

# Trabajo Fin de Máster

## Ingeniería Aeronáutica

Estudio preliminar de la implementación de la cinemática de una máquina ERIE para la simulación numérica del estirado de pieles en aeronáutica.

Autor: José Manuel Sánchez Escalera

Tutor: Carpóforo Vallellano Martín

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

Sevilla, 2022





Trabajo Fin de Master  
Ingeniería Aeronáutica

**Estudio preliminar de la implementación de la  
cinemática de una máquina ERIE para la  
simulación numérica del estirado de pieles en  
aeronáutica.**

Autor:

José Manuel Sánchez Escalera

Tutor:

Carpóforo Vallellano Martín

Catedrático de Universidad

Dpto. Ingeniería Mecánica y Fabricación

Escuela Técnica Superior de Ingeniería

Universidad de Sevilla

Sevilla, 2022



Trabajo de Fin de Máster: Estudio preliminar de la implementación de la cinemática de una máquina ERIE para la simulación numérica del estirado de pieles en aeronáutica.

Autor: José Manuel Sánchez Escalera

Tutor: Carpóforo Vallellano Martín

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

Presidente:

Vocales:

Secretario:

Acuerdan otorgarle la calificación de:

Sevilla, 2022

El Secretario del Tribunal



*A quienes me acompañan en el camino, a todos vosotros.*

*En especial, a todos aquellos que han dedicado un instante de su tiempo a enseñarme y formarme..*



# Agradecimientos

---

*A mi familia, por creer y hacerme creer que todo es posible.*

*A mis amigos y pareja, por hacerme el camino más fácil y poner mis pies uno detrás  
del otro cuando ni yo mismo soy capaz.*

*A David, por estar siempre, sin importar el cómo, cuándo ni por qué.*

*A Fernando, por una amistad forjada por Abaqus y todos sus devenires.*

*A todos mis maestros, profesores y docentes que han contribuido a mi formación, permitiéndome crecer y  
aprender hasta convertirme en quien soy hoy.*

*En especial a mi tutor, por la oportunidad brindada y la confianza y libertad para realizar este trabajo,  
gracias por la comprensión y la dedicación.*



# Resumen

---

La industria aeronáutica se caracteriza por un nivel de precisión que pocos ámbitos industriales requieren, por ello, cada uno de los procesos de mecanización y fabricación de los materiales que a este fin se utilizan deben ser estudiados con exactitud. Además, la búsqueda constante de disminuir el peso ha fomentado el uso en todos los ámbitos industriales de perfiles y láminas o pieles de poco espesor de materiales ligeros como el aluminio, cuya geometría se obtiene mediante deformación plástica y en este caso de estudio mediante un proceso de estirado.

En base a esta necesidad se fundamenta el presente documento, en el que se detalla el estudio preliminar de la implementación de la cinemática y el movimiento de una máquina de estirado de la marca ERIE, utilizada para conformar por deformación plástica perfiles y pieles de aluminio para uso aeronáutico, en el programa de elementos finitos Abaqus, sirviendo como base para el proceso de optimización de la programación numérica de dicha máquina. Buscando obtener los resultados que permitan estimar la forma final del perfil tras proceso y la recuperación elástica o springback, adaptando los parámetros cinemáticos de la máquina ERIE para disminuir los lotes de ensayos y perfiles desechados hasta conseguir la precisión deseada.

Por tanto, se detallará el funcionamiento de dicho mecanismo, las bases de su modelado, pasando posteriormente a presentar los resultados obtenidos mediante las simulaciones realizadas en Abaqus, con las que se busca ejemplificar con dos simulaciones de estirado de pieles de aluminio dos casos de funcionamiento de la máquina, variando las condiciones de movimiento de las mordazas y la máquina en general, así como los resultados que proporcionan las simulaciones sobre el springback.



# Abstract

---

The aeronautical industry is characterized by a level of precision that few industrial fields require, so each of the machining and manufacturing processes of the materials used for this purpose must be studied with precision. In addition, the constant search to reduce weight has encouraged the use in all industrial fields of profiles and sheets or thin sheets of light materials such as aluminum, whose geometry is obtained by plastic deformation and in this case of study by means of a drawing process.

Based on this need, the present document is based on a preliminary study of the implementation of the kinematics and motion of a stretch forming ERIE machine, used for the forming by plastic deformation of aluminum profiles and plates for aeronautical use, in the finite element program Abaqus, serving as a basis for the optimization process of the numerical programming of this machine. The aim is to obtain results that allow estimating the final shape of the profile after the process and the elastic recovery or springback, adapting the kinematic parameters of the ERIE machine to reduce the number of test batches and discarded profiles until the desired accuracy is achieved.

Therefore, we will detail the operation of this mechanism, the basis of its modeling, and then we will present the results obtained by means of the simulations carried out in Abaqus, with which we will try to exemplify with two simulations of drawing of aluminum skins two cases of operation of the machine, varying the conditions of movement of the jaws and the machine in general, as well as the results provided by the simulations on the springback.

# Índice

<b>Agradecimientos</b>	<b>9</b>
<b>Resumen</b>	<b>11</b>
<b>Abstract</b>	<b>13</b>
<b>Índice</b>	<b>14</b>
<b>Índice de Tablas</b>	<b>16</b>
<b>Índice de Figuras</b>	<b>17</b>
<b>1 Introducción</b>	<b>1</b>
1.1 <i>Bases del proceso de estirado</i>	1
1.2 <i>Equipo objeto de estudio</i>	3
1.3 <i>Objetivo del trabajo</i>	4
<b>2 Modelado en Abaqus</b>	<b>7</b>
2.1 <i>Descripción de la máquina de estirado ERIE</i>	7
2.1.1 <i>Máquina real y dimensiones</i>	7
2.1.2 <i>Abstracción y cinemática de la máquina</i>	10
2.2 <i>Modelado de la cinemática en Abaqus</i>	11
2.2.1 <i>Introducción a Abaqus</i>	11
2.2.2 <i>Modelo cinemático</i>	17
2.2.3 <i>Acoplamiento cinemático-deformacional para un perfil (ensayo elástico)</i>	24
<b>3 Simulación de proceso de estirado. Resultados numéricos</b>	<b>29</b>
3.1 <i>Estirado de una piel recta.</i>	29
3.1.1 <i>Modelado en Abaqus</i>	30
3.1.2 <i>Simulación</i>	42
3.1.3 <i>Springback</i>	51
3.2 <i>Estirado de una piel inclinada.</i>	57
3.2.1 <i>Modelado en Abaqus</i>	57
3.2.2 <i>Simulación</i>	61
3.2.3 <i>Springback</i>	69
<b>4 Conclusiones</b>	<b>77</b>
4.1 <i>Limitaciones del modelo</i>	77
4.2 <i>Conclusiones y desarrollos futuros</i>	78
<b>Referencias</b>	<b>81</b>



## ÍNDICE DE TABLAS

---

Tabla 2-1. Especificaciones de la máquina. [3]	9
Tabla 3-1 Composición química AA 7075-O. [4]	31
Tabla 3-2 Propiedades comportamiento elástico AA 7075-O	32
Tabla 3-3 Coeficientes de Lankford para AA 7075-O [5]	33
Tabla 3-4 Dimensiones del conjunto del modelo.	36
Tabla 3-5 Coordenadas de los puntos de referencia del modelo.	37
Tabla 3-6 Caracterización del springback para la simulación con molde recto.	54
Tabla 3-7 Caracterización del springback para la simulación con molde recto.	72

# ÍNDICE DE FIGURAS

---

Figura 1-1. Principales procesos de stretch bending: a) open-arm, b) rotation-arm, c) single-rotation, d) double-rotation. [1]	2
Figura 1-2. Tensión y deformación en un perfil en un proceso de stretch bending. [1]	3
Figura 1-3. (a) y (b) Máquina ERIE en el proceso de stretch bending.	4
Figura 1-4. Máquina ERIE, instalaciones de M&M.	5
Figura 1-5. Detalle de un mecanizado en la máquina de las instalaciones de M&M.	5
Figura 2-1. Esquema del brazo derecho de la máquina. [3]	8
Figura 2-2. Esquema del rango de giro de los brazos de la máquina. [3]	8
Figura 2-3. Esquema de las dimensiones de brazo, carro y cilindro de tensión. [3]	9
Figura 2-4. Abstracción del brazo de la máquina.	10
Figura 2-5. Logo Abaqus 2021.	12
Figura 2-6. Módulo Parts, definición de la geometría de las partes.	13
Figura 2-7. (a)Módulo de materiales, creación. (b) Asignación de materiales.	14
Figura 2-8. Módulo assembly, definición del conjunto.	14
Figura 2-9. Módulo Mesh, mallado de piezas.	15
Figura 2-10. Módulo step, definición de los pasos y tipo de resolución del problema.	15
Figura 2-11. Módulo interaction, generación de las interacciones entre instances.	16
Figura 2-12. Módulo load, creación de condiciones de contorno.	16
Figura 2-13. Assembly modelo simplificado.	17
Figura 2-14. Creación de un Reference Point.	17
Figura 2-15. Puntos de referencia de la simulación simplificada.	18
Figura 2-16. Connector Builder, menú.	18
Figura 2-17. Conector tipo Hinge.	19
Figura 2-18. A) Conector tipo translator.	19
Figura 2-19. Sistema de referencia local entre CB.	20
Figura 2-20. Conectores del mecanismo simplificado.	20
Figura 2-21. Modelado de la mordaza, constraint tipo coupling.	21
Figura 2-22. Condiciones de contorno sobre los puntos B y C, modelo simplificado.	22
Figura 2-23. Simulación de la cinemática, caso simplificado. Perspectiva 1.	23
Figura 2-24. Simulación de la cinemática, caso simplificado. Perspectiva 2.	23
Figura 2-25. Conjunto de molde y perfil indeformado para simulación elástica.	24
Figura 2-26. Mallado del conjunto de molde y perfil indeformado para simulación elástica.	25
Figura 2-27. Conjunto con los conectores para la simulación del perfil elástico.	25
Figura 2-28. Detalles de los conectores de la simulación elástica.	26
Figura 2-29. Condiciones de contorno del brazo derecho, simulación elástica.	26

Figura 2-30. Resultados simulación elástica.	27
Figura 3-1. Molde instalado en la máquina Erie y piezas tras el estirado, instalaciones M&M.	29
Figura 3-2. Geometría de la piel en Abaqus.	30
Figura 3-3. Geometría del molde recto.	30
Figura 3-4. Geometría de la mesa de la máquina.	31
Figura 3-5. Datos del comportamiento plástico introducido para modelar el material AA 7075-O.	32
Figura 3-6. Ajuste de la ley de Voce a los datos experimentales de tracción a 0°. [5]	33
Figura 3-7. Datos utilizados para modelar el AA 7075-O según la ley de Voce.	33
Figura 3-8. Definición de los coeficientes para el criterio de plastificación en Abaqus.	34
Figura 3-9. Representación de un elemento hexaédrico de tipo C3D8R.	35
Figura 3-10. Mallado de la piel.	35
Figura 3-11. Mallado del molde recto.	36
Figura 3-12. Conjunto del ensamblado de la simulación de una piel recta.	37
Figura 3-13. Coordenadas de los puntos O, B y C derechos.	38
Figura 3-14. Opciones para definir los conectores hinge y translator mediante connector builder.	38
Figura 3-15. Ilustración del coupling modelando la mordaza derecha.	39
Figura 3-16. Superficies de contacto entre piezas.	39
Figura 3-17. Condición de pre-estirado en el punto C derecho.	40
Figura 3-18. Condiciones de contorno de estirado y giro para el lado derecho de la piel.	41
Figura 3-19. Condición de contorno de postestirado de la mordaza derecha.	41
Figura 3-20. Resultados simulación antes y al finalizar el pre-estirado.	42
Figura 3-21. Resultados de deformaciones plásticas equivalentes durante y tras el estirado para el molde recto.	43
Figura 3-22. Resultados tras finalizar el post-estirado.	44
Figura 3-23. Tensiones de Mises tras el estirado completo.	44
Figura 3-24. Distribución de tensiones (MPa) en el espesor de la lámina.	45
Figura 3-25. Distribución de las deformaciones a lo largo del espesor.	46
Figura 3-26. Resultados de las tensiones de Mises antes y después del pre-estirado.	47
Figura 3-27. Resultados de las de formaciones plásticas equivalentes durante y tras el estirado.	48
Figura 3-28. Resultados de las deformacioens plásticas equivalentes tras el post-estirado.	49
Figura 3-29. Resultado de la tensión de Mises tras el proceso de estirado completo.	49
Figura 3-30. Distribución de tensiones (MPa) en el espesor de la piel.	50
Figura 3-31. Distribución de deformaciones a lo largo del espesor de la piel.	50
Figura 3-32. Tensiones resultantes tras el springback en la piel, para los dos distintos modelos de material, AA 7075-O (M&M) izquierda y AA 7075-O (ref. [5]) derecha.	51
Figura 3-33. Distribución de tensiones (MPa) tras el springback en el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).	52
Figura 3-34. Distribución de deformaciones sobre el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).	53
Figura 3-35. Comparación entre la forma tras el springback de la piel para AA 7075-O (M&M) a la izquierda y AA 7075-O (ref. [5]) a la derecha.	53

Figura 3-36. Definición del ángulo de recuperación.	54
Figura 3-37. Paths creados: front, middle y rear, y sistema de referencia utilizado para los desplazamientos.	55
Figura 3-38. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O experimental de M&M.	55
Figura 3-39. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O a partir de los datos de la referencia [5].	56
Figura 3-40. Comparación del módulo del desplazamiento del path middle para los dos modelos de AA 7075-O.	56
Figura 3-41. Geometría del molde variable, con ángulo de estrechamiento.	57
Figura 3-42. Mallado de la piel y el molde variable.	58
Figura 3-43. Conjunto del ensamblado para la simulación del molde variable.	59
Figura 3-44. Herramienta para definir el conector tipo cylindrical del lado derecho.	60
Figura 3-45. Definición de la master surface y slave surface para la interacción de contacto.	60
Figura 3-46. Condiciones contorno para el punto C derecho en el pre-estirado.	61
Figura 3-47. Resultados de las tensiones de Mises del pre-estirado.	62
Figura 3-48. Resultados de las deformaciones plásticas equivalentes del proceso de estirado, en un punto intermedio y final.	63
Figura 3-49. Resultados finales tras el post-estirado de la simulación con el molde cónico.	63
Figura 3-50. Resultados de las tensiones de Mises (MPa) al terminar el post-estirado.	64
Figura 3-51. Distribución de tensiones (MPa) en el espesor de la lámina tras el estirado.	64
Figura 3-52. Distribución de deformaciones en el espesor tras el estirado.	65
Figura 3-53. Resultados del pre-estirado (tensiones de Mises en MPa) y estirado (def. plástica equivalente) para la simulación del molde cónico y el aluminio basado en la referencia [5].	66
Figura 3-54. Resultados de las deformaciones plásticas equivalentes generadas tras el post-estirado.	67
Figura 3-55. Tensiones de Mises (MPa) generadas por el estirado de la piel en molde cónico.	67
Figura 3-56. Distribuciones de tensiones (MPa) en el espesor.	68
Figura 3-57. Distribución de deformaciones a lo largo del espesor.	68
Figura 3-58. Estado tensional resultante tras la liberación de la pieza estirada sobre un molde conoidal.	69
Figura 3-59. Cambios en la geometría de la pieza tras el springback para la piel deformada con un molde conoidal. Tensiones (MPa) y desplazamientos (mm)	70
Figura 3-60. Distribución de tensiones (MPa) tras el springback en el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).	71
Figura 3-61. Distribución de deformaciones sobre el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).	71
Figura 3-62. Paths creados: front, middle y rear, y sistema de referencia utilizado para los desplazamientos (molde conoidal).	73
Figura 3-63. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O experimental de M&M.	73
Figura 3-64. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O a partir de los datos de la referencia [5].	74
Figura 3-65. Comparación del módulo del desplazamiento del path middle para los dos modelos de AA 7075-O.	75







# 1 INTRODUCCIÓN

---

La industria aeronáutica siempre se ha caracterizado por la continua búsqueda de minimizar el peso de todos los componentes de la propia aeronave y, con el objetivo de disminuir el consumo de combustible y la expulsión de gases, este proceso se ha expandido al resto de la industria. Es por esto por lo que en las últimas décadas se ha producido el auge de las estructuras diseñadas con perfiles y láminas de pequeño espesor, que permiten adaptar las necesidades de resistencia estructural con el peso de la misma.

La transformación de la industria hacia la industria 4.0 ha posibilitado el desarrollo y la aparición de nuevas técnicas de fabricación y mecanizado de materiales y el mecanizado plástico de perfiles no es una excepción. Las claves de la transformación en estos procesos es la búsqueda de mayor flexibilidad en los productos, los materiales y las máquinas que los trabajan, aumentando la necesidad de nuevas tecnologías y métodos que permitan optimizar los procesos convencionales y adaptarse al potencial actual. El estirado de perfiles en 3D ha sido uno de los protagonistas de estos cambios con la aparición de las máquinas de control numérico, permitiendo la programación de todo el proceso cinemático y de cargas a lo largo del ensayo, así la mejora de la flexibilidad y operabilidad de las máquinas, los materiales y los procesos permiten mantener la competitividad de cualquier empresa dentro del mercado laboral. De entre todos los procesos de estirado de perfiles que se han desarrollado las tecnologías más extendidas son las bending-based o basadas en el doblado de los perfiles y chapas o pieles. [1]

## 1.1 Bases del proceso de estirado

Existen múltiples métodos de estirado como son el stretch bending, three-roll bending, rotary draw bending, torque superposed spatial bending (TSSB), doblado por extrusión, free form bending e hydro-forging bending. Todos estos métodos comparten que el factor de mayor importancia en el proceso de estirado es la recuperación elástica o springback, como el culpable de los fallos de precisión de los productos y los costes de producción. Entendiendo el springback como la tendencia de los materiales a recuperar su deformación elástica una vez que se dejan de aplicar las cargas, esto supone un cambio de la pieza final en el momento de acabar el proceso, que debe tenerse en cuenta a la hora de realizar el mismo para obtener un resultado que cumpla con las dimensiones requeridas. Este problema de springback ha sido foco de estudio durante las últimas décadas usando métodos tanto experimentales como analíticos, con el claro objetivo de optimizar estos procesos industriales y abaratar de la forma más controlada los costes de los mismos. Así mismo, de entre los métodos nombrados anteriormente hay uno que permite minimizar el efecto de springback: el método stretch bending. [1] [2]

El método de stretch bending se ha extendido por ser un método que aporta una alta precisión dimensional y un volumen de producción alto, siendo capaz de proporcionar piezas de grandes dimensiones con pequeñas tolerancias lo que lo convierte en un proceso idóneo para el mecanizado de piezas estructurales de aeronaves o incluso paneles de fuselaje mediante un stretch bending en 3D. Este proceso es capaz de minimizar los efectos del springback superponiendo los esfuerzos provocados por el estiramiento de los perfiles hasta provocar la

deformación y el doblado posterior o durante dicho estiramiento, sin embargo, para poder asegurar la precisión dimensional es usual que la máquina deba ser reajustada para cada proceso de mecanizado y se necesiten varios intentos fallidos y un proceso de prueba y error que se ve reflejado en la pérdida de la efectividad del proceso y en costes para la empresa y es en este factor donde radica la importancia de este trabajo.

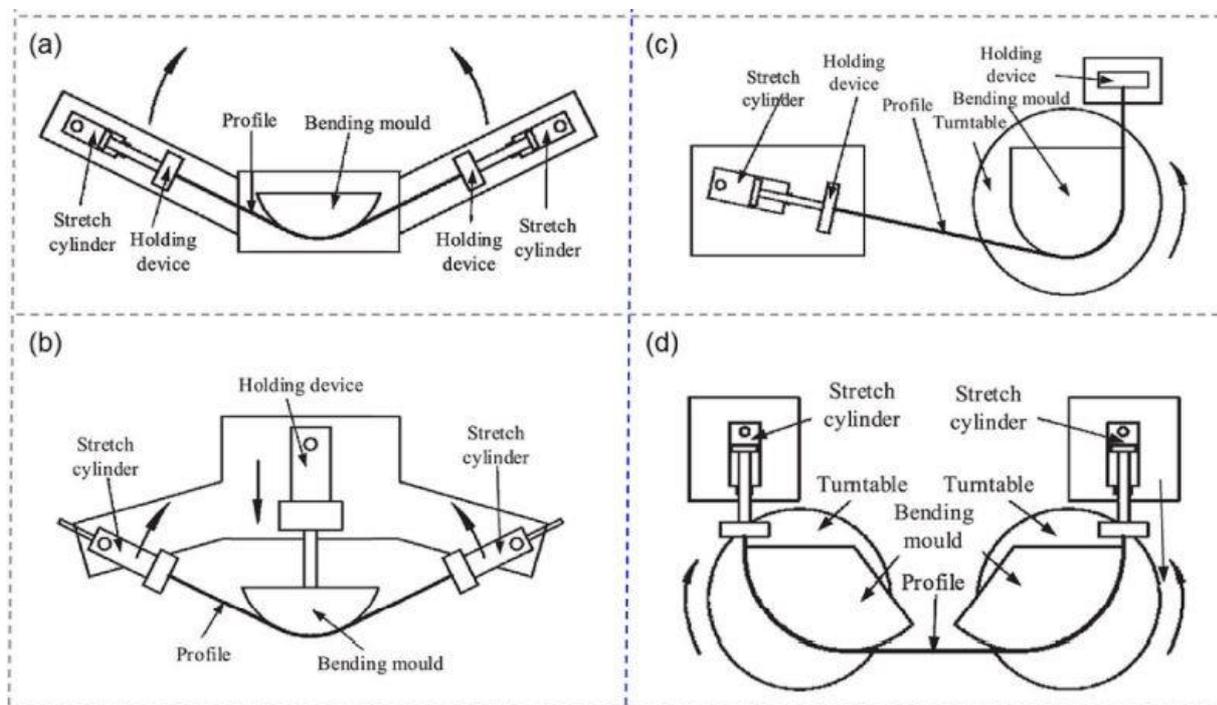


Figura 1-1. Principales procesos de stretch bending: a) open-arm, b) rotation-arm, c) single-rotation, d) double-rotation. [1]

En el método de stretch bending es de gran importancia la correcta aplicación de estirado y doblado, de forma que el conjunto de ambas se convine para dar los resultados esperados. Normalmente, el estirado se clasifica en un estirado antes del doblado (pre-stretching), durante el doblado (in-process stretching) y después del doblado (post-stretching), de forma que la elección de un correcto estirado es fundamental para minimizar los efectos de springback, teniendo en cuenta que un exceso del mismo podría generar daños en la pieza y posibles fallos en el comportamiento en funcionamiento de la geometría final. Para generar esta combinación de estirado y doblado las máquinas utilizadas se agrupan, en función de la cinemática de las mismas, en dos categorías las máquinas de control de tensiones (o fuerzas), a) y b) en la Figura 1-1, y las máquinas de control de deformación (o control cinemático), c) y d) en la Figura 1-1. Donde las máquinas de open-arm y rotation-arm suelen utilizarse para procesos simétricos y tanto single-rotation como double-rotation se utilizan para piezas con mayor dificultad o zonas de geometría variable.

En base a lo presentado en la bibliografía [1] se pueden caracterizar los esfuerzos y las deformaciones generadas en los perfiles por el proceso de stretch bending mediante la definición de la línea neutra (NL), de forma que a medida que esta se desplaza a lo largo de la sección del perfil se definen diferentes modos de trabajo del mismo, tal y como aparece en la Figura 1-2. Así, en la imagen que muestra la Figura 1-2 (a), se representa la posición de NL ligeramente desplazada del centroide de la sección, coincidiendo con el centro de curvatura del perfil, en esta posición en la que se asume un doblado puro (solo se ejerce un momento flector sin esfuerzo axial) se aprecia la transición de la zona de tracción-compresión en la misma NL, cuya posición dependerá del material y de la forma del perfil, así como del radio de doblado fundamentalmente. Desde el momento en el que aparece un esfuerzo de tracción, asociado al estiramiento, se observa cómo se desplaza la NL hacia fuera de la sección del perfil, comenzando con el modo 2 de la Figura 1-2 (b), donde conviven aún zonas elásticas y plásticas tanto de tracción como de compresión. Si sigue aumentando el estirado, el proceso de stretch bending se categoriza como modo 3, Figura 1-2 (c), en el que se mantienen zonas plásticas y elásticas de tracción, pero solo hay tensiones elásticas de compresión. El modo 4, Figura 1-2 (d), se caracteriza por desaparecer los esfuerzos de compresión manteniéndose los de tracción. Por último, una vez la NL se

desplaza fuera de la sección del perfil, se alcanza el modo 5, Figura 1-2 (d), donde desaparecen los esfuerzos elásticos de tracción, quedando únicamente los de pasticidad, este modo es el que se usa normalmente en la industria, ya que reduce significativamente los efectos de springback comparados con los de una flexión pura.

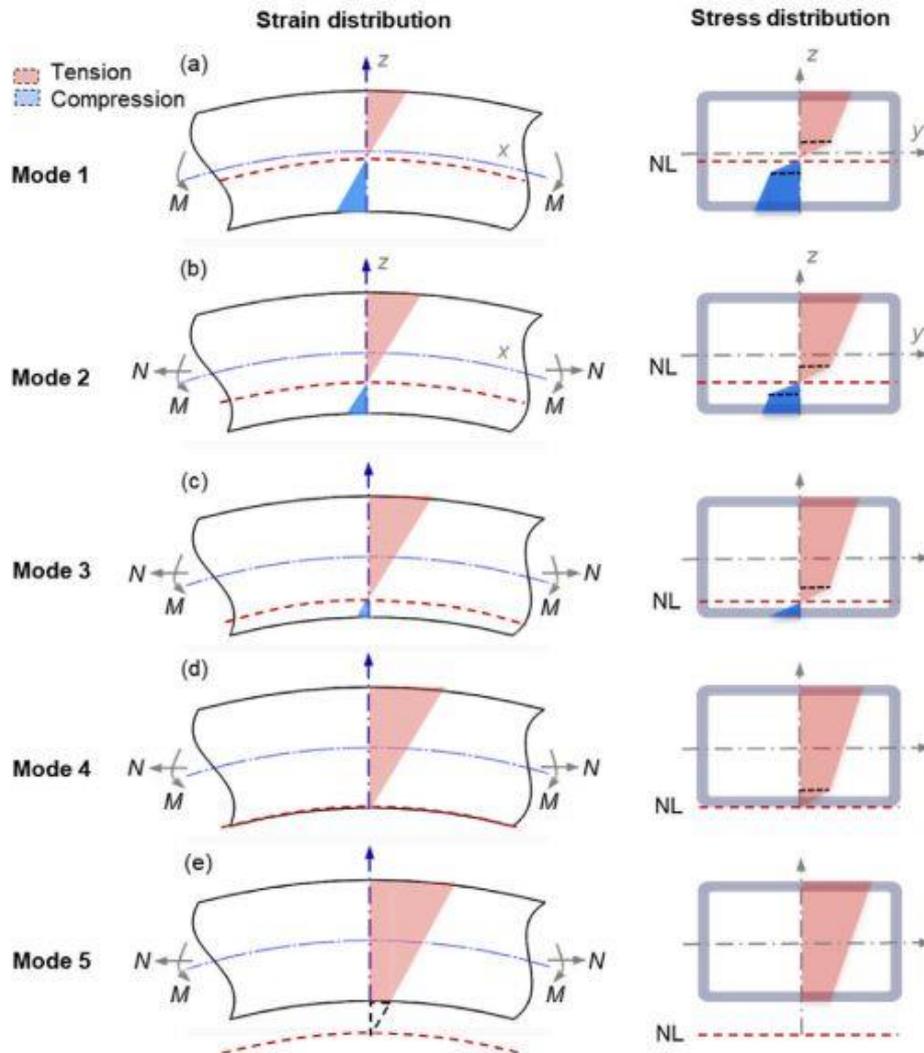


Figura 1-2. Tensión y deformación en un perfil en un proceso de stretch bending. [1]

## 1.2 Equipo objeto de estudio

Dado que este documento se basa en el estudio del estirado de perfiles y pieles y el posterior análisis de su springback, ya se ha justificado el uso del método de stretch bending. Además, el estudio requiere de la simulación de la cinemática de la máquina que va a realizar el estirado de las pieles, la cual coincide con la descrita anteriormente como una máquina open-arm de control en tensiones fabricada por la empresa ERIE que se muestra en la Figura 1-3 (a) y (b).

La máquina, fabricada por la empresa Erie Press Systems, está formada por dos conjuntos de brazos hidráulicos compuestos por un carril sobre el que se desplaza un carro que permite fijar las mordazas que agarran los perfiles a mecanizar independientemente del tamaño de los mismos, aunque siempre dentro de los límites dimensionales de la máquina (detallados en el próximo capítulo). La unión de la mordaza al carro es con un pistón que permite añadir un nuevo grado de libertad al movimiento de rotación que proporciona el carro sobre el eje en el que gira, permitiendo el estirado del perfil antes, durante y después del doblado.



Figura 3-1 (a) Máquina ERIE en el estirado inicial.



Figura 1-3 (b) Máquina ERIE tras el doblado.

Figura 1-3. (a) y (b) Máquina ERIE en el proceso de stretch bending.

Este modelo es una máquina por control numérico con computadora propia e interfaz con pantalla y teclado, que permite su programación introduciendo en la misma desde una memoria extraíble o en la propia computadora, de forma que se pueden adaptar los parámetros de giro y movimiento del pistón de la mordaza para definir el proceso de estirado específico para cada pieza. Es importante saber que ambos brazos de la máquina se mueven y programan de forma independiente, lo que permite generar piezas que no presenta simetría respecto al eje de simetría de la máquina, realizando tanto giro como estirado por separado. Sin embargo, la posibilidad de programar la máquina con estos parámetros no conlleva la obtención de un resultado óptimo de las piezas finales ya mecanizadas con el primer código introducido, normalmente este proceso se caracteriza por una serie de ensayos de prueba y error, en el que a medida que se mecanizan las piezas y se observan cuales son sus deficiencias, se cambian los parámetros de entrada de la máquina hasta obtener las piezas finales dentro de las tolerancias obtenidas. Este proceso supone un gasto de material, tiempo y recursos que, en caso de no ser minimizados, puede conllevar una pérdida de eficiencia que no es compatible con la competitividad del mercado aeronáutico o industrial en general.

### 1.3 Objetivo del trabajo

En esta ventana de optimización nace este documento, en el que con la colaboración de la empresa M&M de mecanizado y montaje de piezas aeronáuticas, se persigue el objetivo de presentar el modelo preliminar de la cinemática de la máquina ya descrita, que se encuentra en funcionamiento dentro de sus instalaciones en Espera (Cádiz), en el programa de elementos finitos Abaqus, para un estudio posterior parametrizado donde cada proceso de stretch bending que se realice, pueda ser simulado previamente y, teniendo en cuenta los resultados de springback y forma final de la pieza, se adapte el texto de programación de la máquina sin necesidad de probar los lotes de material y perfiles, ahorrando tiempo y dinero.

A lo largo del documento se detallarán cada una de las herramientas y el flujo de trabajo a seguir para completar el modelo que permite la simulación de los estirados para diferentes geometrías y que permita abrir la posibilidad a futuras líneas de trabajo que, partiendo de este estudio preliminar y mejorando principalmente

el modelado de los materiales y la precisión de las condiciones de contorno y geometría del modelo de la máquina permita obtener resultados significativos y tan precisos como la industria requiere.



Figura 1-4. Máquina ERIE, instalaciones de M&M.



Figura 1-5. Detalle de un mecanizado en la máquina de las instalaciones de M&M.



# 2 MODELADO EN ABAQUS

---

El presente capítulo se dedica a la definición y presentación de la máquina ERIE en primer lugar, siendo el objetivo principal del mismo el de la descripción del modelado en Abaqus de su cinemática, la abstracción a parámetros del programa de cada uno de los detalles, dimensiones y elementos que participan en el movimiento y el proceso de stretch bending.

Durante cada uno de los siguientes subcapítulos se explicará cómo se han incorporado los elementos que representarán el proceso de estirado, cada una de las piezas involucradas, definiendo los conceptos del mecanismo utilizado en el programa y cómo permiten aproximar de la forma más precisa posible los desplazamientos del proceso: condiciones de contorno, interacciones entre partes, componentes del ensamblado, mallado, etc., mostrando además los resultados de las simulaciones simplificadas que han posibilitado la generación de dicho mecanismo.

## 2.1. Descripción de la máquina de estirado ERIE

### 2.1.1 Máquina real y dimensiones

Tal y como se ha definido previamente, este modelo de máquina de estirado y doblado es una máquina open-arm de control en esfuerzos o tracción, programable y con interfaz y computadora propia. Este modelo está formado por dos conjuntos de brazos idénticos, por lo que de aquí en adelante las dimensiones y la cinemática del movimiento de la misma será definida para uno de ellos siendo extrapolable al de ambos.

El mecanismo principal del movimiento está formado por un brazo rígido sobre el que se desplaza el carro de forma longitudinal, sobre este carro se mueve solidario con el cilindro de tensión en cuyo extremo se sitúa la mordaza de agarre del perfil. Este cilindro de tensión es el responsable del movimiento de estirado y de generar la fuerza de tracción necesaria para el mismo, en su extremo opuesto a la mordaza se une al carro mediante una rótula de giro libre con valores extremos de giro restringidos a 30 grados en ambos sentidos de la línea de tracción (line of pull en la Figura 2-1). El movimiento necesario para el doblado se genera con la rotación de todo el sistema que se mueve solidario con el brazo, girando sobre el punto de pivotado del brazo (arm pivot point) mediante la fuerza generada por el cilindro del brazo (arm cylinder). Todo este mecanismo se muestra en la Figura 2-1, obtenida del manual de la máquina [3].

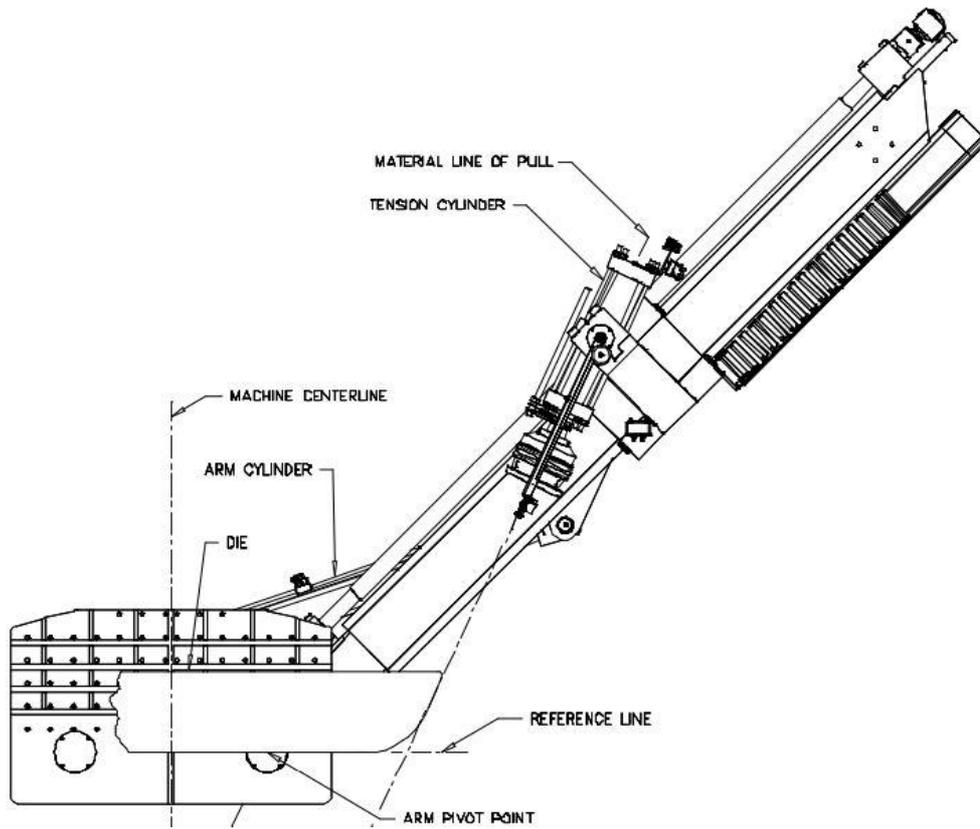


Figura 2-1. Esquema del brazo derecho de la máquina. [3]

Las dimensiones de la máquina y sus límites de movimiento aparecen al completo en la referencia [3], mientras que, para poder modelar la cinemática, se van a esquematizar y desarrollar aquellas dimensiones y rangos de movimiento que intervienen en la misma. En primer lugar, la máquina necesita para su instalación un área rectangular de 11.2 x 11.1 m de ancho y largo respectivamente. En segundo lugar, el segundo conjunto de dimensiones con importancia sobre el movimiento es el rango de giro de los brazos, mostrado en la Figura 2-2, permiten un giro de 90 grados en un sentido y de 10 en el contrario, desde la línea perpendicular al eje de simetría de la máquina que pasa por el punto de pivotado del brazo.

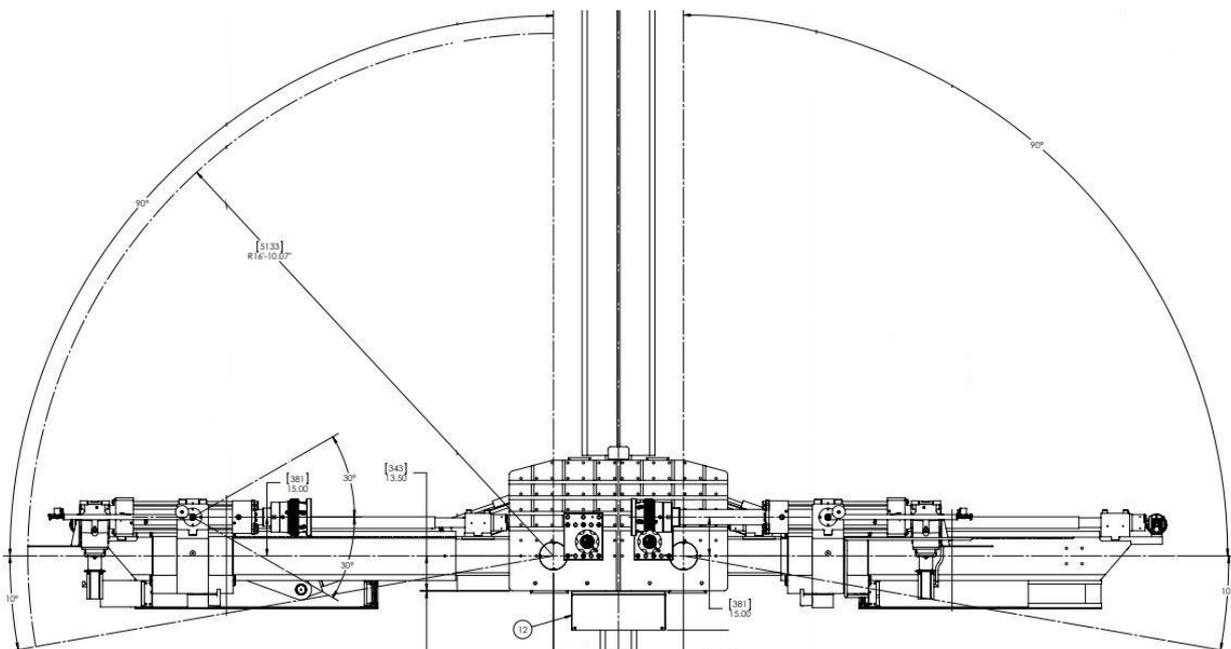


Figura 2-2. Esquema del rango de giro de los brazos de la máquina. [3]

En cuando a los giros, también es importante destacar que los cilindros de tensión montados sobre los carros se encuentran en libertad de giro restringido dentro del margen de 30 grados en ambos sentidos que aparecen en la Figura 2-2.

Por último, queda definir las dimensiones del movimiento longitudinal del carro sobre el brazo y del cilindro de tensión. La Figura 2-3 representa dichas medidas en el recorte hecho al plano completo incluido en la referencia [3], donde aparecen todas las medidas que definen el mecanismo. Así, el carro puede moverse entre una distancia de 1.653m y 3.764m ambas medidas desde el plano de simetría y a lo largo del brazo, independientemente del giro del mismo con el que se mueve simultáneo. Además, en la figura también aparecen las posiciones de máxima y mínima separación entre las mordazas y el plano de simetría, con lo que puede calcularse el rango de desplazamiento del cilindro de tensión. La mordaza se mueve sobre la línea de tracción una amplitud de 762 mm entre su posición de máxima y mínima distancia, esto marca el límite del desplazamiento que se puede programar para cada uno de los brazos en un estirado usando el cilindro de tensión.

