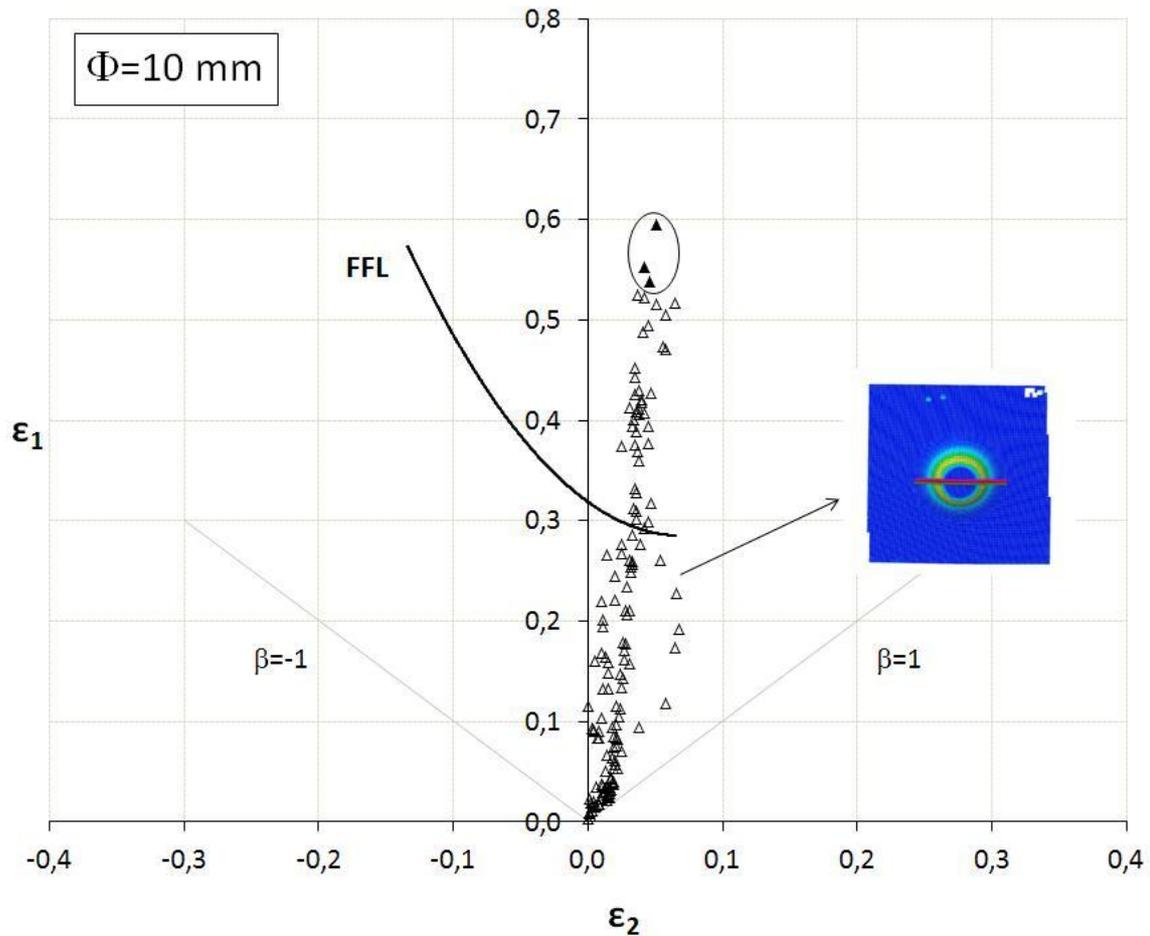


Figura 3.18 Resultados experimentales para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

En este caso se observa un mayor incremento en la conformabilidad por encima del FFL que en el caso del punzón de 20 mm. Se observa que en este caso la deformación máxima ϵ_1 alcanza valores por encima de 0.5, mientras que las deformaciones de fractura se sitúan en torno a $\epsilon_{1,f} = 0.55$. Se obtiene por tanto un incremento de conformabilidad en SPIF para la herramienta de diámetro 10 mm cuantificable en más del 60% de ϵ_1 por encima del FFL. Este aumento de conformabilidad es debido principalmente al beneficioso efecto de la flexión inducido por el diámetro de la herramienta, como muestran diversos estudios recientes.

En la simulación se observan que los resultados son menos suaves que en el caso de la herramienta de 20 mm, pero aun así los resultados obtenidos presentan valores similares a la realidad.

Siguiendo el mismo camino que para la herramienta de 20 mm, en un principio se contrasta cada valor de las deformaciones principales por separado para después crear las gráficas conjuntas de FLD para los resultados experimentales y obtenidos por simulación.

La deformación principal ϵ_1 (*max principal*) máxima se encuentra en torno a 0.5, ligeramente inferior al valor obtenido en el caso experimental, 0.55. Las zonas de mayor deformación principal demuestran que al igual que en el caso de 20 mm que es ahí, en la zona de mayor desplazamiento, donde el material soporta mayores deformaciones y donde se predice que se iniciará la fractura (tal y como ocurre en la experimentación).

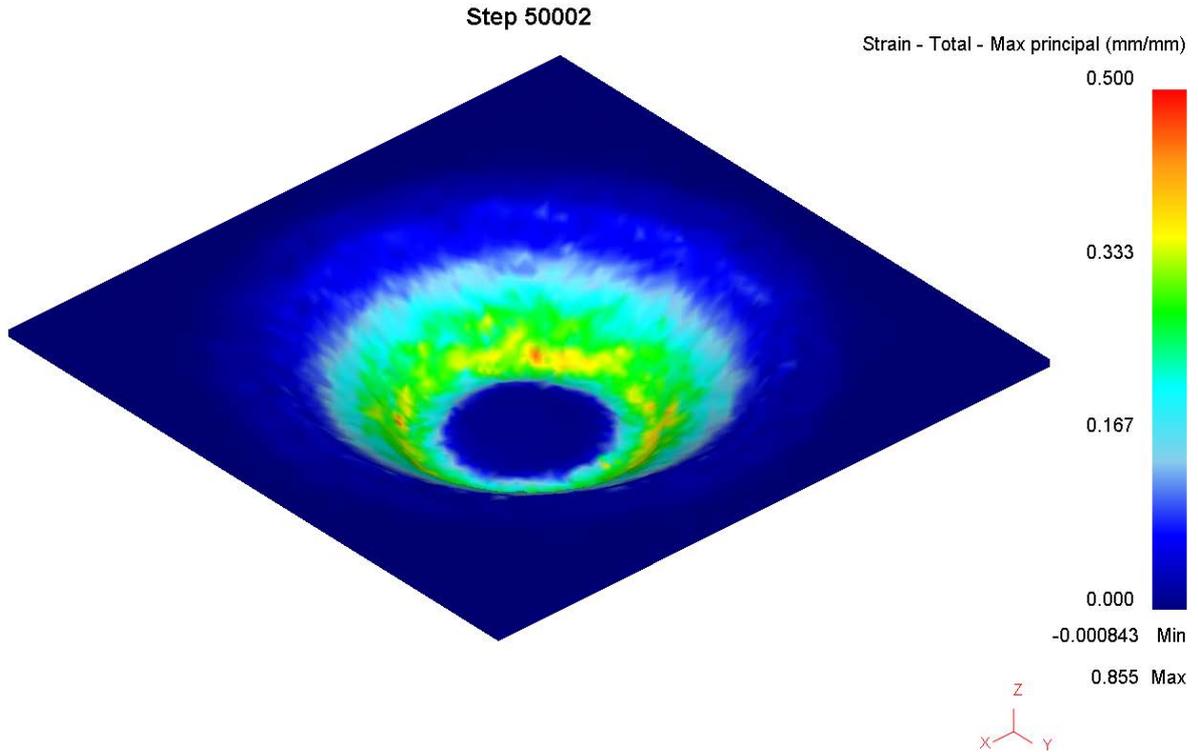


Figura 3.19 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

Las superficies isodeformadas exponen que conforme se avanza en profundidad va aumentando la deformación y que en la zona central, donde la herramienta no conforma la placa no presenta deformaciones:



Figura 3.20 Superficies isodeformadas de la deformación principal ϵ_1 para una placa deformada por un punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

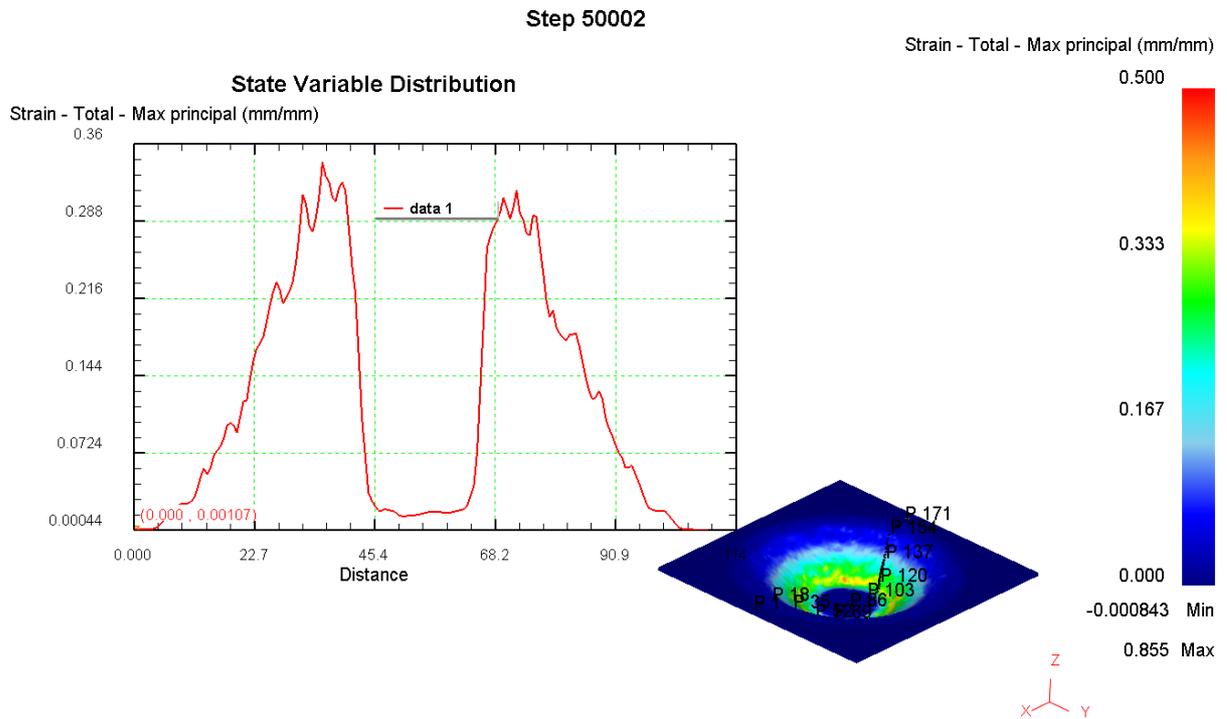


Figura 3.21 Distribución de la deformación principal ϵ_1 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

Al introducir el recorrido de la herramienta se introdujo un desplazamiento vertical un poco superior al valor que en el caso experimental se producía la fractura, y es por ello que las zonas de mayor deformación donde ya se habría iniciado la fractura el programa predice una deformación principal ϵ_2 un poco superior a 0,1 . Recuérdese de que el SPIF genera un estado tensional cercano al estado de tensión plana y es por eso por que que el valor de ϵ_2 durante el conformado está entre valores de 0 y 0,1.

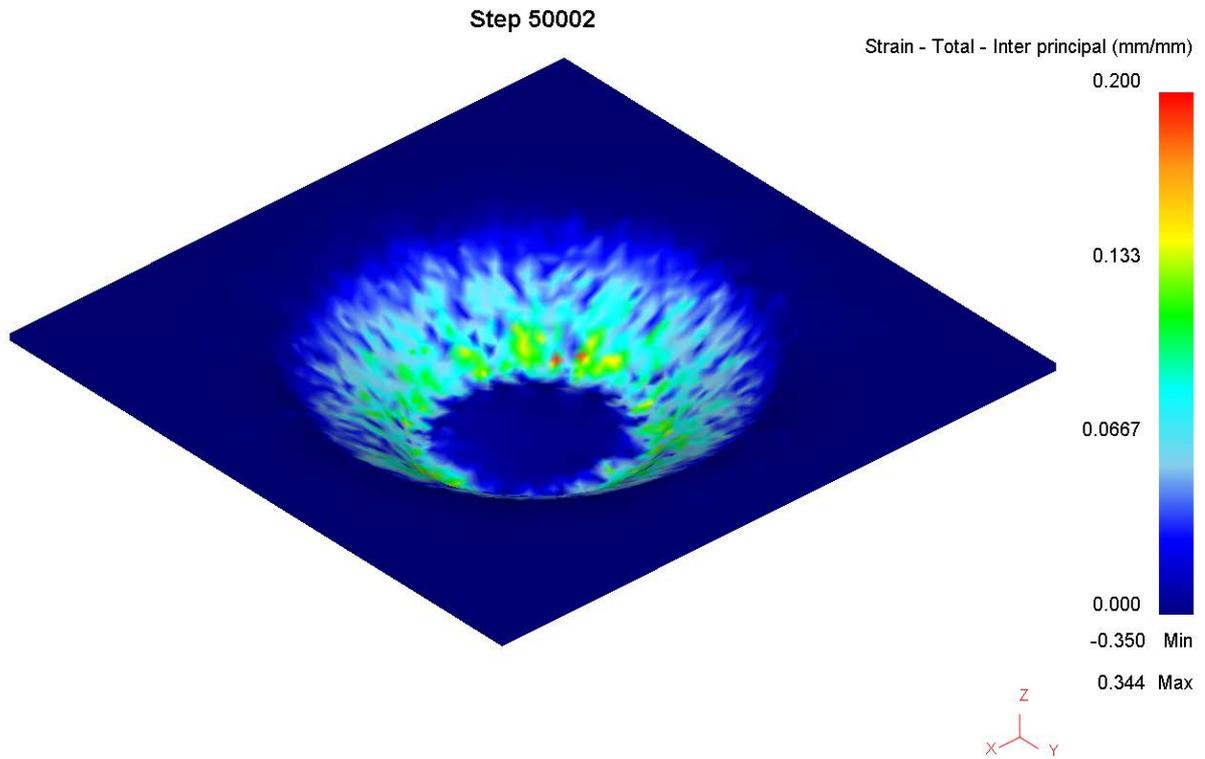


Figura 3.22 Distribución de la deformación principal ε_2 en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

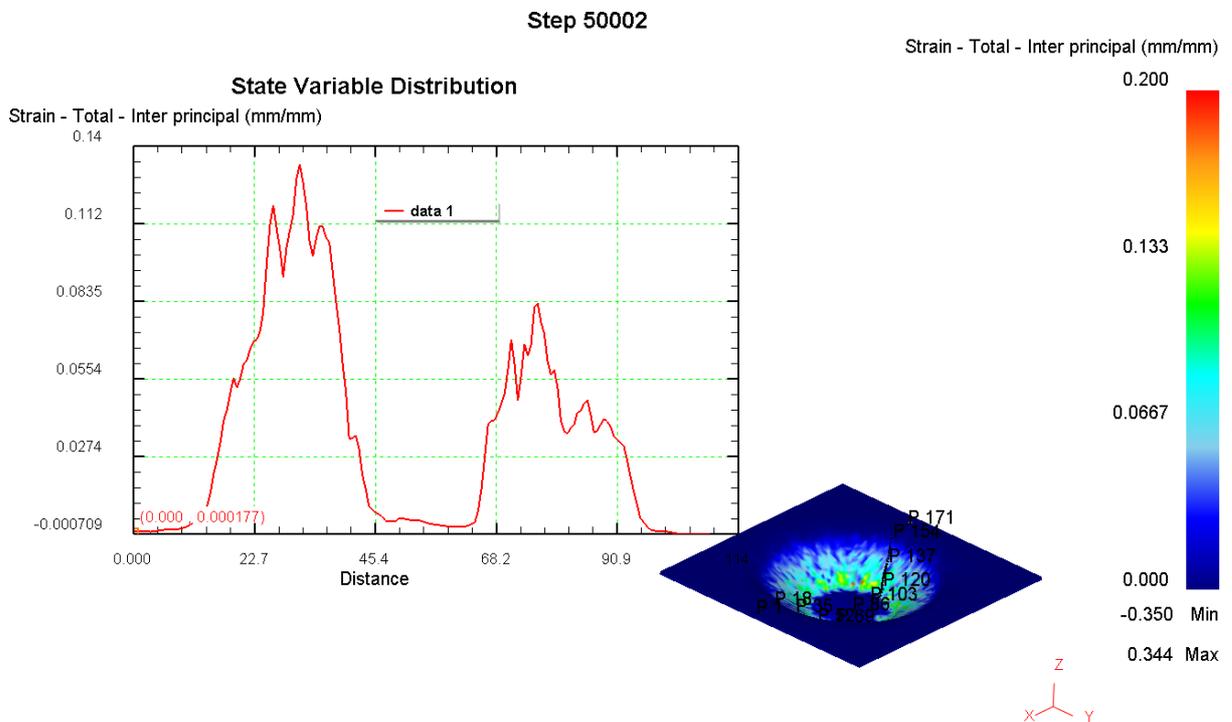


Figura 3.23 Distribución de la deformación principal ε_1 en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

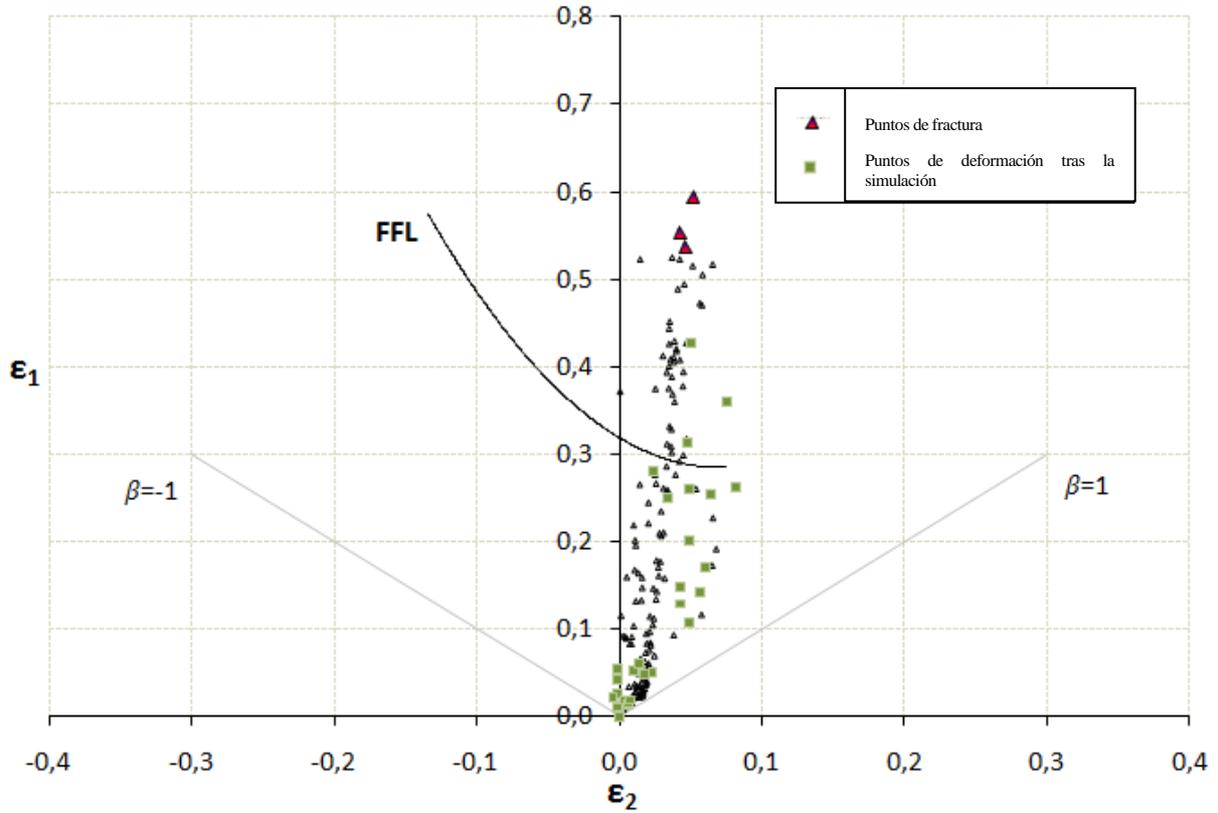


Figura 3.24 Resultados experimentales y simulados para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Superponiendo ambas nubes de puntos se observa igual que en el caso de 20 mm la nube de puntos se desplaza ligeramente hacia la derecha y los niveles de deformación son semejantes. De nuevo se observa que el programa es capaz de predecir la zona donde se va a producir la fractura gracias al estudio de las deformaciones principales.

La variación de espesor predecida por la simulación es del mismo orden que las medidas en la experimentación en la zona de fractura:

Tabla 3-2 Mediciones del espesor en la fractura para una placa de AA 2024-T3 conformada en SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

Ensayo	t_0	t_f	$\epsilon_3 = \ln \frac{t_f}{t_0}$
1°	1,2	0,6620	-0,5944
2°	1,2	0,7675	-0,4469
3°	1,2	0,6351	-0,6363
4°	1,2	0,6722	-0,5795

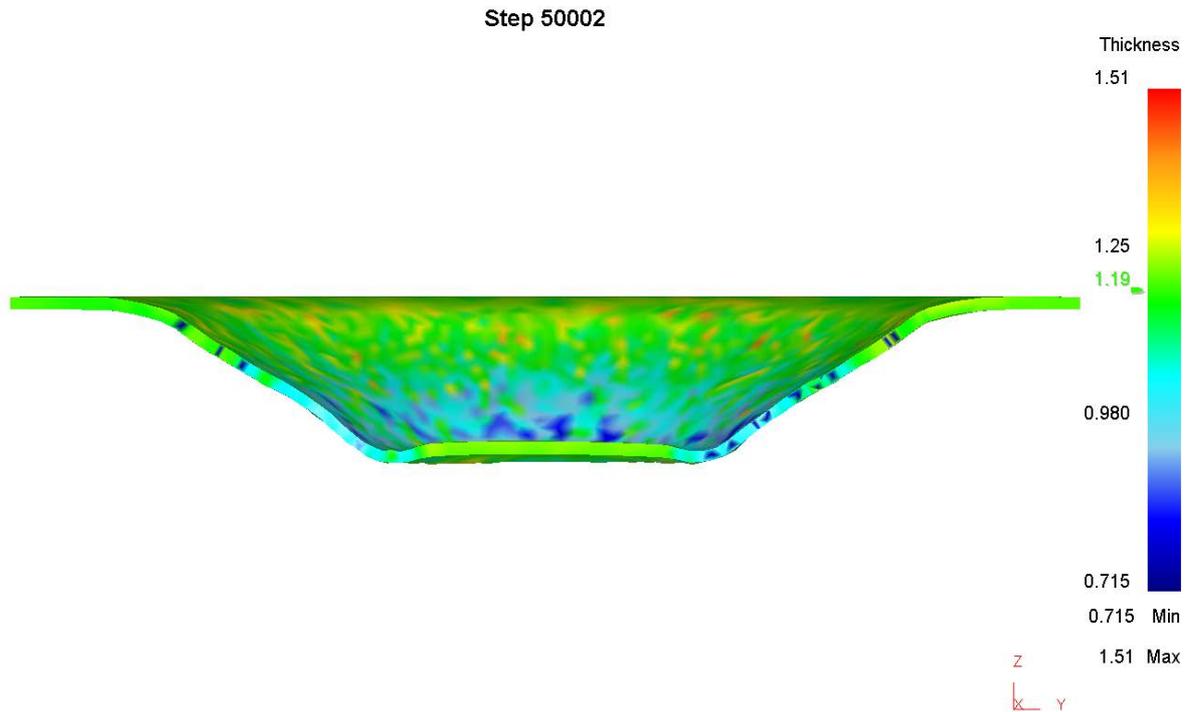


Figura 3.25 Distribución del espesor para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

Las tensiones principales residuales son:

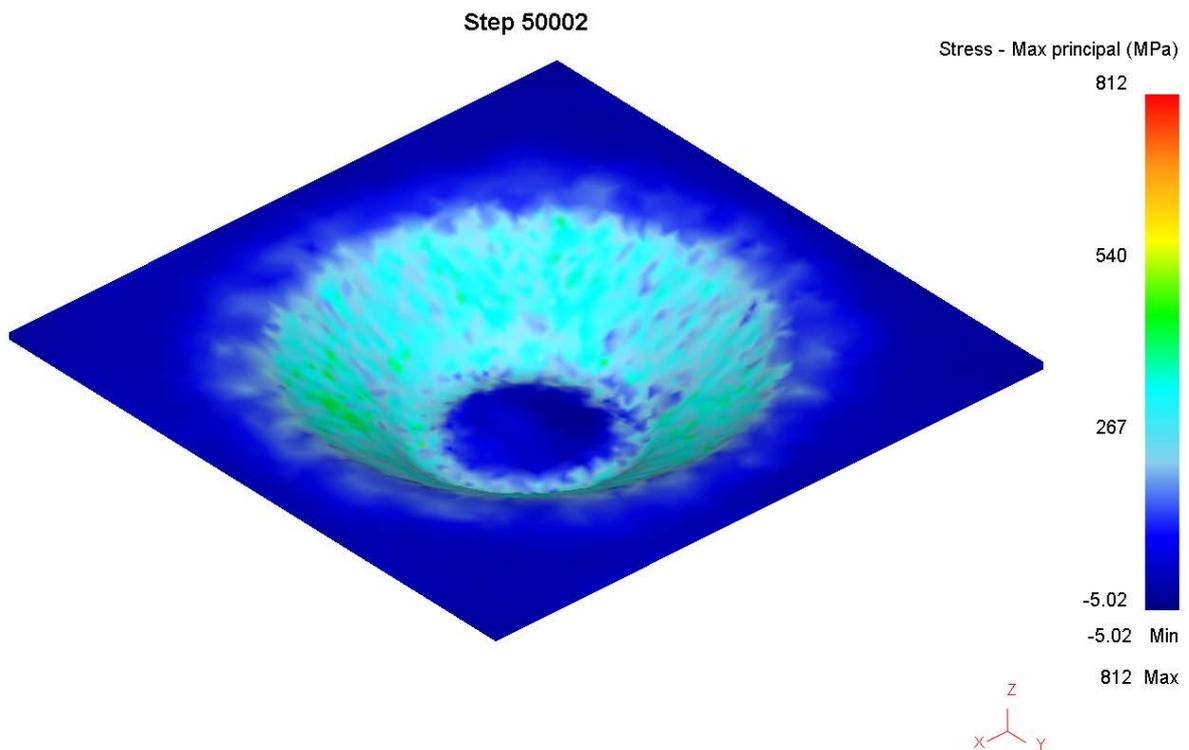


Figura 3.26 Distribución de la tensión residual principal σ_1 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