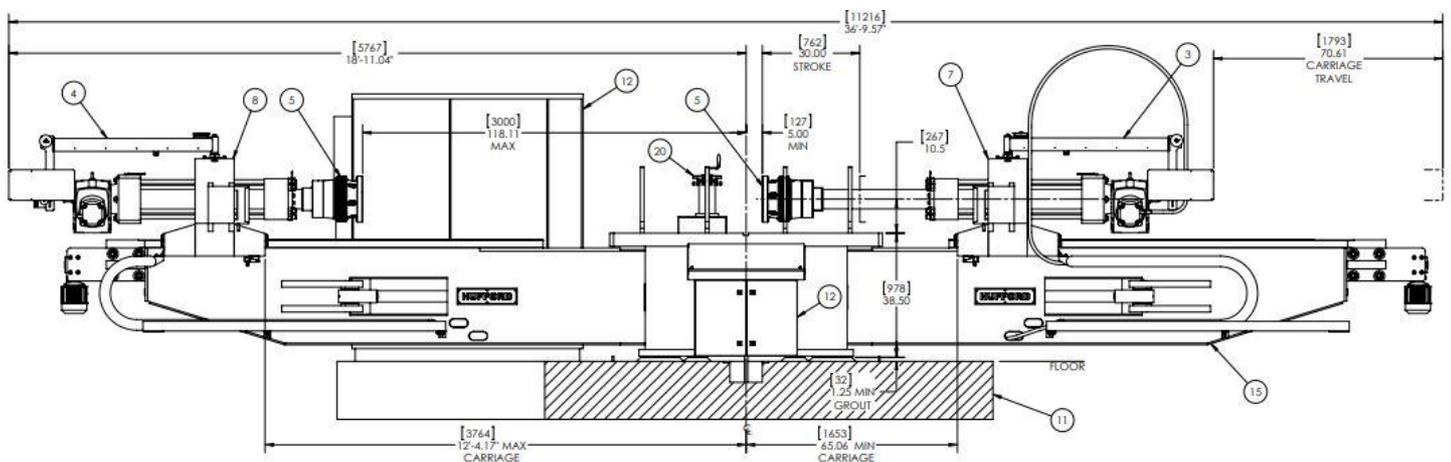


Figura 2-3. Esquema de las dimensiones de brazo, carro y cilindro de tensión. [3]

Para completar la información general sobre el funcionamiento y las especificaciones de la máquina y a modo resumen se presenta una tabla con los datos proporcionados por el fabricante:

MACHINE SPECIFICATIONS	METRIC UNITS
FORMING CAPACITY	65 METRIC TONS
JAW AXIAL ROTATION (POWERED)	± 180°
JAW AXIAL TORQUE (MAX)	2500 Nm
TENSION CYL. PULL (POSITION CONTROL)	(ADJUSTABLE) 3.5 - 65 METRIC TONS
TENSION CYL. PULL (PRESSURE CONTROL)	(ADJUSTABLE) 7 - 65 METRIC TONS
TENSION CYL. / JAW CONNECTION	BOLT ON
TENSION CYL. SPEED	25 - 762 mm/MIN
TENSION CYL. POSITION ACCURACY	± 0.25 mm
WRAPPING SPEED RANGE @ FULL TONNAGE	(ADJUSTABLE) 1/2"/SEC TO 3"/SEC
RETURN SPEED (NON WRAPPING MODE)	3"/SEC
ARM CYLINDER STROKE	1245mm
MAX. ARM WRAP TORQUE (@ 60° ANGLE)	330,000 N-m
MAX. DIE WIDTH FULL TONNAGE 180° BEND	2305 mm
MIN DIE WIDTH 180° BEND	508 mm
ARM POSITION ACCURACY	± 0.1°
HYDRAULIC RESERVOIR CAPACITY	1135 LITERS
HYDRAULIC OIL TYPE	MOBIL DTE24 OR EQUIV.
AMBIENT TEMPERATURE	10° - 38° C
MAXIMUM HUMIDITY	95%
ELECTRICAL REQUIREMENTS - MAIN	380V/3PH/50Hz, ±10% APPROX 110 KW

Tabla 2-1. Especificaciones de la máquina. [3]

### 2.1.2 Abstracción y cinemática de la máquina

Con el objetivo de modelar el movimiento y la cinemática de un mecanismo tan complejo, donde en realidad solo son importantes las dimensiones anteriormente citadas, se pasó de estudiar la máquina real a un modelo de puntos y barras que simplificara las ecuaciones. Este modelo se representa en la Figura 2-4:

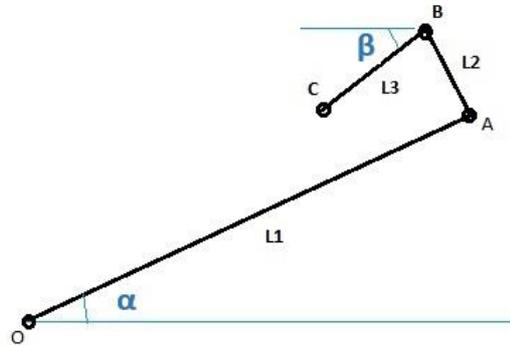


Figura 2-4. Abstracción del brazo de la máquina.

Donde cada uno de estos elementos representan:

- O es el punto de pivotado del brazo.
- A es punto donde se sitúa el carro para cada mecanizado.
- L1 es la distancia entre OA, variable pero conocida.
- B es el punto de unión entre el cilindro de tensión y el carro, permitiendo su giro libre dentro del rango anteriormente definido.
- L2 es la distancia fija que separa el cilindro de tensión del brazo, y culla posición a lo largo del mismo coincide con la del carro. L2 es constante para cualquier proceso de mecanizado.
- C representa la mordaza, la unión de la máquina a la pieza, restringiendo e igualando todos los grados de libertad del extremo de la pieza con dicho extremo del cilindro de tensión.
- L3 es la distancia entre el punto de rotación (B) y la mordaza (C), esta distancia es variable durante el proceso siempre que exista un estirado de la pieza, pero es conocida y un parámetro de entrada en el código de programación de la máquina.
- $\alpha$  es el ángulo que forma el brazo con la línea perpendicular al eje de simetría que pasa por el punto O, también es uno de los parámetros de entrada a definir en el código de programación de la máquina y que controla el proceso de stretch bending.
- $\beta$  es el ángulo que forma el segmento BC con una línea paralela a la que define  $\alpha$  que pasa por el punto B y que está limitado por el rango de giro del cilindro de tensión. Este ángulo se desconoce durante todo el mecanizado y será una incógnita en la cinemática.

De acuerdo a esta definición la idea inicial para conseguir modelar la cinemática de la máquina fue la de obtener las ecuaciones del movimiento del punto C en función del ángulo girado por el brazo y la variación de la distancia OC. Por tanto, tomando como eje de coordenadas un sistema (x,y) centrado en el punto O, las ecuaciones de la posición de los puntos quedan:

$$\overrightarrow{OA} = \begin{bmatrix} L_1 \cdot \cos \alpha \\ L_1 \cdot \sin \alpha \end{bmatrix} \quad (2-1)$$

$$\overrightarrow{AB} = \begin{bmatrix} -L_2 \cdot \sin \alpha \\ L_2 \cdot \cos \alpha \end{bmatrix} \quad (2-2)$$

$$\overrightarrow{OB} = \overrightarrow{OA} + \overrightarrow{AB} = \begin{bmatrix} L_1 \cdot \cos \alpha - L_2 \cdot \sin \alpha \\ L_1 \cdot \sin \alpha + L_2 \cdot \cos \alpha \end{bmatrix} \quad (2-3)$$

$$\overrightarrow{BC} = \begin{bmatrix} -L_3 \cdot \cos \beta \\ -L_3 \cdot \sin \beta \end{bmatrix} \quad (2-4)$$

$$\overrightarrow{OC} = \overrightarrow{OA} + \overrightarrow{AB} + \overrightarrow{BC} = \begin{bmatrix} L_1 \cdot \cos \alpha - L_2 \cdot \sin \alpha - L_3 \cdot \cos \beta \\ L_1 \cdot \sin \alpha + L_2 \cdot \cos \alpha - L_3 \cdot \sin \beta \end{bmatrix} \quad (2-5)$$

De esta forma se conoce la posición del extremo del perfil, o lo que es lo mismo, de la mordaza en cada instante del estirado en función del parámetro  $L_3$ , del ángulo girado por el brazo ( $\alpha$ ) y del ángulo del cilindro de tensión  $\beta$ . De estos tres parámetros, tanto  $L_3$  como  $\alpha$  son conocidos o parámetros de entrada a programar para cada proceso, sin embargo, tal y como se definió anteriormente,  $\beta$  es desconocido a lo largo de toda la trayectoria, por lo que es imposible conocer  $\overrightarrow{OC}$ . Lo que sí que nos permite saber esta ecuación es que el punto C se encuentra en una circunferencia de radio  $L_3$  alrededor del punto B, cuya posición ( $\overrightarrow{OB}$ ) sí que es conocida, además por limitaciones de la máquina, dicha posición del punto C se encuentra limitada a un rango de  $\pm 30$  grados en los valores de  $\beta$ .

Sin embargo, esta aproximación no es válida para simular la cinemática, por lo que la siguiente metodología fue la de tratar de simular el mecanismo mediante las herramientas de Abaqus a partir de la abstracción realizada, tratando de conseguir un conjunto de puntos y barras, que por un lado girasen de acuerdo al giro del brazo y, por otro, desplacen el punto C de acuerdo al movimiento de rotación libre y acortamiento o alargamiento del segmento BC. Pero aunque este modelo analítico no sea aplicable sí lo son los conceptos presentados y la abstracción de la máquina al modelo de puntos, distancias y ángulos.

## 2.2. Modelado de la cinemática en Abaqus

Ante la imposibilidad de resolver analíticamente la trayectoria del punto C en función de los parámetros de entrada del código de la máquina, se pasó a estudiar el modelo simplificado del mecanismo en Abaqus. A lo largo de este apartado se describe dicho programa, sus módulos y pasos que se han seguido para la simulación, así como los resultados obtenidos para un caso simplificado que permitiera finalizar la simulación en un rango de tiempo, acorde a un proceso de prueba y error cambiando las opciones de la propia simulación. Por último, también se describe una simulación acorde a la máquina real, para ejemplificar los resultados de la cinemática.

### 2.2.1 Introducción a Abaqus

Abaqus es un software de resolución de problemas mediante elementos finitos que permite resolver simulaciones de problemas lineales y no lineales, estáticos, cuasiestáticos y dinámicos. Este programa dispone de diferentes módulos dentro de la simulación que permiten: generar o importar desde otros programas

compatibles la geometría de los cuerpos que protagonizan la simulación, caracterizar los cuerpos o partes con las características de los materiales que los componen, definir condiciones e interacciones entre los mismos (contactos, cinemáticas, etc), modelar las condiciones de contorno del problema, tanto en cargas como en desplazamientos, y particularizar los resultados que se quieren analizar en cada simulación. Además, es posible resolver problemas termoelásticos, de transmisión de calor, electromagnéticos, acústicos y en condiciones de campos fluidos.



Figura 2-5. Logo Abaqus 2021.

Este programa presenta la opción de resolver el problema de dos métodos diferentes: implícito y explícito. Ambos métodos son métodos numéricos para la resolución de sistemas de ecuaciones diferenciales ordinarias y parciales. Sin embargo, se diferencian en la forma en la que las resuelven, ya que el método explícito resuelve el sistema mediante incrementos pequeños de tiempo, en los que se supone que las aceleraciones del sistema son muy pequeñas, de forma que calcula los resultados para un estado tras ese incremento y después las vuelve a calcular para el siguiente instante un incremento después. Mientras que el método implícito tiene en cuenta el instante presente y el anterior para resolver las ecuaciones. Así puede entenderse que el sistema implícito tiene un mayor coste computacional, pero será siempre el que tratará de elegirse ya que presenta mejores resultados en problemas no lineales, aunque a veces no será posible por presentar problemas de convergencia.

En particular, el problema que se estudia en este documento es un problema cuasiestático y no lineal. Esto se debe a que no se encuentra en el régimen de pequeñas deformaciones, más bien los desplazamientos y deformaciones serán grandes, provocando grandes cambios respecto a la geometría inicial, el problema es elastoplástico, teniendo que modelar el comportamiento plástico del material y, además, presenta condiciones de contacto que aumenta la no linealidad del problema entre las piezas y los moldes.

Para poder realizar la simulación y en favor del correcto seguimiento del documento se describen, a continuación, cada uno de los módulos o las partes que permiten definir el problema para su resolución.

### 2.2.1.1 Geometría del problema

En primer lugar, se debe definir la geometría del problema, que permite tanto definirla manualmente mediante sketches en el mismo Abaqus, o si la geometría es más compleja, es recomendable importarla desde otros programas de diseño CAD como Catia.

El módulo Parts permite añadir al modelo diferentes tipos de geometrías que pueden ser 3D, 2D, deformables, rígidas e incluso elementos como son puntos o líneas, tal y como se muestra en la Figura 2-6, en la ventana de selección de la geometría del Part.

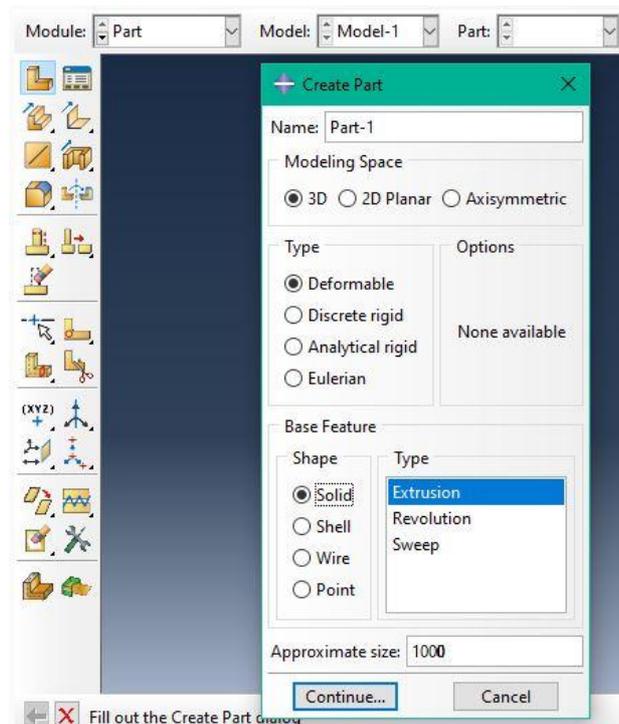


Figura 2-6. Módulo Parts, definición de la geometría de las partes.

Tras esta ventana, se abren las opciones para diseñar la geometría, en primer lugar, mediante un sketch, si es 3D, para posteriormente definir el resto de características usando las herramientas del programa, hacer agujeros, chaflanes, eliminar partes de la geometría, unir cualquier otra, etc. Todas ellas definidas en la columna de la izquierda de la Figura 2-6.

### 2.2.1.2 Materiales

Una vez definida la geometría se puede asignar las características de cada material que conforma cada una de las partes del modelo. Para ello se selecciona en el árbol izquierdo la opción Materials, lo que da paso a la Figura 2-7(a), donde se pueden definir todas las características del material, generales como la densidad, mecánicas (comportamientos elásticos, plásticos, viscosos, ductilidad, para materiales compuestos), comportamientos térmicos y definiciones para simulaciones electromagnéticas, entre otros.

El paso siguiente a la definición de los materiales, que pueden ser tantos como sean necesarios, incluyendo además algunas versiones de Abaqus librerías donde encontrar materiales ya proporcionados, se deben asignar los materiales a cada parte, creando secciones para cada material (Sections, Figura 2-7(b)), asignándola posteriormente en el módulo de Parts.

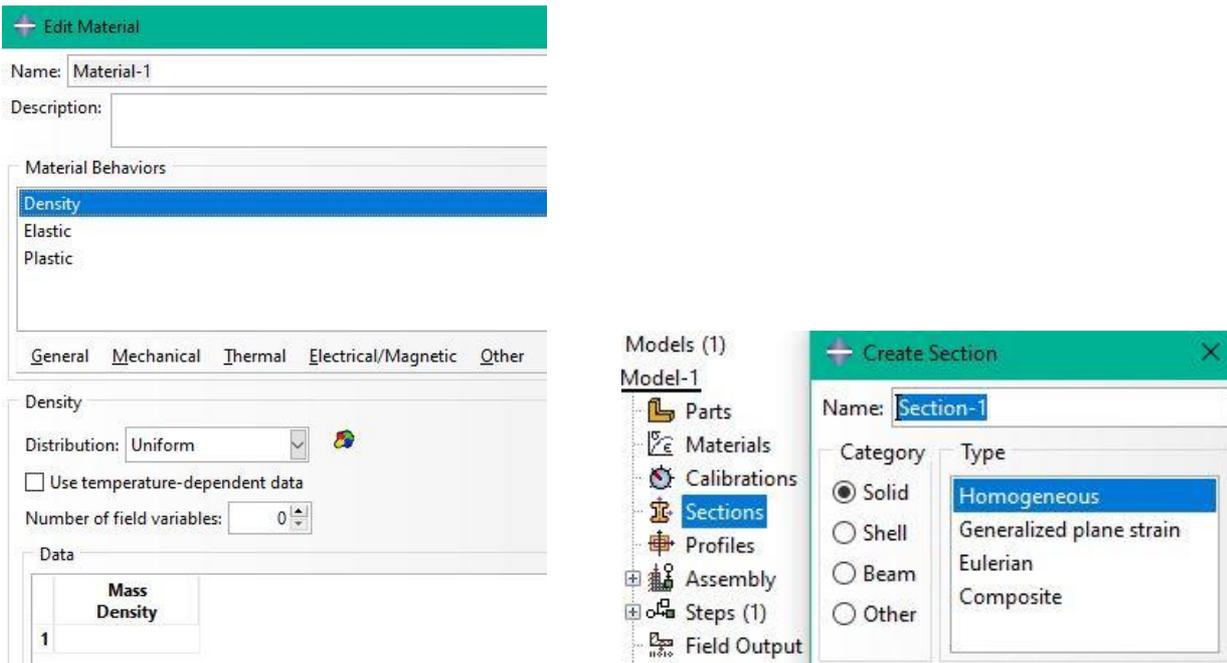


Figura 2-7. (a) Módulo de materiales, creación.

(b) Asignación de materiales.

### 2.2.1.3 Assembly

El módulo de ensamblado permite unir todas las partes y geometrías creadas en el conjunto que formará la simulación, añadiendo todas las características de las diferentes geometrías. En nuestro caso el assembly se basará en colocar cada una de las piezas y los elementos que conforman la máquina, el perfil y el molde para el mecanizado.

Este ensamblado de partes se genera mediante las opciones definidas por defecto en Abaqus y que aparecen en la Figura 2-8:



Figura 2-8. Módulo assembly, definición del conjunto.

Entre estas opciones destacan la de trasladar las piezas (instances), girarlas, crear patrones y definir condiciones entre cada una de ellas como son contactos tangenciales, posiciones de caras paralelas, etc. Previo a todo este proceso de edición, las piezas deben ser introducidas como instances dentro del conjunto.

#### 2.2.1.4 Mallado

Una vez definida la geometría y el conjunto del ensamblado, se puede definir el mallado, que puede hacerse tanto desde el part como desde el assembly. El mallado proporciona el conjunto de nodos que va a definir los elementos utilizados durante la simulación y la resolución del problema. La definición de la malla es particular para cada geometría y cada problema analizado, de forma que el análisis de la misma se deja para el capítulo siguiente donde se presenta la simulación para la validación del modelo, presentando aquí únicamente las herramientas que el programa posibilita para dicha definición de la malla.

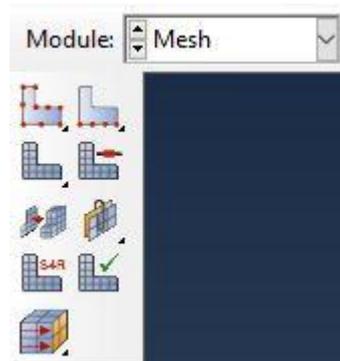


Figura 2-9. Módulo Mesh, mallado de piezas.

Las principales opciones se corresponden con la definición de los parámetros generales de la malla, la particularización de fillos o edges, la configuración del tipo de malla que se requiere, así como verificación y resolución de errores de la propia malla.

#### 2.2.1.5 Step

Es muy importante saber que Abaqus define el proceso y sus métodos de resolución trabajan con pasos o steps, de forma que hay que dividir la simulación en diferentes steps, a los cuales se asociarán las interacciones y las condiciones de contorno en cargas y desplazamientos que definiremos posteriormente. Así en este punto se debe seleccionar el tipo de proceso que se está resolviendo, casiestático, dinámico, etc. Este punto es fundamental para la resolución del problema ya que se definen parámetros que condicionan directamente la resolución como son el paso de resolución, el tiempo del mismo, la linealidad de la geometría o el número y tamaño de los incrementos.

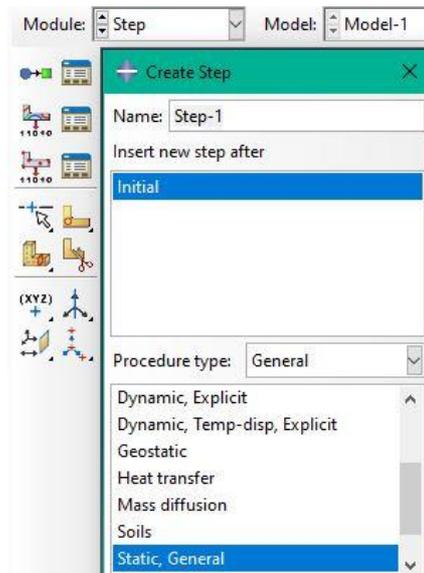


Figura 2-10. Módulo step, definición de los pasos y tipo de resolución del problema.

### 2.2.1.6 Interacciones

El módulo interactions permite definir las interacciones entre los instances que conforman el ensamblado, las cuales son necesarias para modelar el comportamiento real de cada una de ellas. Estas interacciones son de distinto tipo, así en este módulo se crean las condiciones de contacto entre superficies o cuerpos, fundamentales en las simulaciones que estamos desarrollando, se generan restricciones cinemáticas y de movimiento entre instances, tales como couplings y multi points constrains. Además, se pueden crear conectores entre instances, de forma que sus movimientos queden ligados en diferentes formas. Todos estas posibilidades aparecen en los iconos mostrados en la Figura 2-11.



Figura 2-11. Módulo interaction, generación de las interacciones entre instances.

La particularización y la creación de cada una de ellas se describe en el siguiente capítulo, así como la justificación de las opciones elegidas.

### 2.2.1.7 Condiciones de contorno

Una parte fundamental del problema es el correcto modelado de las condiciones de contorno ya que la ausencia o el exceso de las mismas imposibilitan la resolución del problema. Para ello Abaqus utiliza el módulo de Load, donde pueden definirse condiciones de contorno tanto en cargas como en desplazamientos.

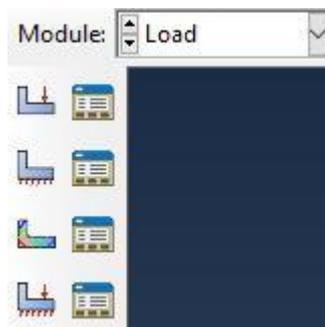


Figura 2-12. Módulo load, creación de condiciones de contorno.

Las condiciones en cargas pueden definirse como cargas puntuales o distribuidas. Por otro lado las condiciones en desplazamientos se definen en dos grupos principales, agrupando en un lado las condiciones de simetría y asimetría respecto a diferentes planos, y la de encastre, y, por otro lado, las condiciones de desplazamientos, en las que se pueden definir los desplazamientos de cualquier ente del conjunto, seleccionando entre los 6 grados de libertad posibles (desplazamientos o giros) y seleccionando el Sistema de referencia que se quiere tomar para dicho desplazamiento.

## 2.2.2 Modelo cinemático

Tal y como se definió anteriormente, la cinemática de la máquina se tratará de modelar como una rotación completa del brazo respecto a su centro de pivotado (O) y una translación de la mordaza (C), que se corresponde con un movimiento longitudinal del segmento CB, acortamiento o alargamiento del mismo. En esta sección se presenta el proceso seguido para modelar dicho mecanismo en Abaqus mediante el uso de sus diferentes módulos.

Para llevar a cabo esta simulación, reduciendo el coste computacional y el tiempo requerido, se ha utilizado un modelo que no se corresponde con los modelos reales, estando compuesto el mismo de dos piezas o partes: un molde modelado por un rígido analítico en 3D y una placa de espesor reducido como un cuerpo deformable, también en 3D. La placa, como único de los dos cuerpos al que se le debe añadir un material, se ha definido con un material de densidad  $2700 \text{ kg/m}^3$  y perfectamente elástico con un modulo de Young de  $72 \text{ GPa}$  y  $\nu = 0.33$ . De forma que una vez mallado y formado en conjunto, el resultado es:

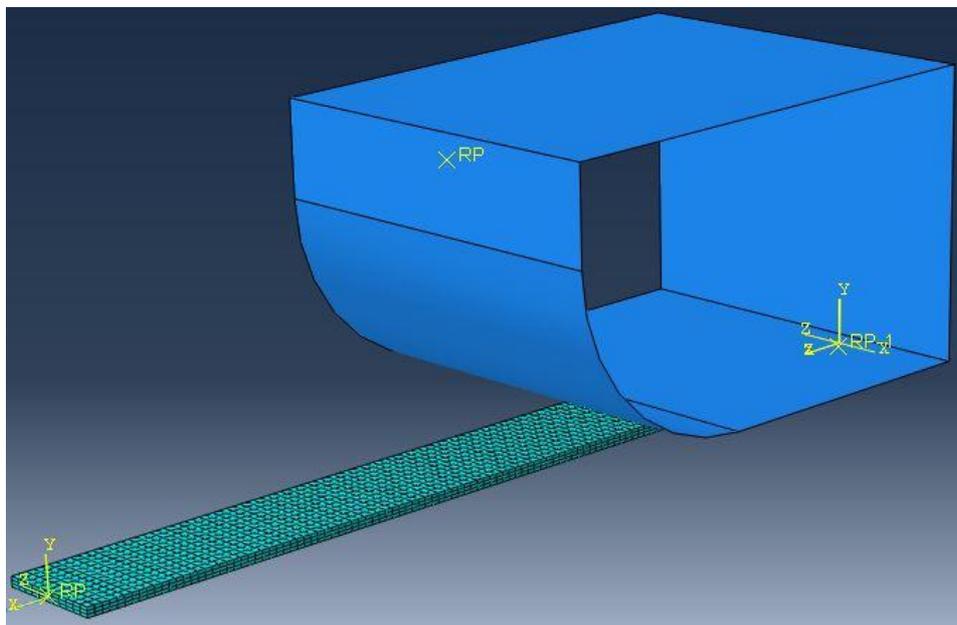


Figura 2-13. Assembly modelo simplificado.

Para modelar la cinemática del conjunto se decidió utilizar los módulos de interaction y load principalmente, ya que permiten relacionar los movimientos entre instancias el primero y definir el movimiento de cada parte del conjunto, el segundo. Así, en primer lugar, hay que crear los componentes del modelo simplificado, siendo fundamental definir los puntos O, B y C, para ello se utilizó la opción de crear puntos de referencia dentro del propio conjunto, mediante el módulo interaction, tal y como muestra la Figura 2-14, permitiendo elegir un punto existente en el conjunto o definiendo uno nuevo mediante sus coordenadas X, Y, Z.

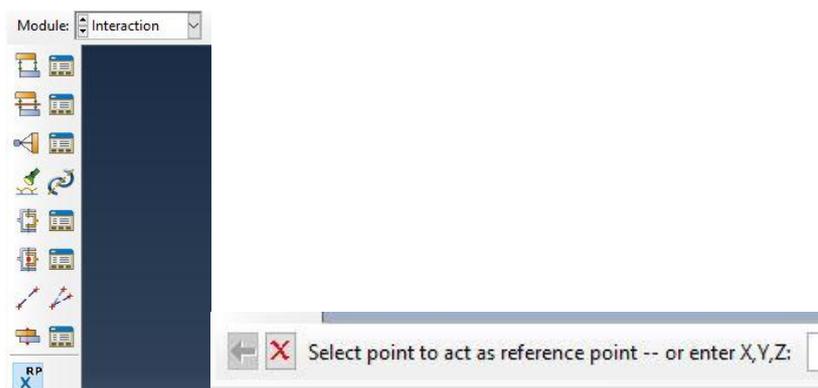


Figura 2-14. Creación de un Reference Point.

Para este caso particular, tras introducir las coordenadas de los puntos, el resultado se muestra en la Figura 2-15, donde el punto RP de la placa plana se corresponde con el punto C del modelo.

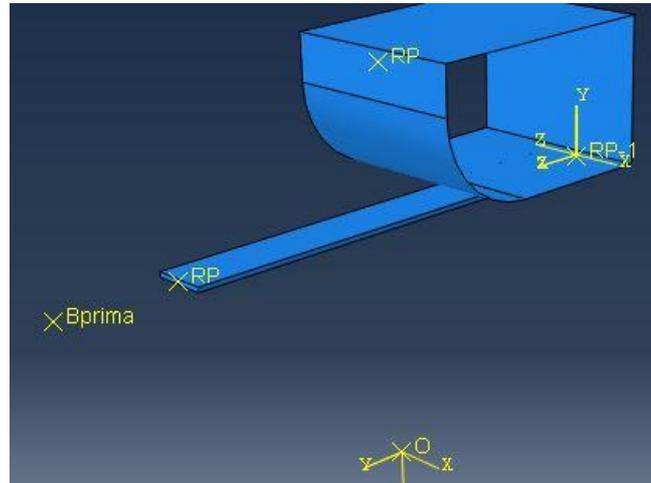


Figura 2-15. Puntos de referencia de la simulación simplificada.

A continuación, pueden definirse las relaciones cinemáticas entre los puntos, para ello se utiliza dentro del mismo módulo interaction la herramienta “Connector Builder”. Esta opción nos permite elegir los puntos entre los que se quiere crear la conexión, uniéndolos mediante una línea llamada wire y asociando entre ellos y la línea una serie de características cinemáticas y restricciones que se definen como la sección del conector. Todo ello aparece en el menú de la herramienta que aparece en la imagen siguiente:

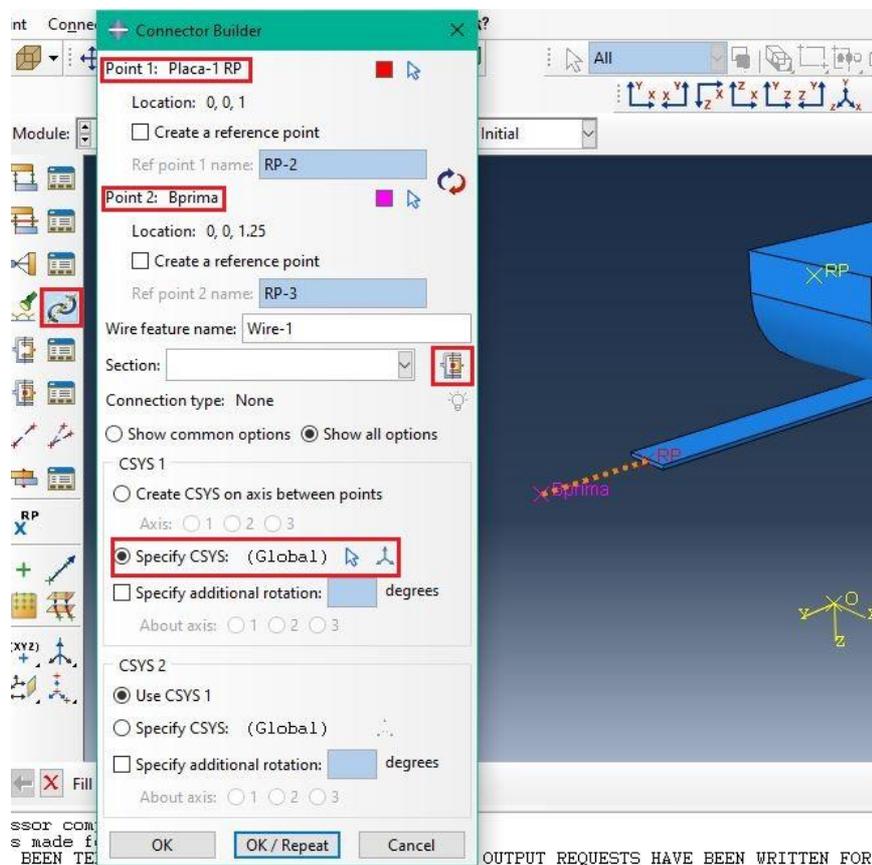


Figura 2-16. Connector Builder, menú.

Seleccionando la opción de connector section se abre una nueva ventana en la que aparecen todas las posibilidades que Abaqus permite para conectar entre sí los dos puntos. Este es uno de los puntos fundamentales del modelado ya que el programa dispone de la posibilidad de conectar los puntos como si fueran mecanismos reales y ensamblados complejos. Entre todos ellos se encuentran los tres conectores que modelan exactamente nuestra máquina, eligiendo los parámetros y sistemas de referencia adecuados: hinge, translator y cylindrical.

El conector tipo hinge, Figura 2-17, tal y como su nombre indica, es un conector tipo visagra, que restringe todos los grados de libertad excepto el giro alrededor del eje X (UR1), dejándolo libre para ambos puntos. Por lo que si uno de los puntos se traslada en cualquier dirección o gira en Y o Z, el otro lo hace de la misma manera, teniendo en cuenta que puede girar libremente alrededor de X. Este conector permitirá modelar el giro del brazo alrededor de O, es decir, formará la conexión OB, ya que las distancias entre OA y AB son fijas, estos juegan un papel como si OB fuera rígido, por lo que una conexión tipo hinge permite que esta distancia se mantenga constante y gire alrededor de un eje X que se definirá más adelante en el punto O.

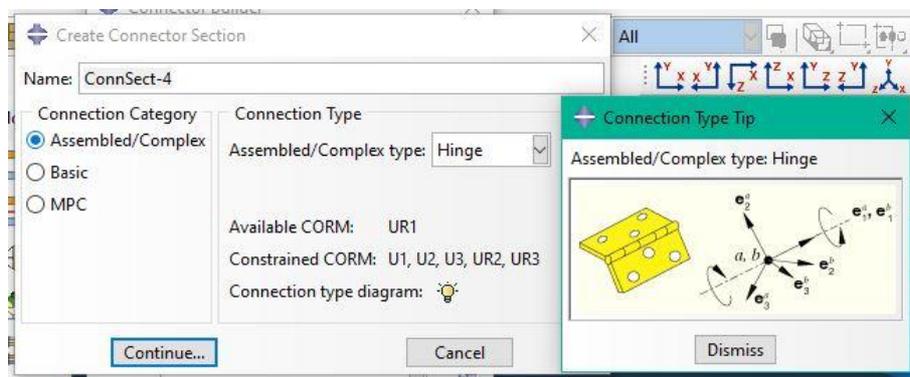


Figura 2-17. Conector tipo Hinge.

El conector tipo translator es análogo al anterior, pero restringe todos los grados de libertad excepto la traslación alrededor del eje X que ambos puntos comparten, tal y como se muestra en la Figura 2-18. Esta conexión permite que dos puntos se desplacen por el plano YZ y giren de forma idéntica y puedan acercarse o alejarse el uno del otro en su eje X definido previamente. Así, esto permite modelar el cilindro de tensión o la variación de distancia en el segmento BC, siempre que el sistema local entre ambos se elija correctamente.

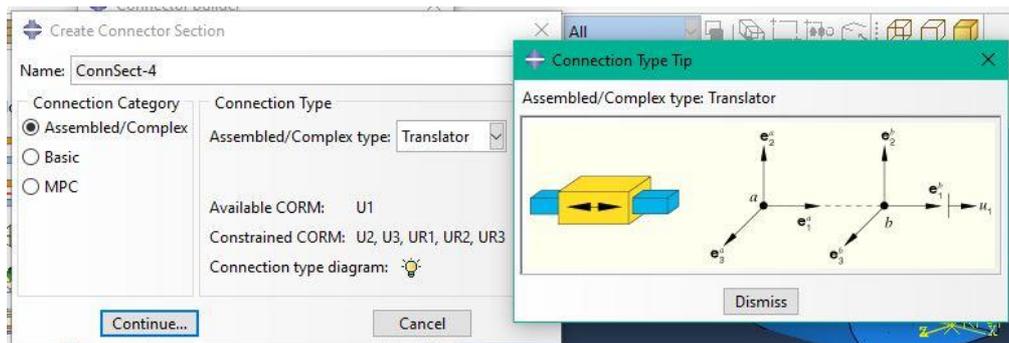


Figura 2-18. A) Conector tipo translator.

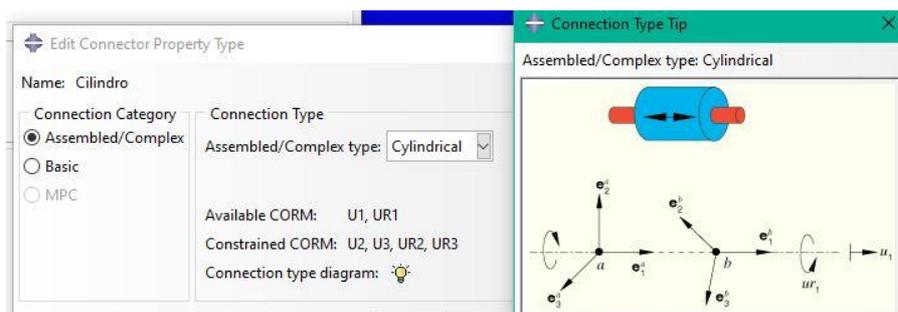


Figura 2-18. B) Conector tipo cylindrical.

Sin embargo, el conector tipo translator no permite definir, si el problema lo requiere, un giro de la mordaza alrededor del eje de tracción del cilindro de tensión (lo se será definido a continuación como el eje X en el sistema de referencia local definido para las mordazas del cilindro de tensión). Para poder definir este giro que se puede llamar como giro de torsión de la pieza, es necesario sustituir el conector tipo translator por uno tipo cylindrical que restringe todos los grados de libertad de los dos puntos, a excepción de las translaciones en el eje X, igual que el translator, y las rotaciones sobre el mismo eje X, permitiendo un grado de libertad más a la mordaza, girando libremente con respecto al brazo y carro del mecanismo. Este conector se muestra en la Figura 2-18. b) y se incorporará en uno de los modelos presentados en el capítulo 3 para comprender su funcionamiento.

Seleccionados los tipos de conectores en cada caso, el siguiente paso es definir los sistemas de referencia que van a caracterizar estos movimientos. Esto se realiza desde la ventana de connector builder, seleccionando la opción de specify CSYS y creando el sistema tal y como se desea. En primer lugar, para el conector tipo hinge es sencillo, se define un sistema de referencia rectangular centrado en O, en el que el eje X se corresponde con el eje sobre el que gira el brazo o el segmento OB en la simplificación. Sin embargo, para el translator es un poco más específico, ya que el movimiento requiere que el eje X del sistema local se mantenga siempre en la misma dirección que el segmento BC, al mismo tiempo que B rota respecto a O. Para ello, se debe seleccionar como primer punto el punto C (o RP en este modelo), como segundo punto B, ya que este punto es el que define la dirección X del sistema de referencia local y así se fija a la posición de dicho punto, y por último se selecciona un punto de la sección del extremo del perfil o en este caso de la cara de la placa plana. Así quedaría definido el eje local:

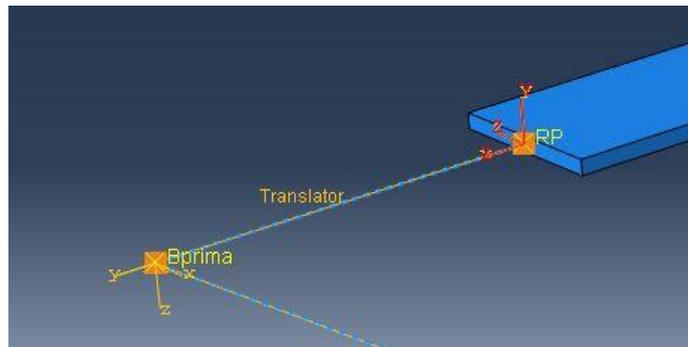


Figura 2-19. Sistema de referencia local entre CB.

Así quedarían definidos los dos tipos de conexiones y el movimiento relativo entre los componentes del mecanismo.

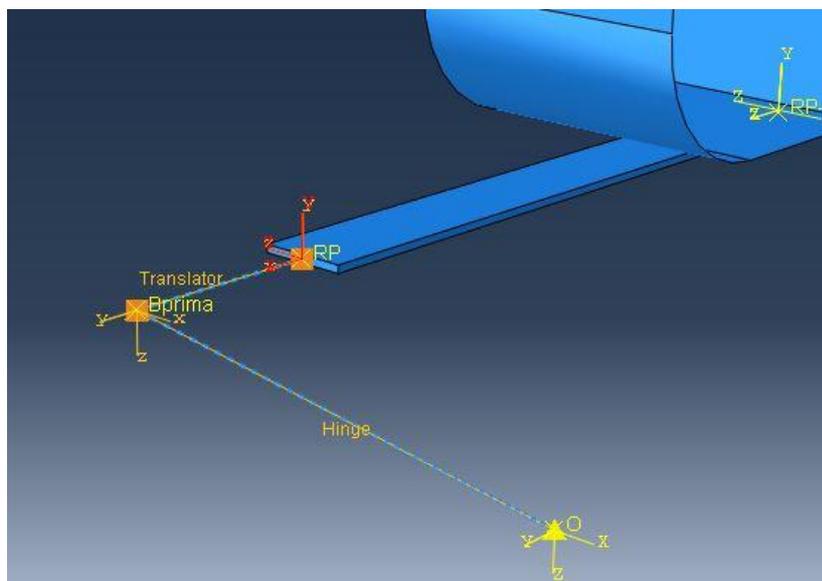


Figura 2-20. Conectores del mecanismo simplificado.