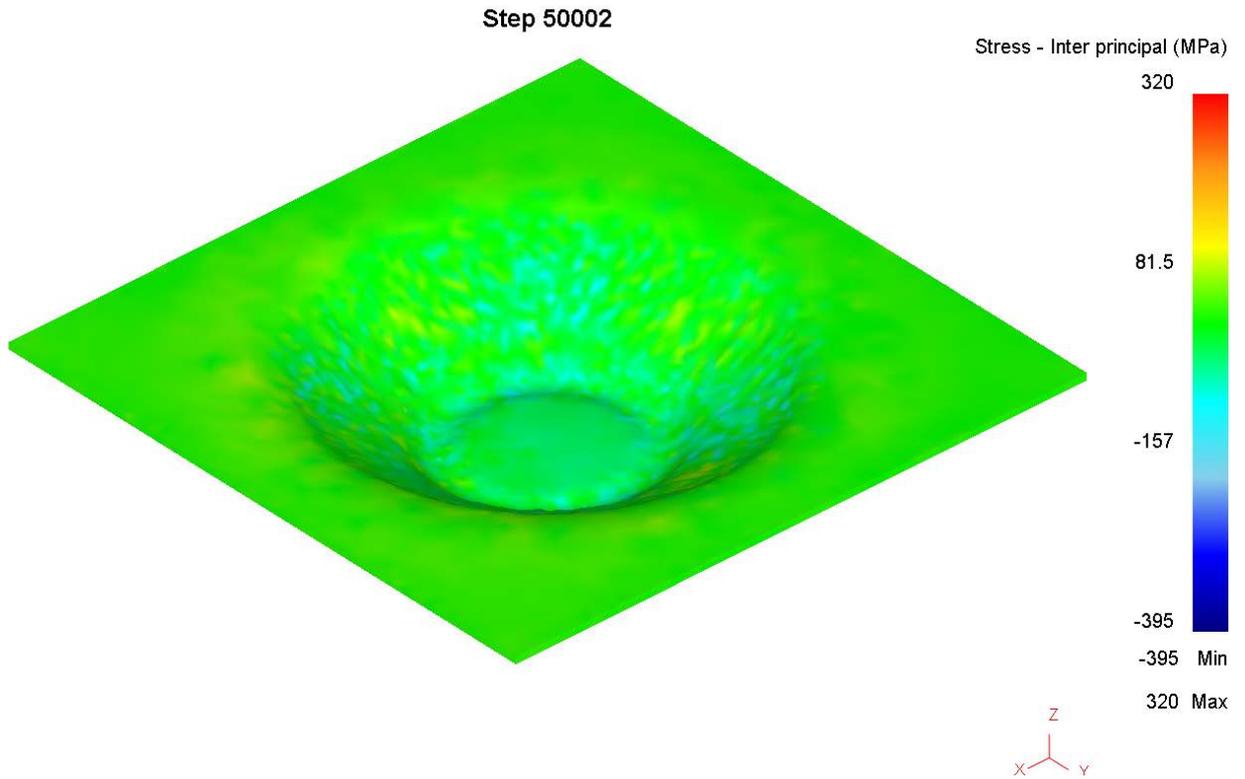


Figura 3.27 Distribución de la tensión residual principal σ_2 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

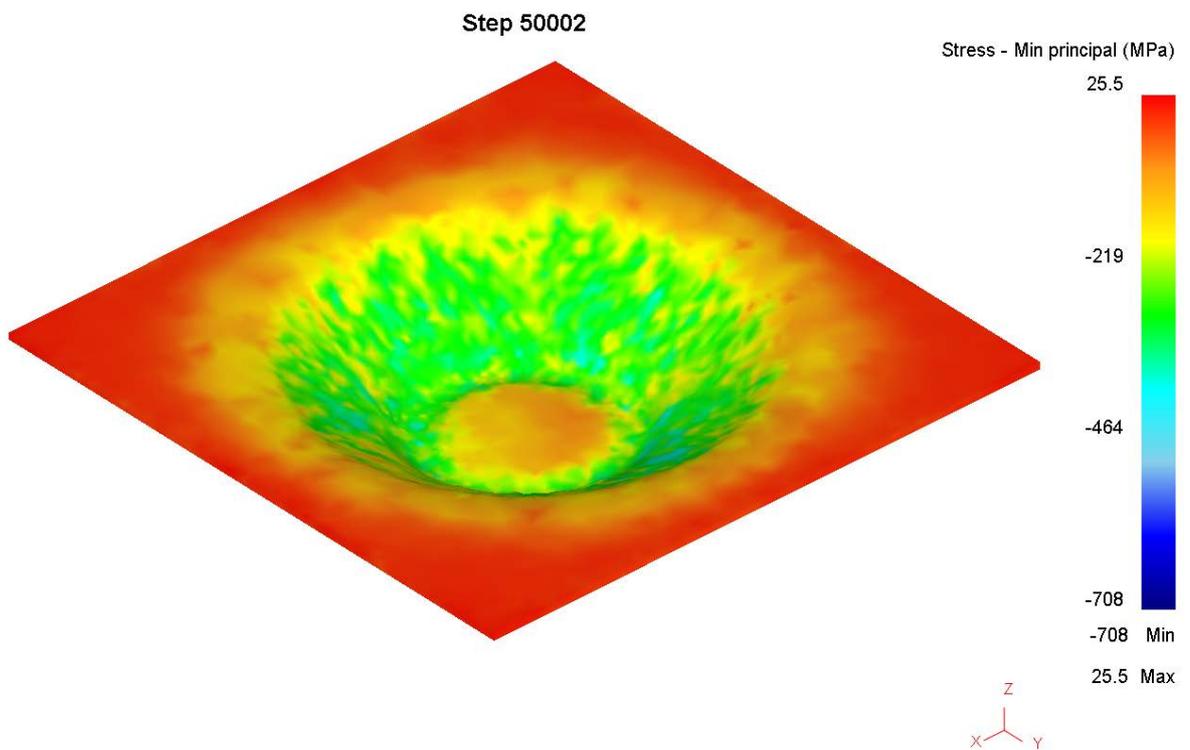


Figura 3.28 Distribución de la tensión residual principal σ_3 para una chapa AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 10 mm de diámetro

3.3 Daño acumulado.

Prevenir el fallo por fractura es vital para el conformado de metales, cuya operaciones debidamente diseñadas requieren un estudio que informe de los límite de deformación, como viene estudiándose en este proyecto. Calcular el daño acumulado a través de varios criterios nos ayudará a determinar cuando se producirá el mecanismo de fractura y donde se a producido gracias a las tensiones y deformaciones calculadas.

DEFORMTM-3D permite especificar el modelo de daño que se quiere calcular. Tiene 10 modelos diferentes entre los que elegir. Normalized Crockroft y Latham es el que calcula por defecto, aunque es posible introducir una subrutina y calcular los siguientes modelos de daño:

- 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

Entre todos nos interesa el modelo que calcula por defecto el DEFORMTM-3D, el modelo normalizado de Cockcroft & Latham:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (3.3.1)$$

Donde σ_1 es la tensión principal máxima, $\bar{\sigma}$ la tensión equivalente, $\bar{\epsilon}$ la deformación equivalente, $\bar{\epsilon}_f$ la deformación equivalente en la fractura y D el daño acumulado.

y el que se calcula en la opción Ayada damage model:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (3.3.2)$$

Donde D es el daño acumulado, $\bar{\epsilon}$ y $\bar{\sigma}$ son deformaciones y tensiones equivalentes, σ_H las tensiones hidroestáticas (en el programa aparece como *mean stress*) y σ_1 la tensión máxima principal.

Al introducir cualquier modelo de daño es necesario introducir un valor crítico, que calcularemos más adelante.

Como ya se explicó en la introducción, las curvas de límite de conformado exponen los límites de deformación que es capaz de presentar el material sin la presencia de fallo (arrugamiento, estricción o fractura):

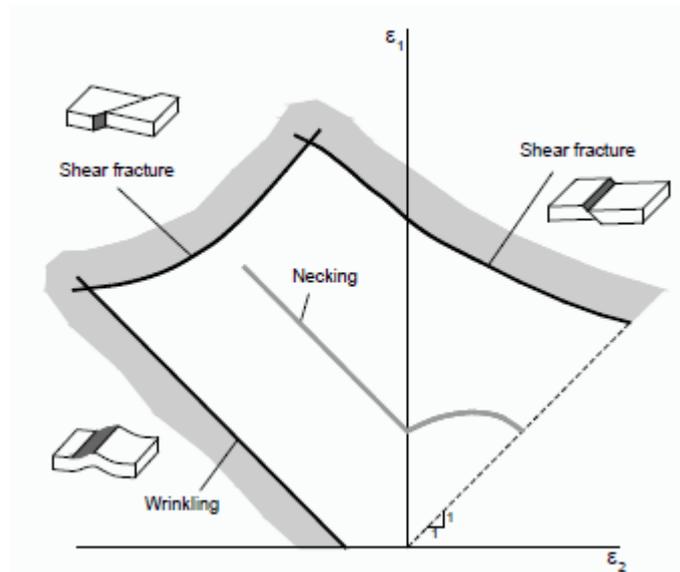


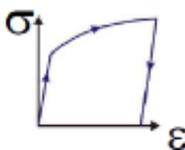
Figura 3.29 Curvas de límite de conformado, Marciniak (1982)

Kim & Yang (2003) expresaron que los límites de arrugamiento estaban influenciado por varios factores, tales como las propiedades mecánicas del material, la geometría de la placa de metal, las condiciones de contacto ejercidas por las herramientas y el nivel de tensiones y deformaciones aplicadas.

Otros autores como Swift (1952), Marciniak & kuckzynski (1967), Keeler (1968) y Goodwin (1968), explican los límites de conformabilidad por estricción a través de la forming limit curve, explicada con detalle en el punto 1.5 de este proyecto. Las curvas de límite de conformado pueden caracterizarse por 3 distintas aproximaciones:

·Desacoplada:

- Criterio de fractura dúctil : Es de implementación fácil, ya que los parámetros identificativos que usan son sencillos y de amplia aplicación. Es el criterio de fallo más abrupto pero cuenta con una fórmula empírica basada en la experiencia, en la mecánica de la fractura y es válida para estados triaxiales de tensión. No tiene deterioro. Estudiada por autores como McClintock, Cockcroft-Latham, Oyane, Rice-Tracey, Wierzbicki et al o Martins et al.

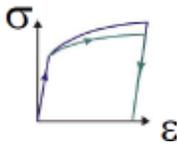


La función para el cálculo de daño crítico a aplicar es:

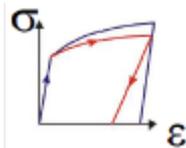
$$D_{crit} = \int_0^{\bar{\epsilon}} g \, d\bar{\epsilon} \quad (3.3.3)$$

· Acoplada: De implementación e identificación de parámetros complicada. Incluyen deterioro progresivo.

- Microfracturas basada en la mecánica del daño acumulado: No incluye rigidez elástica al deterioro y es solo válida para estado de tensiones triaxiales (con cambios de cizalladura). Estudiado por autores como Gurson, Gurson-Tvergaard, Needleman o Nahshon-Hutchinson.



- Mecánica del daño continuada: Incluye todos los aspectos de deterioro y es válida para estados de tensiones de cizalladura y triaxiales.



En este proyecto se aplica el criterio de fractura dúctil.

Desde el punto de vista de la mecánica de la fractura, el fallo por fractura en conformado de metales puede ocurrir en 3 diferentes modos de rotura. El criterio por fractura dúctil que se usa en este proyecto se basa en el modo I.

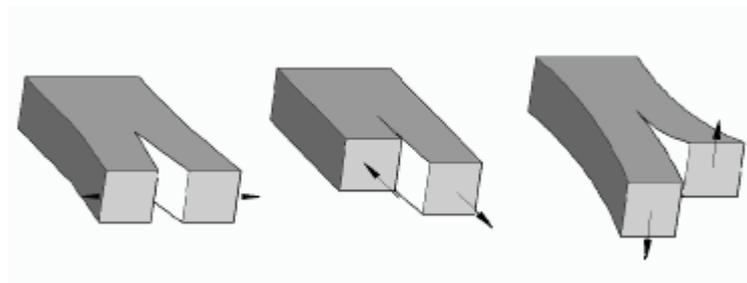


Figura 3.30 Modos de fractura: Modo I, Modo II y Modo III.

Las circunstancias bajo las cuales cada modo de fractura ocurre son identificadas en función de términos de flujo plástico y daño microestructural dúctil. Por medio de cálculo analítico es posible caracterizar el modo de fractura bajo un plano de condiciones en tensiones en el que también se tiene en cuenta la anisotropía del material.

El flujo de material plástico y el fallo por SPIF resulta del encuentro entre los modos I y II en la fractura, mientras que en métodos de conformado tradicionales, es entre el modo I y el modo III.

Para estudiar el plano en condiciones de tensión, Atkins & Mai (1985) trabajaron en el estudio de

McClintock's (1968) sobre la mecánica continua en el crecimiento de agujeros establecido para establecer una relación entre el espacio de inclusiones, el diámetro de los agujeros y el estado de tensiones triaxiales al comienzo de la propagación de la grieta. Obteniéndose:

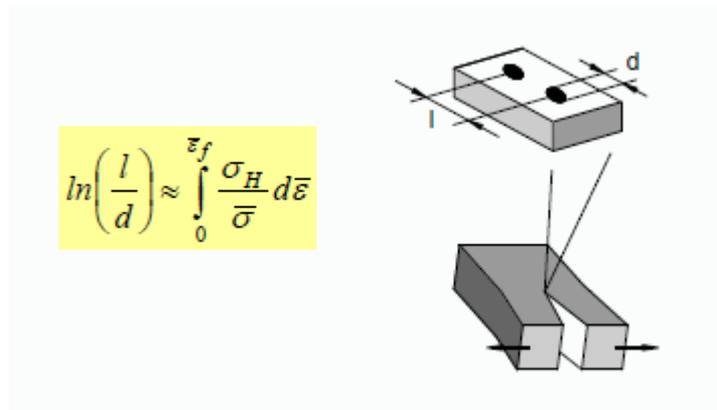


Figura 3.31 Conclusión sobre el crecimiento de agujeros en el modo I de fractura

De forma que g , en D_{crit} es igual a :

$$g = \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} \quad (3.3.4)$$

Donde el término adimensional g es una función de peso que corrige el valor acumulado de deformación equivalente acumulada hasta la fractura como una función de deformaciones producidas durante el camino de la herramienta.

Si se desarrolla, considerando el criterio de plasticidad anisotrópica de Hill's 48 bajo condiciones de tensión plana, se obtiene:

$$D_{crit} = \frac{(1+r)}{3} (\varepsilon_{1f} + \varepsilon_{2f}) \quad (3.3.5)$$

Tal y como se expone en Silva et al (2008-09-11).

Donde $\beta = d\varepsilon_1/d\varepsilon_2$ y $r = \frac{r_{0^\circ} + 2r_{45^\circ} + r_{90^\circ}}{4}$. Los valores de r e obtienen usando los datos de la tabla 2-1, donde r es igual a 0.885 si se tiene en cuenta la anisotropía del material e igual a 1 si se supone que es isótropo. Con esta última ecuación, se concluye que el límite de fractura por tensión en el modo I es equivalente a la reducción crítica de espesor (del nivel de deformaciones que presenta) e independiente del camino de deformaciones.

Lo expuesto es, en resumen, la posibilidad de demostrar con las ecuaciones (3.3.3) e (3.3.5) que posible corroborar si el daño acumulado en la simulación es el daño crítico que presenta la placa en el caso experimental cuando aparece fractura dúctil: la ecuación (3.3.3) calculará el daño acumulado hasta la deformación de fallo en la simulación y la ecuación (3.3.5), desarrollada y expuesta en Silva et al (2008-09-11), permite calcular el valor del daño crítico a partir del parámetro r y las deformaciones principales máxima

e intermedia finales calculadas en el caso experimental.

De esta forma, el cálculo del daño acumulado nos permitirá predecir si en la simulación se ha alcanzado el daño crítico, es decir, calculando el daño acumulado se podrá asegurar que allí donde su valor alcance el crítico será donde se haya iniciado la fractura. Esto no quiere decir que la fractura siempre se producirá exactamente en el mismo punto pero si corrobora que se iniciará cuando el desplazamiento de la herramienta llegue a la profundidad obtenida en el caso experimental.

Los resultados obtenidos, suponiendo el material isótropo por razones explicadas en el apartado 1 y 2, son:

· Herramienta de 20 mm de diámetro:

El valor del daño crítico, obtenido a partir de los valores de deformación principal finales de las gráficas 3.9 y 3.24 :

$$D_{crit} = \frac{2}{3}(0.45 + 0.05) = 0.33$$

· Herramienta de 10 mm de diámetro:

El valor del daño crítico:

$$D_{crit} = \frac{2}{3}(0.53 + 0.04) = 0.38$$

3.3.1 Modelos de daño calculados

3.3.1.1 Criterio de Cockcroft & Latham normalizado

Es un criterio común usado en operaciones de conformado metálicos, la fractura ocurre cuando la energía de deformación plástica por unidad de volumen alcanza cierto valor crítico. La clave de este concepto está basada en el campo de tensiones, en el cual la tensión equivalente es multiplicada por factores adimensionales para obtenerse el criterio de Cockcroft-Latham, que en el caso de estar normalizado es el siguiente:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_1}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (3.3.3.1.1)$$

Donde σ_1 es la tensión principal máxima, $\bar{\sigma}$ la tensión equivalente, $\bar{\epsilon}$ la deformación equivalente, $\bar{\epsilon}_f$ la deformación equivalente en la fractura y D el daño acumulado. Los resultados de la deformación y tensión equivalente se exponen en los anexos A y B.

Dicho criterio suele mencionarse como ‘criterio de fractura dúctil’ porque puede ser usado para evaluar condiciones de fractura cuando las deformaciones plásticas son importantes. Sin embargo, debe exponerse que la separación del material en este criterio es subyacente al concepto de fractura (rotura de enlaces) más que a la fractura por deslizamiento de cizalla (modo de fractura).

Dicho método ha sido usado exitosamente para predecir la fractura en el borde de la grieta en procesos de conformado en frío, como el laminado.

Anteriormente a la informática calcular el daño acumulado era una tarea ardua y costosa, pero gracias a programas como el DEFORM™-3D se ha avanzado mucho en modelos computacionales que permiten crear un mapa del daño acumulado en el material a conformar. Tal y como mostramos a continuación.

3.3.1.1.1 Herramienta de 20 mm de diámetro

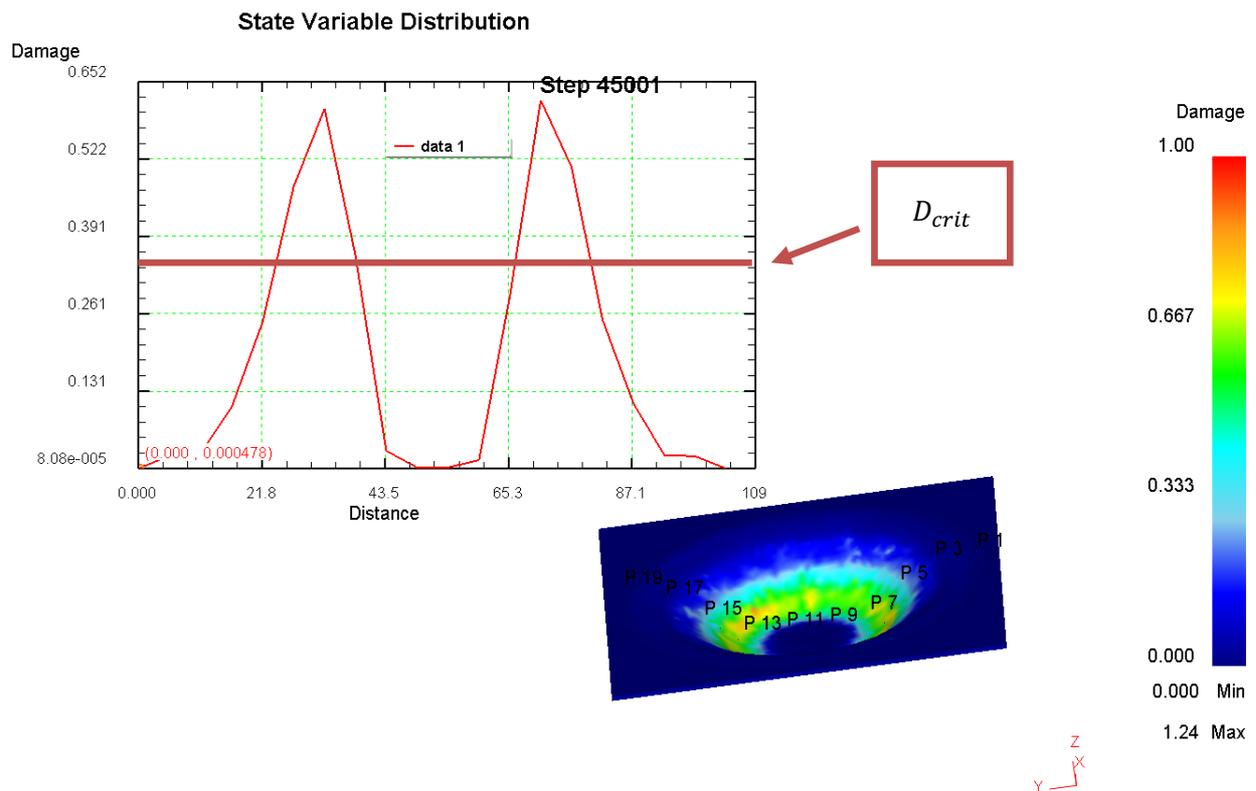


Figura 3.32 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Cockcroft-Latham en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

3.3.1.1.2 Herramienta de 10 mm de diámetro

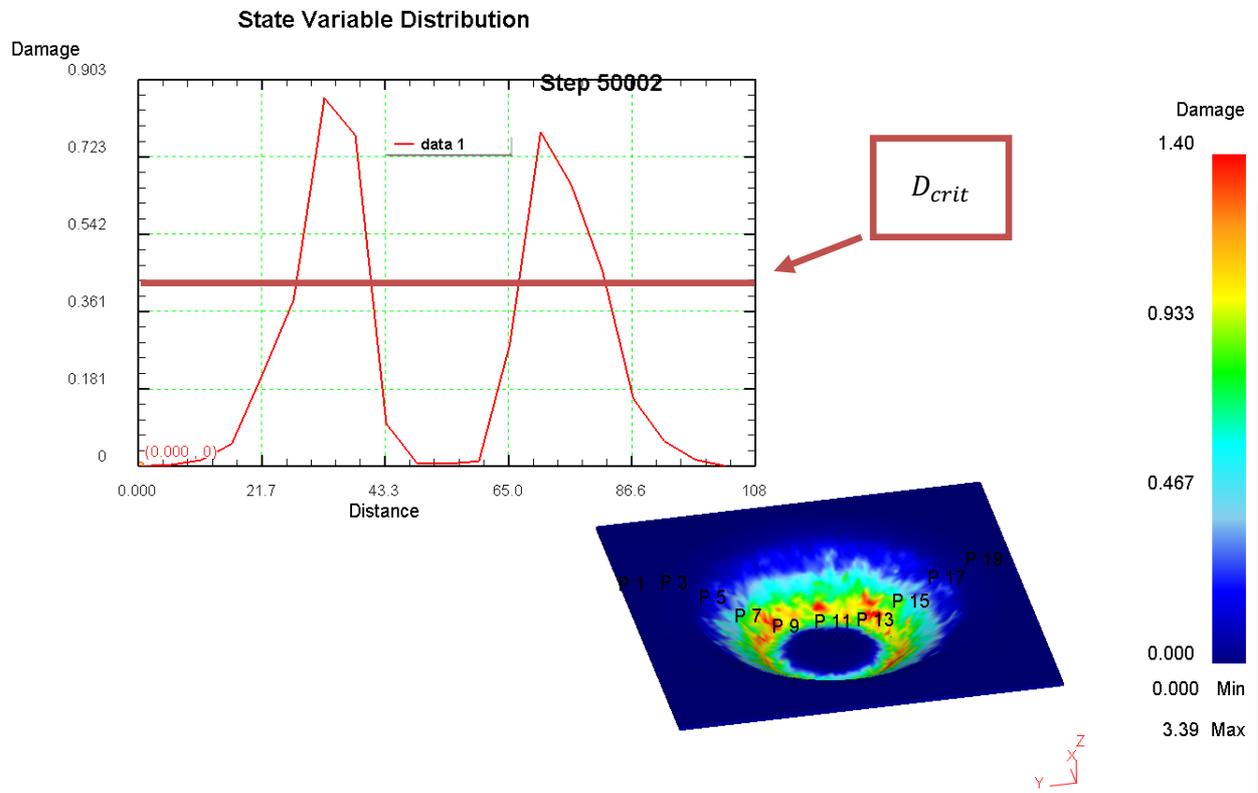


Figura 3.33 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Cockcroft-Latham en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

Se observa que tanto para la herramienta de 10 mm y de 20 mm los valores calculados son superiores al daño crítico calculado por la ecuación (3.3.5).

3.3.1.2 Criterio de Ayada

Alternativamente, existen más modelos para indicar el daño acumulado cuando se va a producir fractura dúctil durante el conformado. Este criterio es el que se viene explicando desde un principio para el SPIF (capítulo 3.3) y con el que realmente se quiere comparar. Autores como Silva et al. (2008-09-11) lo usan y desarrollan la obtención de la fórmula de daño crítico para modo I de fractura ya expuesta con anterioridad. Recuérdese que este criterio se regía por la fórmula:

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon} \quad (3.3.3.2.1)$$

Donde D es el daño acumulado, $\bar{\epsilon}$ y $\bar{\sigma}$ son deformaciones y tensiones equivalentes, σ_H las tensiones hidroestáticas (en el programa aparece como *mean stress*) y σ_1 la tensión máxima principal.

Se verá a posteriori que por tanto los valores de daño acumulados calculados bajo el criterio de Ayada se asemejan más al daño crítico calculado con anterioridad con los resultados experimentales del Proyecto de Fin de Carrera de José Alfonso Iglesias Soltero (2014) publicado por Centeno et al.(2013).