Además de estos dos mecanismos, hace falta un tercero que simula la condición y el efecto de las mordazas sobre el extremo del perfil o de la pieza a deformar. Las mordazas agarran la pieza de forma que el extremo se mueve solidario con ellas o lo que es lo mismo en la cinemática del problema, el extremo de la pieza tiene restringidos todos los grados de libertad por las mordazas. Esto se traduce en nuestro modelo simplificado como que toda la cara del extremo de la pieza debe moverse como el punto C, para ello se utiliza la herramienta “Create constrain” y en particular, dentro de la misma, la opción “coupling”. Esta opción permite seleccionar como punto de control el punto C, como superficie la de la sección del extremo de la pieza, el tipo de coupling y los grados de libertad o movimiento que se quieran acoplar, que en este caso son todos, y el sistema de referencia local o global.

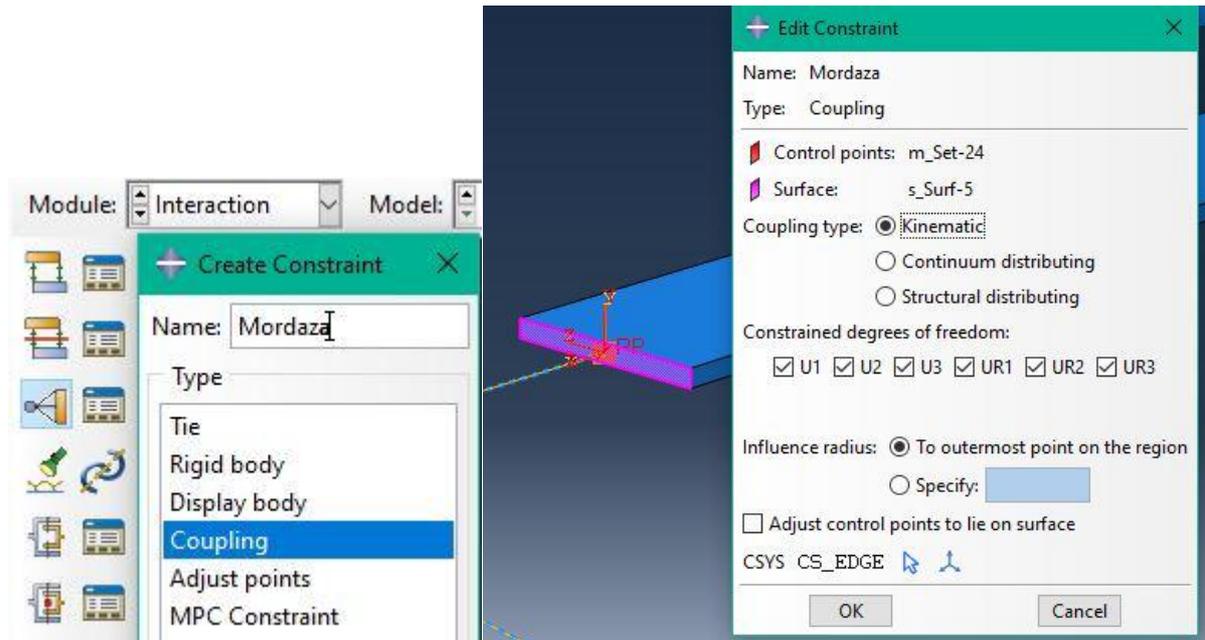


Figura 2-21. Modelado de la mordaza, constraint tipo coupling.

Para cerrar el modelo de la cinemática de la máquina es necesario definir las condiciones de contorno de forma correcta, para que tanto el giro del brazo como el desplazamiento de la mordaza se realice acorde al movimiento real. Para este caso simplificado las condiciones de contorno seleccionadas son 4: dos condiciones de encastre, tanto del molde, que al ser un part rígido la condición se aplica sobre su punto de referencia, como el extremo opuesto al de la mordaza de la pieza a deformar, esta condición no se corresponde con el mecanizado real pero simplifica el modelo y no afecta a la cinemática que se está estudiando, una condición de desplazamiento del punto C y el giro de B. Estas dos últimas condiciones se van a detallar dada la importancia de las mismas dentro de la cinemática:

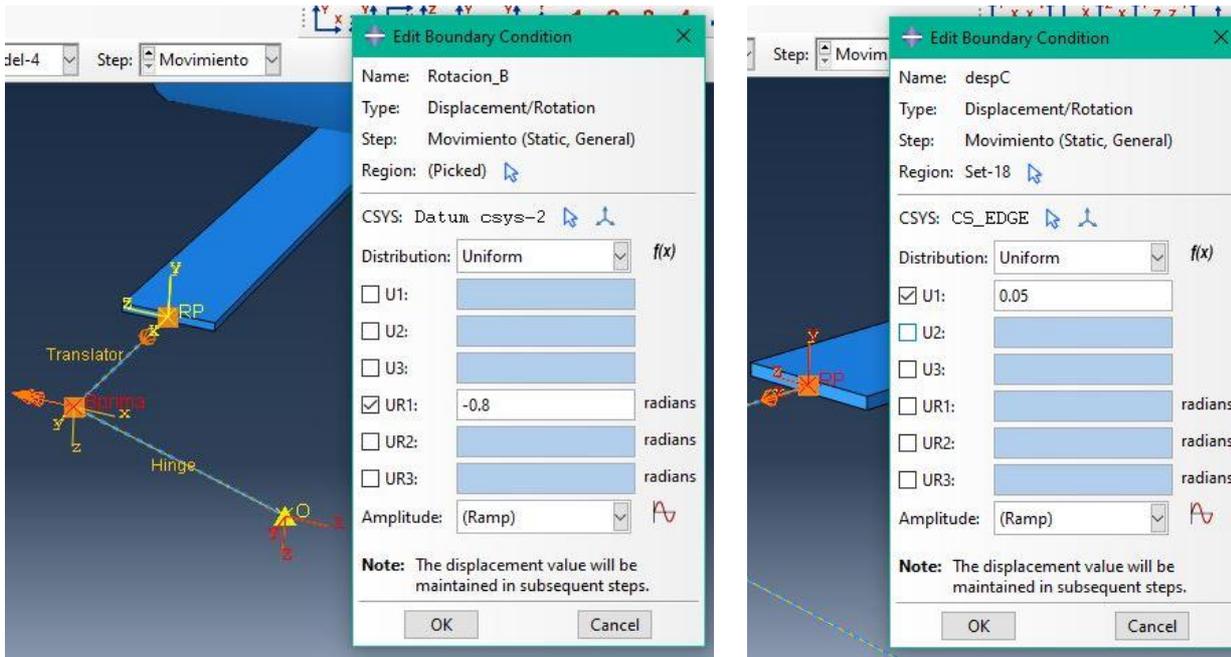
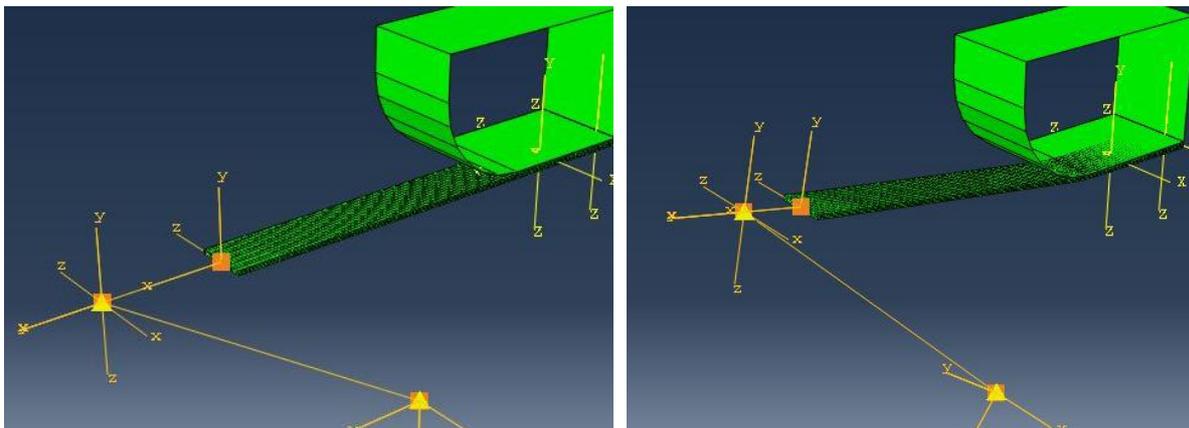


Figura 2-22. Condiciones de contorno sobre los puntos B y C, modelo simplificado.

- Condición de desplazamiento de C: es una condición de contorno de desplazamiento en el eje X definido sobre el sistema local del cilindro de tensión (CSYS: CS\_EDGE), de 50cm seleccionando únicamente el punto C.
- Condición de giro de B: se establece un giro sobre el punto B, alrededor del sistema de referencia local creado para el Hinge sobre el punto O. El giro es de 0.8 radianes, en sentido contrario del eje X definido.

Ambas condiciones de contorno se presentan en la Figura 2-22.

Para comprobar los resultados de esta simulación se creó un Job que resolviera el problema en un solo Step o paso, mediante una resolución implícita de forma cuasiestática. A continuación, se muestran los resultados de este caso simplificado.



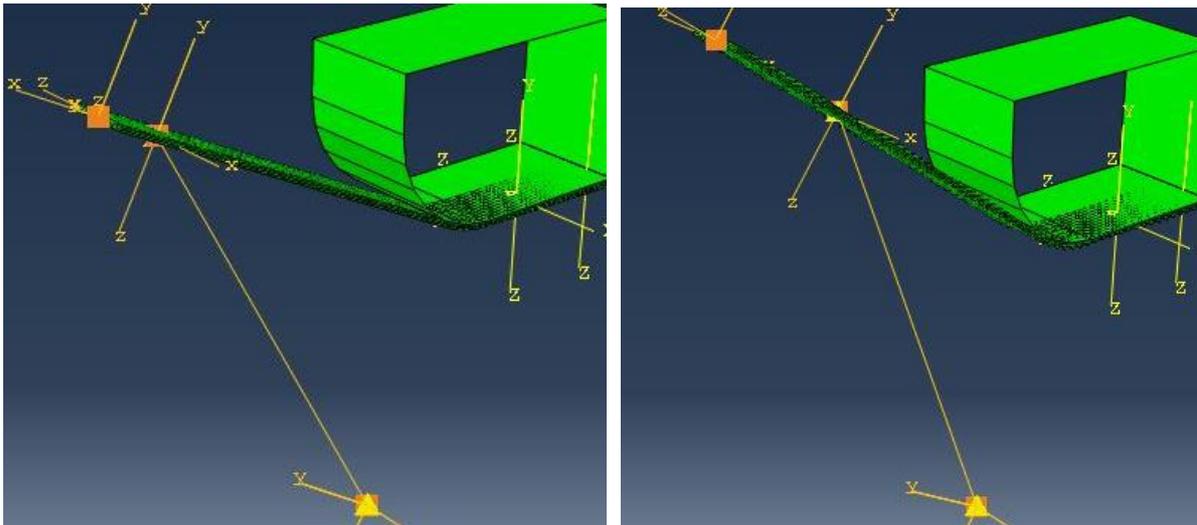


Figura 2-23. Simulación de la cinemática, caso simplificado. Perspectiva 1.

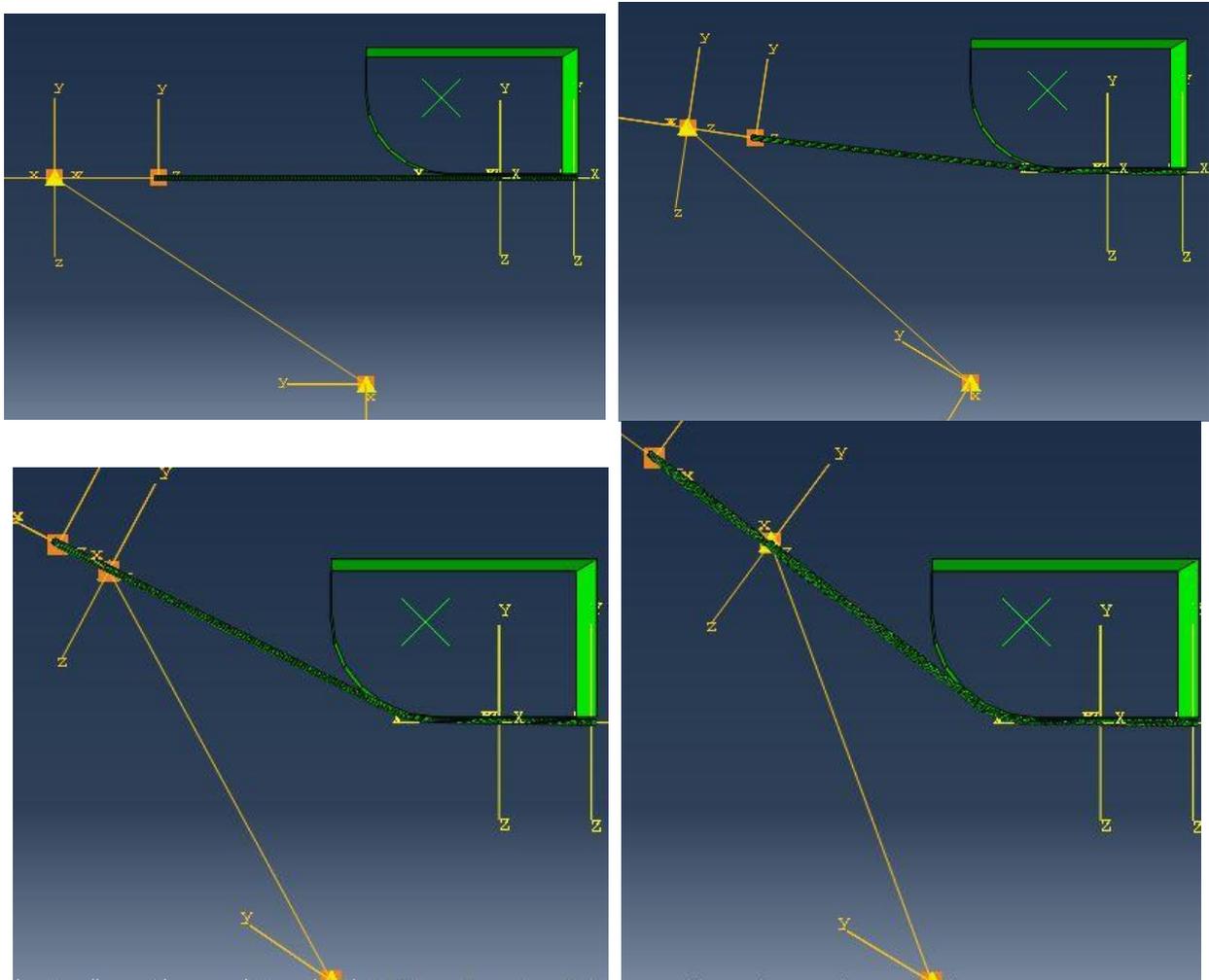


Figura 2-24. Simulación de la cinemática, caso simplificado. Perspectiva 2.

Con estos resultados se puede observar que los objetivos de estos modelos se consiguen en ambos casos, en primer lugar, el punto B gira respecto al punto O, manteniendo la distancia entre ellos, es decir, manteniendo la posición del carro dentro del brazo mientras este gira. En segundo lugar, se ha conseguido que el punto C se desplace tanto como sea necesario, pero siempre en la dirección del segmento BC, siguiendo el giro del punto B.

En conclusión, los conectores elegidos funcionan correctamente, consiguen modelar la cinemática que se buscaba y cambiando las condiciones de contorno de giro y desplazamientos se puede simular cualquier combinación de giro del brazo y cilindro de tensión de la máquina.

### 2.2.3 Acoplamiento cinemático-deformacional para un perfil (ensayo elástico)

Una vez comprobado que los conectores funcionaban según lo previsto, el siguiente paso fue el de crear una simulación más realista en la que se incluyeran piezas de una simulación real, para poner a prueba tanto los conectores como el mallado y el conjunto al completo. Este ensayo es un paso intermedio entre la simulación simplificada realizada en el apartado anterior y las simulaciones con materiales más realistas y pieles en lugar de perfiles que se presentan en el capítulo 3

Así, como comprobación de la cinemática y del modelo construido se ha realizado la resolución del problema puramente elástico de las piezas pertenecientes al problema de un mecanizado real de la empresa M&M. Entendiendo como problema elástico que para simplificar el cálculo y como comprobación de que los conectores funcionan como se prevee el material definido para las piezas deformables solo presentará un comportamiento elástico, sin plasticidad, ya que esta aumenta la no linealidad del problema y el coste computacional. Hay que tener en cuenta que en este apartado no se trata en profundidad las características de la metodología de resolución, ni mallado ni tipos de nodos, así como las condiciones de contacto, ya que este modelo no sirve como validación de la cinemática sino como comprobación de que los conectores y la idea principal de su uso es útil para modelos de geometría más compleja.

Para llevar a cabo la simulación, en primer lugar y a diferencia del caso anterior donde se creó la geometría desde el módulo part de Abaqus, esta geometría es importada a partir de las piezas creadas en Catia. Tal y como se realizó en la simulación anterior, los moldes se importaron como sólidos rígidos en 3D y la pieza se importó como un sólido deformable 3D, el cual debe caracterizarse con un material y una malla para la resolución del problema, teniendo en cuenta que ahora los sólidos importados como rígidos también deben ser mallados.

Tras crear el conjunto ensamblado, ubicando los moldes en su posición y el perfil indeformado en la posición donde comienza el proceso de mecanizado, previo al estiramiento inicial, el resultado del mismo y del conjunto mallado se presenta en las figuras a continuación:

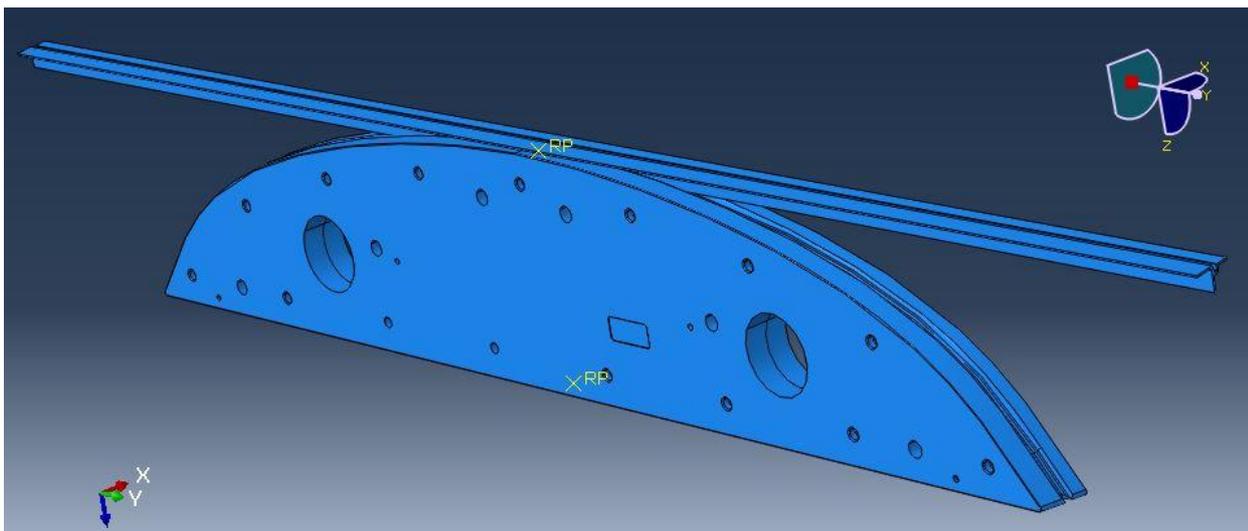


Figura 2-25. Conjunto de molde y perfil indeformado para simulación elástica.

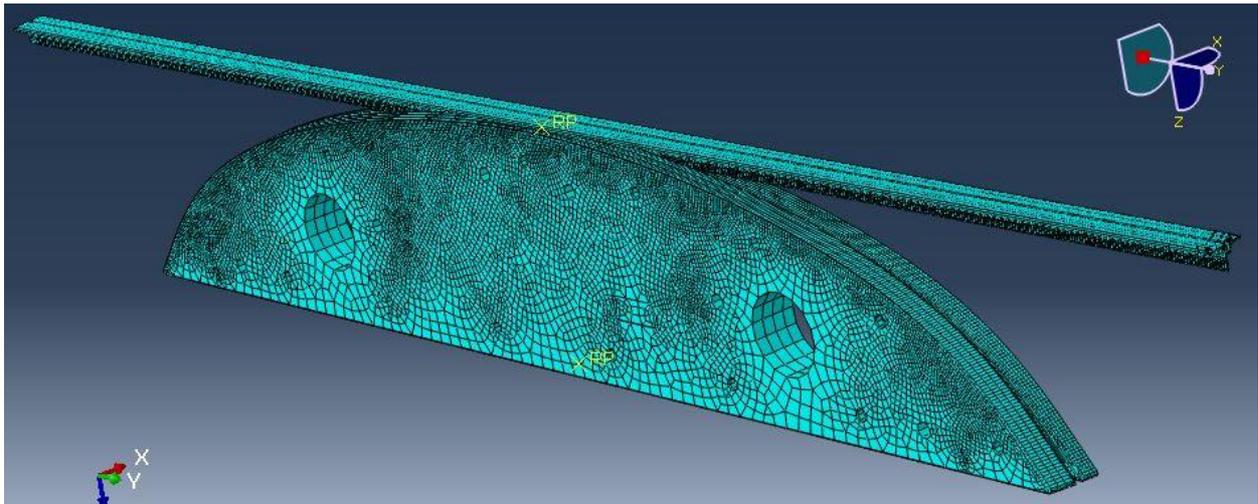


Figura 2-26. Mallado del conjunto de molde y perfil indeformado para simulación elástica.

Definido el assembly y el mallado, se pasa a crear los conectores entre cada instance. En este caso, al contrario de la simplificación anterior, la deformación se realiza sobre el perfil completo, por lo que hay que crear los conectores correspondientes a los dos brazos de la máquina. Se decide así porque la generalidad de los procesos de mecanizado pueden no presentar simetría y, a parte del coste computacional que conlleva realizar el doble de cálculo que ahorrarían condiciones de simetría, realizar la simulación completa no presenta mayor dificultad. Por ello, en primer lugar se definen los puntos de referencia de ambos lados: O, C y B, para posteriormente definir los conectores de translator y de hinge de ambos brazos, con la misma metodología aplicada en el apartado anterior.

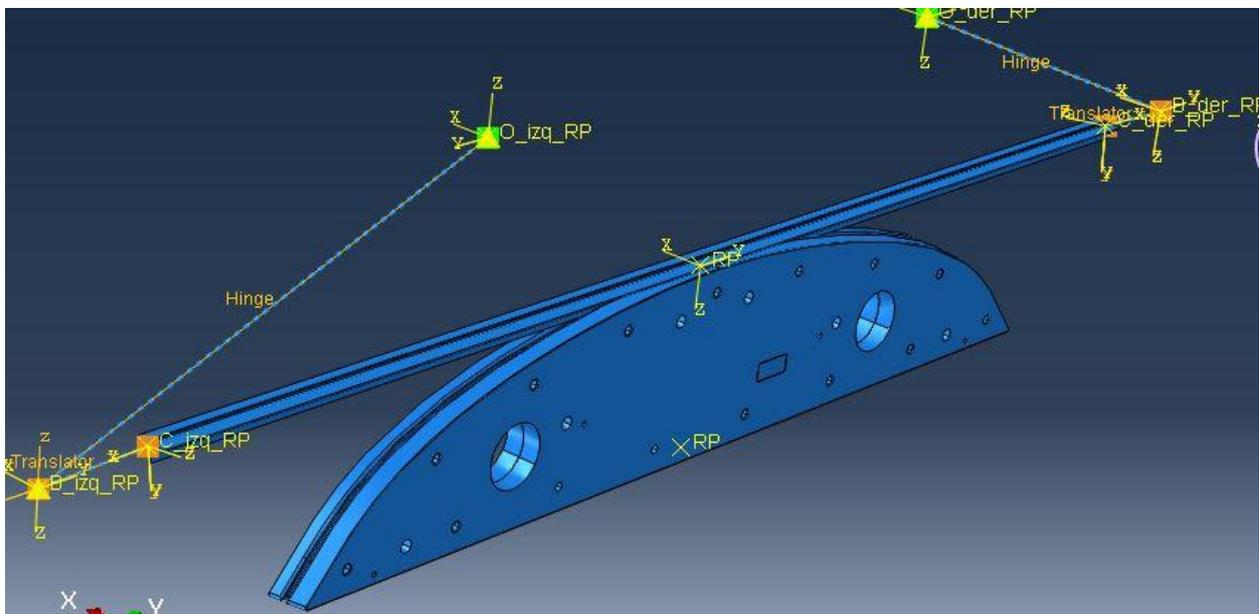


Figura 2-27. Conjunto con los conectores para la simulación del perfil elástico.

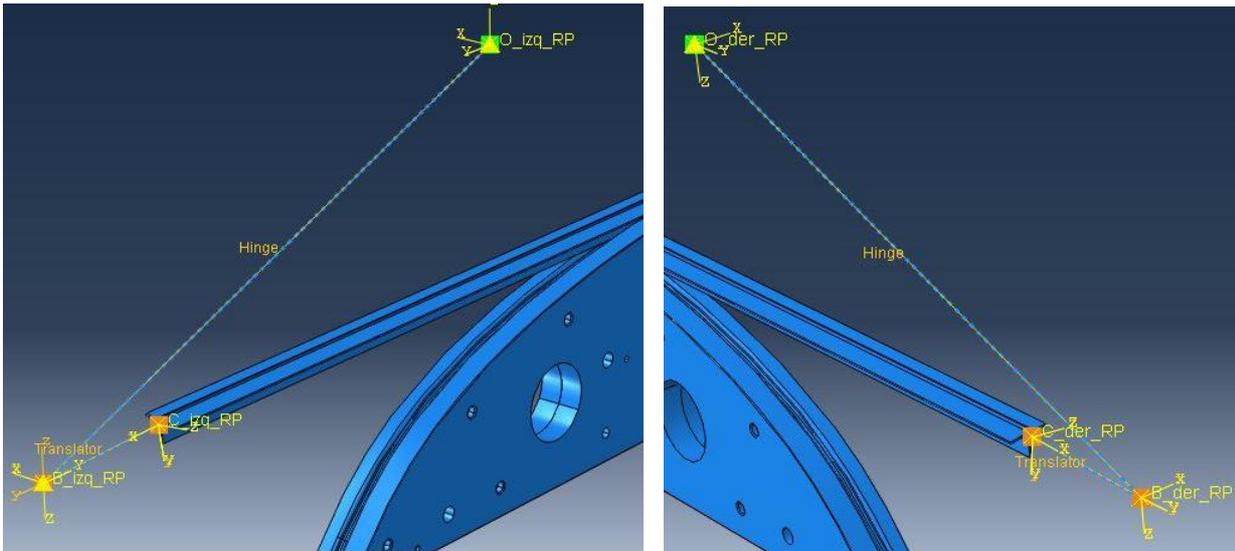


Figura 2-28. Detalles de los conectores de la simulación elástica.

Para finalizar con el modelo hay que definir las condiciones de contorno, al igual que en la simulación anterior se han encastrado los dos moldes, pero en contra, no se encastra ninguna parte de la pieza a deformar sino que se aplican las condiciones de desplazamiento y giro de ambos extremos C y los puntos B. En particular, se aplican unos desplazamientos de las mordazas muy superiores a los valores estándar que se aplican en las simulaciones reales, ya que al ser una simulación elástica puede deformarse indefinidamente sin la aparición de rotura o estricción localizada en ninguna sección del perfil, y así se observan con mayor claridad las trayectorias de los puntos. En este caso se aplican desplazamientos de 0.5m en la dirección X local y un giro de B de 1.05 radianes que equivalen a los 60 grados aproximadamente que realizan los brazos de la máquina en una simulación real. Estas condiciones de contorno se presentan para el lado derecho, siendo equivalentes y simétricas para el lado izquierdo, en la Figura 2-29. A estas condiciones de contorno también hay que añadirle dos más que permiten mantener fijos los dos puntos de pivotado O y que también se añaden en la Figura 2-29.

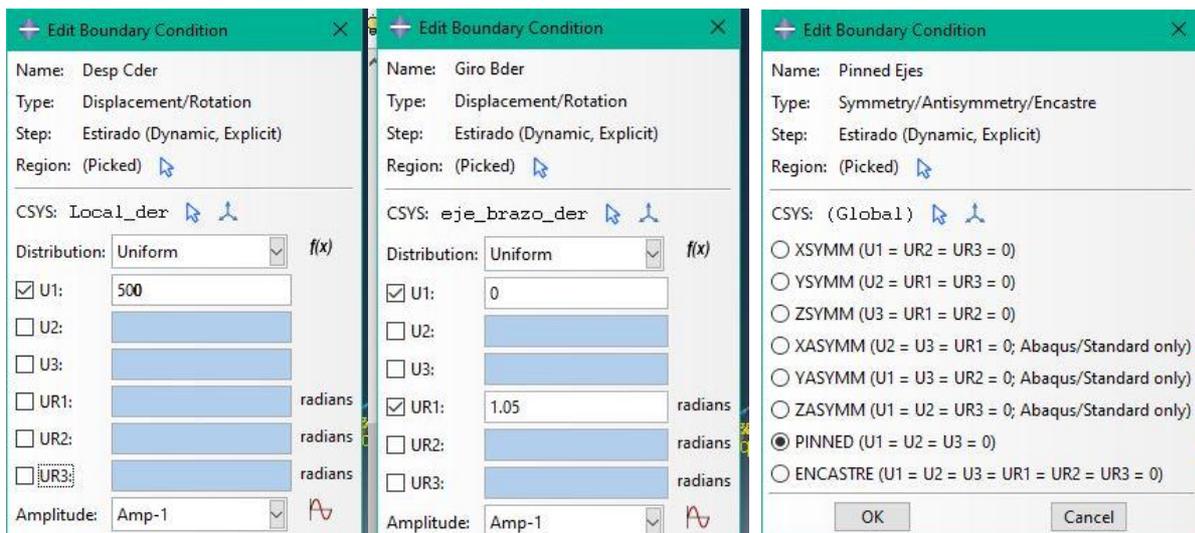


Figura 2-29. Condiciones de contorno del brazo derecho, simulación elástica.

Al igual que la simulación anterior, para la resolución del problema se ha establecido un único paso o step de resolución implícita y cuasiestática, que ha aportado los siguientes resultados:

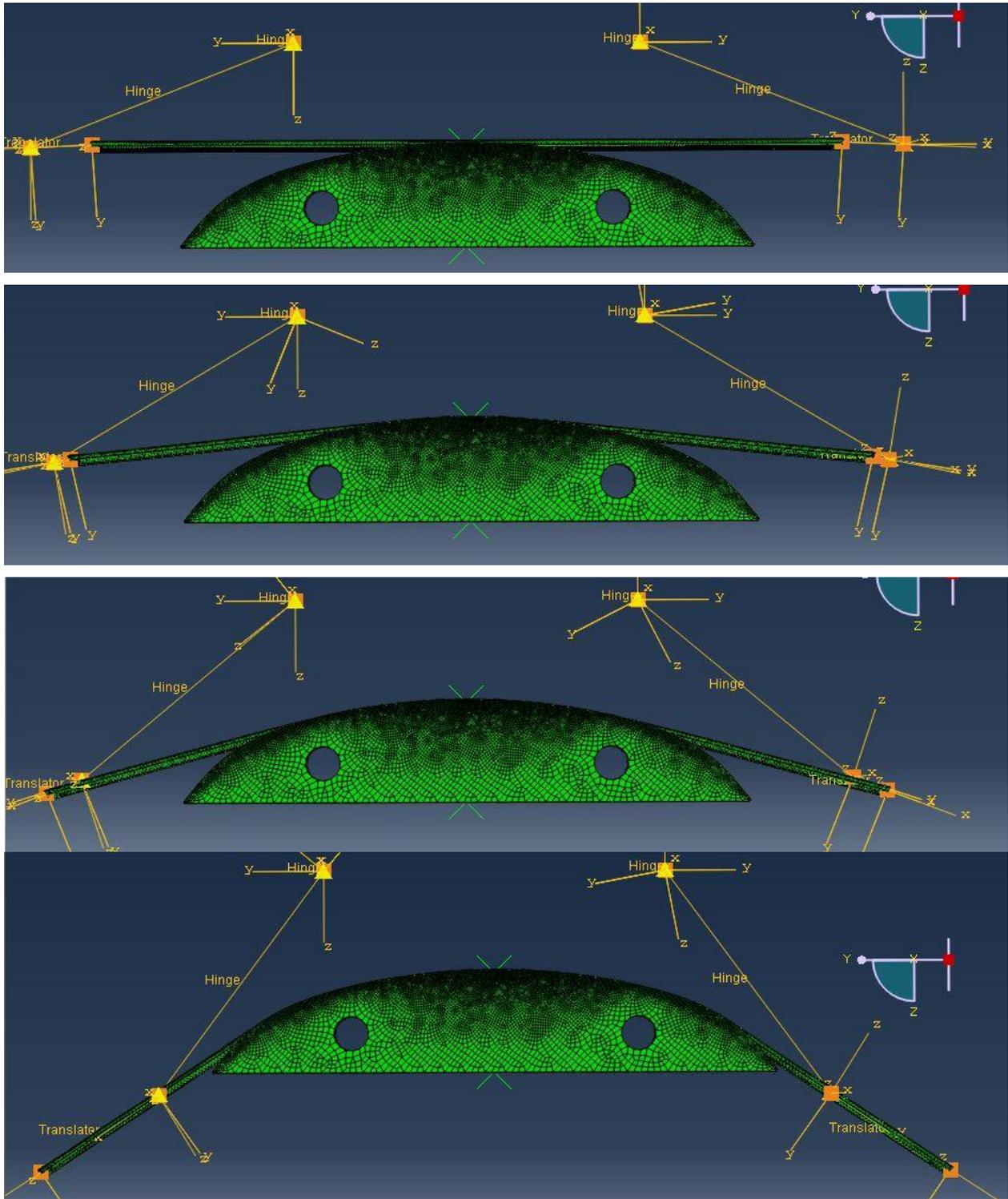


Figura 2-30. Resultados simulación elástica.

Los resultados de la simulación muestran que el mecanismo sigue funcionando correctamente con una geometría compleja, sin embargo, dado que en este documento se presenta el modelo preliminar y ante los problemas de convergencia y el tiempo de computación necesario para simular un modelo de esta escala y geometría con un comportamiento plástico con endurecimiento y teniendo en cuenta los fallos reportados por Abaqus al importar la geometría de los moldes reales, en los siguientes capítulos se presentan las simulaciones realizadas con pieles de aluminio de geometrías más simples y cuyos estirados se llevan a cabo con la misma metodología.



# 3 SIMULACIÓN DE PROCESO DE ESTIRADO. RESULTADOS NUMÉRICOS

---

Este capítulo se presentan los modelos y los resultados obtenidos de las simulaciones creadas para ejemplificar y mostrar este modelado preliminar de la máquina ERIE. Para ello se han realizado dos ensayos diferentes, ambos sobre pieles de aluminio, cuya diferencia fundamental radicará en la forma del molde o útil que da forma a la pieza final.

El primero de los ensayos se realizará con un útil recto, con dos planos de simetría, similar al caso utilizado para ejemplificar los conectores en el capítulo anterior. Mientras que el segundo de los ensayos se realiza con un molde que presenta un cierto estrechamiento a lo largo del eje perpendicular a la mesa de trabajo de la máquina, lo cual se ve reflejado en la necesidad de añadir un giro de torsión de la mordaza al material.

Una vez explicados y mostradas todas las definiciones de los apartados de los ensayos, se mostrarán los resultados de las simulaciones y se dedicará un apartado en cada uno de los capítulos dedicado a la simulación del proceso de springback de cada piel, detallando las condiciones de contorno e interacciones que definen dicha simulación, así como los resultados y el cambio en la forma final.

## 3.1 Estirado de una piel recta.

En primer lugar, se muestra la simulación de una piel de aluminio AA 7075 en estado O sobre un molde recto, con una secuencia completa de stretch bending compuesta de preestirado, estirado y postestirado de acuerdo a los procesos reales que se lleva a cabo a diario en la fábrica de M&M en Espera. Esta simulación está basada en los ensayos presenciados en dicha fábrica y así se reflejan en las condiciones de contorno y las interacciones definidas para el mismo, aunque para el caso de un molde simétrico y recto a lo largo del eje perpendicular a la mesa de trabajo de la máquina. La figura 3-1, muestra el molde y las piezas finales estiradas en dicha máquina.



Figura 3-1. Molde instalado en la máquina Erie y piezas tras el estirado, instalaciones M&M.

### 3.1.1 Modelado en Abaqus

#### 3.1.1.1 Geometría y caracterización del material.

El modelo estará formado por 3 geometrías: la piel, el molde y la mesa de trabajo. La piel es una lámina rectangular de dimensiones 2330mm de largo, 280mm de ancho y un espesor de 2.5mm, que se ha diseñado como un sólido 3D deformable por extrusión de un sketch rectangular que representa la sección de 280x2.5mm definida. Todo ello mediante el módulo de crear la geometría de Abaqus, tal y como se muestra en las figuras siguientes.

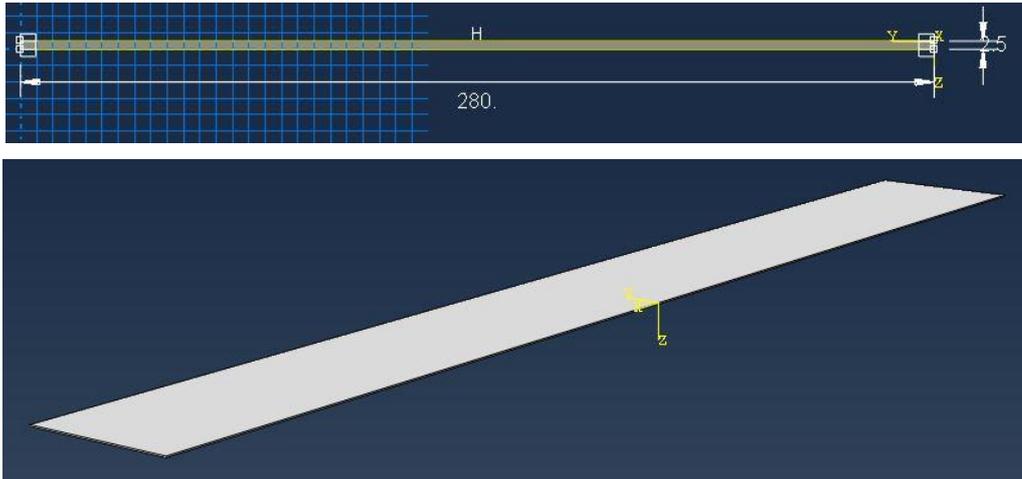


Figura 3-2. Geometría de la piel en Abaqus.

El molde o útil se ha definido como un rígido discreto en 3D creado también como un cuerpo extruido a partir de un sketch, la superficie más importante, la de contacto con la pieza, se ha definido como una elipse de eje mayor 1700mm y eje menor 500mm. Además, se ha extruido una distancia de 300mm, quedando:

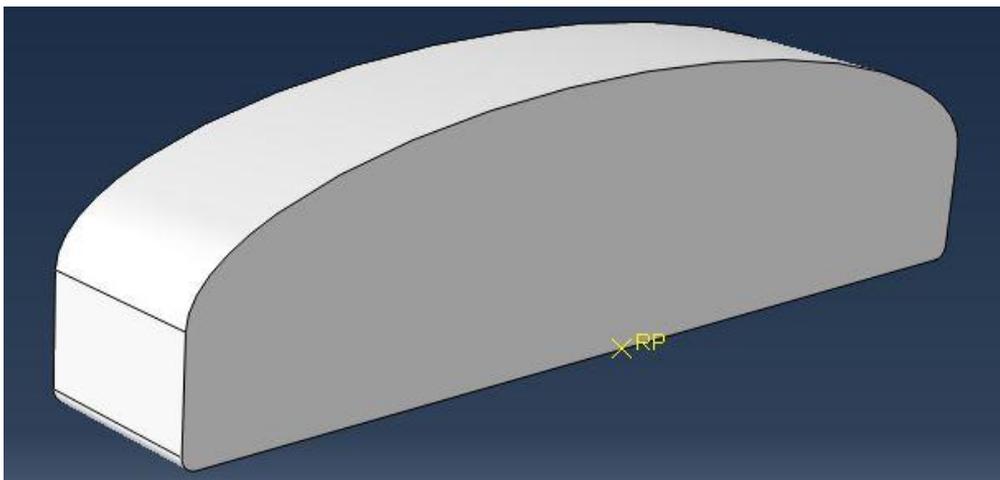


Figura 3-3. Geometría del molde recto.