3.3.1.2.1 Herramienta de 20 mm de diámetro

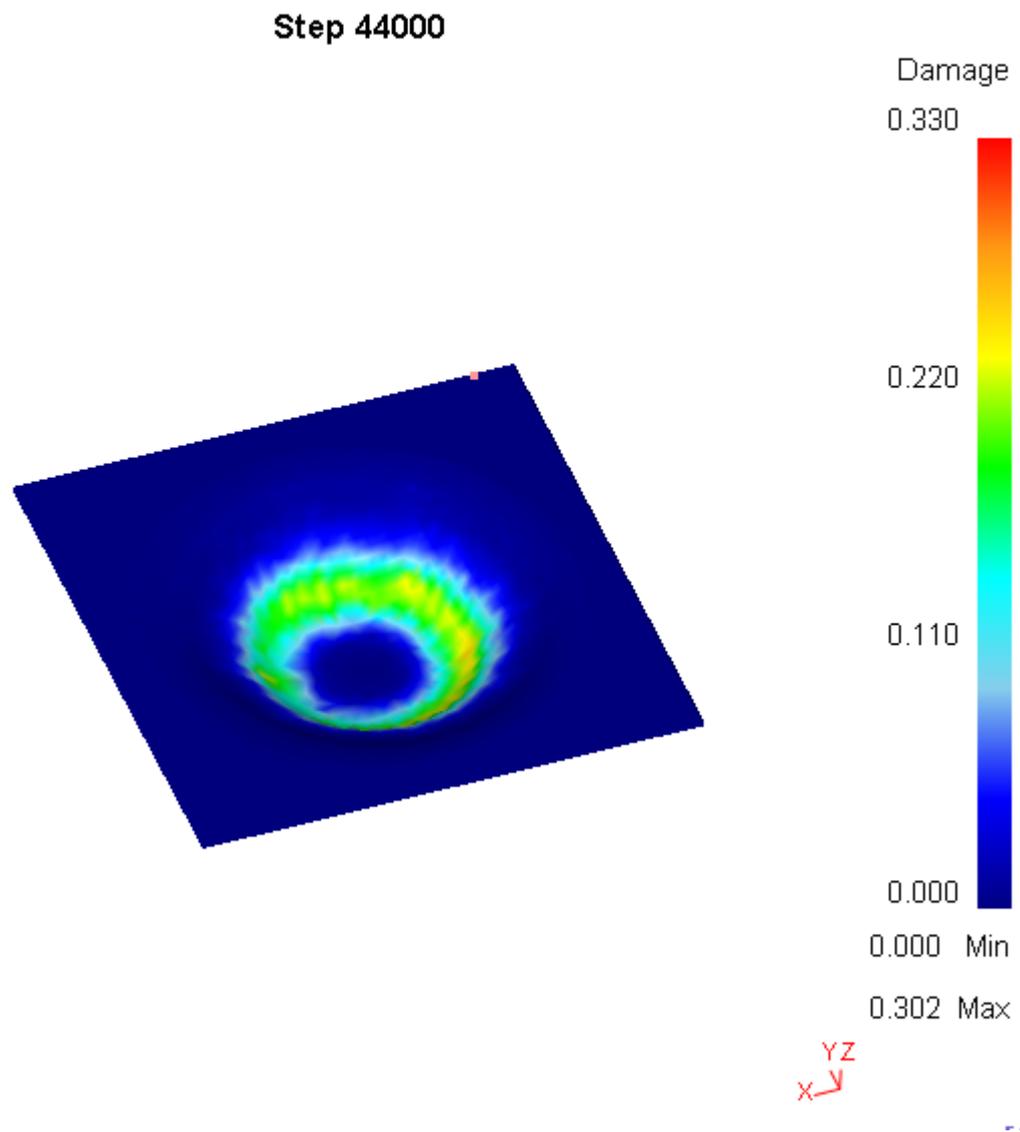


Figura 3.34 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Ayada en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Se observa que el valor obtenido en las zonas de máxima deformación principal es el calculado anteriormente como daño para la herramienta de 20 mm de diámetro:

$$D_{crit} = \frac{2}{3}(0.45 + 0.05) = 0.33$$

3.3.1.2.2 Herramienta de 10 mm de diámetro

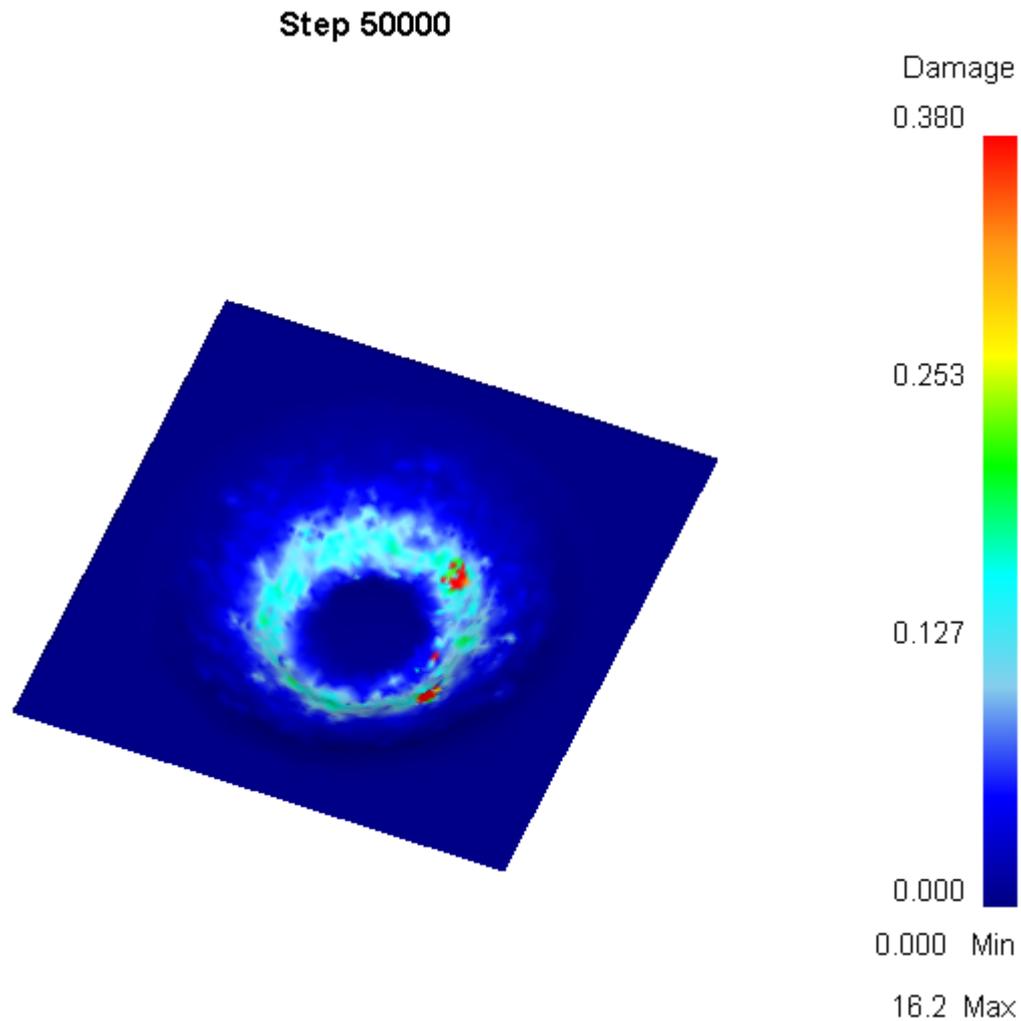


Figura 3.35 Distribución de la acumulación de daño según el criterio Ayada en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF con una herramienta de 20 mm de diámetro

Se observa que el valor obtenido en las zonas de máxima deformación principal es el calculado anteriormente como daño para la herramienta de 10 mm de diámetro:

$$D_{crit} = \frac{2}{3}(0.53 + 0.04) = 0.38$$

4 CONCLUSIONES Y DESARROLLOS FUTUROS

4.1 Conclusiones

En este proyecto se ha realizado un modelo de elementos finitos en DEFORM™-3D de chapas de AA2024-T3 de 1.2 mm de espesor sometidas a un proceso de conformado incremental mono-punto, de manera que las simulaciones permitieran analizar los estados de tensiones/deformaciones que se producen en el proceso. El análisis de variables tales como las deformaciones principales en el plano de la chapa, y su similitud con los valores de éstas obtenidos del análisis de ensayos experimentales previos utilizando el sistema óptico ARGUS® permitieron validar el modelo realizado.

Sin embargo, debido al alto tiempo de cálculo se realizaron una serie de hipótesis simplificadoras en el modelo: se consideró el material como isótropo y la placa a conformar tiene condiciones de contorno de empotramiento en sus extremos. Estas simplificaciones pueden influir en las pequeñas discrepancias entre los resultados numéricos y experimentales, pero fueron tomadas con el fin de aligerar los tiempos de cálculo por ordenador sin que los resultados de la simulación se alejaran del proceso real.

De esta forma, se realizaron simulaciones de los citados experimentos previos en SPIF siguiendo las herramientas las mismas trayectorias que en los ensayos experimentales. Se simuló el proceso para herramientas de diámetros 20, 10 y 6 mm, obteniéndose resultados consistentes para las herramientas de 20 y de 10 milímetros de diámetro, mientras que para la herramienta de 6 mm se producía una fuerte indentación que invalidaba la simulación. Para los diámetros de 20 y 10 mm se obtuvieron en las simulaciones numéricas niveles de deformaciones principales similares a los experimentales para las profundidades de herramienta a las que se produce el fallo en dichos ensayos experimentales. Las deformaciones principales de los ensayos experimentales se compararon con los valores obtenidos en las simulaciones numéricas dentro del diagrama límite de conformado del material para cada caso.

También se analizaron los niveles de daño crítico a los que ocurre el fallo en los ensayos experimentales para cada caso y se aplicaron 2 criterios de daño acumulado durante el conformado del material. Los resultados evidencian que el daño acumulado proporcionado por el criterio de Ayada proporciona valores cercanos al daño crítico, por lo que parece que este criterio de daño permite predecir mejor el fallo del material que otros criterios analizados, como se indica en una serie de trabajos de investigación citados en este documento.

Además se analizó el efecto beneficioso que tiene la presión hidrostática en el conformado incremental, corroborándose que dicho efecto aumenta con la disminución del diámetro de la herramienta, como se ha comprobado en estudios previos del grupo de investigación.

Por último, cabe mencionar la influencia del radio de la herramienta en la precisión geométrica que debía tener la malla de elementos finitos, habiéndose comprobado que es necesario un mallado más fino para menores diámetros de herramienta.

4.2 Desarrollos futuros

En primer lugar, una vez validado el modelo, se podrían analizar numéricamente la influencia de distintos parámetros tales como la influencia de la fricción, el giro de la herramienta, su velocidad de avance, obtener resultado para diámetros intermedios de herramienta o determinar cual es el diámetro límite para el cual el modelo realizado en DEFORMTM-3D ya no es capaz de simular correctamente el flujo del material. También se podría realizar un análisis de sensibilidad del tamaño de elementos, analizando los resultados para distintos tamaños la malla que permitan determinar el rango de tamaños de elementos que hacen que el modelo describa correctamente la realidad.

Por otro lado, se podrían implementar nuevos modelos numéricos en *softwares* diferentes de elementos finitos, tanto basados en cálculo explícito tales como LS-Dyna[®], como implícitos como Abaqus[®], que permitiesen comparar los resultados con los experimentales, a fin de determinar qué programa es el más adecuado para simular el proceso de SPIF sin que se disparen los tiempos de cálculo.

También podrían endurecer las hipótesis iniciales, como por ejemplo incluir en el modelo la anisotropía del material, y comparar los resultados con los aquí expuestos.

Por último, el análisis numéricos de SPIF con DEFORMTM-3D podría extenderse a otras variantes de aplicación industrial del SPIF, tales como el rebordado de agujeros o *hole flanging* por SPIF.

Adicionalmente, podría completarse el diagramas límite de conformado del AA2024-T3 con el análisis de deformaciones límite en ensayos Nakazima realizados en la zona biaxial del FLD.

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.

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., 2012. Hole-Flanging by incremental sheet forming. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 1 (59), pp.46-54

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.

Emmens W & Van den Boogard, A., 2011 Cycling stretch-bending ; Mechanics, stability and formability. *Journal of Material processing Technology*, Volume 211, pp. 1965-1981.

Filice, L., Fantini, L. & Micari, F., 2002. Analysis of Material Formability in Incremental Forming. *Annals of the CIRP* , Volume 51, pp. 199-202.

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.

Hirt, G., Bambach, M. & Chouvalova, I., 2003. *Process Limits and Material Behaviour in Incremental Sheet Forming with CNC-Tools*. Madrid.

Huang, Y. et al., 2008. STUDIES OF SIZE EFFECT ON THE FORMABILITY OF A DOMED PART IN INCREMENTAL. Illinois, MSEC/ICMP2008

Iglesias, J. Evaluación de la mejora de la conformabilidad en chapas de AA2024-T3 para procesos de conformado incremental. Trabajo de Fin de Carrera. *University of Seville*.

Iseki, H., Kato, K., Kummon, H. & Osaki, K., n.d. Flexible and Incremental Sheet Metal Bulging Using a Few Sphericak Rollers. *TR. JSME*, Volume 59, pp. 2849-2854.

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*.

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

Jewies, 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.

Kim, Y. & Park, J., 2002. Effect of process parameters of formability in incremental forming of sheet metal. *Journal of Materials and Processing technology*, Volumen 130-131, pp. 42-46.

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.

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

Micari, F & Ambrogio, G., 2004. *A common shape for conducting Incremental Forming Tests*.

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. 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.

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

Stoughton, T. & Yoon, J., 2011. A new approach for failure criterion for sheet metals. *International Journal of Plasticity*, vol 27, pp. 440-459.

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.

Vallellano, C., Morales, D., Martínez, A. & García-Lomas, F., 2010. On the use of Concav-side Rule and Critical Distance Methods to Predict the influence of Bending on Sheet-metal Formability. *International Journal of Material Forming*, Issue 27, pp. 1167-1170.

Young, D. & Jewies, J., 2005. Forming Limit Diagrams for Single Point Incremental Forming of Aluminium IMECHE part B. *Journal of Engineering Manufacture*, Volume 219 part B, pp. 1-6.

a. Tensiones hidrostáticas

Como se describió en la introducción, la tensión hidrostática es un mecanismo que se produce durante el SPIF y es uno de los fenómenos más importantes que explica el aumento de conformabilidad. En cualquier estado de tensiones σ_{ij} , hay una componente hidrostática σ_H , causante del cambio de volumen, que puede ser expresada en función de las tensiones principales σ_1 , σ_2 , y σ_3 :

$$\sigma_H = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} \quad (3.3.1.1)$$

Y por lo tanto no interviene en el cambio de forma ni en deformación plástica en los metales.

Como se describe en *Emmens et al.* (2009) si la componente hidrostática es negativa tendrá un efecto de compresión en dicha zona evitando el crecimiento de los microhuecos internos, por tanto ésta no tendrá influencia en la estabilización y localización de la deformación pero si en el retraso de la fractura.

En el proyecto de Fin de Carrera de Francisco José Ruiz Ferrete (2014) se deduce que la tensión hidrostática está fuertemente ligada a la tensión de contacto, la componente σ_3 en la zona de contacto herramienta-punzón. También se expone como la tensión hidrostática aumenta a lo largo del espesor hasta llegar a un valor máximo en la cara exterior, tal y como publica Frang et al (2014).

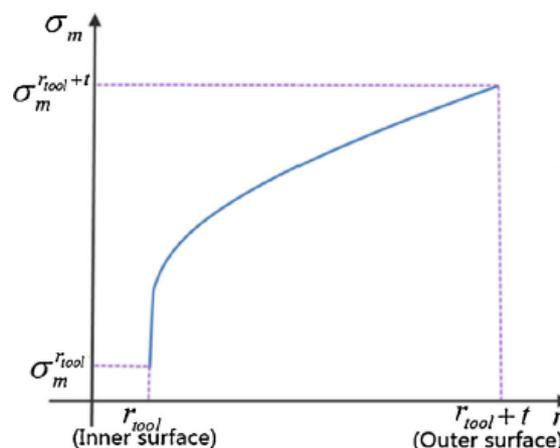


Figura A.1 Evolución de la presión hidrostática en el espesor (Fang et al. (2014))

La forma creciente de la curva se explica mediante dos causas fundamentales, la tensión de contacto (σ_3 en la zona de contacto de la herramienta) y la flexión o *bending*:

La tensión σ_3 aumenta a través del espesor variando de valores negativos a cero, avanzando del interior al exterior de la placa. En la cara externa, el valor de σ_3 es nulo debido a que no hay contacto con ningún elemento; esto hace que en la cara externa no haya prácticamente componente σ_3 por lo que el valor de la presión hidrostática aumenta.

La flexión que se produce en caso de flexión pura genera tensiones de compresión en la cara interna y de tracción en la exterior. Si a esto se une al estirado o *stretching* que se produce durante el SPIF el resultado será que la cara externa estará sometida a mayor tracción, pudiendo la cara interna estar sometida también a tracción o a compresión, dependiendo del valor de la propia flexión, mecanismo que aumenta en importancia cuanto menor sea el tamaño de la herramienta. Es por esto por lo que la cara interior de la chapa siempre estará sometida a una sollicitación en términos de tensión menor que la externa, produciendo menores valores de presión hidrostática.

El diámetro del punzón influye en la generación de mayor gradiente de deformaciones tal y como se estudia en Martínez (2012):

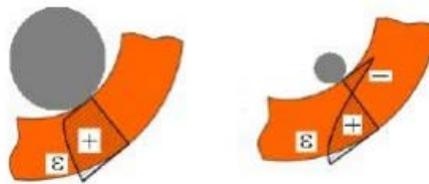


Figura A.2 Efecto del tamaño de la herramienta en el gradiente de deformaciones de la chapa.

A menores diámetros de herramienta menor valor medio se va a obtener de tensión hidrostática, llegando incluso a tener una media de compresión, y por tanto tardando más tiempo en aparecer la grieta y producirse la fractura o fallo del material.

Cuando la punta del punzón se acerca a punto de la chapa arbitrario, pero aún se mantiene lo suficientemente lejos, se produce un pico de tensión hidrostática máxima, conforme nos vamos acercando este valor máximo disminuye hasta que la herramienta pasa por dicho punto, dándose entonces un valor negativo que ayudaría a evitar el fallo del material, mejorando así la conformabilidad en SPIF.

i. Herramienta de 20 mm de diámetro

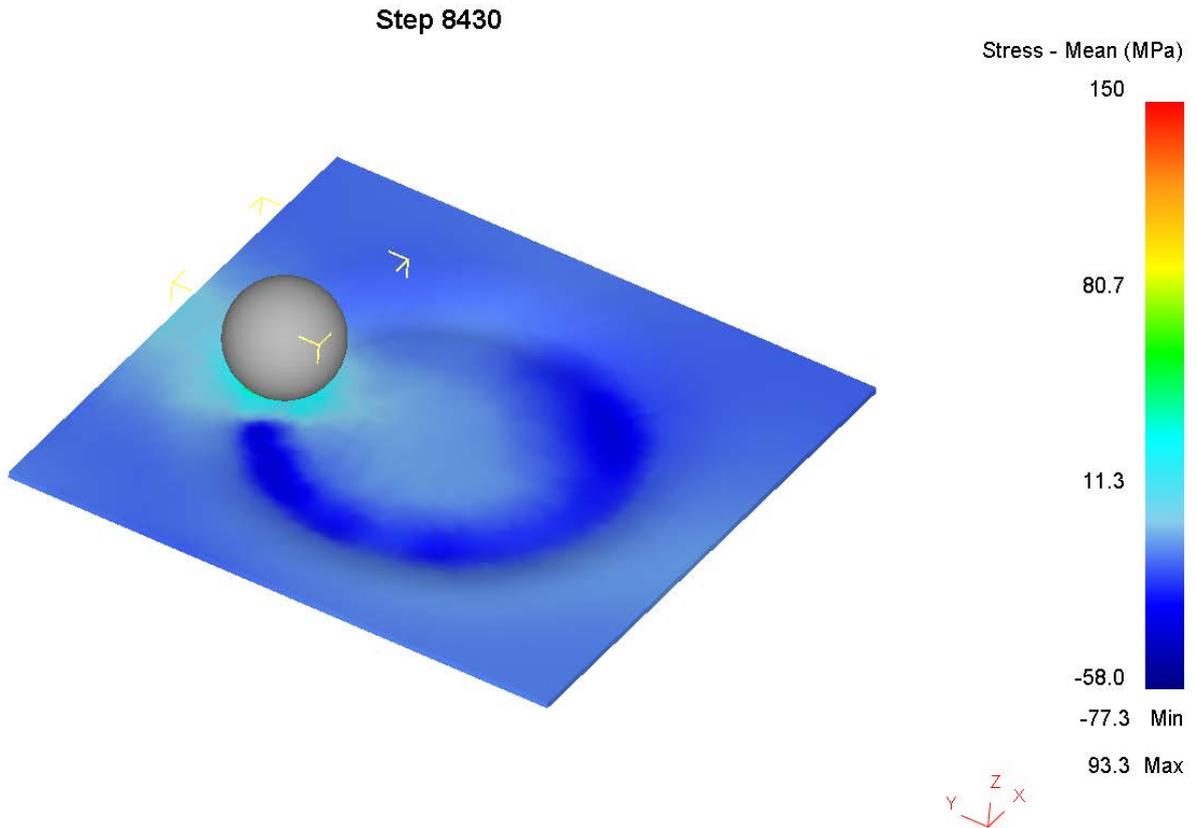


Figura A.3 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro y posición de la herramienta

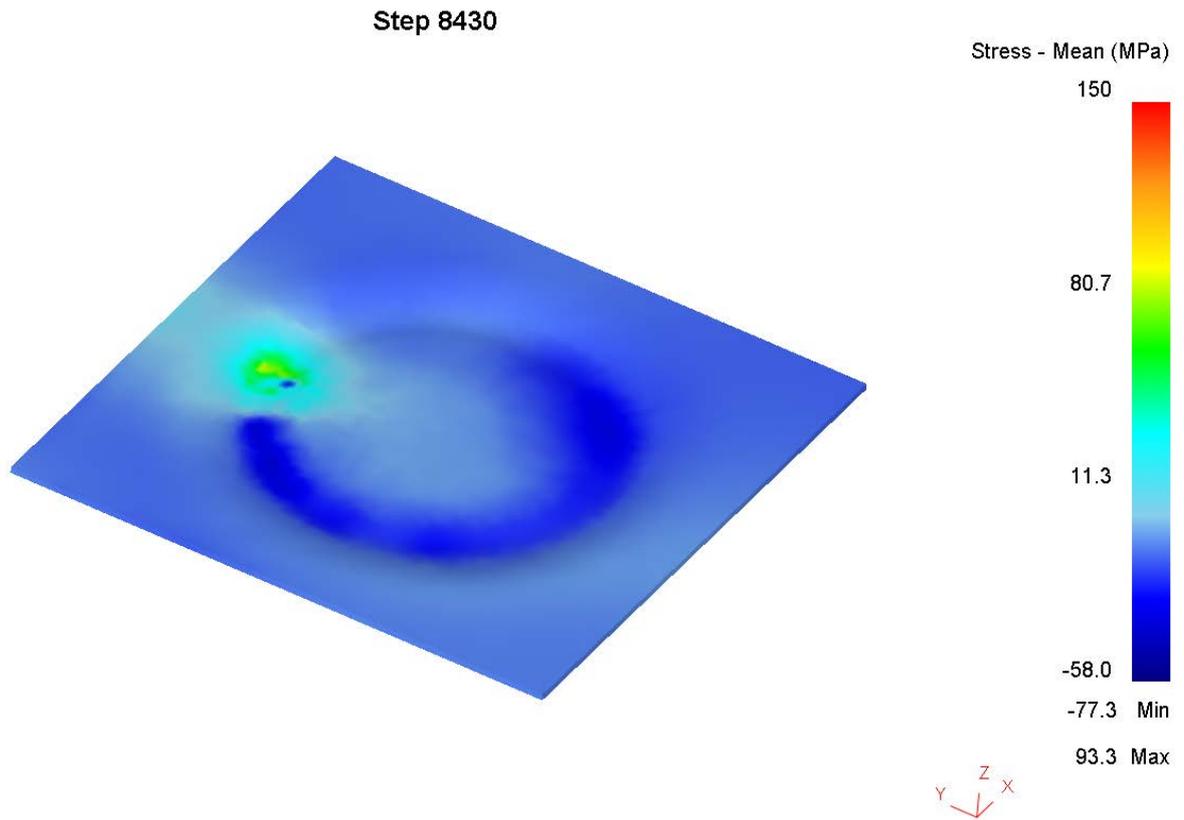


Figura A.4 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro

Se observa el pico de deformación hidrostática negativa en el punto de aplicación de la herramienta, la cual, como ya se ha mencionado es un efecto beneficioso para la conformabilidad en el SPIF.