Por último, se ha creado un sólido rígido discreto, que se usará únicamente para representar la mesa de trabajo como la superficie donde se sitúa el útil y se localizan los puntos donde se encuentran fijos los ejes de pivotado de los brazos de la máquina. Tomando las medidas de los planos de la máquina queda:

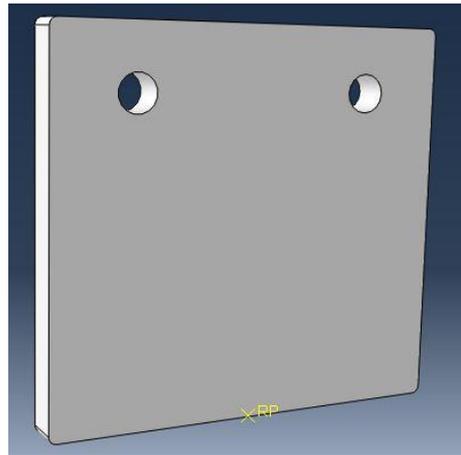


Figura 3-4. Geometría de la mesa de la máquina.

Lo siguiente en definirse fueron los materiales que caracterizan el comportamiento de la lámina como único cuerpo deformable del modelo. Así se ha caracterizado de dos formas diferentes un mismo material, aluminio AA 7075-O, siendo esta una aleación con zinc como elemento aleante principal y cuya composición se define en la tabla 3-1, obtenida de la referencia [4]. Este material se caracteriza por su uso en diferentes partes estructurales y componentes aeronáuticos. La designación –O se utiliza para designar que no ha sido sometido a un tratamiento térmico de temple, sino que se le ha aplicado un tratamiento de recocido completo, lo que le proporciona sus características como un material dúctil y maleable. [4]

Tabla 3-1 Composición química AA 7075-O. [4]

Componente	% en peso
Zn	5.1-6.1
Mg	2.1-2.9
Cu	1.2-2.0
Fe	Max 0.50
Si	Max 0.40
Mn	Max 0.30
Cr	0.18-0.28
Ti	Max 0.20
Otros, cada uno	Max 0.5
Otros, total	Max 0.15

Para modelar el material se han definido dos opciones diferentes: una opción con un comportamiento elasto-plástico basada en los resultados experimentales llevados a cabo por la empresa M&M sobre probetas de este material y un segundo modelado definiendo un comportamiento elasto-plástico con un modelo de plastificación anisótropo con los datos mostrados en la referencia [5]. Ambos van a ser detallados a continuación.

- AA 7075-O basado en medidas experimentales (M&M):

El comportamiento elástico del material se ha supuesto isótropo y siguiendo la ley de Hooke, definiendo las propiedades del régimen elástico en base a los resultados de tracción y la bibliografía [5]:

Tabla 3-2 Propiedades comportamiento elástico AA 7075-O

Material	Densidad (kg/m <sup>3</sup> )	E (GPa)	ν(-)
AA 7075-O	2720	66.7	0.33

Mientras que el comportamiento plástico se ha definido íntegramente con los resultados de los ensayos de tracción, agrupados en forma de tabla y que se muestran en la siguiente gráfica. Teniendo en cuenta que, aunque puede no ser del todo adecuado para modelar aluminios ya que no se corresponde con la realidad, se ha considerado un modelo de plastificación J2 isótropo para este estudio preliminar, ya que no se disponen de los datos necesarios para poder definir uno anisótropo.

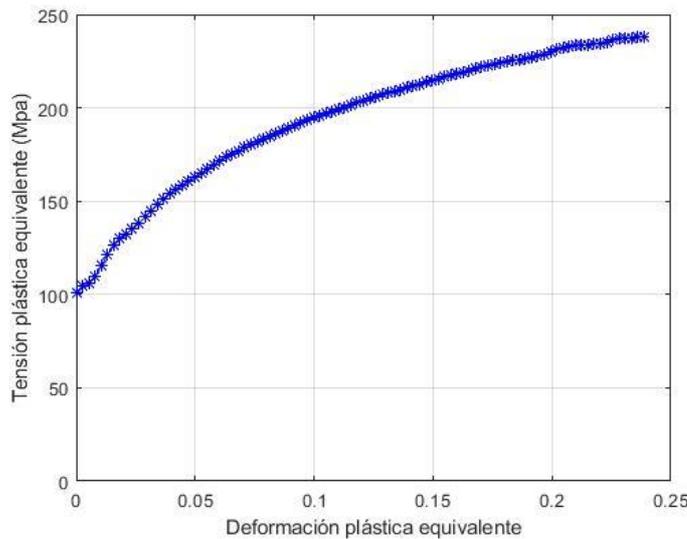


Figura 3-5. Datos del comportamiento plástico introducido para modelar el material AA 7075-O.

- AA 7075-O basado en los resultados de la referencia [5]:

En este caso los resultados permiten caracterizar el material con un comportamiento elasto-plástico con endurecimiento anisótropo que obedecerá el criterio de Hill. En primer lugar, el comportamiento elástico se modela mediante las constantes del material definidas en la tabla 3-2, para el módulo de Young y el coeficiente de Poisson, así como para definir su densidad. Las diferencias respecto al material descrito anteriormente serán en la forma de modelar el régimen plástico y el endurecimiento según el criterio de Hill.

Para caracterizar el comportamiento plástico del material se ha utilizado la aplicación de la expresión de la ley de Voce, obteniendo las constantes dependientes del material mediante los ensayos pertinentes realizados y detallados en la referencia [5], que para el AA 7075-O es:

$$\sigma_{eq} (MPa) = 226.3 - 131.9e^{-32.23\varepsilon_{eq}^P}$$

Donde  $\sigma_{eq}$  es la tensión plástica equivalente y  $\varepsilon_{eq}^P$  es la deformación plástica equivalente. Esta expresión consigue aproximar los resultados obtenidos para los ensayos con dicho material, tal y como se observa en la siguiente figura:

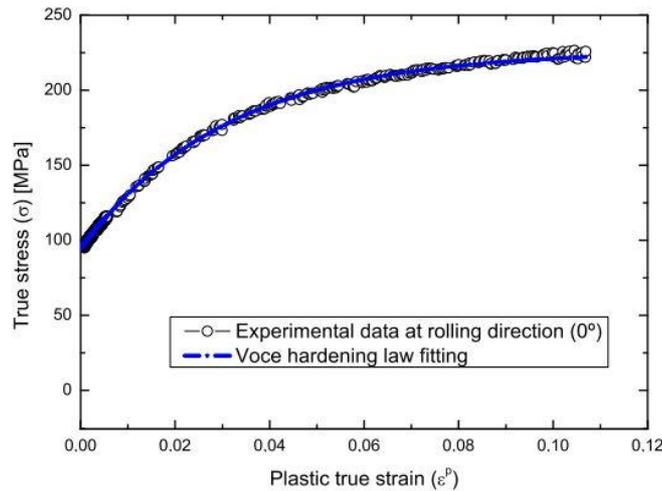


Figura 3-6. Ajuste de la ley de Voce a los datos experimentales de tracción a 0°. [5]

Utilizando esta expresión para el comportamiento plástico, se han introducido en Abaqus los siguientes valores de tensión plástica y deformación plástica equivalentes:

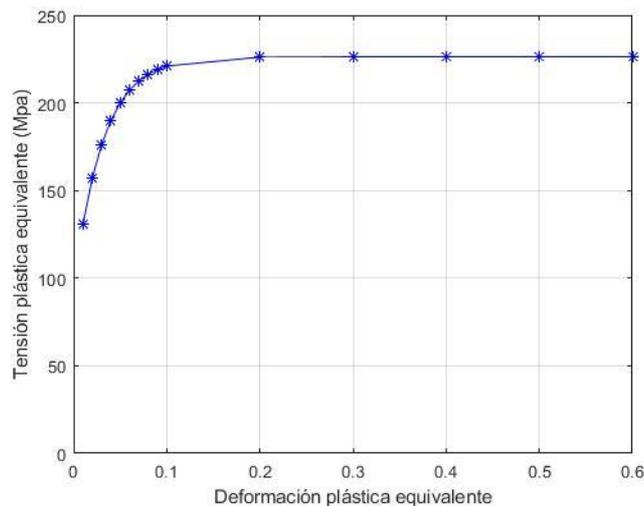


Figura 3-7. Datos utilizados para modelar el AA 7075-O según la ley de Voce.

Para definir el criterio de plastificación se ha utilizado el criterio de Hill, que, aunque no es un buen modelo a utilizar con el aluminio, para estos ensayos de los modelos preliminares de la máquina, va a permitir obtener resultados de un material con plastificación anisótropa. El criterio de Hill es una generalización del de von Mises, utilizado para materiales isótropos, que una vez obtenidos los coeficientes de Lankford definidos para este material en la bibliografía [5] permiten obtener los coeficientes que definen en Abaqus dicho comportamiento. Los coeficientes de anisotropía plástica o coeficientes de Lankford en una dirección particular se definen como la relación entre la deformación transversal y la normal, que resultan al ensayar el material en dicha dirección, así los coeficientes a 0°, 45° y 90° son:

Tabla 3-3 Coeficientes de Lankford para AA 7075-O [5]

Ángulo	0°	45°	90°
r	0.812	1.394	1.317

En la ayuda de Abaqus, referencia [6], aparece cómo calcular las constantes necesarias para modelar el criterio de plastificación anisótropo en función de los coeficientes de Lankford, los puntos principales son:

- Si se considera que la única tensión no nula que existe en un material cuando se aplica una tensión  $\sigma_{11}$  es la tensión media, es decir  $\overline{\sigma_{11}}$ , y esta coincide con la tensión de plastificación de referencia ( $\sigma_0$ ), entonces el primer coeficiente  $R_{11}$  es igual a 1:

$$\overline{\sigma_{11}} = \sigma_0 \rightarrow R_{11} = 1$$

- Si se acepta la hipótesis de que el problema se puede tratar como un caso de tensión plana:

$$R_{13} = R_{23} = 1$$

- Para el resto de los coeficientes, las expresiones que permiten calcularlos son:

$$R_{22} = \sqrt{\frac{r_{90^\circ}(r_{0^\circ} + 1)}{r_{0^\circ}(r_{90^\circ} + 1)}} = 1.1262$$

$$R_{33} = \sqrt{\frac{r_{90^\circ}(r_{0^\circ} + 1)}{r_{0^\circ} + r_{90^\circ}}} = 1.0587$$

$$R_{12} = \sqrt{\frac{3 \cdot r_{90^\circ}(r_{0^\circ} + 1)}{(r_{0^\circ} + r_{90^\circ})(2r_{45^\circ} + 1)}} = 0.9422$$

Estos resultados son introducidos en Abaqus mediante el siguiente cuadro de diálogo:

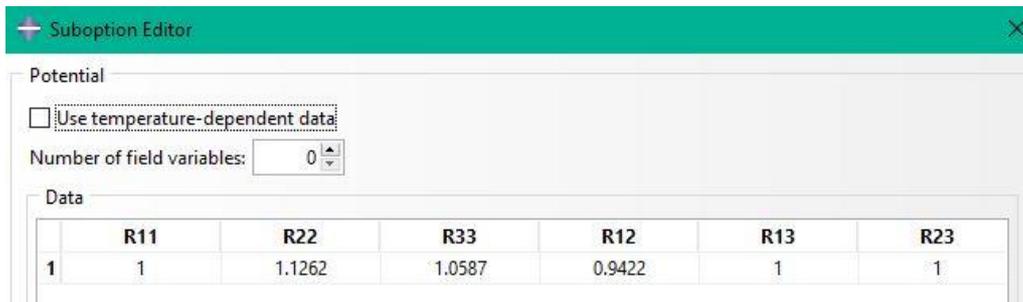


Figura 3-8. Definición de los coeficientes para el criterio de plastificación en Abaqus.

Obsérvese que dado que este criterio es anisótropo hay que definir en el cuerpo que se vaya a implementar las direcciones con las que se corresponda, para este caso la única pieza que es un sólido deformable es la piel de aluminio y en el part, tal y como aparece en la figura 3-2, se ha asociado un eje de coordenadas local de forma que la dirección 1 coincide con el eje X (longitudinal), la 2 con el Y (transversal) y la 3 con el Z (espesor).

Una vez definidos los materiales que se asociarán a las simulaciones, el siguiente paso es definir el mallado de las piezas. La mesa, dado que no intervendrá en la resolución del problema y únicamente aporta contenido visual, no será necesaria mallarla, mientras que la piel y el molde sí.

Para mallar ambos cuerpos se ha decidido utilizar elementos lineales hexaédricos de 8 nodos de tipo C3D8R, de integración reducida. Estos elementos son adecuados para problemas con contactos dominantes y doblado, acentuando esta condición para sólidos en los que la malla sea muy regular. Por ello se ha utilizado para mallar ambos sólidos.

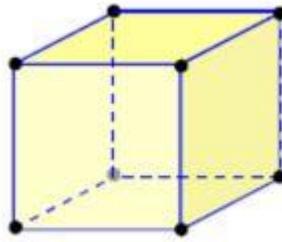


Figura 3-9. Representación de un elemento hexaédrico de tipo C3D8R.

Para la piel se ha seleccionado una distribución de los elementos mediante un mallado global a una distancia entre nodos de 10mm y un mallado local a lo largo del espesor para definir 5 capas, más que suficiente para un espesor de 2.5mm. Así, la malla queda:

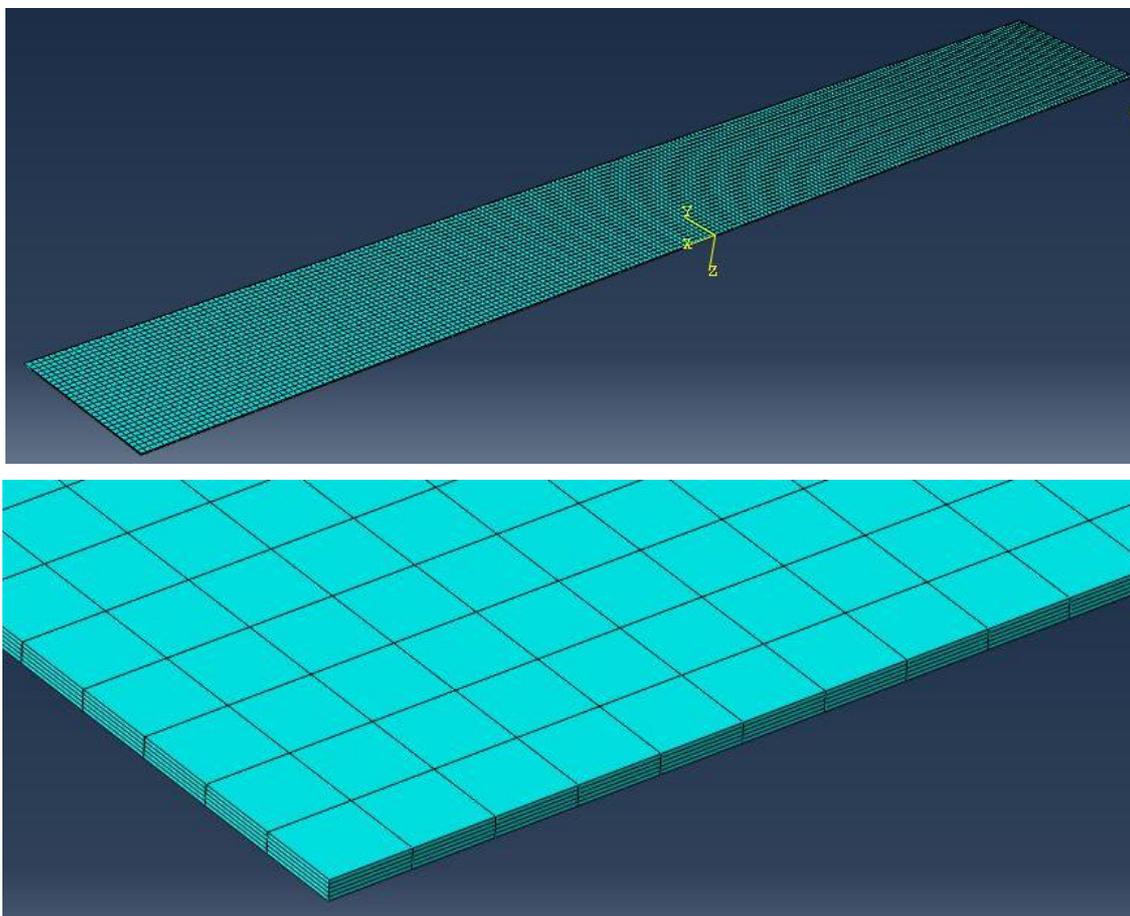


Figura 3-10. Mallado de la piel.

En cuanto al mallado del molde, se ha utilizado un mallado local enfocado en la superficie y la zona de contacto entre el molde y la piel, de forma que la mayoría de los elementos se focalicen en la zona de cálculo de la interacción del contacto entre los dos cuerpos. Se ha definido una malla de 10mm en toda esta zona, ampliándose progresivamente hasta el extremo opuesto de la misma, tal y como se observa en la imagen a continuación:

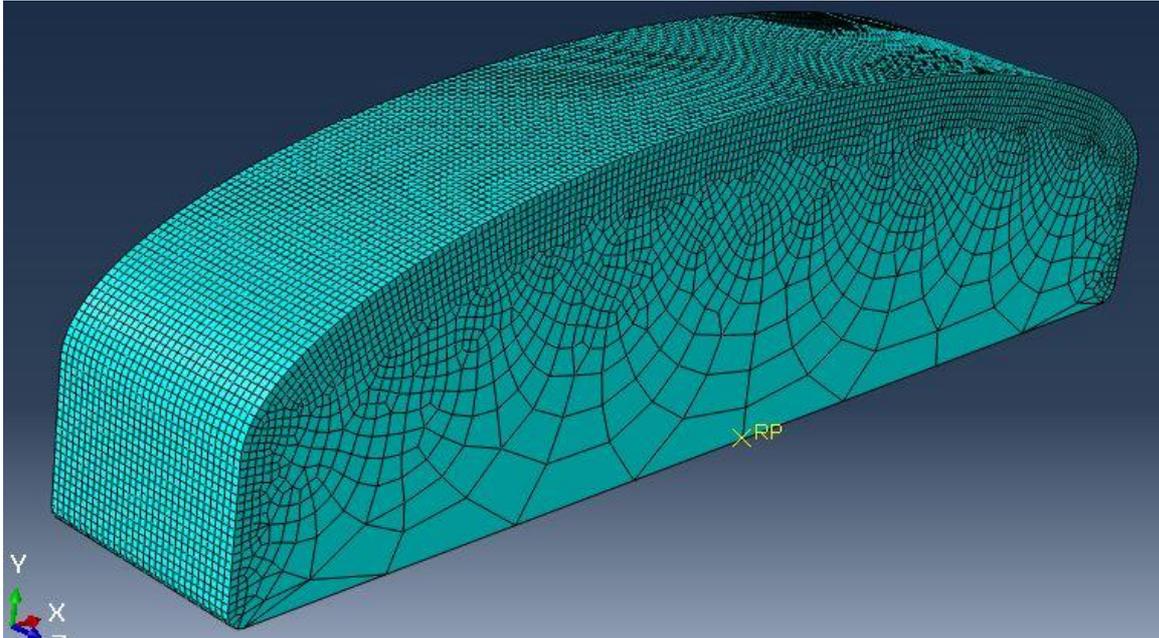


Figura 3-11. Mallado del molde recto.

Una vez definidas las geometrías, los materiales asignados y la malla de cada uno de los componentes de la simulación, puede pasarse a la definición del ensamblado en su conjunto.

### 3.1.1.2 Ensamblado e interacciones.

Para formar el ensamblado completo y definir la posición tanto de la piel y el molde, como de los puntos auxiliares O, B y C que modelan la máquina, se ha definido un sistema de referencia en el plano de simetría de la mesa y cuyo plano XY, coincide con la superficie de la misma. Para conservar las medidas reales de la máquina se disponen de los planos de la máquina completa detallados en la referencia [3], y las medidas especificadas en el capítulo 2, sin embargo, también es necesario conocer cual es la posición inicial del carro para que la pieza en el instante inicial del preestirado se encuentre en contacto tangencial con el molde. Esta medida puede estimarse o bien con una prueba midiendo sobre la propia máquina antes de empezar el estirado real, o sabiendo que la máquina siempre empieza con un ángulo de brazo ( $\alpha$ ) de -10 grados y definiendo una posición inicial estimada para poder operar geoméricamente con las distancias y posiciones de la misma. En este caso se ha considerado una posición inicial del carro de 720mm y un ángulo de -10 grados que forma el brazo desde O con la horizontal. Proporcionando las medidas que se detallan en la siguiente tabla:

Tabla 3-4 Dimensiones del conjunto del modelo.

$L_1$ (mm)	$L_2$ (mm)	$\overline{OB}$ (mm)	$\overline{OB}_x$ (mm)	$\overline{OB}_y$ (mm)
1738	381	1780	57	1779

Con estas medidas ya se pueden definir las coordenadas de los puntos, que quedan:

Tabla 3-5 Coordenadas de los puntos de referencia del modelo.

$O_{DER}$	$O_{IZQ}$	$C_{DER}$	$C_{IZQ}$	$B_{DER}$	$B_{IZQ}$
(635,-343,150)	(-635,-343,150)	(1165,-396.25,150)	(-1165,-396.25,150)	(1779,-396.25,150)	(-1779,-396.25,150)

Con lo que el modelo estaría definido:

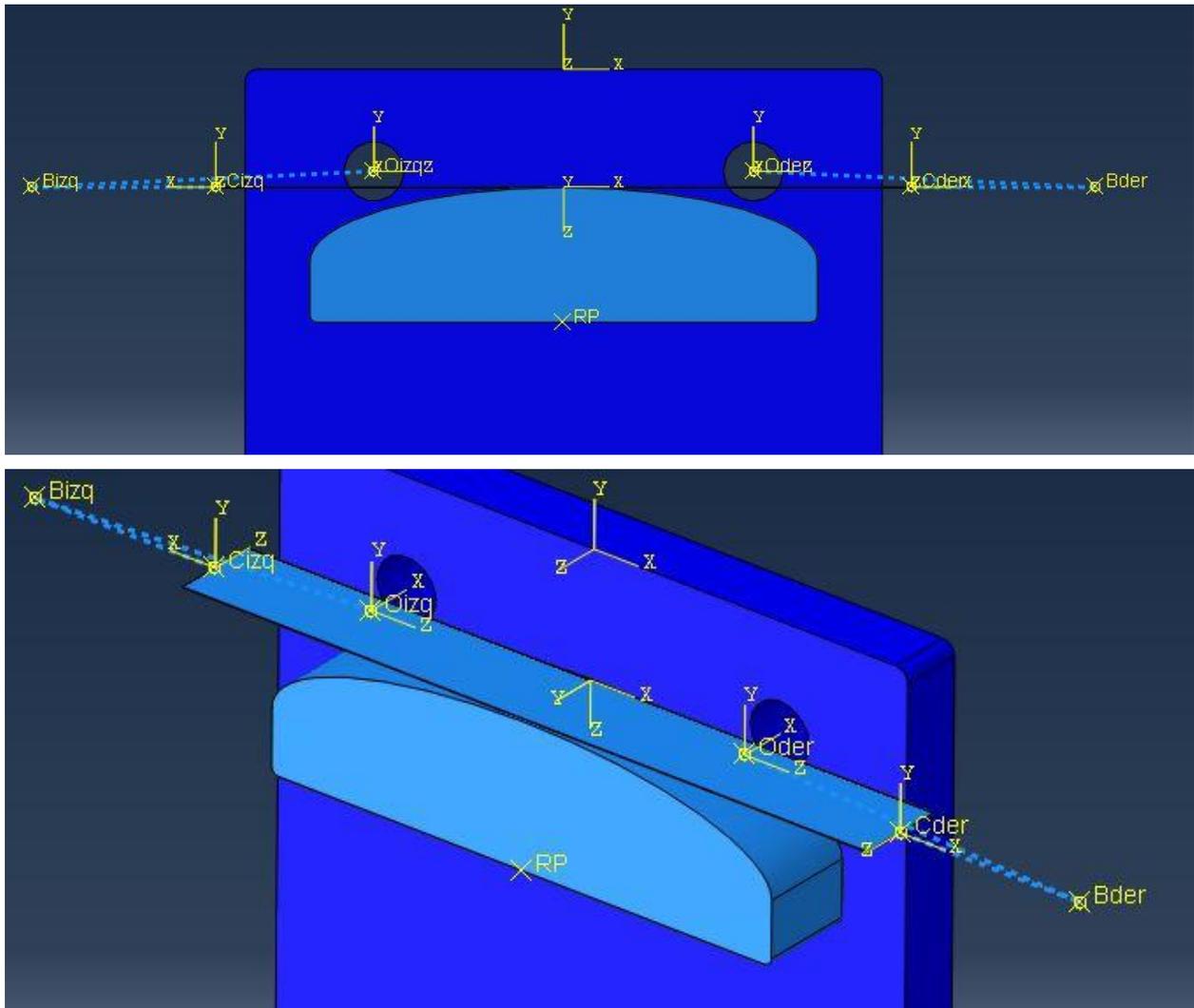


Figura 3-12. Conjunto del ensamblado de la simulación de una piel recta.

Donde los puntos de referencia se han creado como reference points encima de puntos de datos (datum points) dentro del módulo assembly, para facilitar los cambios en los mismos, ya que un RP creado no permite variar sus coordenadas pero sí los datum points y así se mueven en conjunto. En las imágenes siguientes se muestran las coordenadas de los puntos O, B y C de la parte derecha del conjunto, mientras que los de la izquierda se haría de forma análoga.

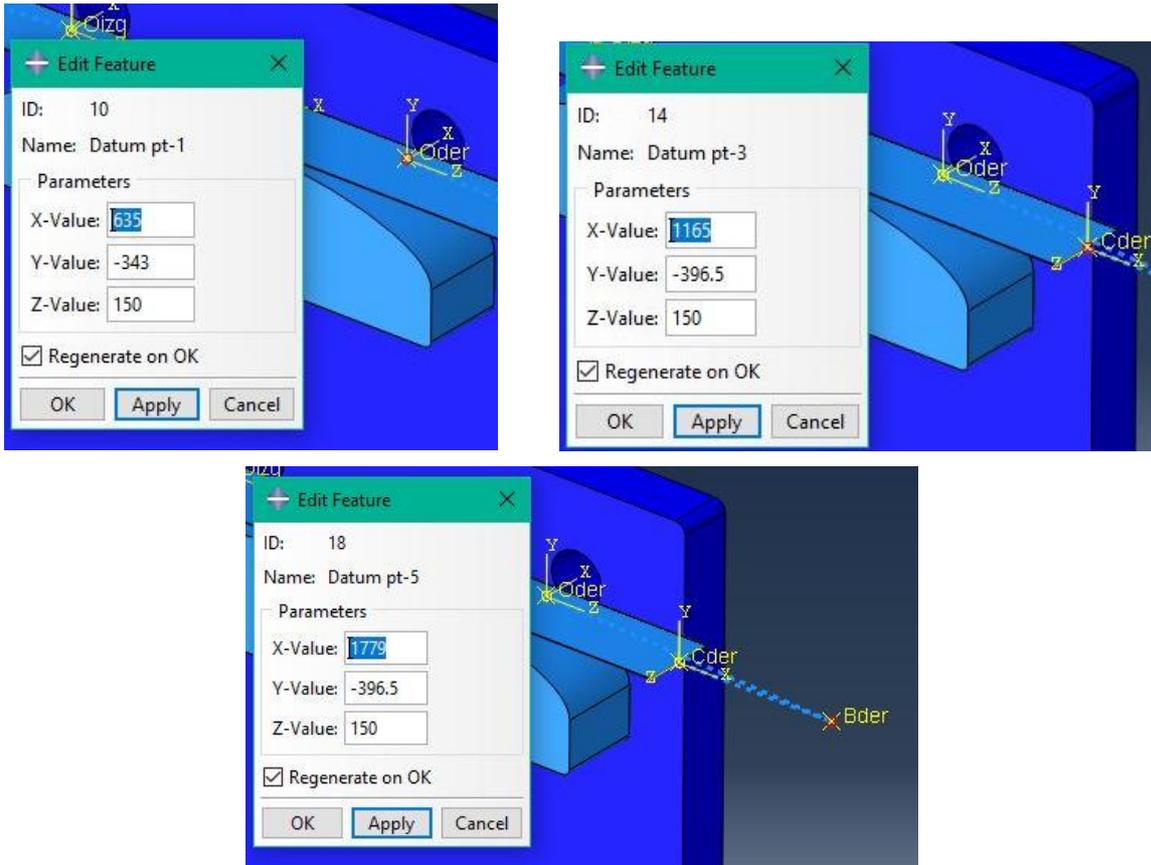


Figura 3-13. Coordenadas de los puntos O, B y C derechos.

Una vez terminada la geometría, pueden definirse las interacciones entre los puntos, para crear el mecanismo y entre piezas para definir el contacto y las mordazas. Todo este proceso quedó explicado en el capítulo 2, de forma que, para este caso de una piel recta, habría que definir el mecanismo mediante dos conjuntos de bisagras (hinge) y transator, ya que no es necesario añadir un giro de la mordaza sobre el eje X local, únicamente su translación. Todo esto se hace mediante la herramienta connector builder:

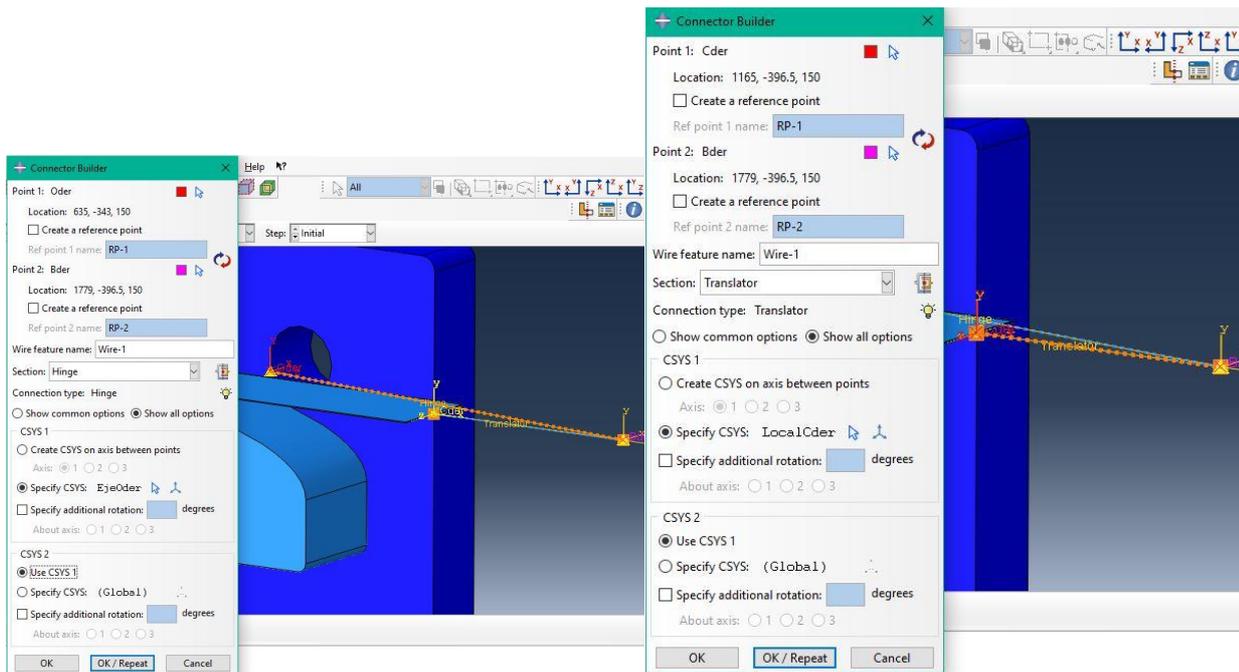


Figura 3-14. Opciones para definir los conectores hinge y translator mediante connector builder.

Para terminar de modelar la máquina, es necesario definir la condición equivalente a las mordazas, el coupling entre las caras extremas de la piel y cada uno de los dos puntos C, que restringe los grados de libertad al completo de dichas superficies.

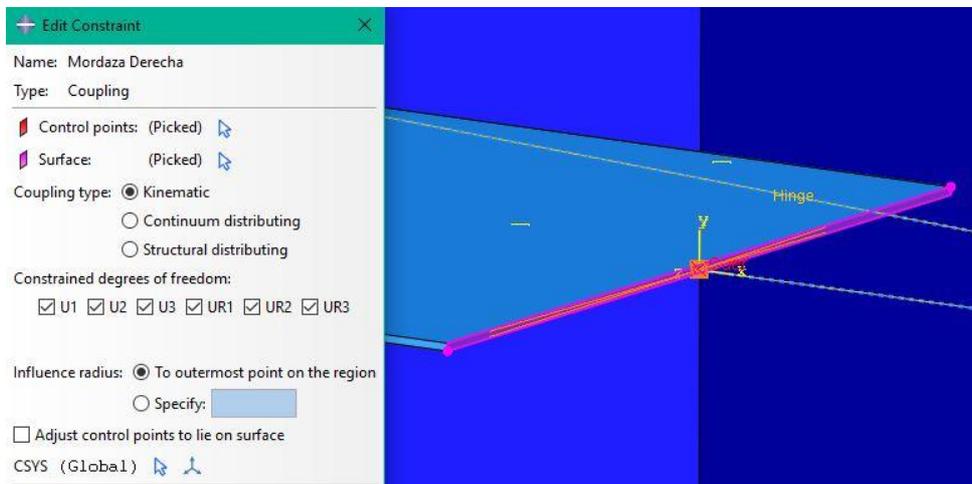


Figura 3-15. Ilustración del coupling modelando la mordaza derecha.

Además de las interacciones cinemáticas, es necesario definir el contacto entre la piel y el molde. Para ello se han creado dos superficies, una la inferior de la piel y la otra las superficies que entran en contacto entre el molde y la propia piel, asignándoles a las mismas la condición de contacto. Para este contacto se ha seleccionado como master Surface la correspondiente al molde, que es rígido, y como slave Surface la de la piel, además, se ha definido como un hard contact, una condición de impenetrabilidad en la dirección normal de las superficies y como un contacto con fricción en la interacción tangencial. Para definir el coeficiente de fricción se ha tomado un valor intermedio a los encontrados en la bibliografía [4], que para un contacto metal-metal lubricados son entre 0.01 y 0.1, eligiendo un valor intermedio de 0.05 para este caso.

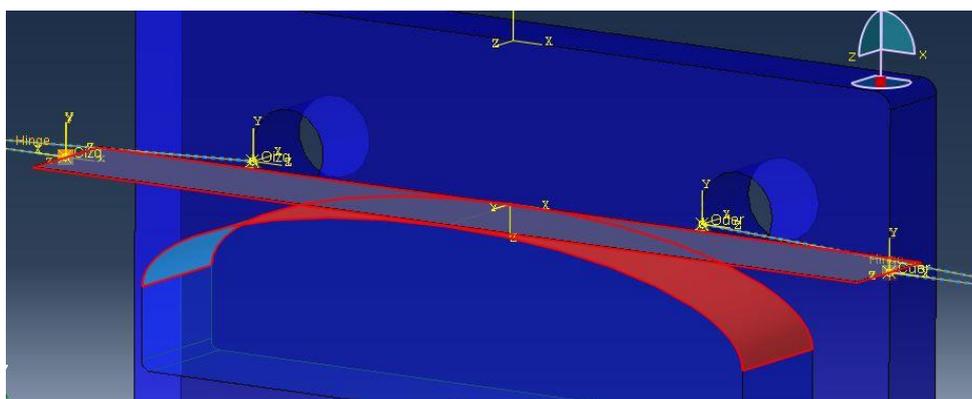


Figura 3-16. Superficies de contacto entre piezas.

Por último, para que la mesa no intervenga en la simulación, solo de manera visual, se le ha asignado una condición de display, que permite que se mantenga la forma como sólido rígido pero no tenga ninguna repercusión a la hora de resolver el problema.

### 3.1.1.3 Condiciones de contorno.

Antes de definir las condiciones de contorno es necesario dividir el proceso de estirado en cada una de sus tres

partes: pre-estirado, estirado y post-estirado. Para cada parte se define un step que caracteriza una sección de la simulación con sus condiciones de contorno propias, sin embargo, para los tres el problema se va a resolver de forma estática (static,general), con la opción “Non linear geometry” activada, que ayuda a la resolución del problema con grandes desplazamientos. Además, para cada uno se ha seleccionado un tiempo de step de 5 unidades de tiempo para el pre y post estirado, mientras que el paso que más tiempo conlleva en la realidad se ha estimado de 20 unidades de tiempo. De esta forma, las condiciones de contorno para cada step quedan definidas:

- Pre-estirado: en primer lugar, se definen las condiciones de encastre del molde y de los puntos de pivotado del brazo  $O_{izq}$  y  $O_{der}$ , que permanecen fijos a lo largo de toda la resolución y cuya condición de contorno se prolonga durante los 3 steps. Además, la condición de contorno fundamental es la del desplazamiento de los puntos  $C_{izq}$  y  $C_{der}$  para generar un estirado y una fuerza de tracción tal que toda la lámina se encuentre al comienzo del régimen plástico una vez comience el giro de los brazos y el paso del estirado. Este desplazamiento se estima con la relación entre el módulo de Young, la tensión de fluencia y la longitud de la piel:

$$d_{VOCE} = \frac{Y}{E} \cdot \frac{L}{2} = 1.65mm$$

$$d_{EXP} = \frac{Y}{E} \cdot \frac{L}{2} = 1.77mm$$

Donde estos dos desplazamientos se han definido para cada uno de los materiales con los que se va a trabajar, siendo  $d_{VOCE}$  el desplazamiento de las mordazas para el AA 7075-O definido por la ley de Voce y  $d_{EXP}$  el desplazamiento para el material caracterizado por las curvas de tracción de M&M.

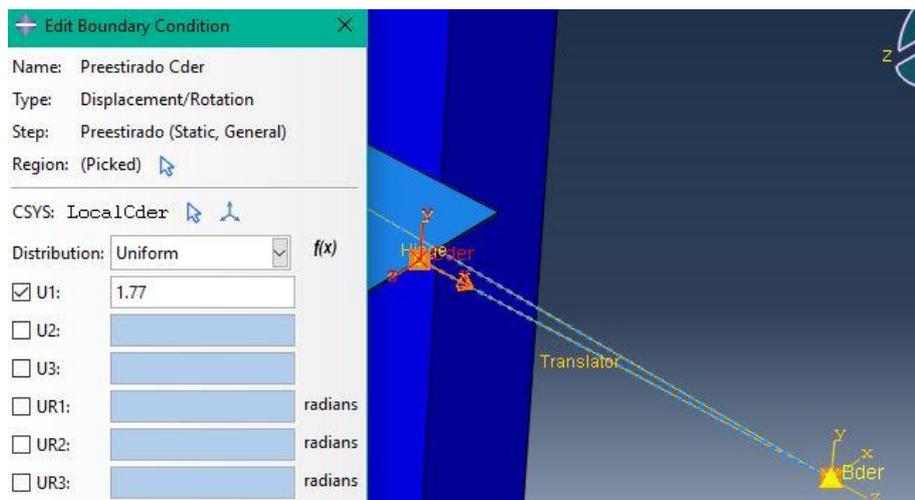


Figura 3-17. Condición de pre-estirado en el punto C derecho.

- Estirado: en este paso hay que definir tanto el desplazamiento de las mordazas como el giro del brazo completo respecto al centro de pivotado. Para ello se definen unas condiciones de desplazamiento y giro basadas en los estirados reales que se realizan en la fábrica de M&M en Espera, definiendo un giro de  $37.2^\circ$  ( $0.65rad$ ) y un estirado de las mordazas, es decir, un desplazamiento del cilindro de tensión de 25mm en cada una. Estas condiciones se aplican sobre  $B_{izq}$  y  $B_{der}$ , las de giro, y sobre  $C_{izq}$  y  $C_{der}$ , las de desplazamiento, implementadas en Abaqus (solo se muestran las del lado derecho, las del izquierdo son análogas porque el problema se ha supuesto simétrico) quedan:

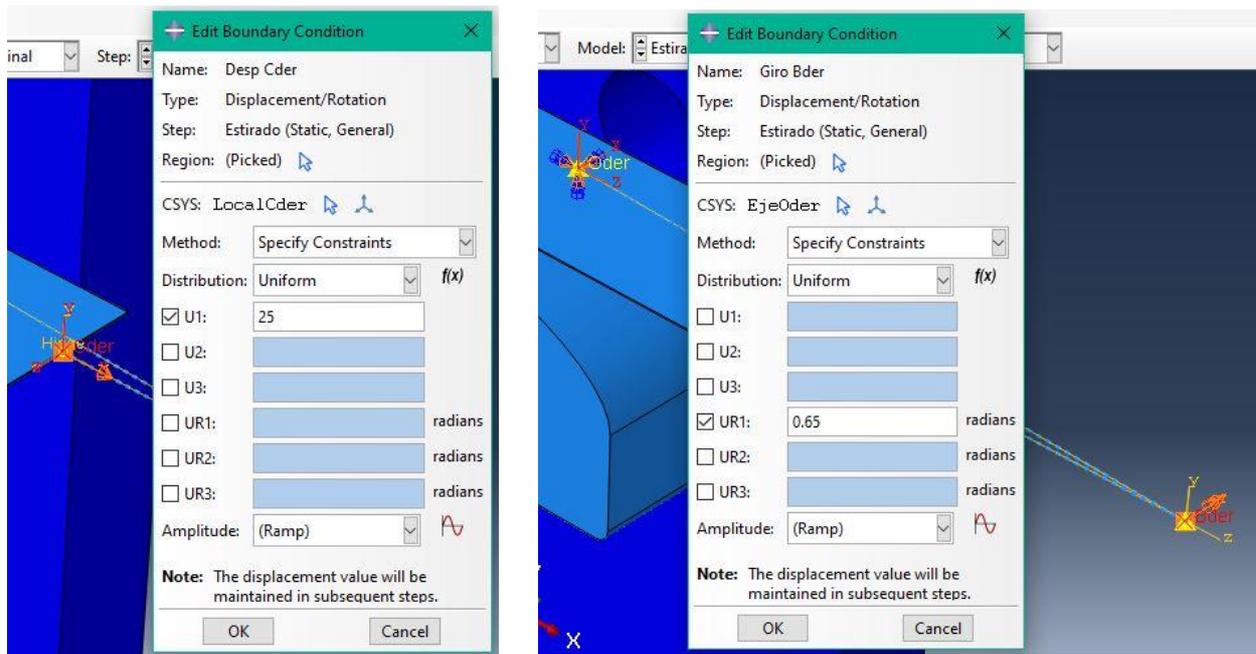


Figura 3-18. Condiciones de contorno de estirado y giro para el lado derecho de la piel.