Una vez terminada la simulación:

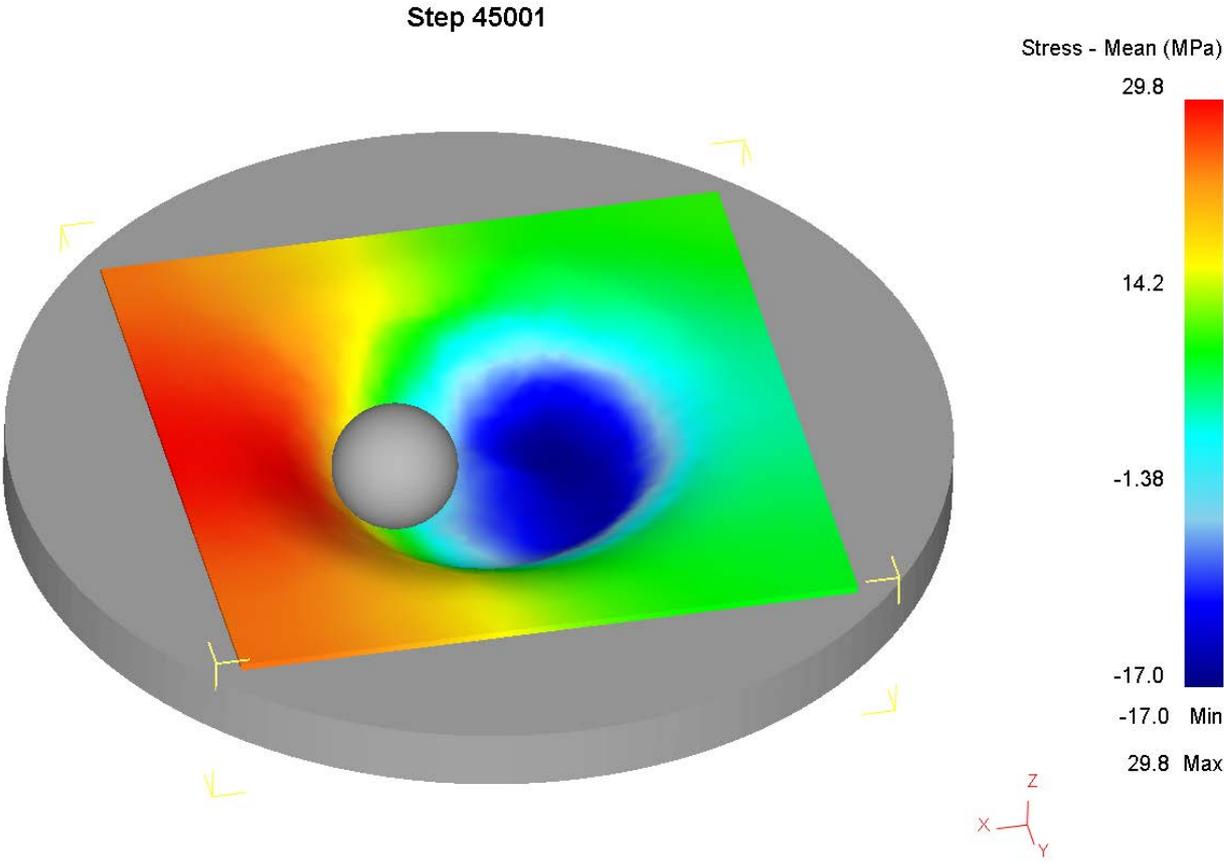


Figura A.5 Distribución de la tensión residual hidrostática al finalizar el conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro

ii. Herramienta de 10 mm de diámetro

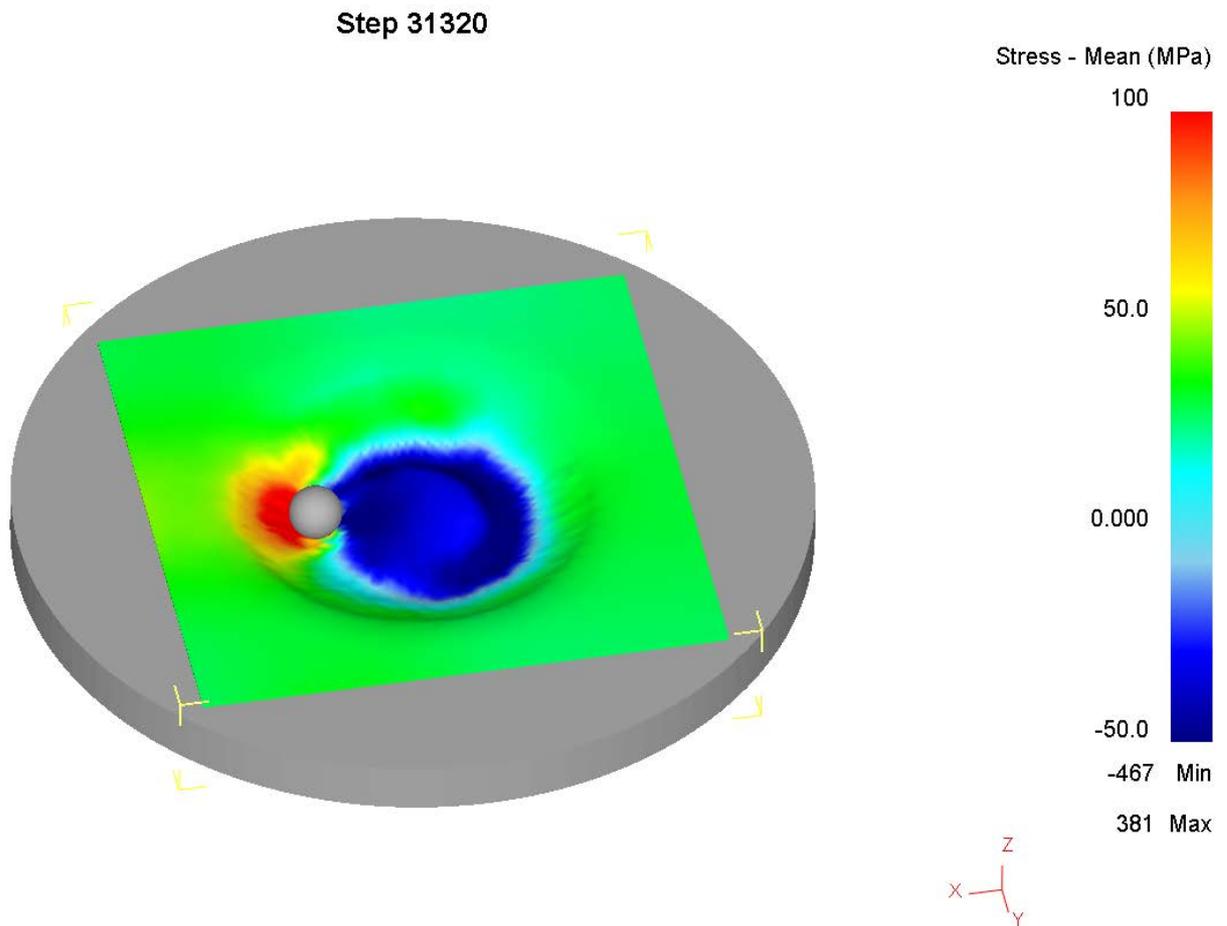


Figura A.6 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 10 mm de diámetro y posición de la herramienta

Step 31320

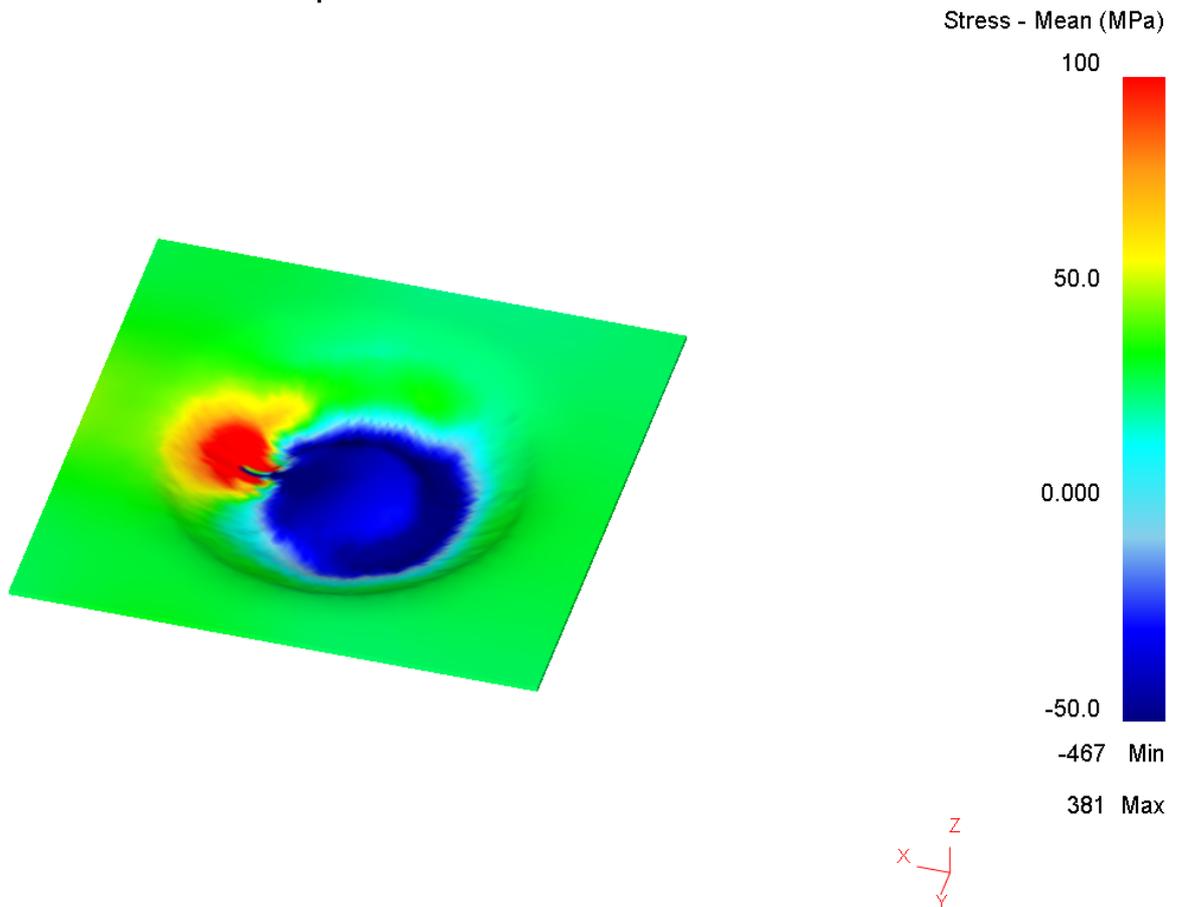


Figura A.7 Distribución de la tensión hidrostática al inicio del conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 10 mm de diámetro

Se observa que también ocurre el pico negativo en el punto de aplicación de la herramienta, pero también que dicha zona es mayor, por lo que el efecto beneficioso de la presión hidrostática aumentará. Al avanzar el punzón el mismo punto que se encontraba a compresión pasará a un estado de tracción, lo cual si la compresión es de mayor nivel compensará más la tracción que se produce a posteriori. Esto último conduce a la afirmación de que conforme menor sea el diámetro de la herramienta más ventajoso será el efecto de la tensión hidrostática.

Al final la simulación:

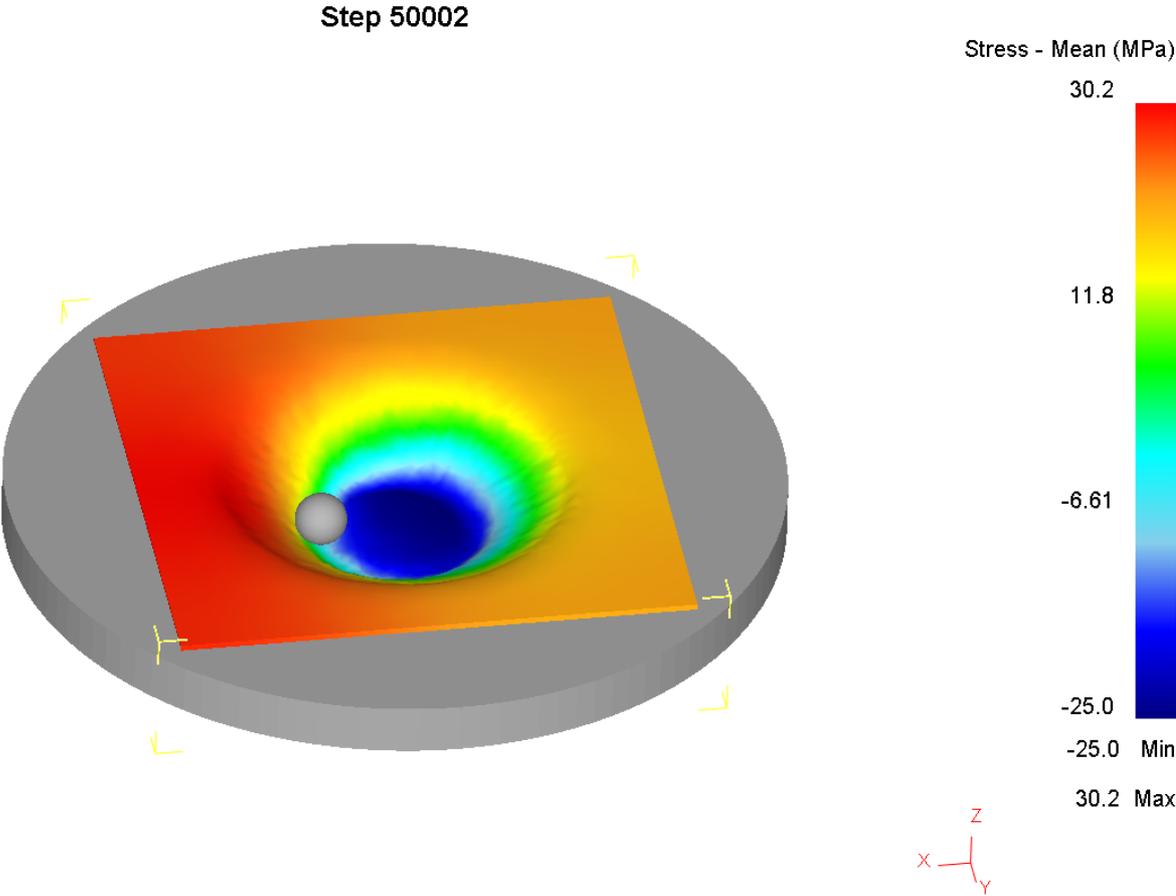


Figura A.8 Distribución de la tensión residual hidrostática al finalizar el conformado por SPIF para una placa de AA2024-T3 con una herramienta de 20 mm de diámetro

a. Tensiones y deformaciones equivalentes.