- Pos-estirado: la única condición de este paso es de nuevo un desplazamiento del cilindro de tensión que continúe el estirado en la posición final del brazo de la máquina, una vez terminado el giro. Se define como un movimiento de 4mm, de acuerdo a estirados de dimensiones similares, sobre los puntos de la mordaza  $C_{izq}$  y  $C_{der}$ .

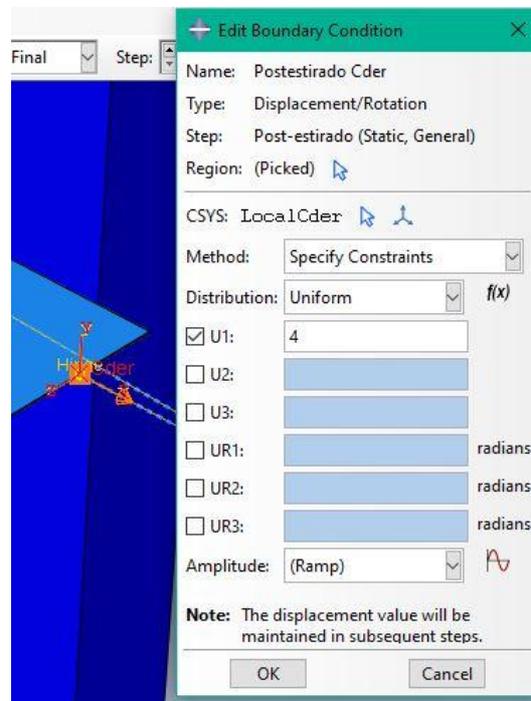


Figura 3-19. Condición de contorno de postestirado de la mordaza derecha.

Una vez definidas todas las condiciones de contorno que modelan el problema puede realizarse la resolución cuasiestática del mismo y analizarse los resultados.

### 3.1.2 Simulación

Los resultados obtenidos durante la simulación se van a presentar en dos apartados diferentes, ya que se han realizado dos simulaciones con los dos materiales modelados. Así, por un lado se presentan los resultados para el AA 7075-O isótropo modelado mediante los valores experimentales de la curva de plasticidad de los ensayos de tracción y por otro el mismo material modelado mediante la ley de Voce y los datos obtenidos de la referencia [5] para la plastificación. Cabe destacar que los resultados mostrados en gráficas mapeadas de colores en los que se detallan las tensiones en el material se muestran en MPa.

#### 3.1.2.1 Resultados para AA 7075-O isótropo (experimental M&M)

Los resultados de la resolución mediante el método implícito de Abaqus de este problema son los siguientes:

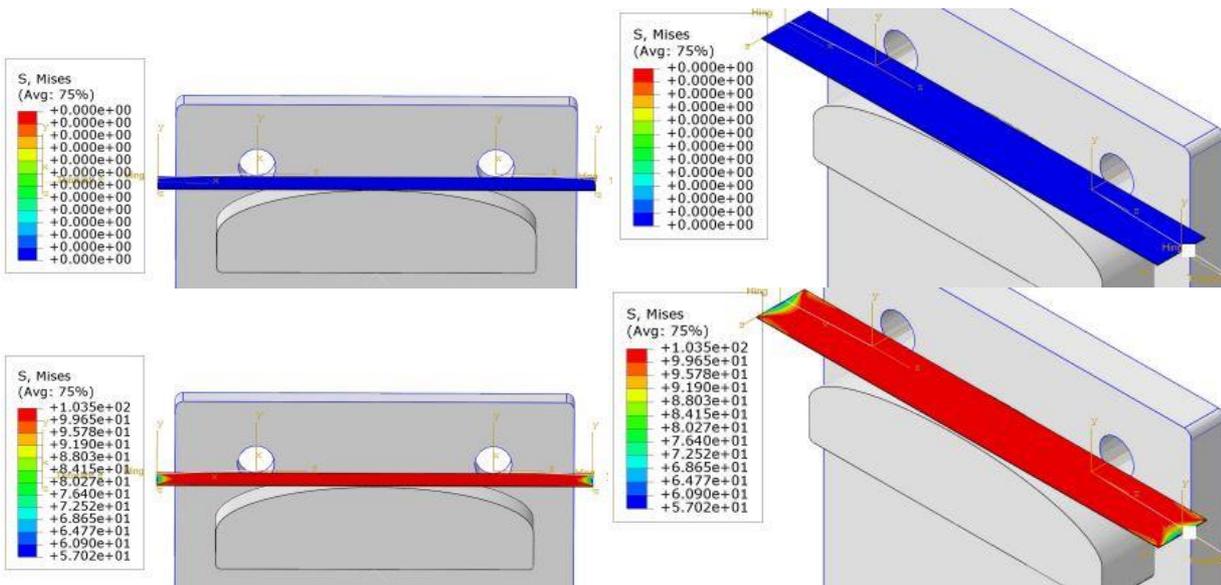
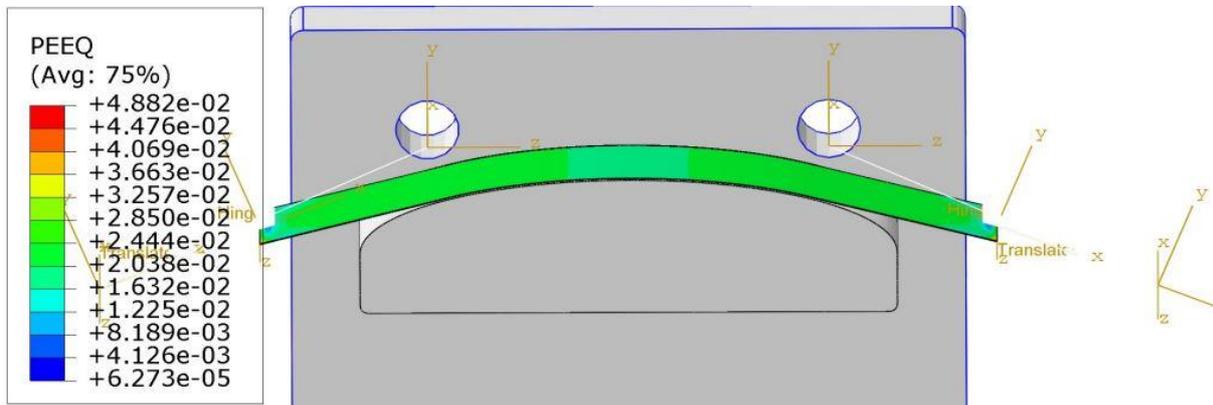


Figura 3-20. Resultados simulación antes y al finalizar el pre-estirado.

Tal y como se definió cuando se detallaron las condiciones de contorno los desplazamientos de las mordazas estaban calculados para que tras el pre-estirado toda la lámina se encontrara en regimen plástico, y esto se puede comprobar ya que la mayoría de la pieza se encuentra por encima de la tensión de fluencia, es decir, de la tensión que marca el inicio del comportamiento plástico del material, que en este caso es de 101 MPa. La única zona en la que no se alcanza es en los extremos debido a las tensiones generadas por la condición de las mordazas.



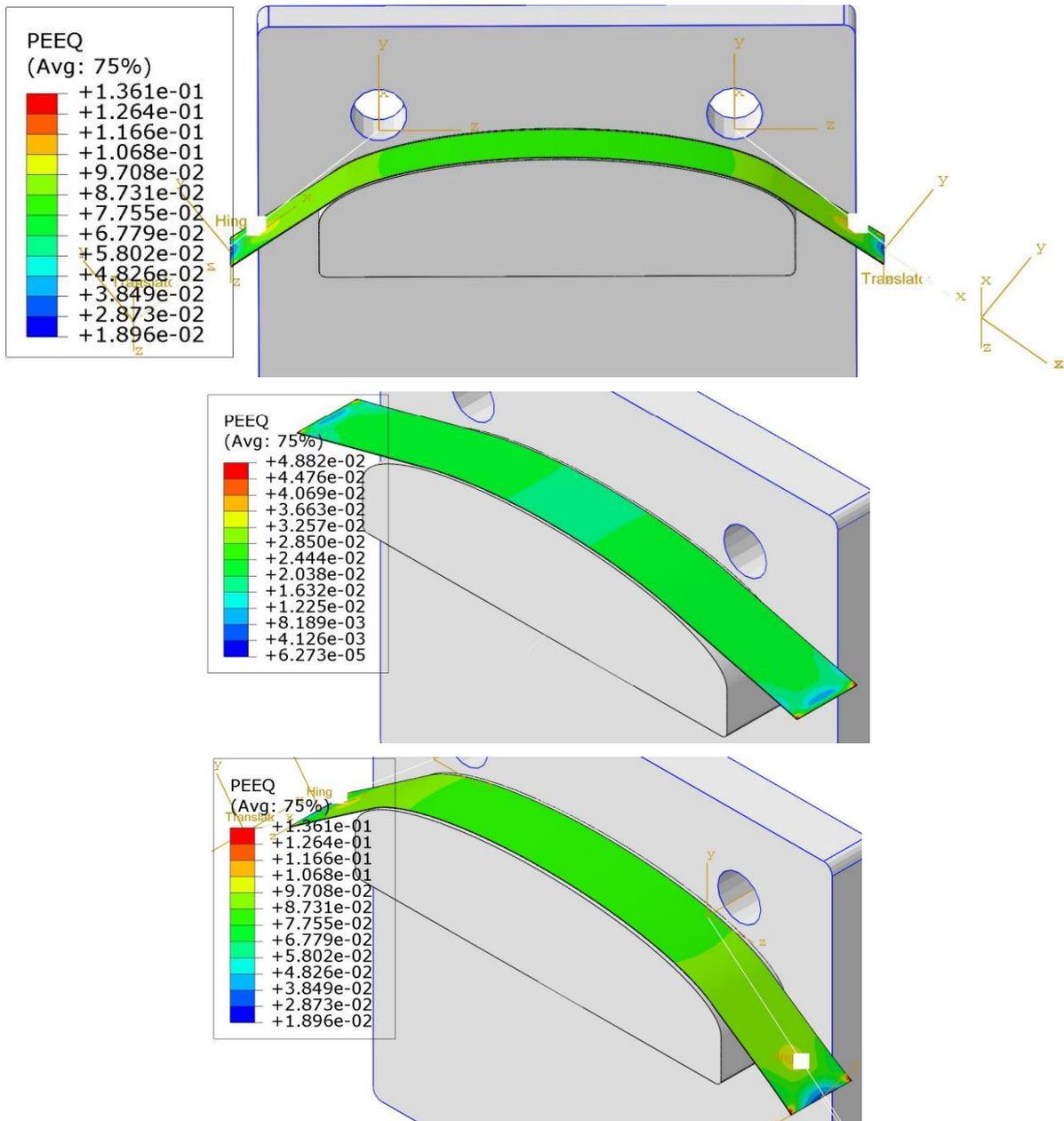


Figura 3-21. Resultados de deformaciones plásticas equivalentes durante y tras el estirado para el molde recto.

Tras el pre-estirado comienza el proceso de estirado, en el que se aprecia el giro de los brazos de la máquina y durante el cual además se produce el movimiento del cilindro de tensión, durante este movimiento se observa cómo el punto C de ambos lados sigue la trayectoria de los puntos B de acuerdo a la cinemática a modelar. En las imágenes que componen la Figura 3-21, donde se muestran los resultados de las deformaciones plásticas equivalentes de la piel a medida que avanza el proceso, se observa el aumento de la deformación a lo largo de toda la piel, al principio manteniéndose constante a lo largo de toda la longitud de la misma, pero a medida que aumenta el giro y la zona de contacto entre el molde y la piel, el desplazamiento de la lámina queda restringido por el contacto y el rozamiento entre ambos, viéndose cómo aumenta ligeramente la deformación en la zona que sigue estirándose libremente al acabar el contacto piel-molde. También se puede apreciar el gradiente de deformaciones plásticas de las zona de la piel en contacto con la mordaza, mostrando zonas de grandes deformaciones en las esquinas. Por ultimo, quedan por mostrar los resultados tras el post-estirado:

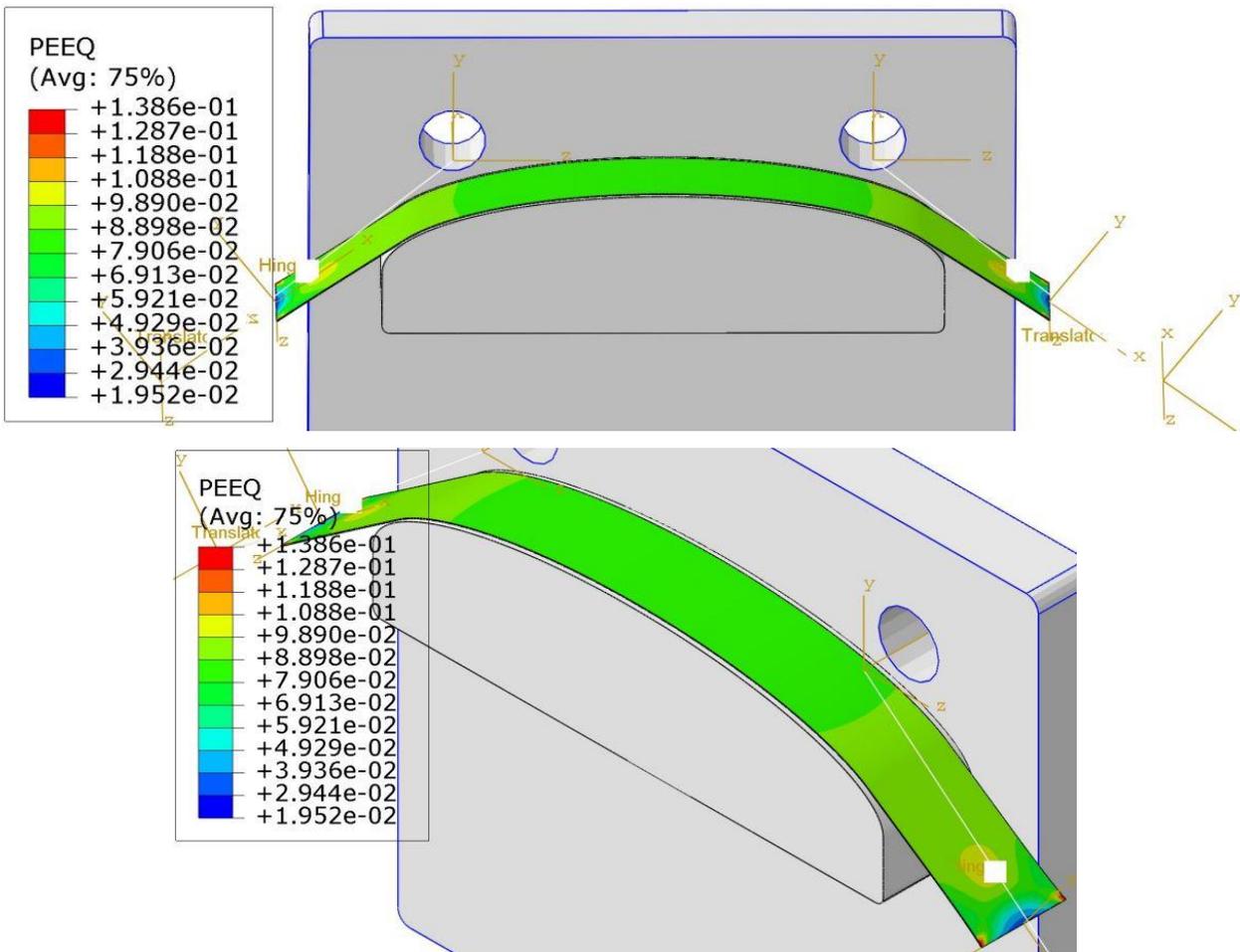


Figura 3-22. Resultados tras finalizar el post-estirado.

Dado que el post-estirado es una tracción mediante el desplazamiento de los cilindros de tensión, tras finalizar y quedar fijo el giro de los brazos, los cambios producidos son un alargamiento de 4mm en cada mordaza con el consiguiente y ligero aumento de la deformación generalizada de todas las partes de la piel. Cabe destacar que toda la pieza se encuentra plastificada, incluidas las zonas de las mordazas.

Por ultimo, se muestran las tensiones resultantes tras el proceso completo, donde se puede comprobar la coincidencia entre la deformación y la tensión a lo largo de toda la pieza:

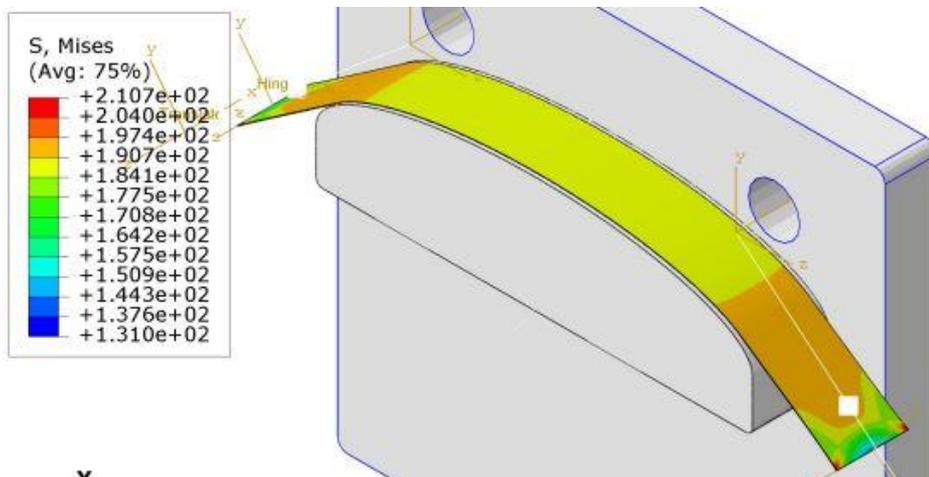


Figura 3-23. Tensiones de Mises tras el estirado completo.

Para completar y poder cuantificar con un poco más de precisión tanto las tensiones como las deformaciones generadas en la pieza durante el estirado, y también se realizará tras el springback, se ha obtenido la variación de ambas en el espesor de la lámina. Dada la imposibilidad de mostrarlas gráficamente mediante los plot mostrados anteriormente, se presentan mediante gráficas donde quedan marcadas las superficies superior e inferior de la piel, la línea media y la distribución de tensiones y deformaciones para un punto en el centro de la lámina.

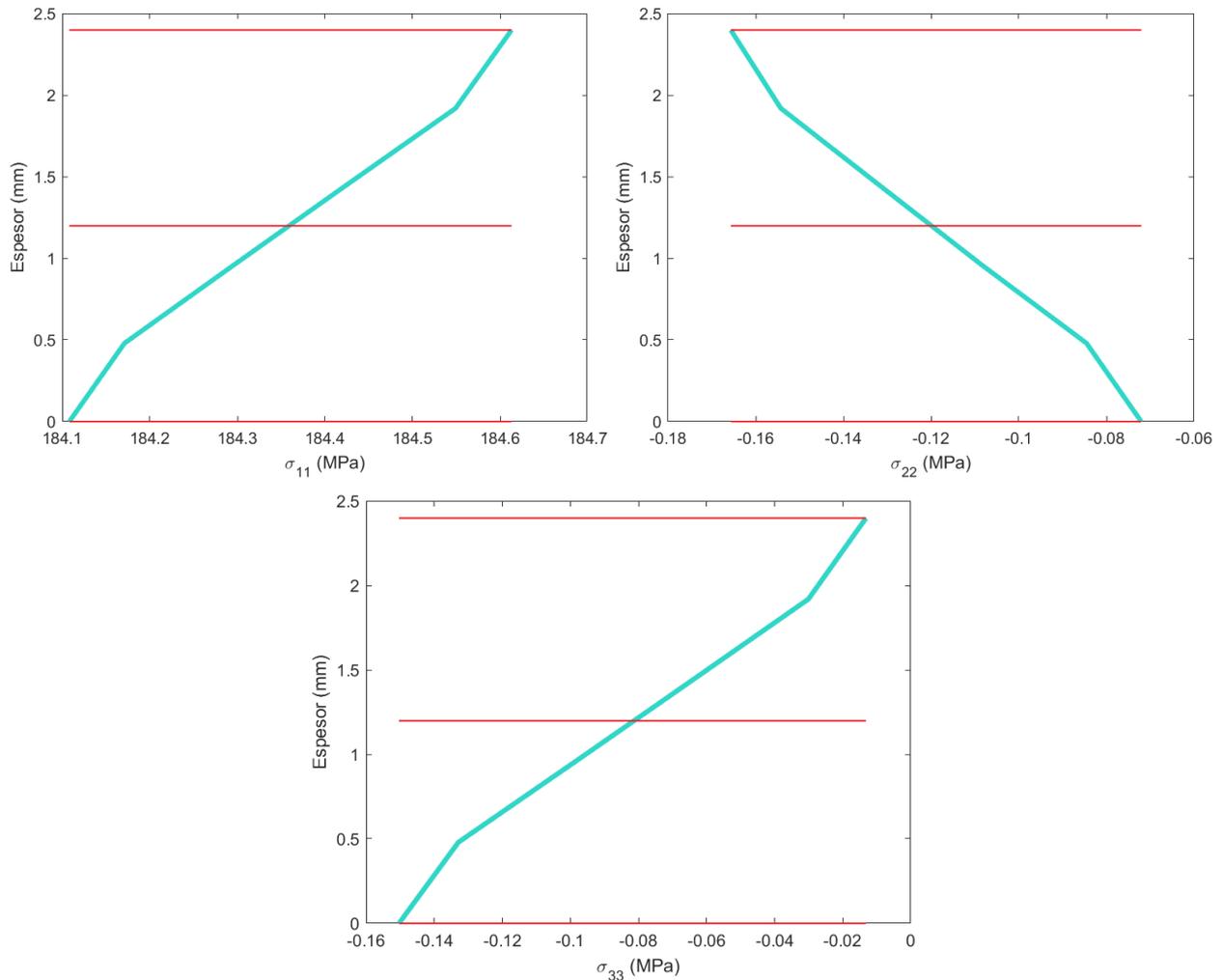
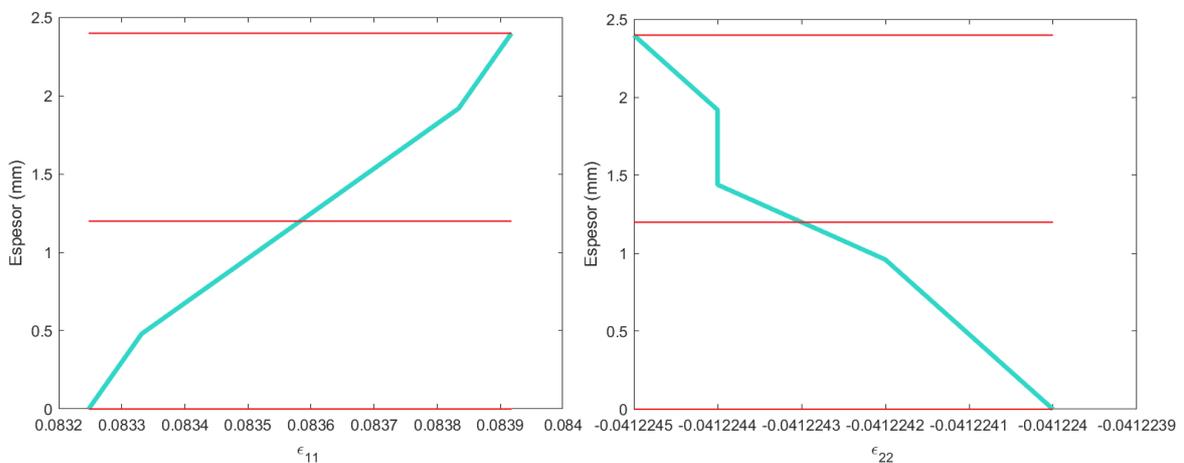


Figura 3-24. Distribución de tensiones (MPa) en el espesor de la lámina.



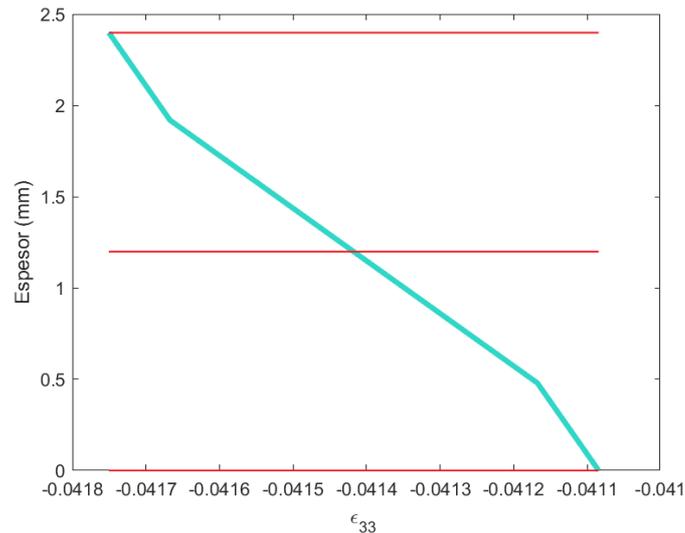


Figura 3-25. Distribución de las deformaciones a lo largo del espesor.

De los datos presentados cabe destacar en primer lugar la diferencia en el orden de magnitud entre las tensiones en la dirección 11 (coincidente con la dirección longitudinal y el eje X del sistema) y las direcciones 22 y 33, lo cual tiene sentido y además permite aceptar la teoría presentada en el apartado 1.1, donde se presentaba el objetivo de trabajar en el modo 5 de estirado, donde todo el espesor de la lámina se encontrase en régimen plástico mediante una fuerza de tracción principalmente. La diferencia de tensiones a lo largo del espesor es debida a la flexión que se produce además de la tracción, por lo que se puede concretar que de las tensiones que aparecen en el espesor 184 MPa se deben a la tracción, mientras que la flexión adicional genera una tensión de 0.5 MPa en la dirección longitudinal. Además, se observa cómo la tracción en el sentido longitudinal genera un acortamiento en la dirección del ancho y el espesor de la lámina con unas tensiones resultantes de compresión, esta reducción del espesor termina con un espesor final tras el estirado de 2.39mm.

Los resultados que presentan las deformaciones son acordes a los resultados en tensiones, primero las deformaciones longitudinales  $\epsilon_{11}$  son mucho mayores que las otras direcciones, siendo además las otras dos negativas y conllevando una reducción tanto del ancho como del espesor de la lámina, mientras se alarga su longitud. Así se comprueba que la piel se ha estirado en el entorno de un 8% lo cual coincide con los valores típicos en estirados de láminas entre un 5 y un 10%, siendo ligeramente mayor el estirado en la superficie superior de la lámina por el radio del propio giro y la flexión.

### 3.1.2.2 Resultados para AA 7075-O anisótropo (experimental ref. [5])

Los resultados de la simulación para este material son:

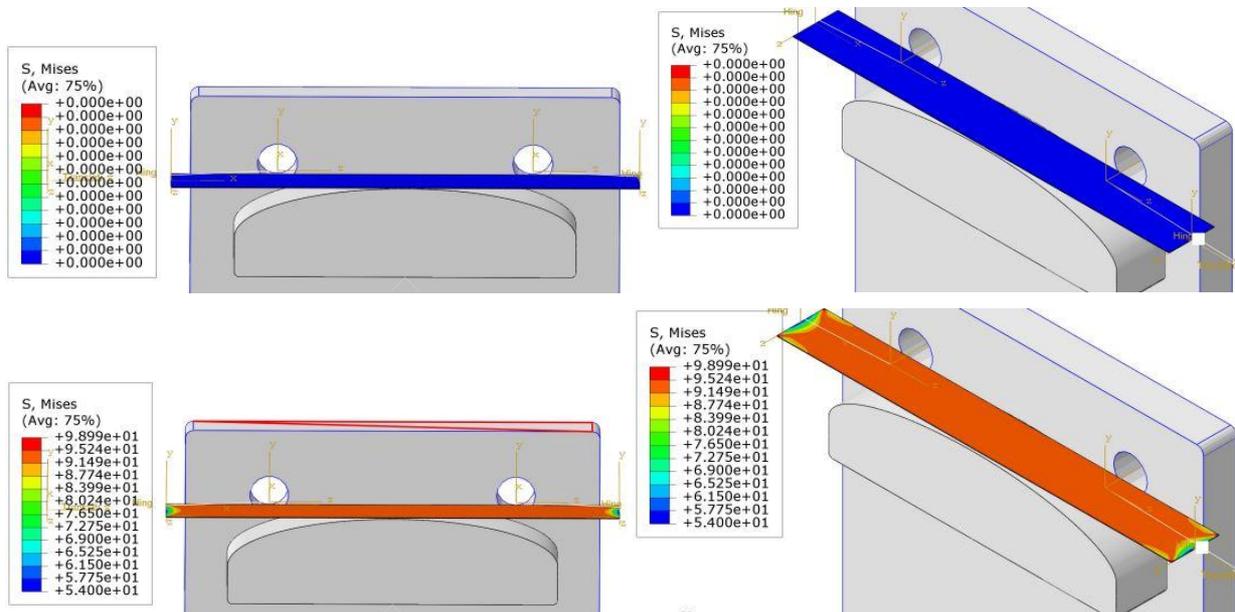
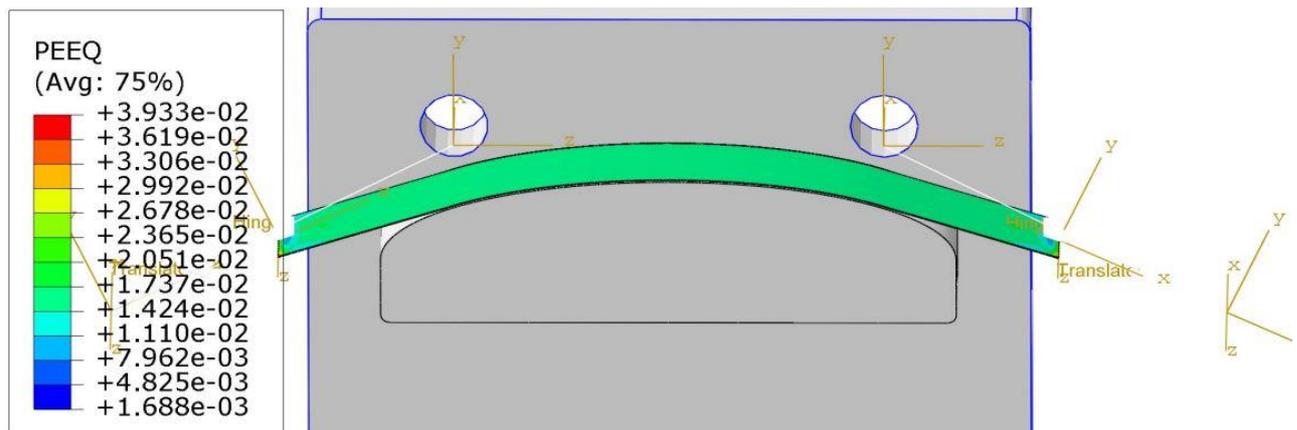


Figura 3-26. Resultados de las tensiones de Mises antes y después del pre-estirado.

Tal y como se definió anteriormente, el desplazamiento de las mordazas ha sido calculado para que el material alcance el régimen de plasticidad en todo el material, esto se consigue con un desplazamiento de las mordazas de 1.65 mm según la expresión definida en el apartado anterior, y se observa cómo se consigue que la piel alcance en su mayoría el valor de la tensión de fluencia para cambiar de la zona de comportamiento elástico a plástico, que para este material es un poco menor que el anterior, de 94.4 Mpa. Al igual que el caso anterior, la zona de las mordazas presenta un gradiente importante de tensiones debido a las restricciones del movimiento de las mismas.



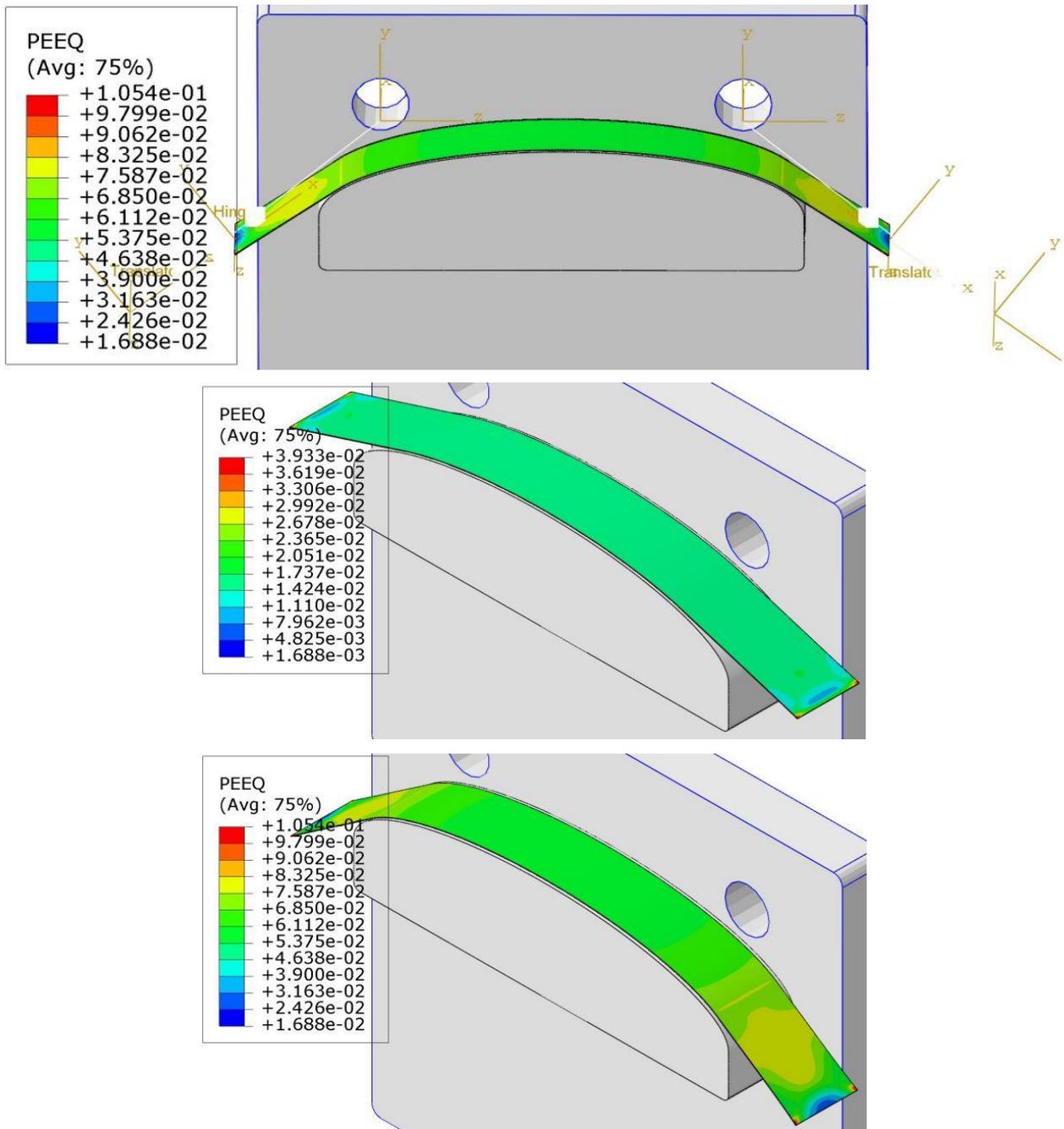


Figura 3-27. Resultados de las de formaciones plásticas equivalentes durante y tras el estirado.

En el proceso de estirado se observa cómo aumentan las deformaciones plásticas a lo largo del proceso, a medida que aumenta el giro de los brazos y se desplazan las mordazas en la dirección correcta, siguiendo al punto B. De igual forma se observa el efecto en el desplazamiento y en la aparición de una deformación superior en la zona donde acaba el contacto entre el molde y la piel, quedando el desplazamiento libre sin la acción del rozamiento.

En cuanto a los resultados tras el postestirado de 4mm en cada mordaza se observa el aumento ligero de las deformaciones plásticas dadas en el material y cómo se extiende la zona en la que estas se producen.

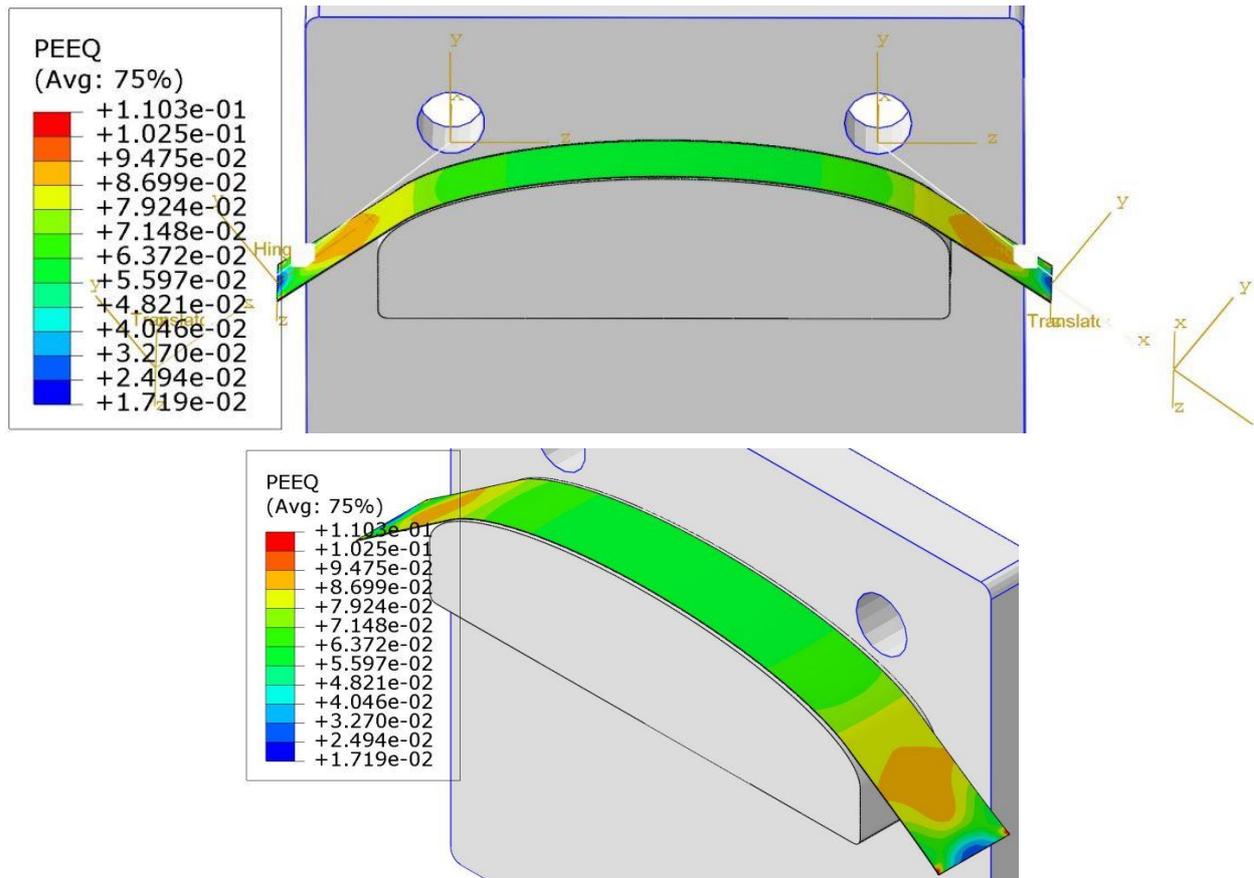


Figura 3-28. Resultados de las deformaciones plásticas equivalentes tras el post-estirado.

Como muestra visual, se presenta en la Figura 3-29 los resultados de las tensiones en la piel para corroborar que son superiores a las de la tensión de fluencia y que, por tanto, pueden producirse las deformaciones plásticas ya comentadas:

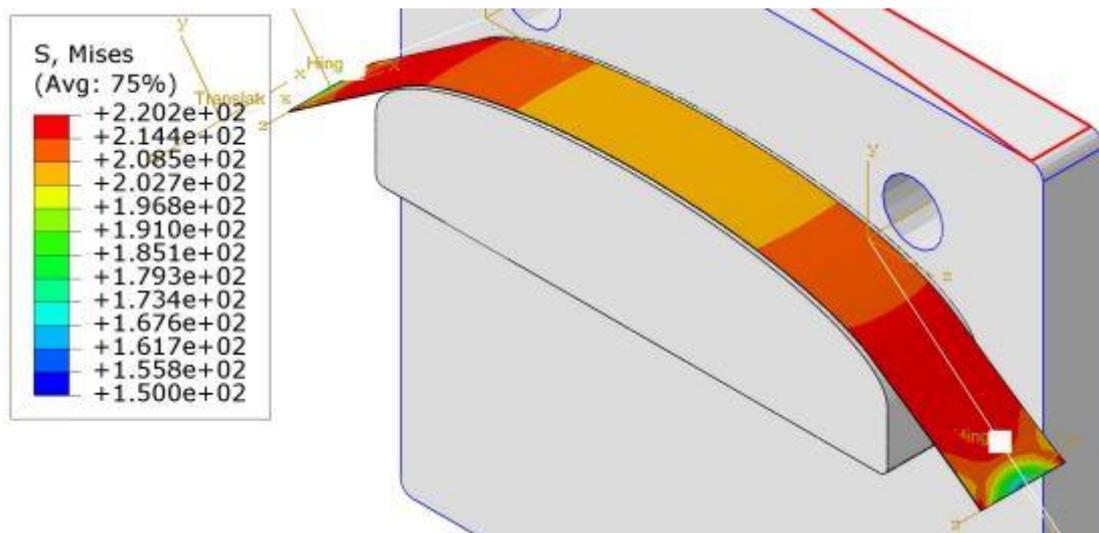


Figura 3-29. Resultado de la tensión de Mises tras el proceso de estirado completo.

La distribución de tensiones y deformaciones a lo largo del espesor para este material quedan:

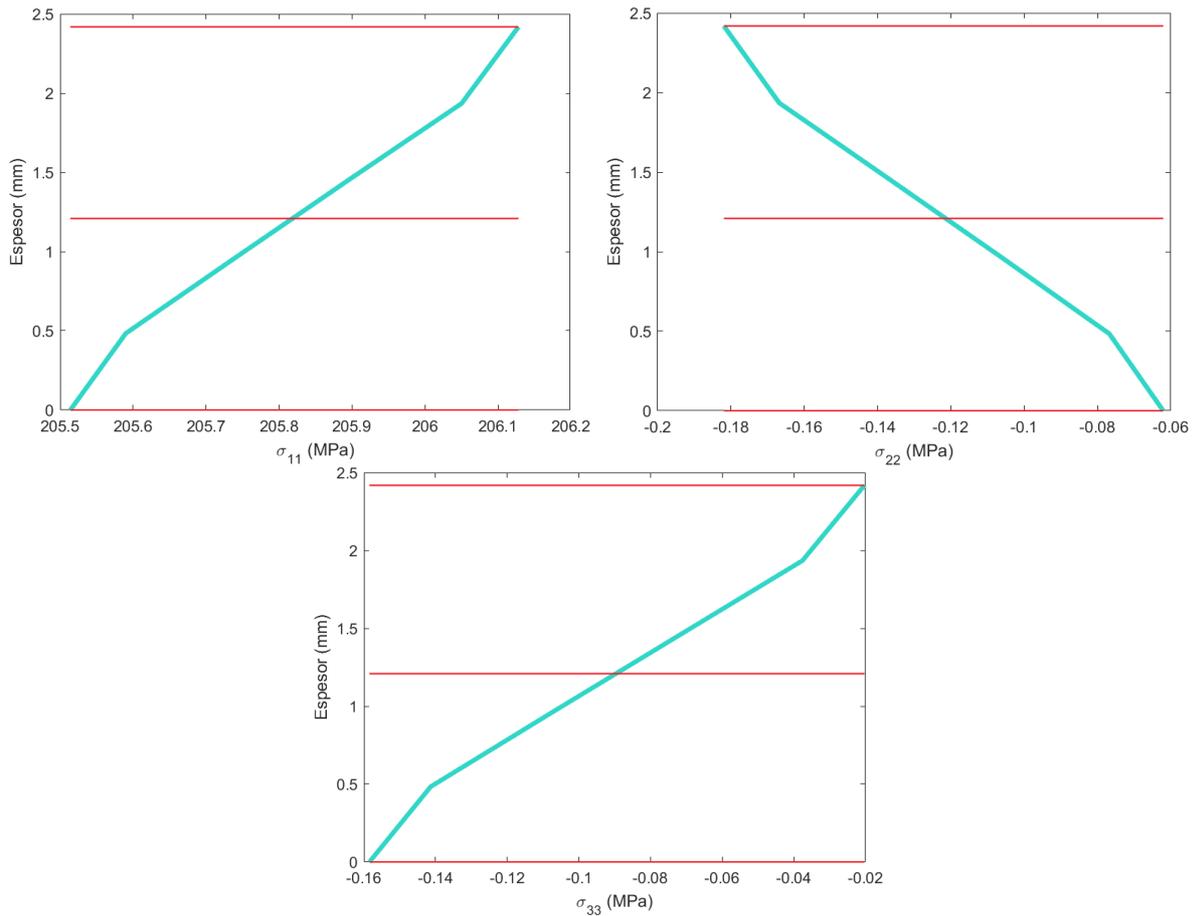


Figura 3-30. Distribución de tensiones (MPa) en el espesor de la piel.

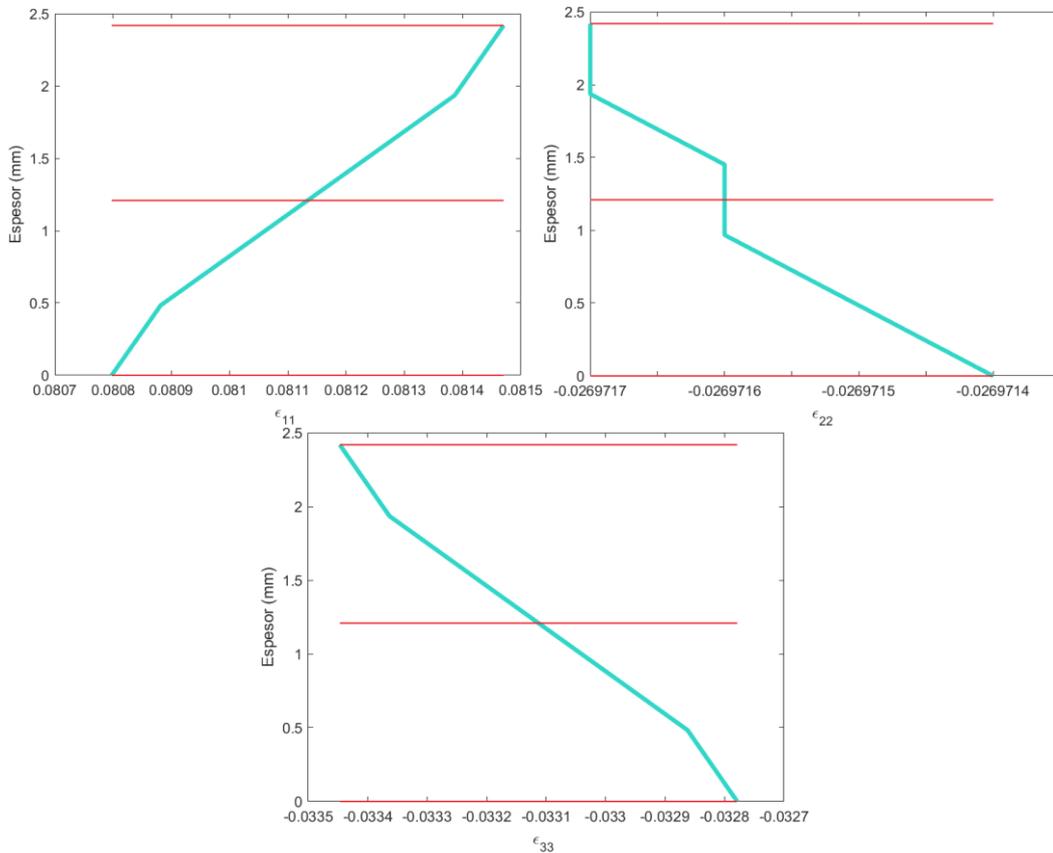


Figura 3-31. Distribución de deformaciones a lo largo del espesor de la piel.

Ambas distribuciones son análogas a las presentadas en el caso anterior, así como las conclusiones tomadas. Comparando los resultados, la principal diferencia entre ambos es relativa a la magnitud de las tensiones longitudinales que aparecen en este material respecto al anterior, ya que en este caso ascienden hasta 206 MPa para generar unas deformaciones del mismo orden, del 8%. Las deformaciones negativas tanto en el espesor como en el ancho de la pieza producidas por el alargamiento de la longitud son tales que el espesor resultante en la zona central de la pieza, punto donde se evalúan estas distribuciones, es de 2.42mm, ligeramente mayor al obtenido para el anterior modelo de AA 7075-O.

### 3.1.3 Springback

Una vez obtenidos los resultados del proceso de estirado, queda analizar el fenómeno de springback o recuperación elástica del material, lo que conlleva un cambio en la geometría y forma de la pieza una vez desaparecen las fuerzas a las que ha sido sometida durante el estirado. Así, estos cambios deben ser analizados desde las tensiones residuales remanentes, pero sobre todo desde el punto de vista de los desplazamientos y los cambios en la geometría de la pieza ya que es la geometría final de la pieza la que es sometida a las comprobaciones de tolerancias y mediciones de calidad para ser aprobado su uso en el ámbito industrial al que sea destinada.

Así pues, lo primero que hay que definir es cómo y qué cambios se han realizado en el modelo para llevarlo a cabo. Este análisis se realiza mediante un restar a partir del último paso de post-estirado, permitiendo eliminar y adecuar las condiciones de contorno al nuevo problema. Para ello se ha eliminado la condición de la mordaza izquierda, suprimiendo la restricción de todos los grados de libertad que unían mediante la condición coupling a la cara del extremo de la piel al movimiento del punto C izquierdo. Además, se suprime la interacción de contacto entre el molde y la piel, permitiendo que se separen y la piel quede libre de fuerzas externas, quedando aún sujeta por las restricciones de la mordaza derecha (coupling entre la cara del extremo derecho y el punto C derecho). Una vez adecuadas las condiciones de contorno del nuevo problema, se resuelve mediante el método implícito de Abaqus. Tras terminar el análisis, los resultados obtenidos se muestran en la figura 3-32, donde a la izquierda se presentan los resultados para el material modelado mediante los datos proporcionados por M&M y a la derecha el material cuyo comportamiento se ha basado en los datos de la referencia [5].

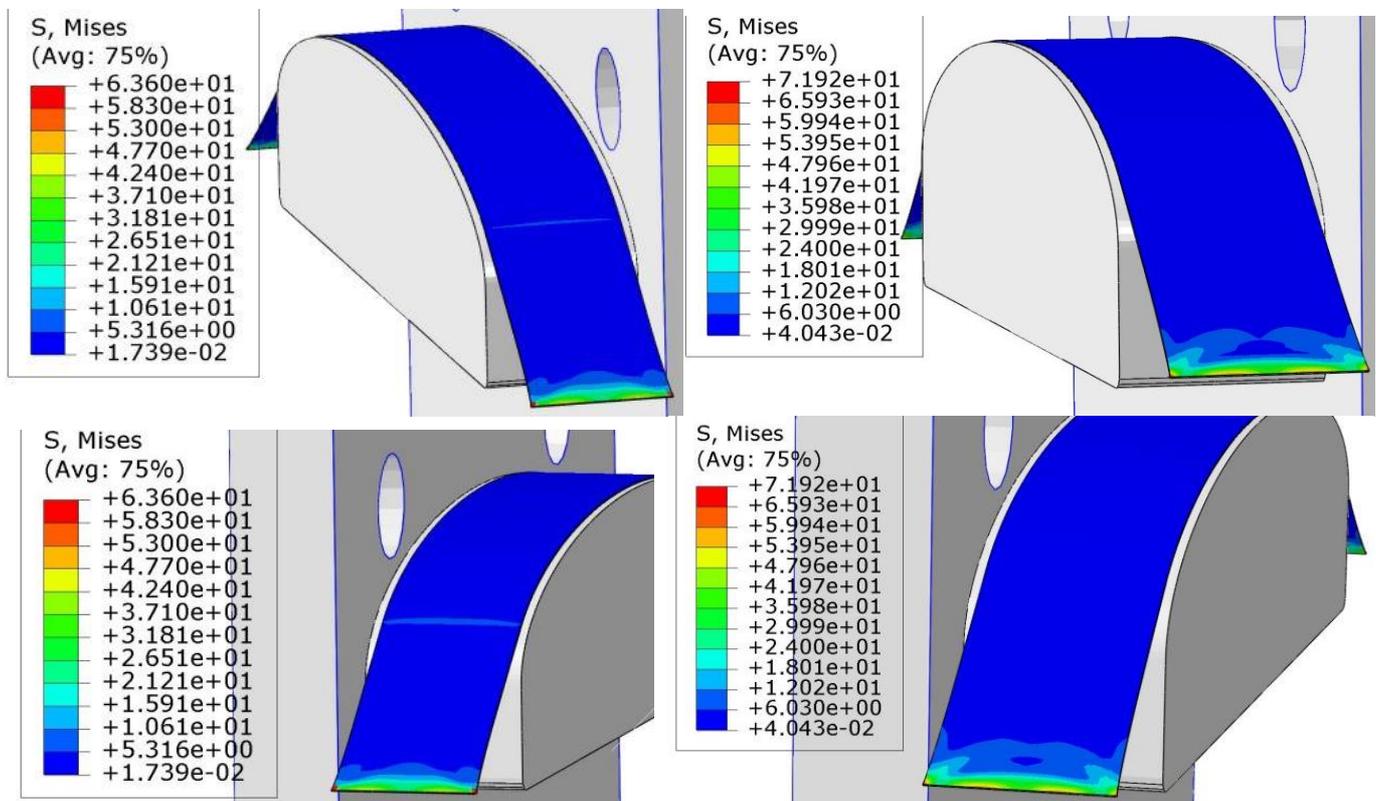


Figura 3-32. Tensiones resultantes tras el springback en la piel, para los dos distintos modelos de material, AA 7075-O (M&M) izquierda y AA 7075-O (ref. [5]) derecha.

En estas dos figuras se muestran dos vistas diferentes de las tensiones que quedan tras la liberación de la mordaza izquierda y la cancelación del contacto, con y sin el molde. Lo más importante es cómo desaparecen las tensiones a lo largo de toda la pieza hasta un valor de 0.04 y 0.018 Mpa en cada pieza, sin embargo, en las zonas de ambas mordazas siguen manteniéndose unas tensiones residuales, almacenadas en el material debido a estados tensionales que han provocado grandes deformaciones plásticas, es importante detallar que en los procesos de estirado con la máquina ERIE la zona donde se instalan las mordazas es eliminada de la pieza en procesos posteriores, ya que estas quedan dañadas e inutilizables. Este fenómeno, aunque en menor medida también se observa en una pequeña zona que coincide con el fin del contacto con el molde durante el proceso de estirado. Por tanto, la pieza queda en su mayoría bajo la acción de pequeñas tensiones tras el estirado. Para comprobar los resultados visuales, se presentan a continuación las distribuciones de tensiones y deformaciones, al igual que se ha hecho durante el estirado.

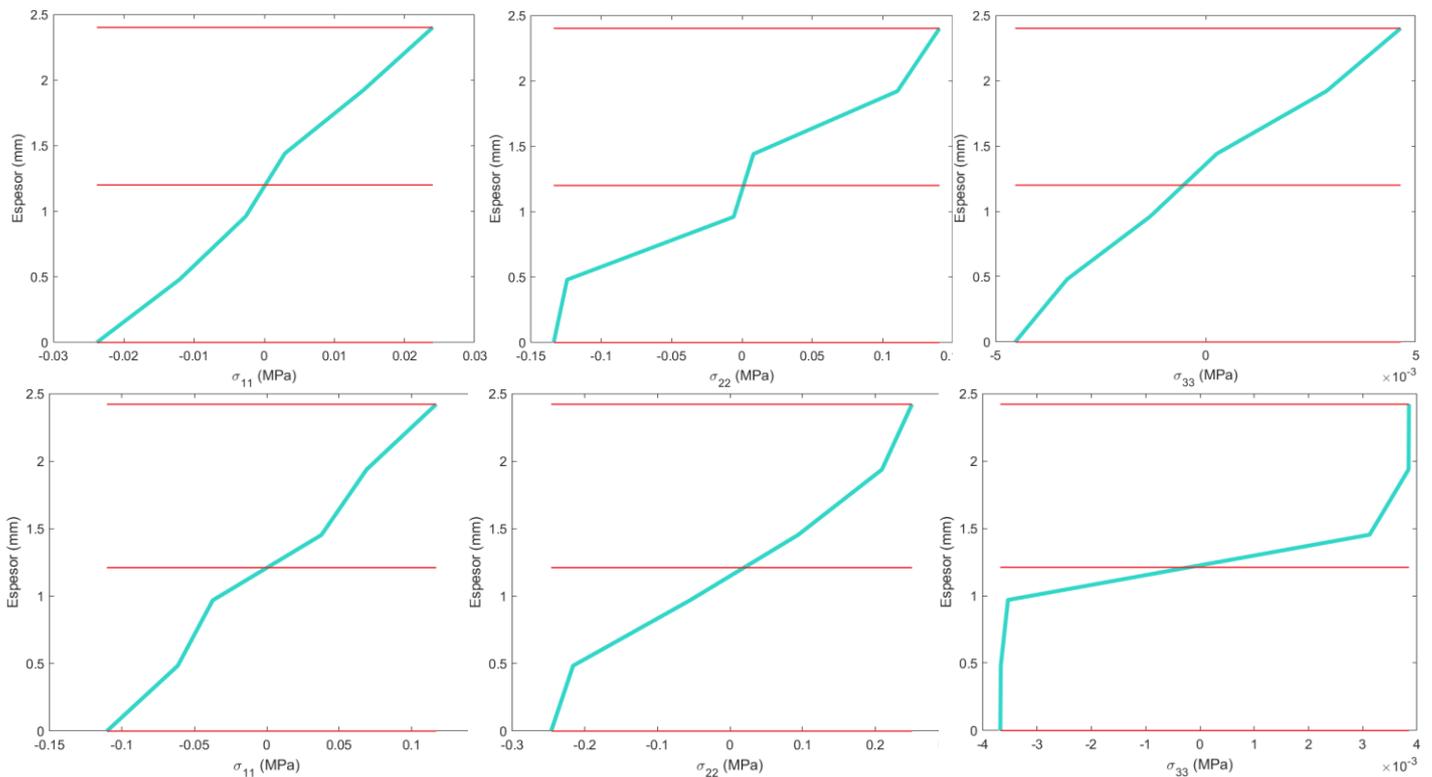


Figura 3-33. Distribución de tensiones (MPa) tras el springback en el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).

Las distribuciones de tensiones muestran la inexistencia de tensiones resultantes en el espesor, es decir, que las distribuciones de las tensiones son autoequilibradas en las tres direcciones del espacio, tal y como debe ser, de acuerdo al estado de equilibrio y libre de fuerzas externas en el que se encuentra la piel. Además, se observa cómo la zona superior de la lámina, por encima de la línea media marcada en las gráficas, se caracteriza por unas tensiones residuales de tracción, de acuerdo al mayor estiramiento de esa zona, y al contrario para la mitad inferior de la lámina, cuyas tensiones residuales son de compresión. Además, aunque carecen de la importancia en cuanto a comprobación de las gráficas en tensiones para mostrar el cambio en cuanto a la distribución hasta alcanzar unas tensiones autoequilibradas, también se presentan las distribuciones de deformaciones que permiten comparar los resultados antes y después de la liberación de la mordaza.

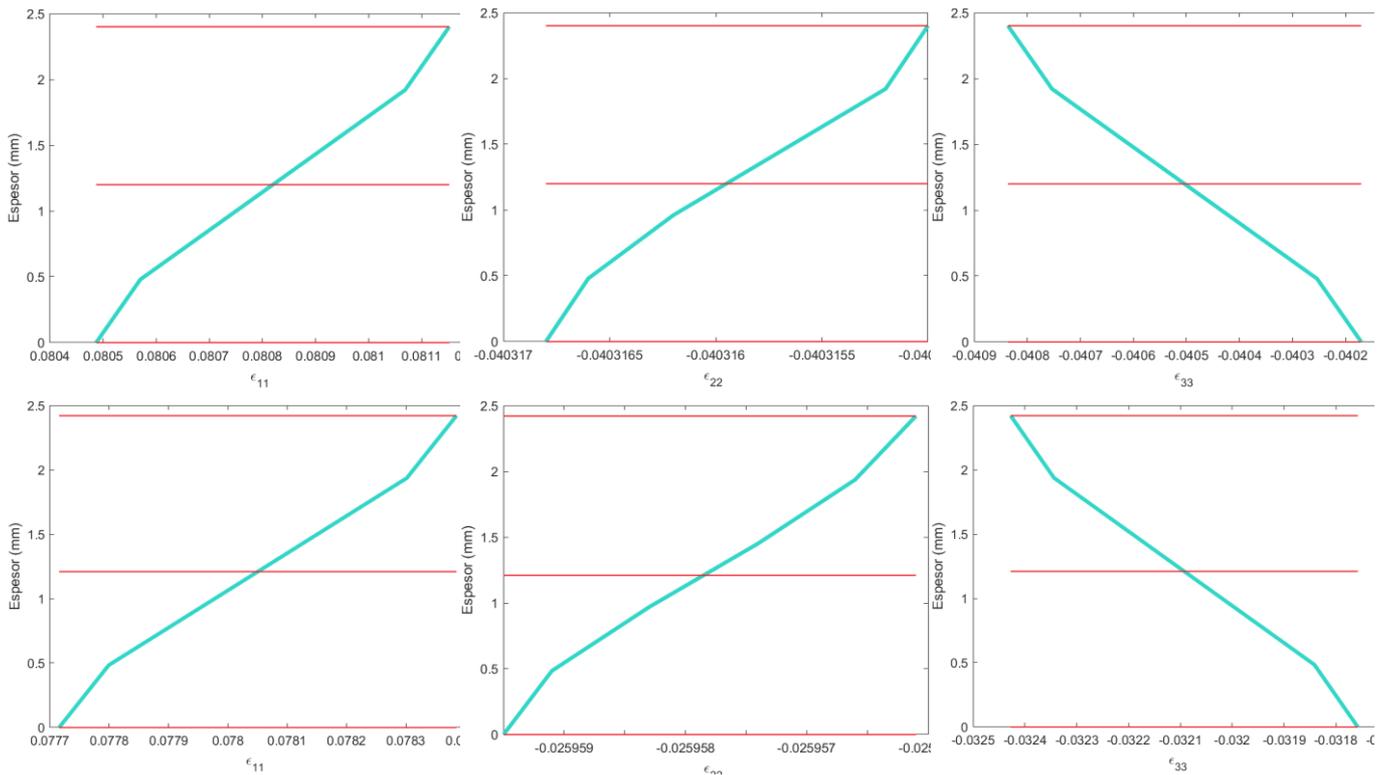


Figura 3-34. Distribución de deformaciones sobre el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).

En cuanto a la información más relevante de estas distribuciones cabe destacar la recuperación de los materiales en cuanto a la disminución de las deformaciones de un 0.3% en ambos casos en cuanto a las deformaciones longitudinales, mientras que estas variaciones son del 0.1% en la dirección del espesor (22) y el ancho de la pieza (33), correspondiente a la recuperación de las deformaciones elásticas del material.

Para analizar los cambios en la geometría de la pieza en este proceso, se analizan los desplazamientos resultantes comparando la forma que tiene la piel tras el post-estirado y la que presentaría una vez liberada de la acción de las mordazas. Esto se presenta de forma gráfica en las imágenes que componen la figura 3-35.

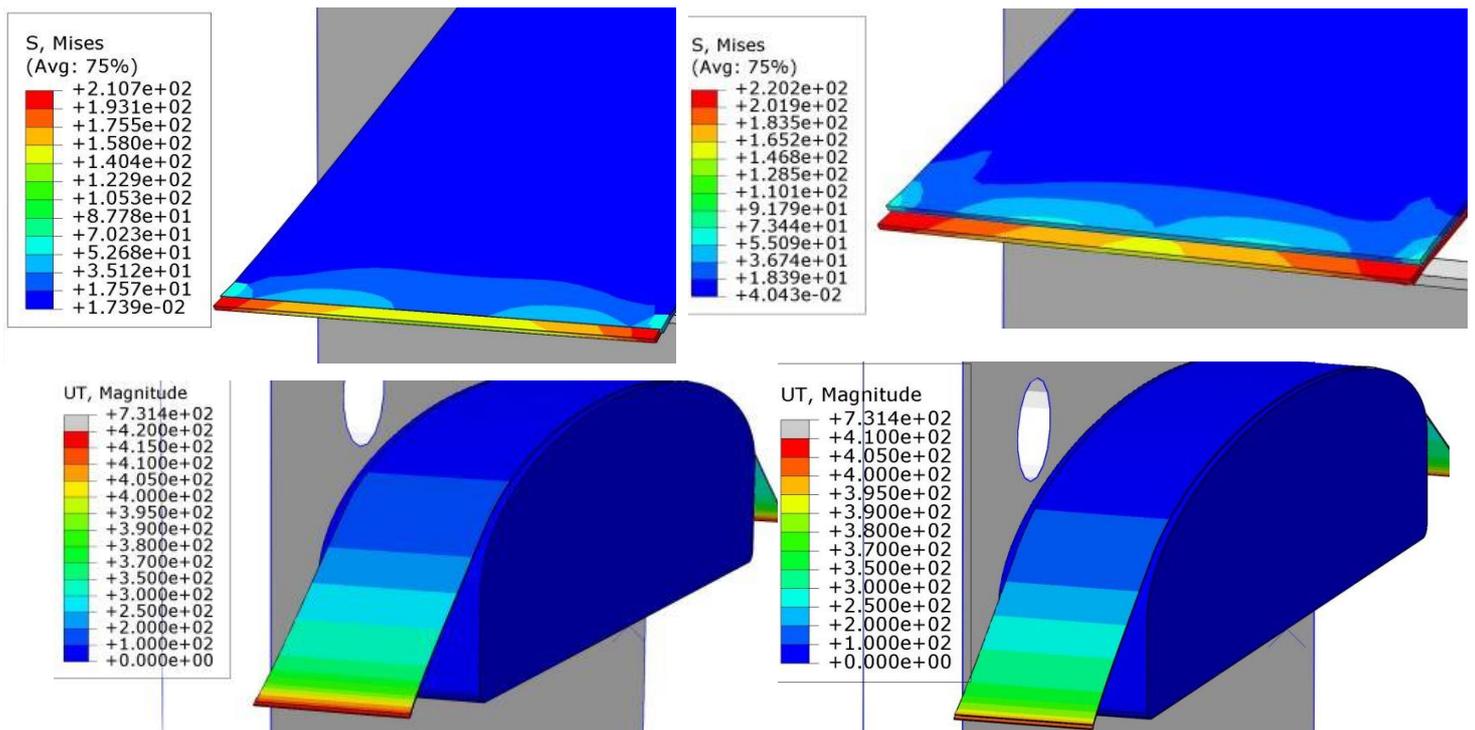


Figura 3-35. Comparación entre la forma tras el springback de la piel para AA 7075-O (M&M) a la izquierda y AA 7075-O (ref. [5]) a la derecha.

Para cuantificar estos desplazamientos, se recogen en la tabla 3-6 los desplazamientos relativos del extremo izquierdo que queda libre, mostrando la recuperación del material en su dimensión longitudinal y, para detallar cómo se produce la recuperación, cómo cambia el ángulo que forman tras el estirado 3 puntos situados a los extremos derecho, izquierdo y un tercer punto en el centro de la lámina (figura 3-36).

Tabla 3-6 Caracterización del springback para la simulación con molde recto.

	AA 7075-O Experimental	AA 7075 Voce
Cambio longitudinal (mm)	7.5	8.7
Diferencia en el ángulo de recuperación (°)	0.10	0.23

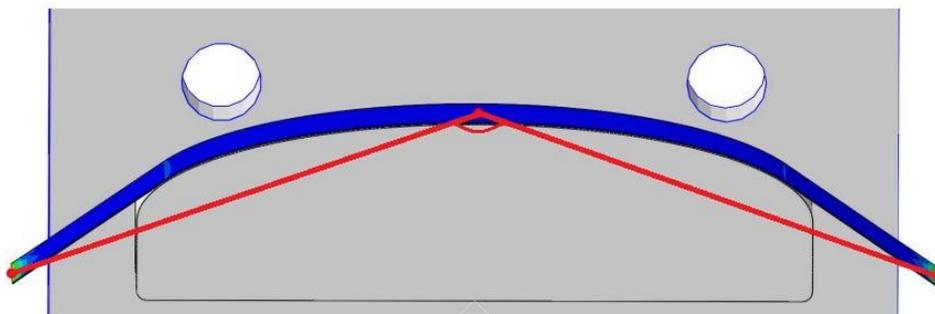


Figura 3-36. Definición del ángulo de recuperación.

Los resultados muestran que las variaciones principales en la forma de la pieza se han generado en la distancia longitudinal de la misma. En las imágenes de la figura 3-35 se observa cómo la geometría final se solapa con la geometría antes de liberar la pieza, hecho que se refleja en los valores de los cambios en el ángulo que forman los tres puntos anteriormente definidos de  $0.10^\circ$  y  $0.23$ , cambios que son producidos por el cambio en la longitud de la piel, que sí se aprecia en las imágenes relativas a la mordaza izquierda y que cuyo valor es de 7.5 mm en uno y 8.7 mm en otro, lo que supone una recuperación de las deformaciones elásticas de la piel de dicho tamaño en la totalidad de la pieza. Además, se observa cómo el material modelado mediante la ley de Voce y plastificación anisótropa presenta mayor recuperación o cambios en la geometría durante el springback, tanto longitudinalmente como en ángulo de recuperación, mostrándose en la figura 3-35 cómo para este material la forma final de la piel no coincide de manera tan exacta como lo hace para el caso isótropo.

Por último, para visualizar y cuantificar los desplazamientos generados durante el proceso de springback se ha creado en Abaqus una nueva variable como la diferencia en la posición entre el instante inicial del step de springback y el instante final. Esta variable da como resultado los desplazamientos producidos por la recuperación, sin embargo, no es posible mostrar estos resultados sobre la pieza deformada, de forma que para mostrarlo se presentan en las siguientes gráficas. Para estudiar estas diferencias se han calculado a lo largo de 3 líneas de puntos (paths) recorriendo la longitud de la lámina y en 3 posiciones diferentes del ancho de la misma, obteniendo datos de: rear (extremo más cercano a la mesa), middle (punto medio del ancho) y front (extremo más alejado de la mesa). Estos 3 conjuntos de nodos son representados en la figura 3-37, así como el sistema de referencia sobre el cual se calculan dichos desplazamientos.

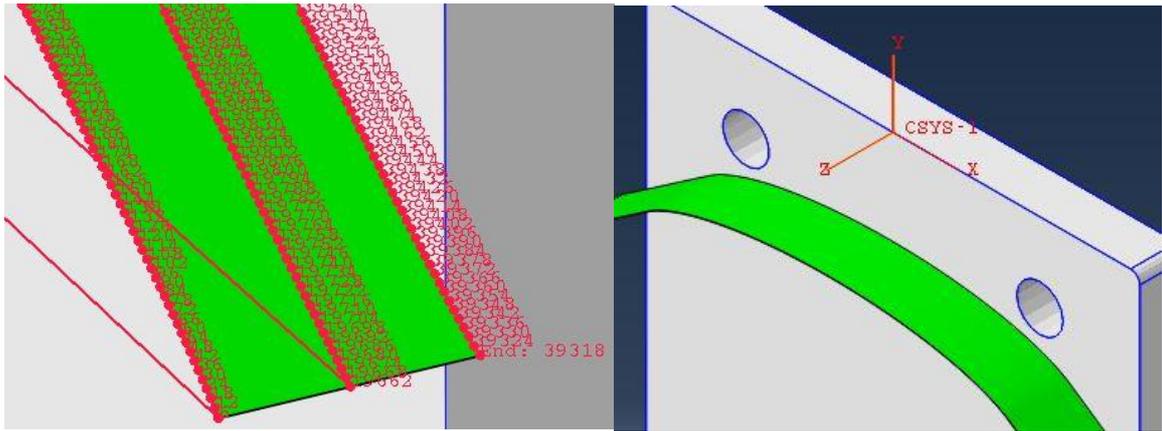


Figura 3-37. Paths creados: front, middle y rear, y sistema de referencia utilizado para los desplazamientos.

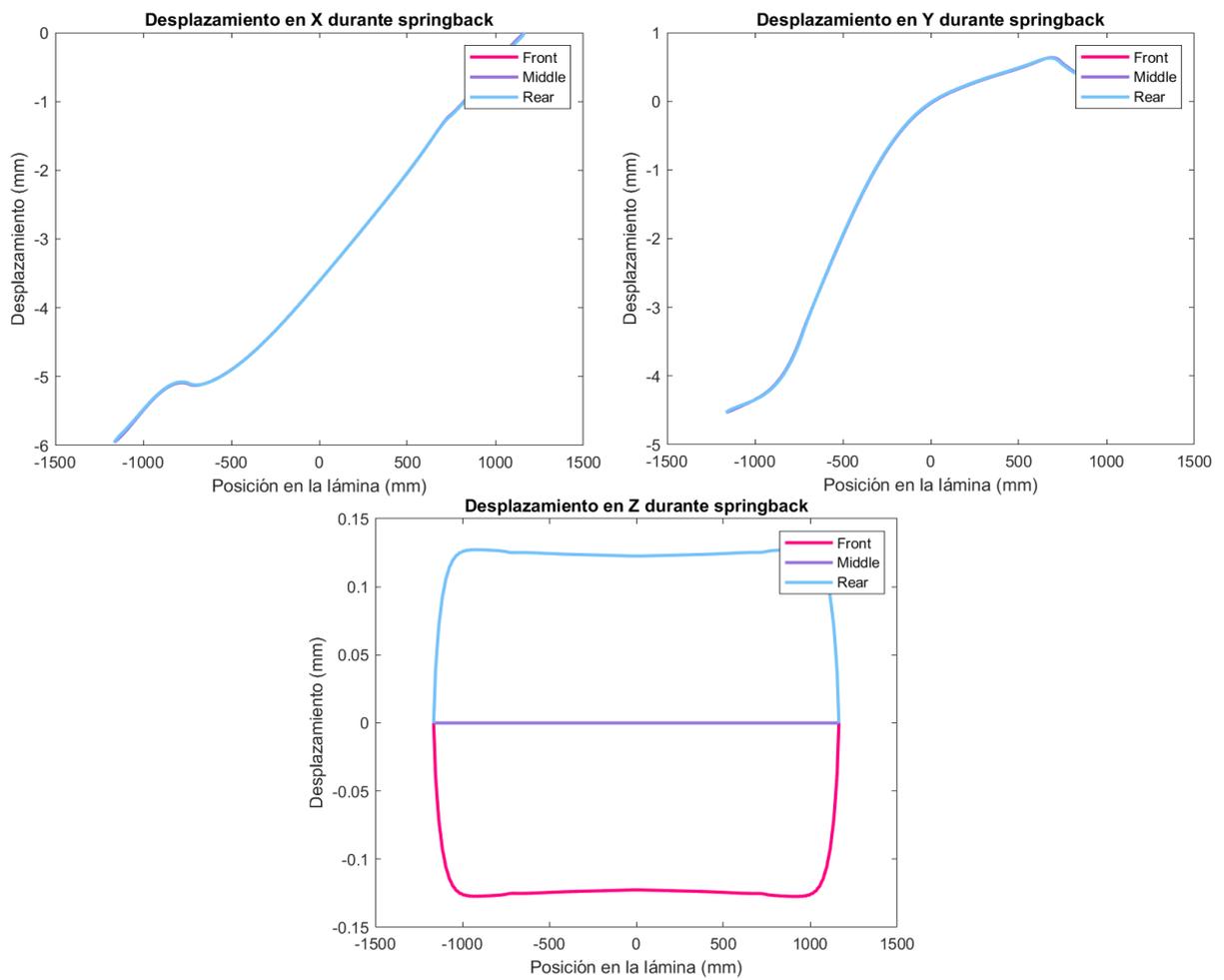


Figura 3-38. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O experimental de M&M.

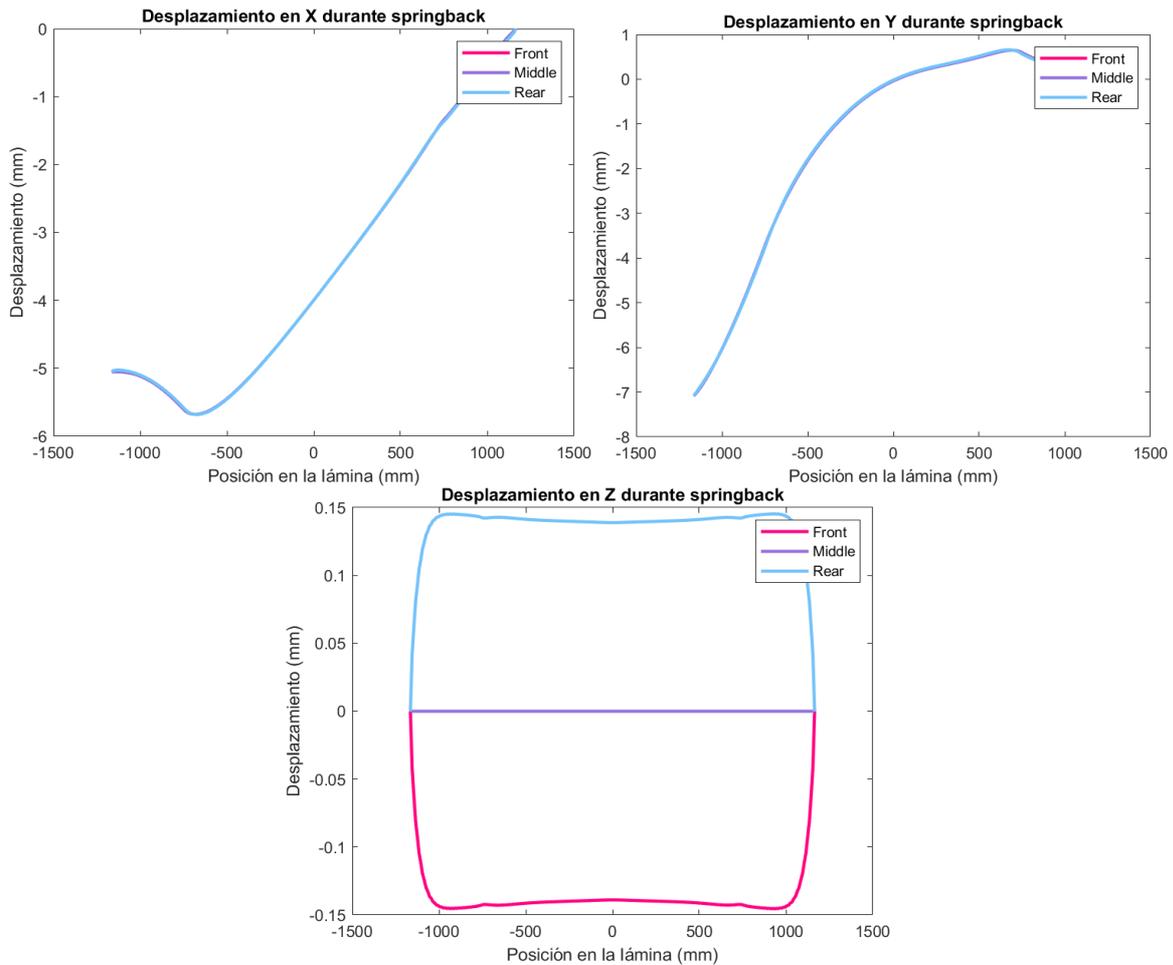


Figura 3-39. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O a partir de los datos de la referencia [5].

Estos resultados permiten corroborar, tal y como se mostraba en las imágenes de la figura 3-35, que no existe diferencia en el desplazamiento de los puntos de la lámina a lo largo del ancho de la misma, ya que para los 3 paths creados no se encuentran diferencias apreciables en los desplazamientos en las direcciones X e Y, mientras que para el caso de la dirección Z se observa que ambos lados de la lámina se desplazan de forma simétrica respecto al plano medio de la misma. En ambos casos se observa que la piel crece en su ancho una cantidad de 0.15 mm prácticamente en toda su longitud. Para poder comparar las diferencias entre los dos modelos analizados en función de cómo se ha definido el material de la piel, se presenta la figura 3-40, mostrando el módulo del desplazamiento para cada caso.

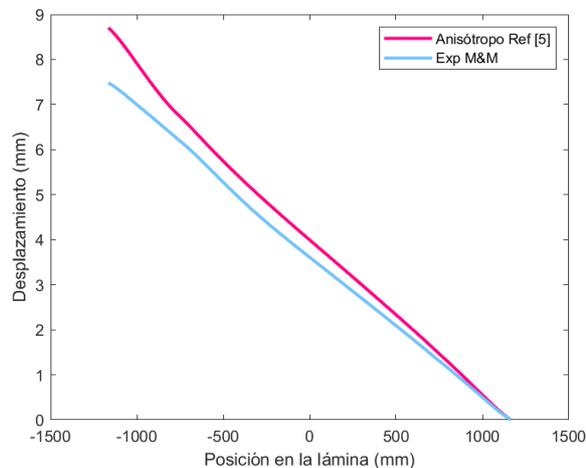


Figura 3-40. Comparación del módulo del desplazamiento del path middle para los dos modelos de AA 7075-O.