Dado que los criterios de daño usado dependen de sus valores, se exponen los valores obtenidos por la simulación.

i. Tensiones equivalentes

1. Herramienta de 20 mm de diámetro

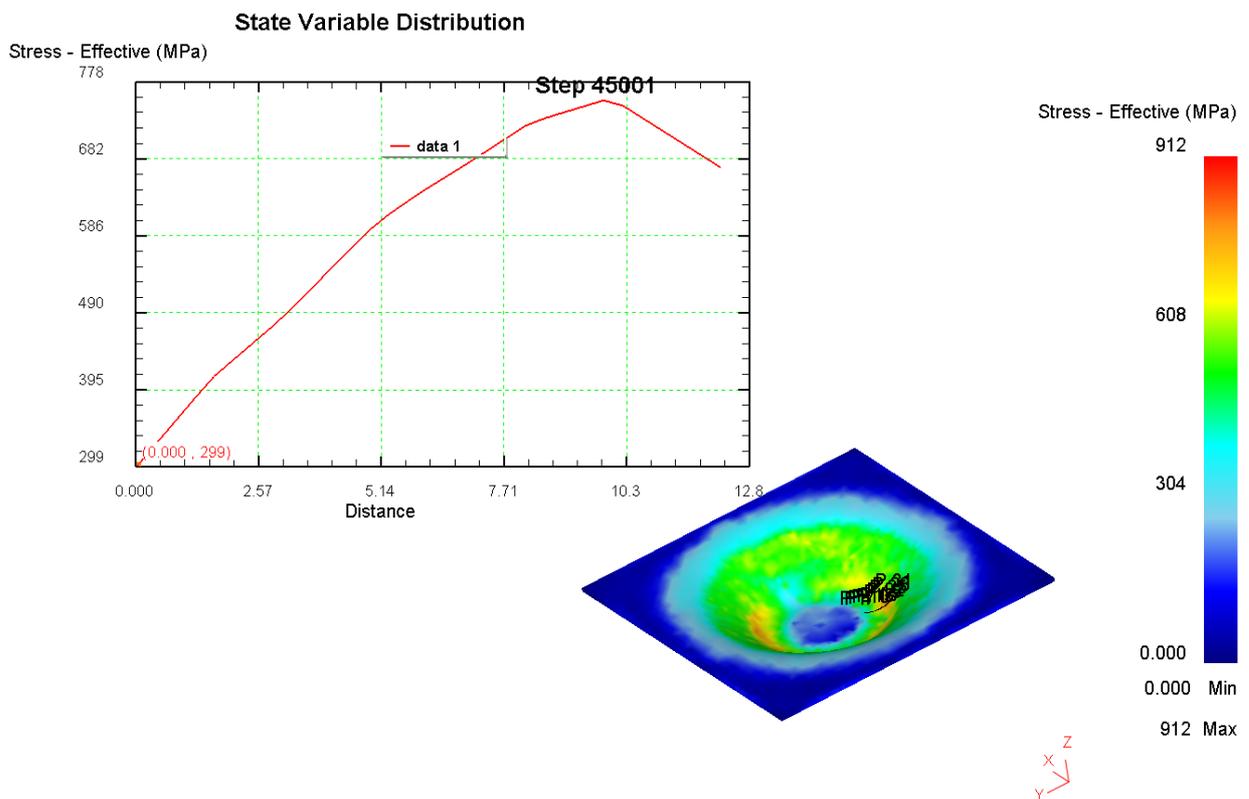


Figura B.1 Distribución de la tensión equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

2. Herramienta de 10 mm de diámetro

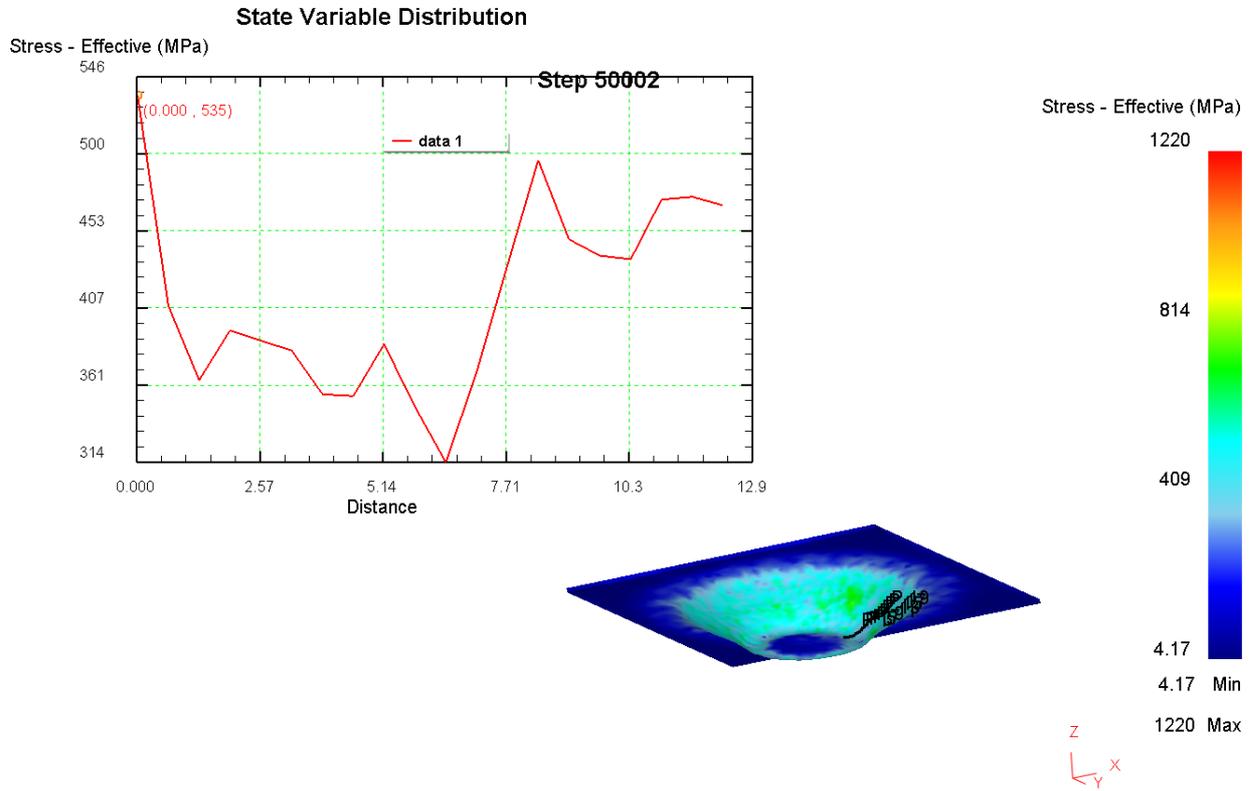


Figura B.2 Distribución de la tensión equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

ii. Deformaciones equivalentes

1. Herramienta de 20 mm de diámetro

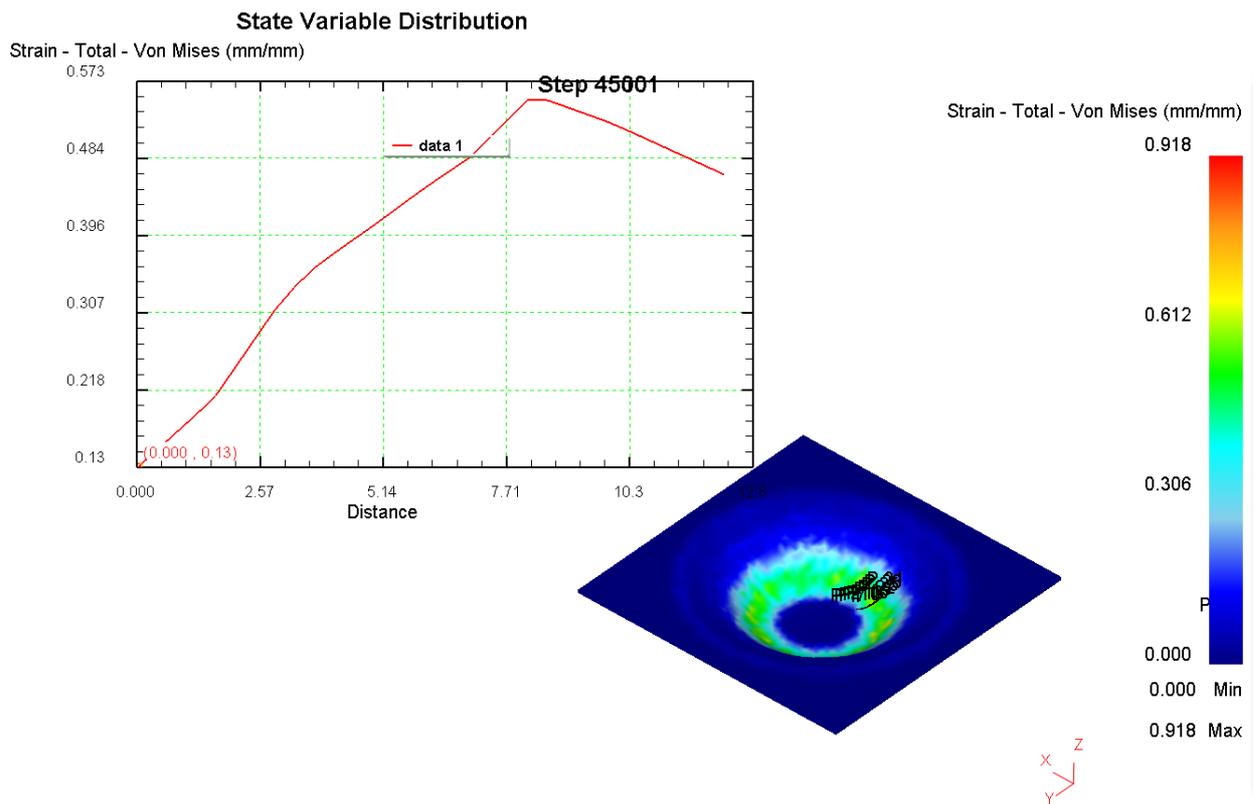


Figura B.3 Distribución de la deformación equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 20 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF

2. Herramienta de 10 mm de diámetro

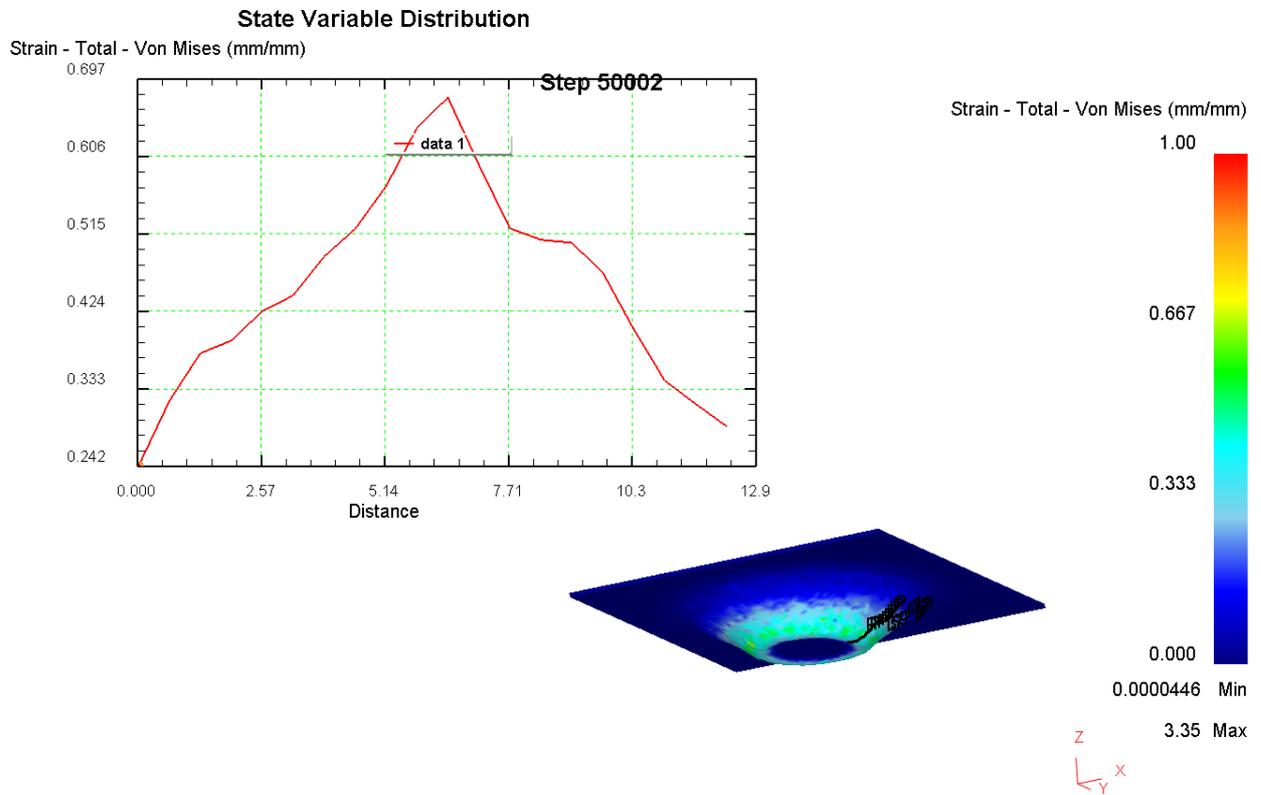


Figura B.4 Distribución de la deformación equivalente en una línea de puntos en la cara contraria a la acción del punzón de 10 mm de diámetro en una placa de AA2024-T3 conformada por SPIF