Por lo que se puede concluir y corroborar en que el material anisótropo basado en los datos de la referencia [5] presenta unos mayores desplazamientos a lo largo de toda la longitud de la lámina en el proceso de springback, dándose la máxima diferencia en el extremo izquierdo coincidiendo con la diferencia entre la longitud de la piel para ambos casos y de 1.2 mm, tal y como se mostraba en la tabla 3-6. Observándose además que estos desplazamientos no presentan la simetría que se conserva a lo largo de todo el proceso de estirado, debido a que la condición de liberación de la pieza no lo es, ya que se ha mantenido la condición de mordaza derecha, por lo que debe tenerse en cuenta el posible efecto en la precisión de las geometrías la forma en la que la pieza es liberada tras el estirado.

### 3.2 Estirado de una piel inclinada.

Esta segunda simulación se ha basado en un estirado en el que se utiliza la misma piel que en el caso anterior, pero se le da forma con un molde que difiere al anterior en que la sección en la dirección perpendicular al plano de la mesa de trabajo de la máquina no es constante, sino que presenta una disminución del área, proporcionándole una forma conoidal. Esta variación se ha adoptado para asimilar la simulación aún más al ensayo cuyas imágenes se detallaron al comienzo del apartado anterior, cuyo molde presenta la misma propiedad geométrica. Para ello se ha generado un modelo en el que se han unido mediante extrusión dos elipses, la correspondiente al caso anterior y una de menores dimensiones, aportando al molde esa forma conoidal característica de los fuselajes y las góndolas que recubren los motores de las aeronaves. Esta inclinación conlleva una adaptación de las mordazas mediante un giro de las mismas y un cambio en el modelado de la máquina. Todo ello se detalla a continuación.

#### 3.2.1 Modelado en Abaqus

Esta simulación se crea de forma análoga a la presentada en el apartado 3.1, por ello se van a detallar únicamente los cambios que los diferencian, que son principalmente el molde para dar forma a la piel y el cambio en el mecanismo del conector tipo translator por el tipo cylindrical, y los consecuentes cambios en las condiciones de contorno que ello conlleva.

##### 3.2.1.1 Geometría y caracterización del material.

Esta simulación también está formada por tres piezas: la piel, el molde y la mesa. Tanto la mesa como la piel son los mismos parts utilizados en la simulación anterior, así la piel es una lámina de medidas: 2330x28x2.5mm, que será deformada mediante estirado sobre el siguiente molde:

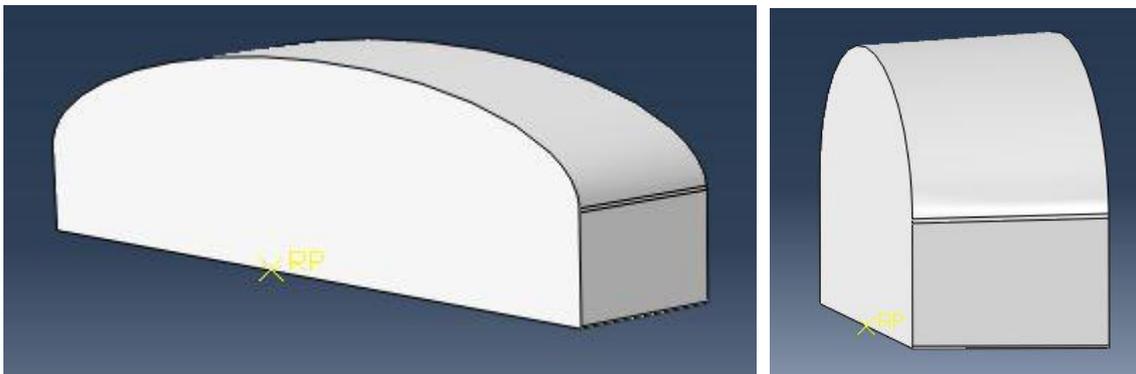


Figura 3-41. Geometría del molde variable, con ángulo de estrechamiento.

Este molde ha sido creado e importado desde el programa de CAD Catia V5, es un cuerpo extruído cuya superficie más importante, la de contacto entre el molde y la piel, está formado por la unión a lo largo de un eje de dos siluetas definidas en dos planos paralelos y formadas por dos elipses concéntricas y cuyas dimensiones de semiejes mayores y menores son diferentes. La elipse mayor es idéntica a la utilizada para generar el molde

recto de la simulación anterior, de semiejes: 850x250mm, mientras que la elipse menor se caracteriza mediante unos semiejes de dimensiones: 830x230. Esta diferencia entre ellas genera un ángulo de estrechamiento a lo largo de la superficie de contacto creada de  $3.814^\circ$  o 0.0666 radianes. Ha sido generado como un rígido discreto en 3D, por lo que no será necesario asignar un material, pero sí mallarlo.

Para caracterizar la lámina de la piel se van a utilizar los dos métodos para definir el aluminio AA 7075-O ya descritos y se mostrarán los resultados por separado de forma análoga a la anterior. Las mallas se han definido de forma análoga a las ya usadas, tomando un mallado local con 5 elementos a lo largo del espesor de la lámina y una malla global de 10mm de tamaño, mientras que para el molde se ha aumentado la densidad de nodos en la superficie que entra en contacto con la piel, definiendo un mallado local en dichas aristas de 10mm y aumentando el tamaño a medida que se alejan de la misma, volviendo a utilizar elementos lineales hexaédricos de 8 nodos de tipo C3D8R de integración reducidos. Ambos mallados se muestran en la Figura 3-42.

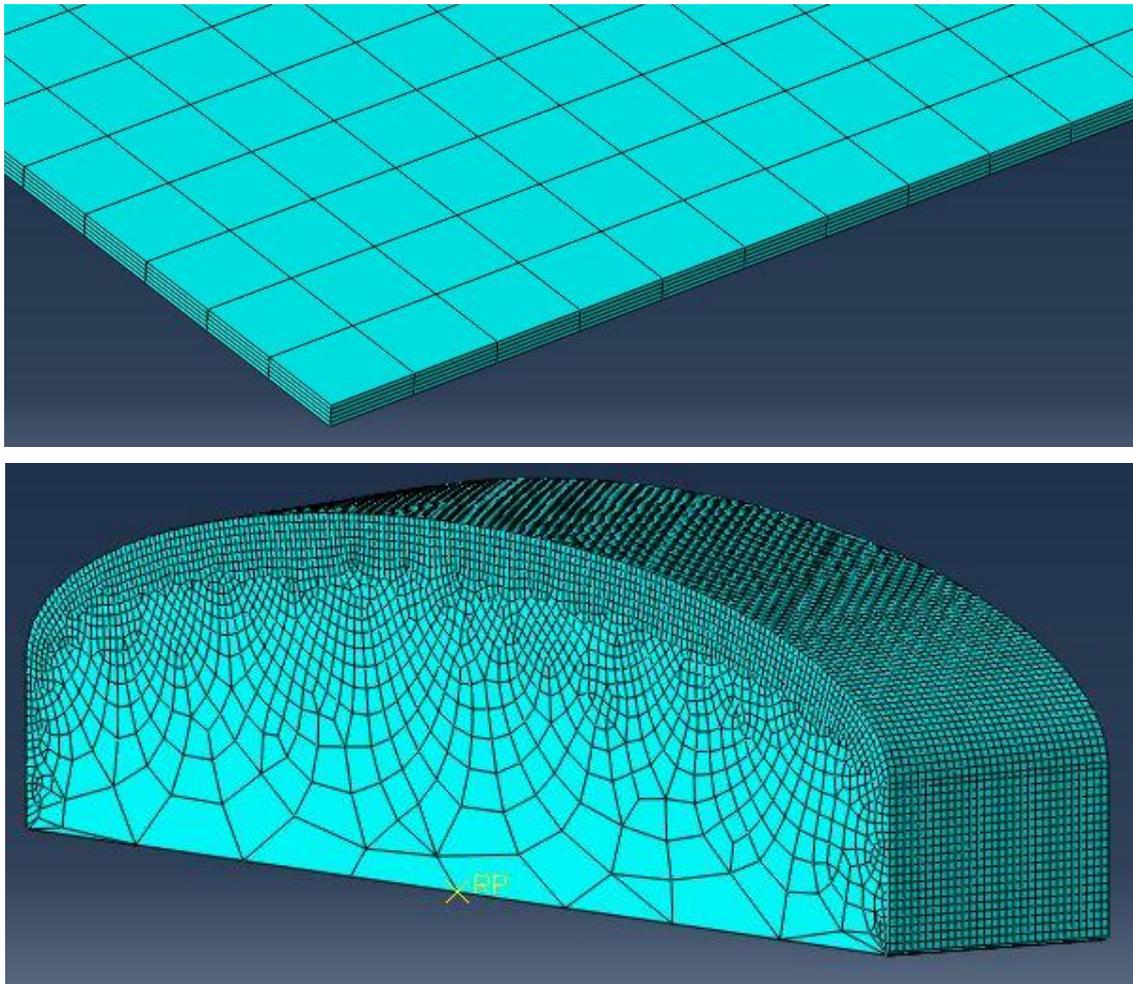


Figura 3-42. Mallado de la piel y el molde variable.

### 3.2.1.2 Ensamblado e interacciones.

El ensamblado del conjunto y la posición de las piezas y los puntos principales de la máquina están condicionados principalmente por la posición inicial del carro para que la pieza quede tangente al molde en el momento que comienza el estirado, por lo tanto y dado que la posición del carro depende de la longitud de la lámina y esta es idéntica a la del caso anterior, el ensamblado es análogo, cambiando únicamente un molde por otro y manteniéndose todas las coordenadas de los puntos de la máquina, que quedan reflejadas en la tabla 3-5 del apartado anterior.

El conjunto con los puntos y las piezas en su posición final queda:

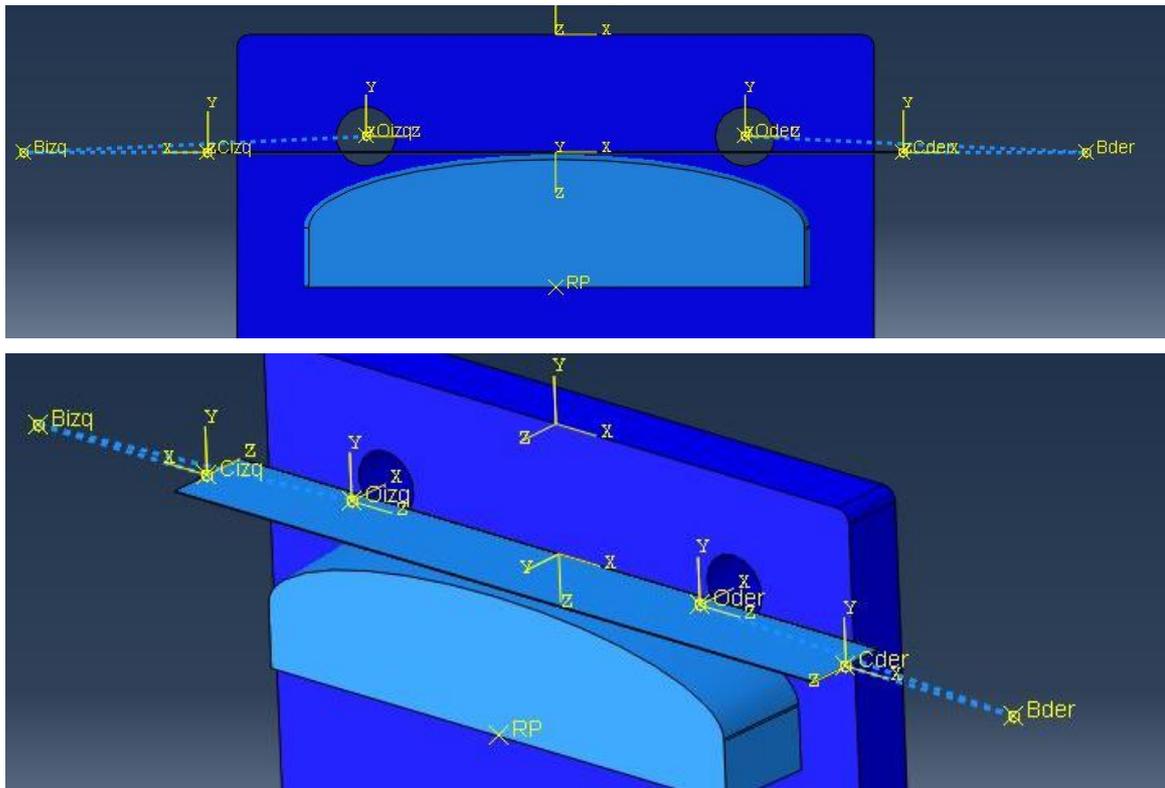


Figura 3-43. Conjunto del ensamblado para la simulación del molde variable.

Definido el donjunto y las posiciones entre los elementos se deben crear las conexiones entre ellos para generar el mecanismo. Entre los puntos O y B se genera un conector tipo hinge, mientras que la novedad aparece en la conexión entre C y B, que dado que ahora se requiere del giro de la mordaza hay que modelarlo sustituyendo el conector tipo translate por uno que permita liberar el giro de C respecto al eje X local que une C y B. Esta conexión se realiza mediante un conector tipo cylindrical, definido en el capítulo 2, creado mediante la herramienta “connector builder” y seleccionando el eje de coordenadas local como sistema de referencia. De esta manera quedan unidos los puntos C y B, y B y O, de ambos lados del conjunto.

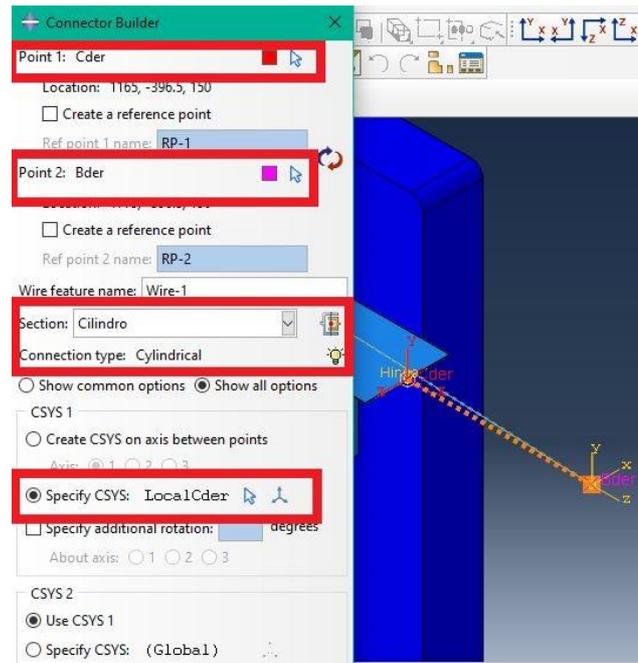


Figura 3-44. Herramienta para definir el conector tipo cylindrical del lado derecho.

El resto de conexiones e interacciones se han definido de igual forma que la anterior simulación, generando las mordazas mediante la restricción coupling entre la superficie de los extremos de la piel y los puntos C, el contacto como una condición de impenetrabilidad entre superficies y con un rozamiento de 0.05 de coeficiente de rozamiento. Además de definir como cuerpo de únicamente display la mesa.

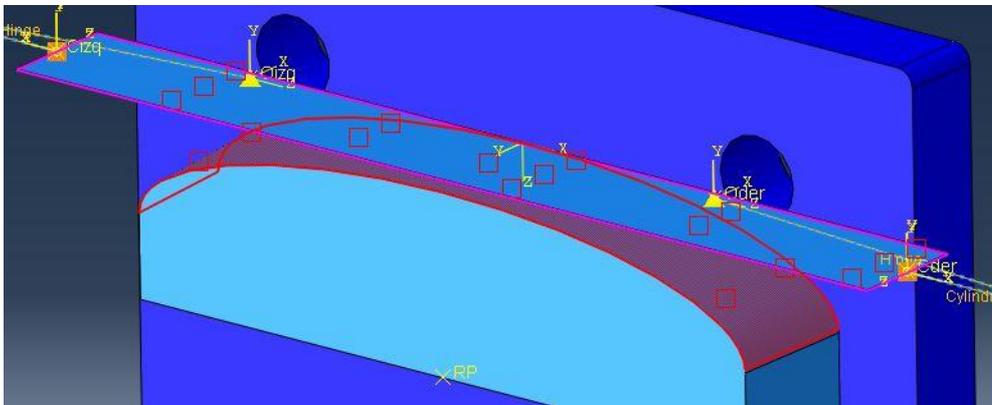


Figura 3-45. Definición de la master surface y slave surface para la interacción de contacto.

### 3.2.1.3 Condiciones de contorno.

La nueva definición del conector entre los puntos B y C, es decir, la nueva forma de definir el cilindro de tensión conlleva cambios en la definición de las condiciones de contorno. Los cambios son principalmente la adición a las condiciones de contorno definidas para la simulación de la piel con el molde recto, añadiendo el giro de la mordaza y el cilindro de tensión para mantener la piel perpendicular y tangente a la superficie del molde o, lo que es lo mismo, que hay que añadirle un giro de 0.0666 radianes con respecto al eje X local de los puntos C y mantenerlo durante toda la simulación. Así que las condiciones de contorno para los tres steps quedan:

- Pre-estirado: se definen para este paso los desplazamientos descritos en el apartado 3.1.1.3 para conseguir que el material se encuentre en régimen plástico al acabar este proceso, añadiendo el giro de las mordazas con un giro de 0.0666 rad en UR1.

- Estirado: las condiciones de contorno para el estirado se mantiene idénticas a las del caso anterior, un giro de  $37.2^\circ$  ( $0.65$  rad) de los brazos de la máquina y un movimiento del cilindro de tensión que genera un estirado de  $25\text{mm}$  de la pieza en cada lado. Además, hay que impedir el giro de las mordazas, que se mantiene fijo a lo largo de toda la simulación, de forma que se impide definiendo UR1 como  $0$  rad en las condiciones de contorno de los puntos  $C_{izq}$  y  $C_{der}$ .
- Post-estirado: se define como un movimiento de estirado de  $4\text{mm}$  del cilindro de tensión, manteniendo fijo el giro UR1 en  $0$  rad, de forma idéntica al del estirado.

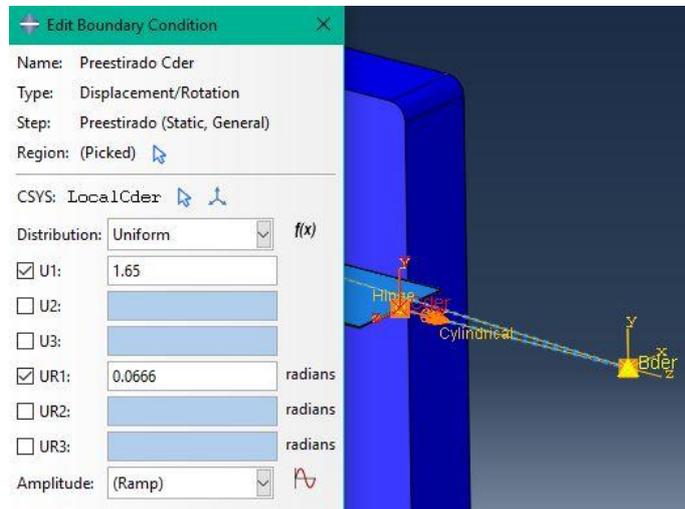


Figura 3-46. Condiciones contorno para el punto C derecho en el pre-estirado.

### 3.2.2 Simulación

De nuevo, los resultados presentados se dividen en dos apartados en función del material que se ha asignado a la piel y que determina su comportamiento durante la resolución del problema estático. Esta resolución se ha generado en ambos casos utilizando el método implícito de Abaqus.

#### 3.2.2.1 Resultados para AA 7075-O isótropo (experimental M&M)

Los resultados del primer step o pre-estirado destacan por dos factores, en primer lugar se ha producido el giro de la pieza al completo que permite que en el paso del estirado la piel se encuentre tangente a toda la superficie del molde, y en segundo lugar los desplazamientos calculados para que al final de este proceso el material se encuentre en régimen plástico ha permitido que esto suceda tal y como se muestran en las dos imágenes inferiores de la figura 3-47, superando, salvo en las zonas de las mordazas, la tensión que marca el inicio del comportamiento plástico del material de  $101\text{MPa}$ .

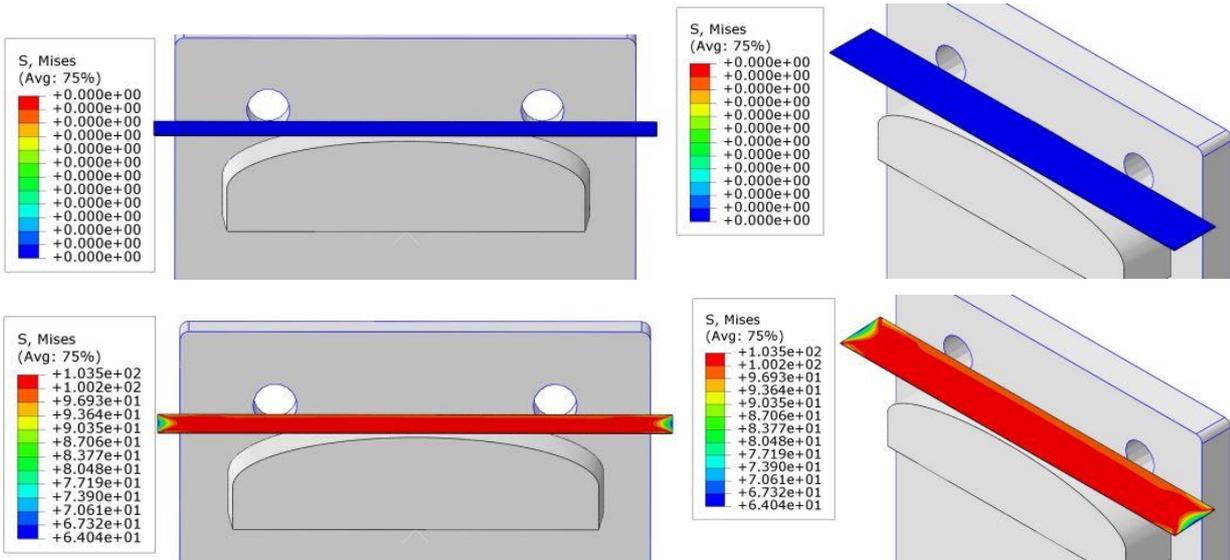
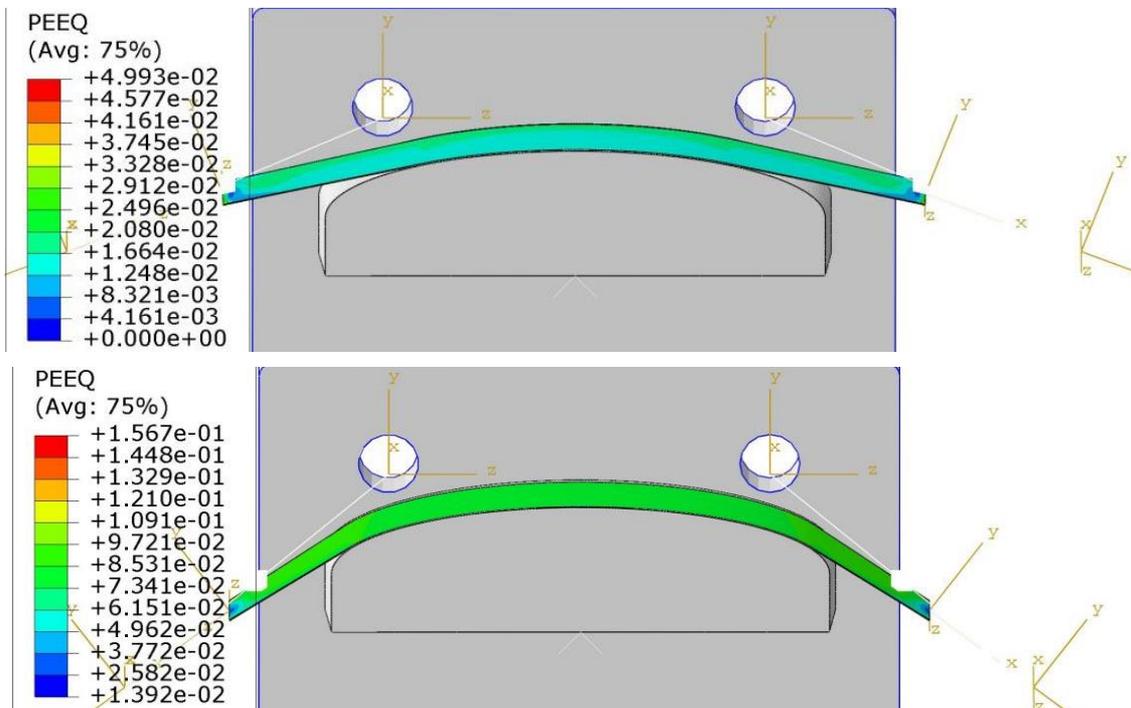


Figura 3-47. Resultados de las tensiones de Mises del pre-estirado.

Pasando a estudiar los resultados del estirado, se observa una diferencia con respecto al estirado con el molde recto y es que en este caso al no ser idéntica la superficie sobre la que se deforma la piel a lo largo de su ancho, no se obtienen tensiones ni deformaciones homogéneas e idénticas a lo largo de la misma y a medida que giran los brazos de la máquina. Esta diferencia se observa en las dos primeras imágenes de la figura 3-48, que se corresponden con un paso intermedio del estirado, y se debe a la mayor longitud del área de contacto a la que se adapta y con la que se deforma la piel en la zona más cercana a la mesa, esta diferencia tiende a reducirse a medida que avanza el estirado, aunque se mantendrá este gradiente de deformaciones por la no simetría del proceso.



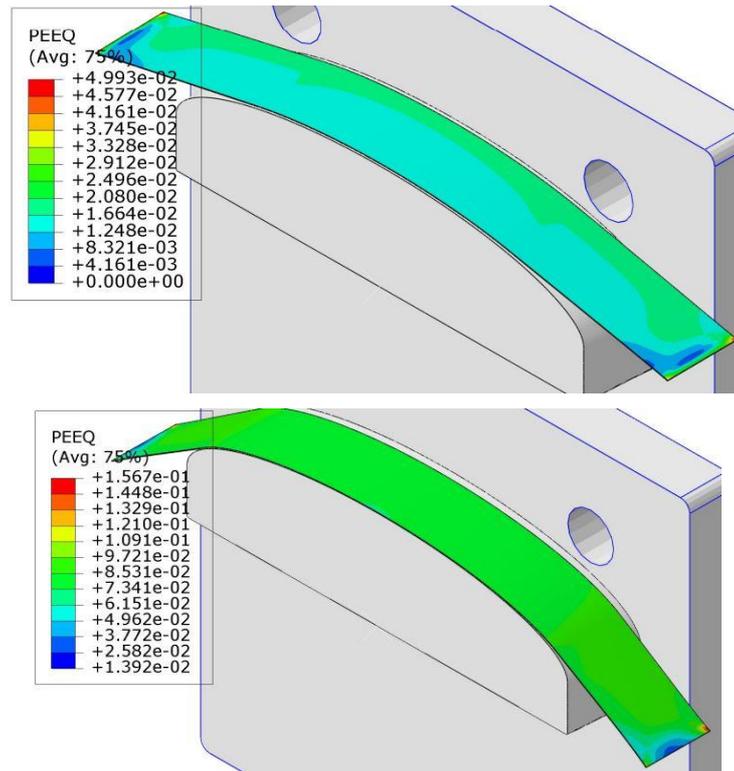


Figura 3-48. Resultados de las deformaciones plásticas equivalentes del proceso de estirado, en un punto intermedio y final.

Para terminar con esta simulación se presentan los resultados relativos al proceso de post-estirado, consistiendo en el movimiento del cilindro de tensión y de las mordazas de 4 mm, una vez finalizado el giro de los brazos. Esto conlleva un aumento generalizado en las deformaciones plásticas del material, aunque muy ligeras.

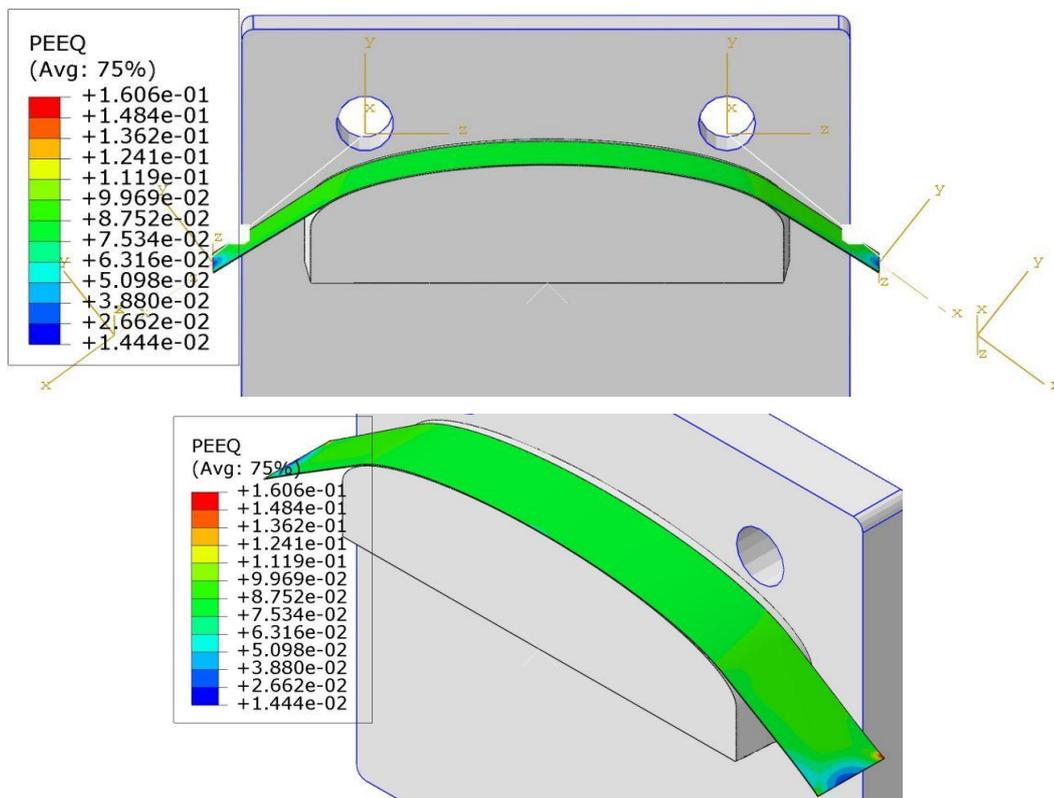


Figura 3-49. Resultados finales tras el post-estirado de la simulación con el molde cónico.

Además, en la figura 3-50, se presentan las tensiones que se han originado en la piel tras el proceso:

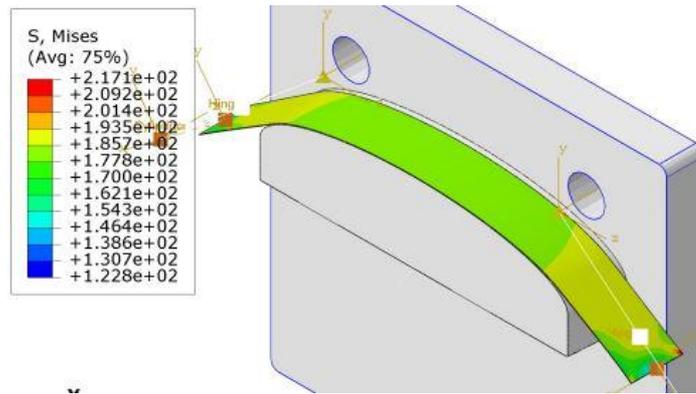


Figura 3-50. Resultados de las tensiones de Mises (MPa) al terminar el post-estirado.

Para completar el análisis del estirado se presentan a continuación las distribuciones de tensiones y deformaciones en el punto central de la lámina:

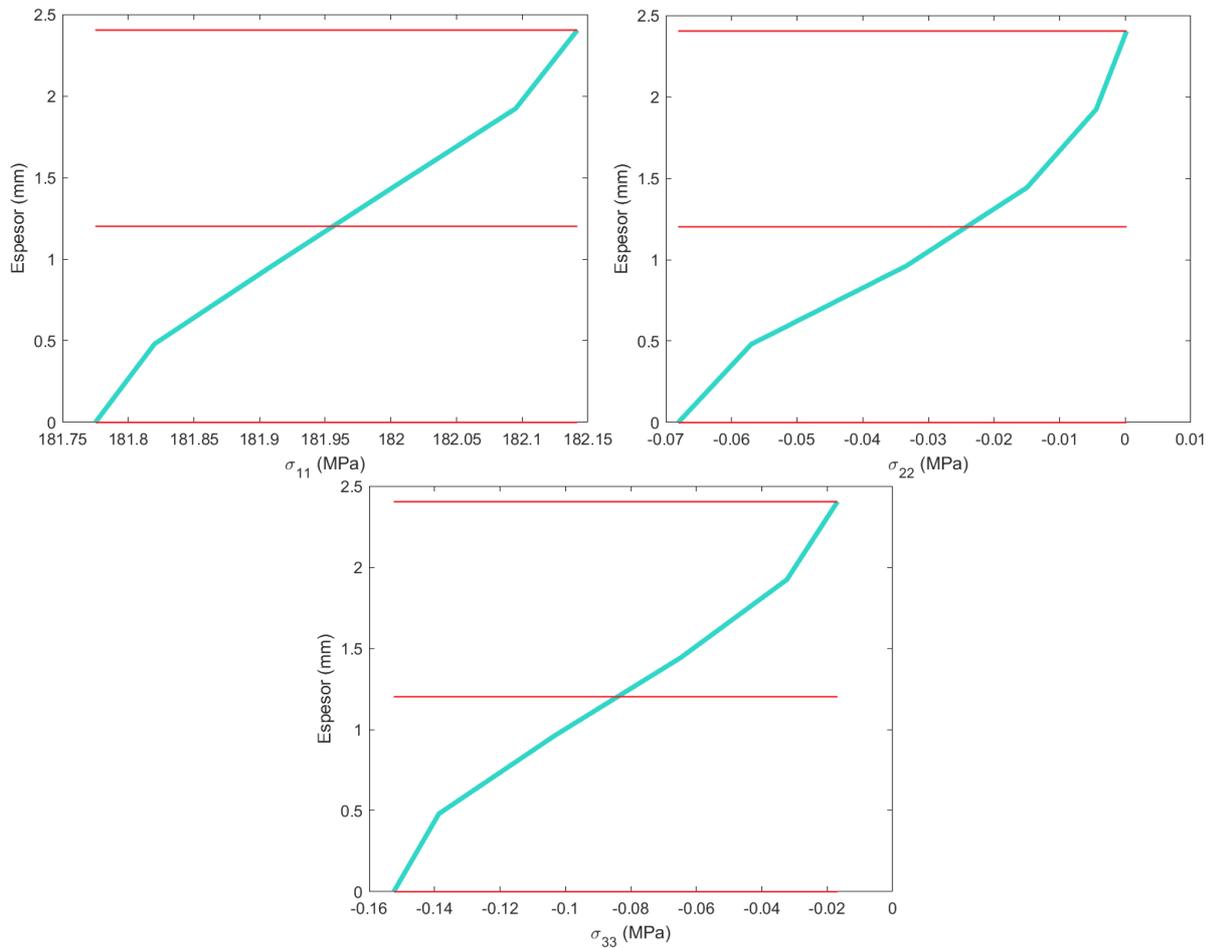


Figura 3-51. Distribución de tensiones (MPa) en el espesor de la lámina tras el estirado.

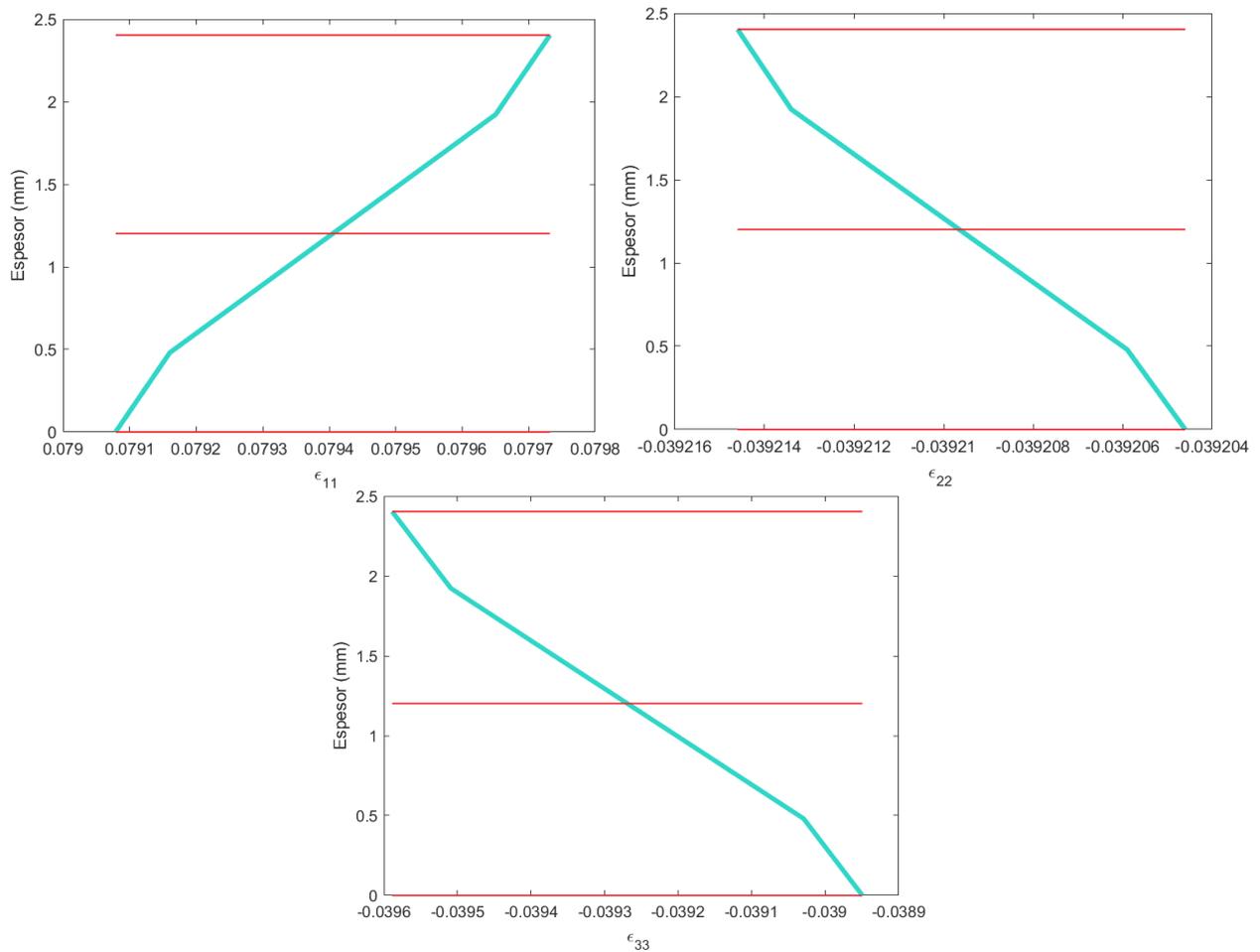


Figura 3-52. Distribución de deformaciones en el espesor tras el estirado.

Las distribuciones aquí presentadas muestran un comportamiento análogo a las estudiadas en el apartado anterior para los estirados con molde recto. Así cabe volver a destacar las tensiones de tracción en la dirección longitudinal y compresión en las dos restantes, que originan deformaciones positivas que casi alcanzan el 8% en la dirección 11, mientras que las tensiones de compresión van acompañadas de una disminución del ancho y el espesor de alrededor de un 4% de los mismos, pasando el espesor en esta zona central de la piel a medir 2.4 mm aproximadamente desde los 2.5 iniciales. También se observa, como en el caso anterior, el estirado en el modo 5 de trabajo presentado en el apartado 1.1, donde a pesar de existir una flexión, que influye en las tensiones existentes en la lámina, esta se está deformando bajo un estado de plastificación por tracción donde no existe ninguna zona por debajo de la tensión de fluencia, ni a compresión, en las tensiones en la dirección 11.

### 3.2.2.2 Resultados para AA 7075-O anisótropo (experimental ref. [5])

Los resultados para el proceso de estirado de la piel caracterizada con este AA 7075-O son:

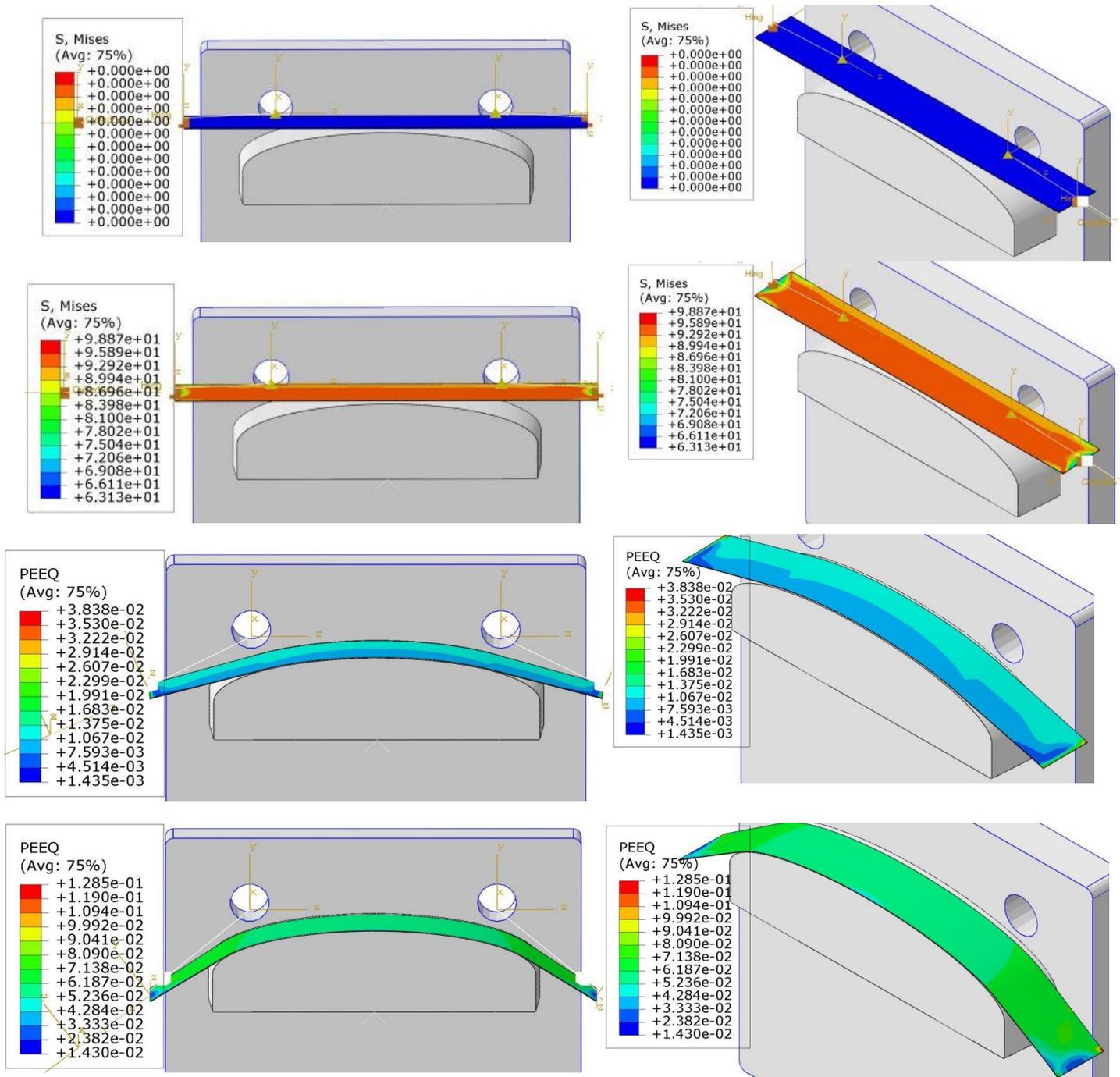


Figura 3-53. Resultados del pre-estirado (tensiones de Mises en MPa) y estirado (def. plástica equivalente) para la simulación del molde cónico y el aluminio basado en la referencia [5].

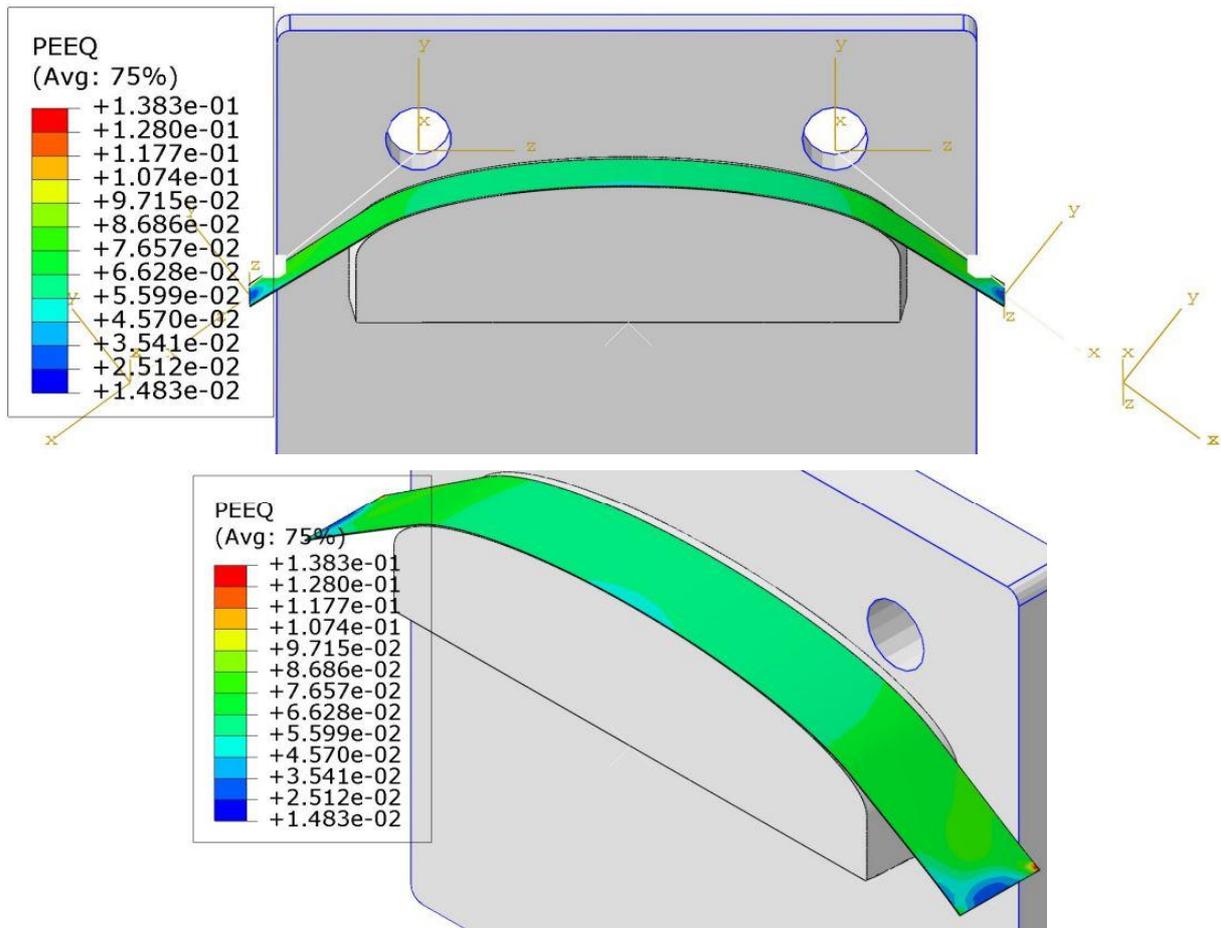


Figura 3-54. Resultados de las deformaciones plásticas equivalentes generadas tras el post-estirado.

Estos resultados son análogos a los obtenidos anteriormente, tras el pre-estirado se consigue que el material se encuentre en régimen plástico aplicando un estirado de 1.65mm en cada mordaza, durante el estirado y doblado de la piel se observa el gradiente de deformaciones plásticas a lo largo del ancho de la lámina, para terminar prácticamente igualado y puede observarse que tras el post-estirado las tensiones generadas en este material son superiores aunque las deformaciones plásticas equivalentes son ligeramente inferiores a las que presentaba la simulación del apartado anterior, siendo las condiciones de contorno y el molde idénticos, variando únicamente las propiedades del aluminio. A continuación, al igual que en los casos anteriores se presentan las tensiones de Mises al terminar el estirado.

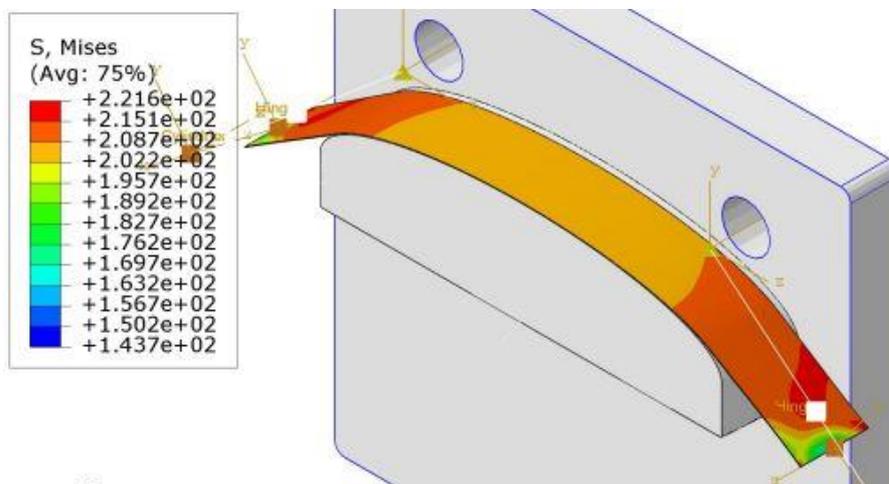


Figura 3-55. Tensiones de Mises (MPa) generadas por el estirado de la piel en molde cónico.

Las tensiones y deformaciones a lo largo del espesor, en el punto central de la lámina quedan:

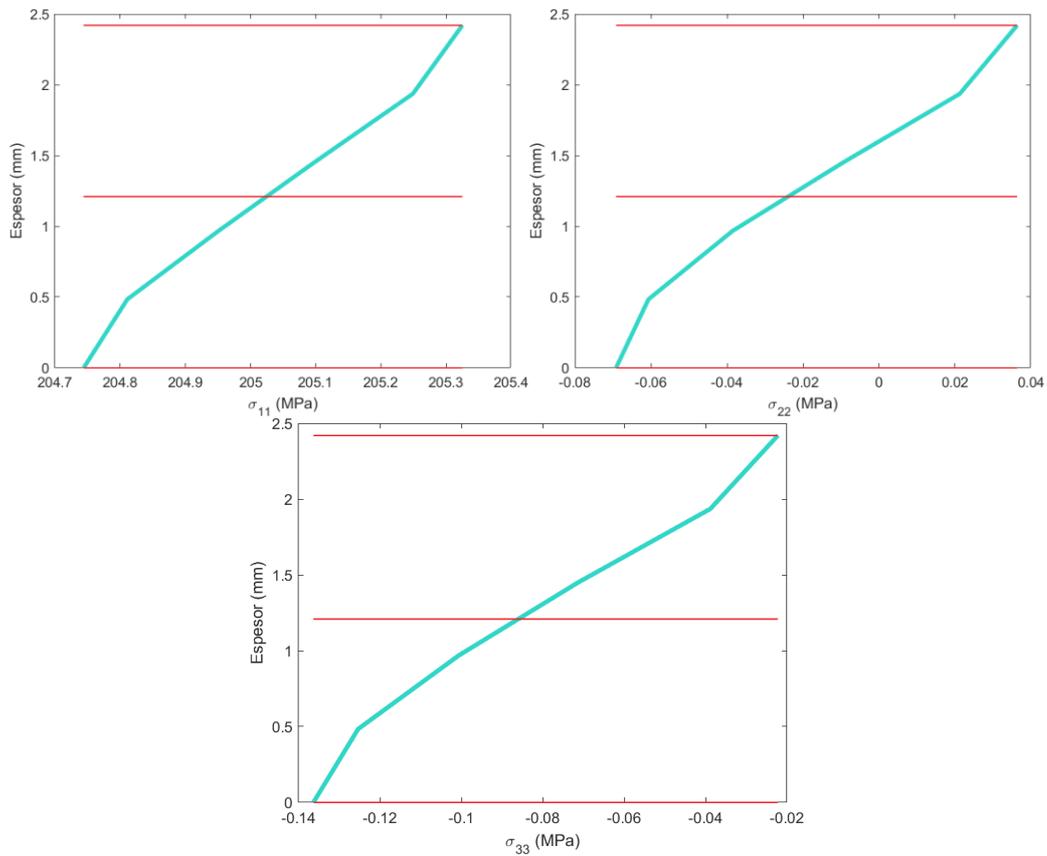


Figura 3-56. Distribuciones de tensiones (MPa) en el espesor.

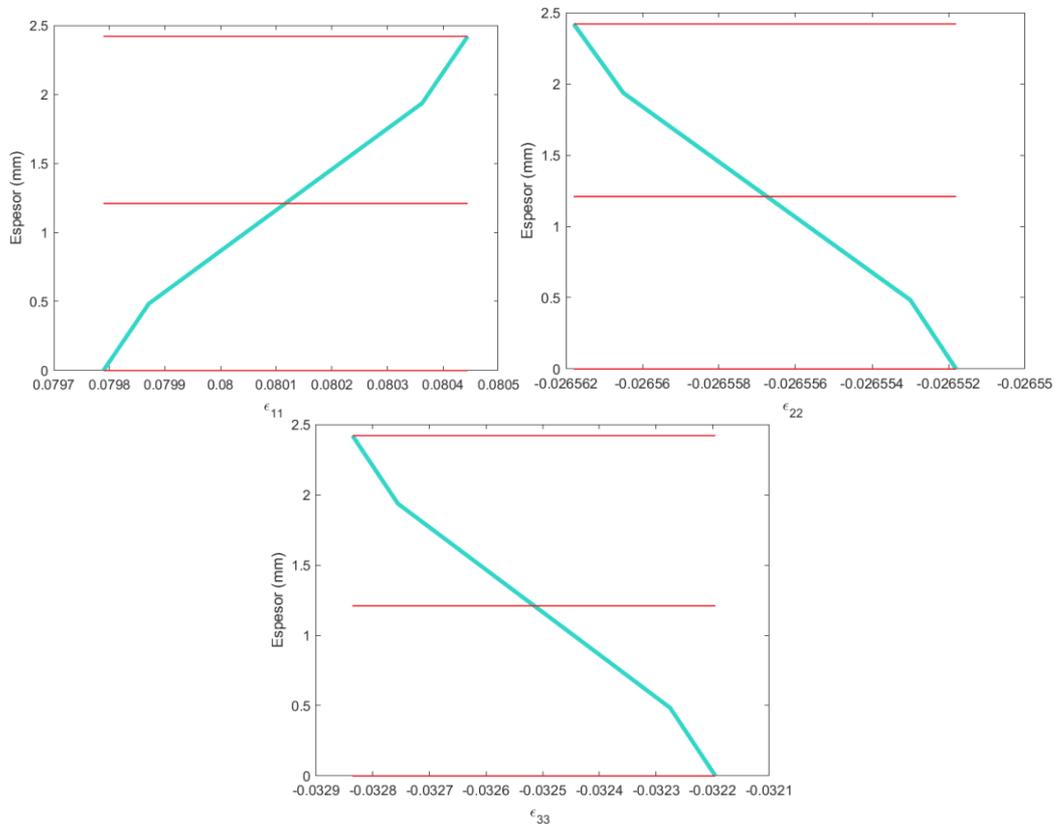


Figura 3-57. Distribución de deformaciones a lo largo del espesor.

Los resultados de las distribuciones permiten corroborar que las tensiones resultantes tras el estirado son mayores, para ambos moldes, en el material anisótropo. Además, presentan unas distribuciones prácticamente idénticas a las analizadas en el apartado 3.1.2.2, dado que se ha seleccionado el mismo punto para analizar estas distribuciones y la geometría en esa zona central del molde es muy similar.

### 3.2.3 Springback

Para obtener los efectos del springback en la piel se vuelve a simular un problema de restart a partir de los datos obtenidos del step de post-estirado, realizando los mismos cambios detallados en el apartado 3.1.3. Estos cambios se reducen a la eliminación de la condición de la mordaza izquierda, quedando fija la pieza por la mordaza derecha, y la cancelación de la interacción de contacto entre la piel y el molde, quedando la pieza libre de las fuerzas y las acciones de la misma. De nuevo, en primer lugar se presentan los resultados tras la liberación de la mordaza en cuanto a las tensiones que quedan en el material, pasando posteriormente al análisis de los cambios en la geometría y los desplazamientos. Así, en las imágenes de las figuras 3-58 y 3-59, las piezas de la izquierda se corresponden con los resultados de la simulación del AA 7075-O de datos de M&M y las de la derecha con el AA 7075-O modelado mediante los datos de la referencia [5].

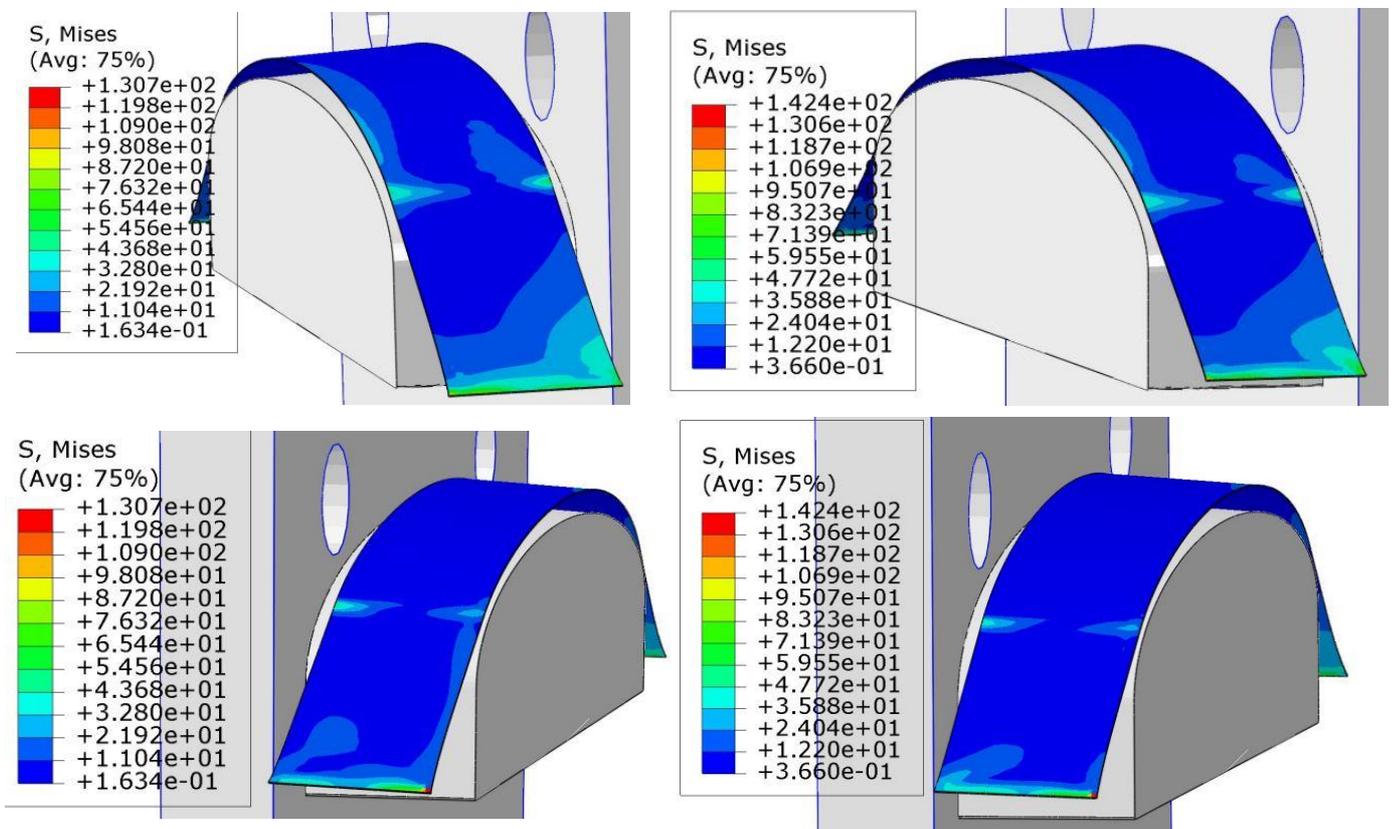


Figura 3-58. Estado tensional resultante tras la liberación de la pieza estirada sobre un molde conoidal.

Tal y como muestran las imágenes anteriores, y de forma análoga a los resultados para el molde recto, las tensiones resultantes tras el springback son 3 órdenes de magnitud inferiores a las que ha experimentado la piel durante el estirado, salvando el caso de las mordazas donde las tensiones residuales sí que alcanzan mayores valores.

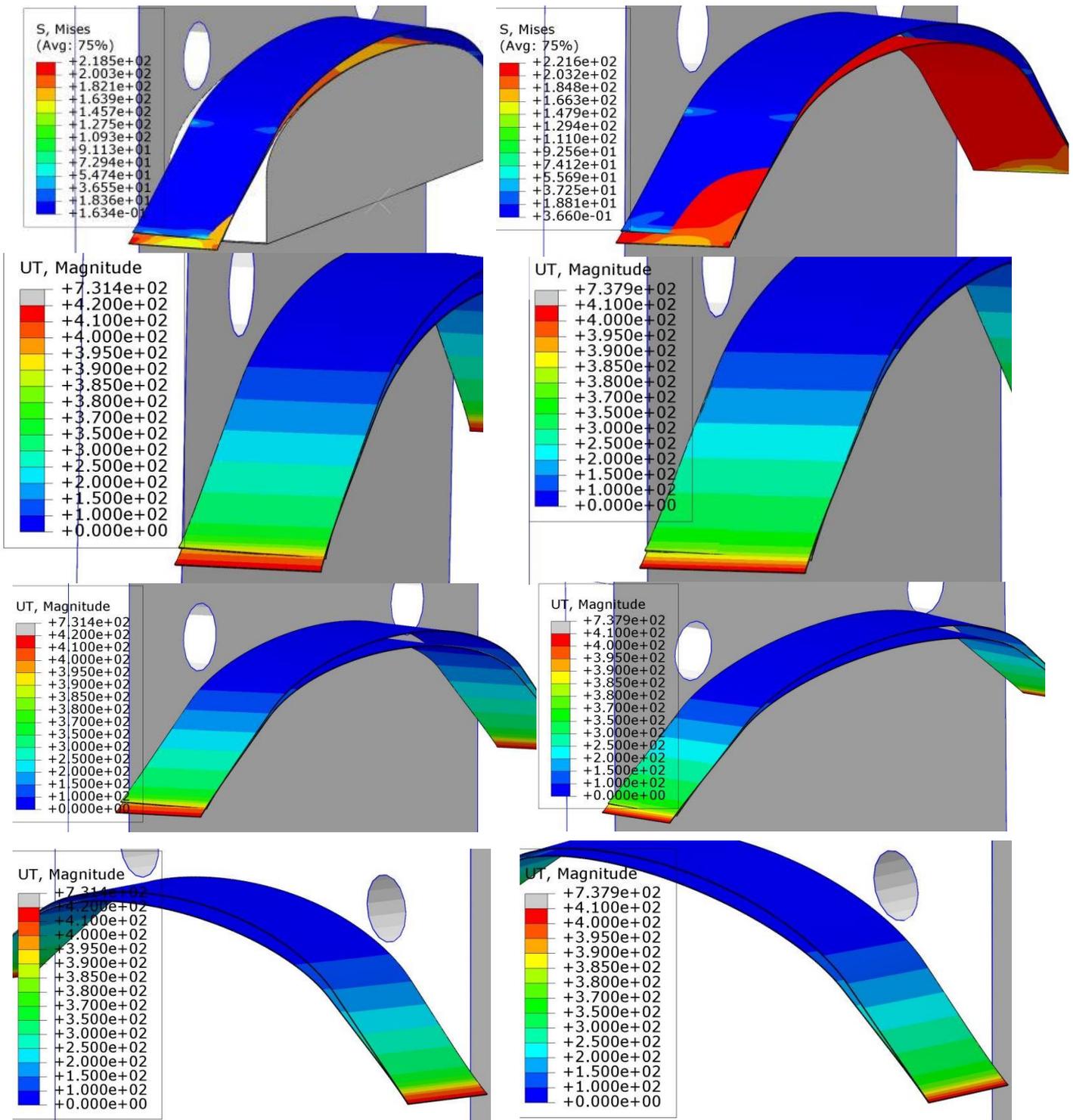


Figura 3-59. Cambios en la geometría de la pieza tras el springback para la piel deformada con un molde conoidal. Tensiones (MPa) y desplazamientos (mm)

El estudio de las tensiones y las deformaciones se completa con la representación en el espesor de las distribución de las mismas, tras desaparecer las fuerzas externas, lo cual permite estudiar la evolución del interior de la lámina tras el springback.

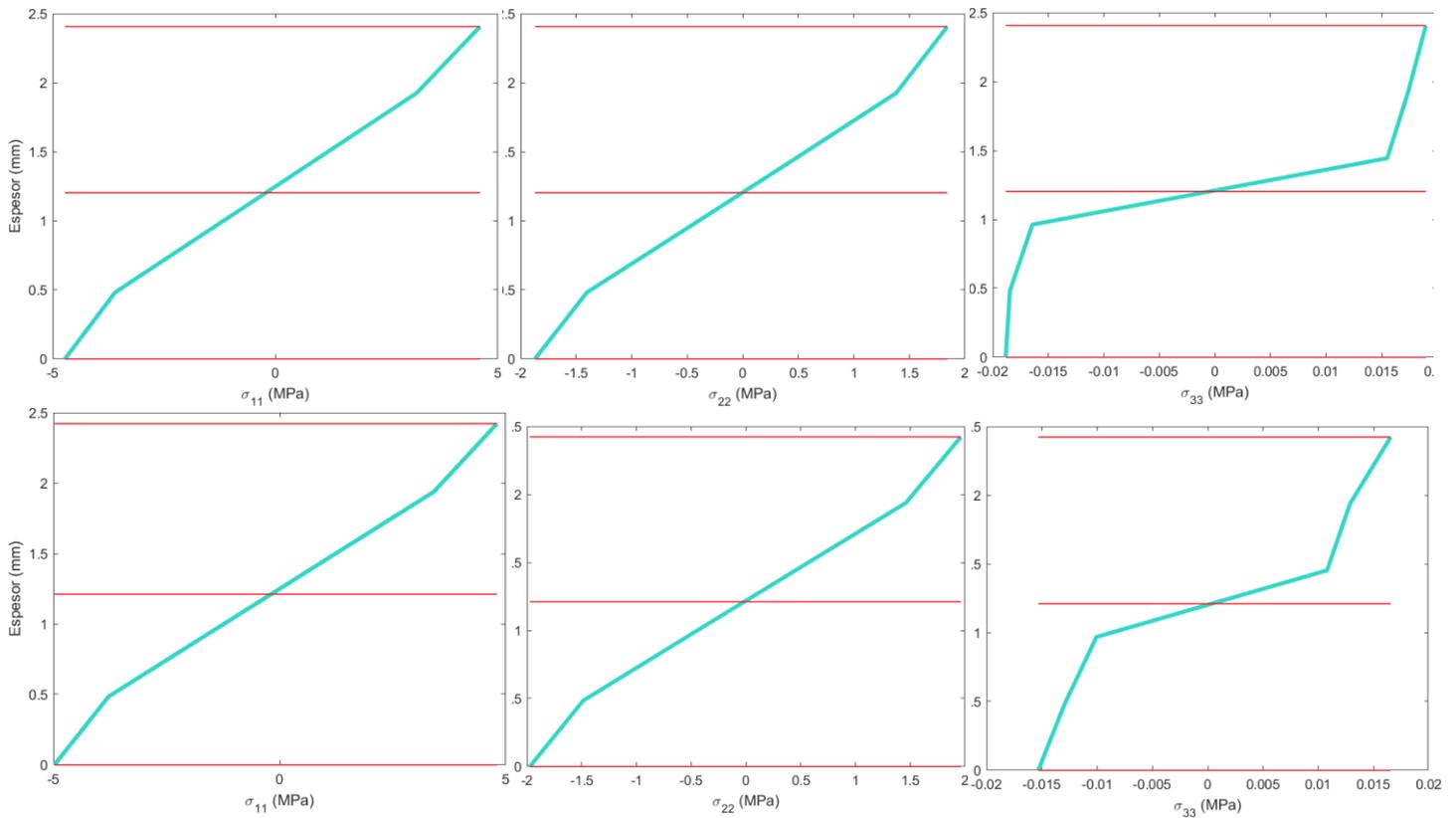


Figura 3-60. Distribución de tensiones (MPa) tras el springback en el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).

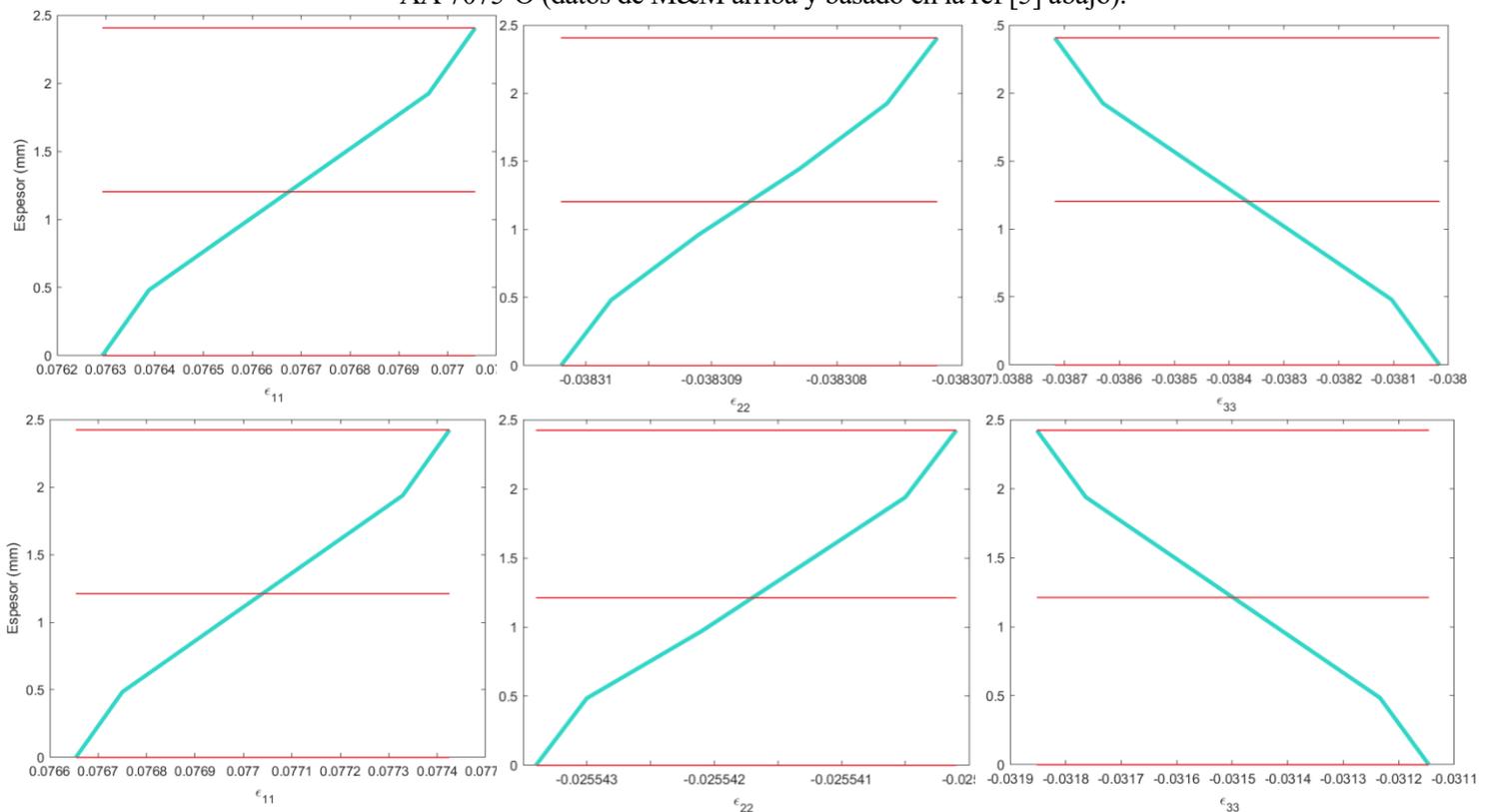


Figura 3-61. Distribución de deformaciones sobre el espesor para los dos modelos de AA 7075-O (datos de M&M arriba y basado en la ref [5] abajo).

Los cambios tras la desaparición de las cargas aplicadas en la lámina muestran que la distribución de tensiones en el espesor son autoequilibradas, quedando la resultante de la misma en las tres direcciones del espacio nula, para ambos materiales. Mientras que las deformaciones resultantes muestran una disminución debida a la recuperación elástica, de forma que estas deformaciones son equivalentes a las deformaciones plásticas de la pieza final. Nótese que las tensiones residuales que quedan en esta pieza son de un orden de magnitud superior a las mostradas en el apartado 3.1.3, para el molde recto, quedando unas tensiones que, aunque autoequilibradas, en el caso de la dirección 11 alcanzan valores de 5 MPa de tracción en la zona superior de la piel y de 5 MPa de compresión en la inferior. Los cambios en la geometría debidos a estas recuperaciones y cambios en las deformaciones se estudian a continuación.

Para cuantificar los cambios en la geometría se muestran en la tabla 3-7, los datos de variación longitudinal del punto medio del ancho de la lámina, al igual que los resultados del punto 3.1.3, mientras que al observarse grandes variaciones en el ángulo de recuperación y en la forma completa de la pieza, se añaden a la tabla los valores de 3 ángulos de recuperación a lo largo del ancho de la misma, el que forman los 3 puntos del borde más cercano a la mesa ( $\theta_1$ ), otro en el centro ( $\theta_2$ ) y uno en el borde más alejado ( $\theta_3$ ).

Tabla 3-7 Caracterización del springback para la simulación con molde recto.

	AA 7075-O (Mises M&M)	AA 7075 (Hill ref. [5])
Cambio longitudinal (mm)	7.0	8.1
Diferencia en el ángulo de recuperación - $\theta_1$ (°)	2.6	2.8
Diferencia en el ángulo de recuperación - $\theta_2$ (°)	2.9	3.1
Diferencia en el ángulo de recuperación - $\theta_3$ (°)	3.2	3.4

Los resultados numéricos corroboran lo que se observa gráficamente en las figuras, por un lado una disminución de la longitud de la piel de proporción parecida a la que se produce con el molde recto, de 7 y 8.1 mm en cada uno, pero en este caso y debido al cambio en la geometría del molde sí que se aprecia una gran variación en la forma de la pieza final, ya que el ángulo de recuperación aumenta en un orden de magnitud respecto al caso anterior. Esta recuperación es además una recuperación negativa del material, que en lugar de tender a recuperarse abriéndose hacia la forma original, continúa cerrándose y tendiendo a disminuir el ángulo que forman los puntos seleccionados, lo cual está relacionado con las tensiones residuales que quedan en la pieza de compresión en la zona inferior quedando, por tanto, comprimida y traccionada en la superficie superior de la misma. Realizando una comparación entre los materiales se puede observar que de nuevo el aluminio modelado mediante los datos presentados en la referencia [5], presenta mayor tendencia a recuperar la deformación elástica que el AA 7075-O caracterizado por M&M, tanto en la medida longitudinal como en el ángulo de recuperación.

Al igual que en apartado 3.1.3, para un estudio más detallado del cambio en la geometría de la pieza se presentan los resultados de los desplazamientos producidos durante el springback para 3 paths o conjuntos de nodos, creados de forma análoga al caso con el molde recto, sobre la pieza, los cuales se muestran en la figura 3-62, así como el sistema de referencia creado para referenciar los desplazamientos presentados.

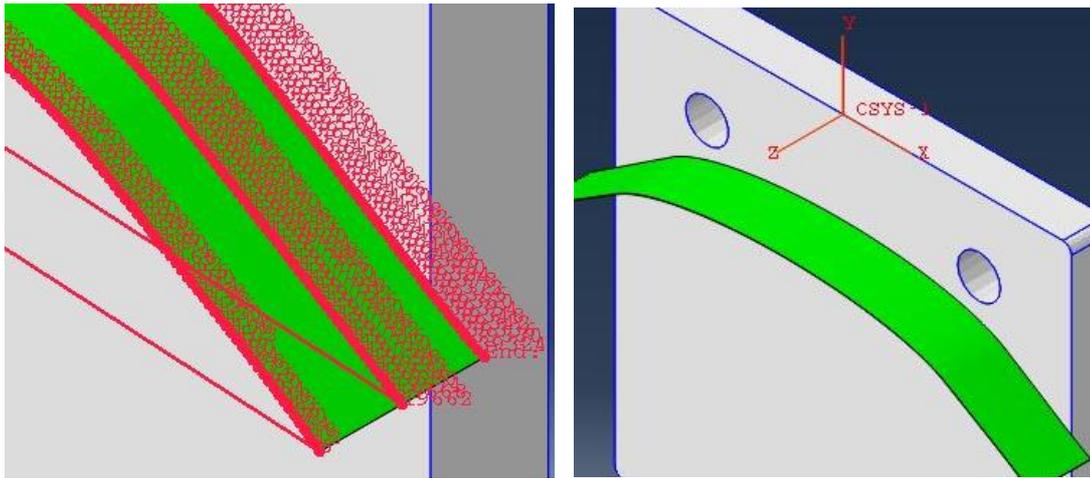


Figura 3-62. Paths creados: front, middle y rear, y sistema de referencia utilizado para los desplazamientos (molde conoidal).

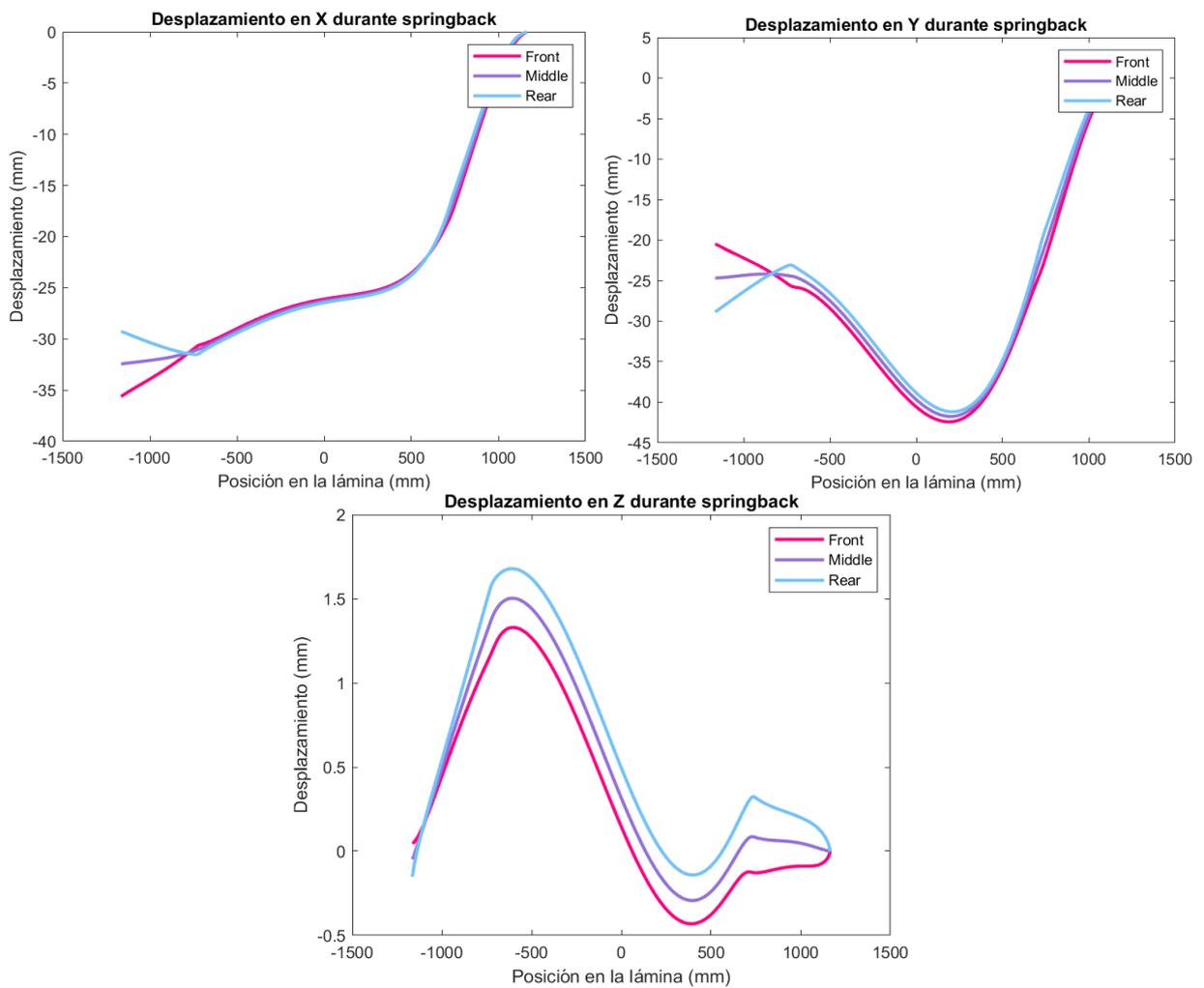


Figura 3-63. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O experimental de M&M.

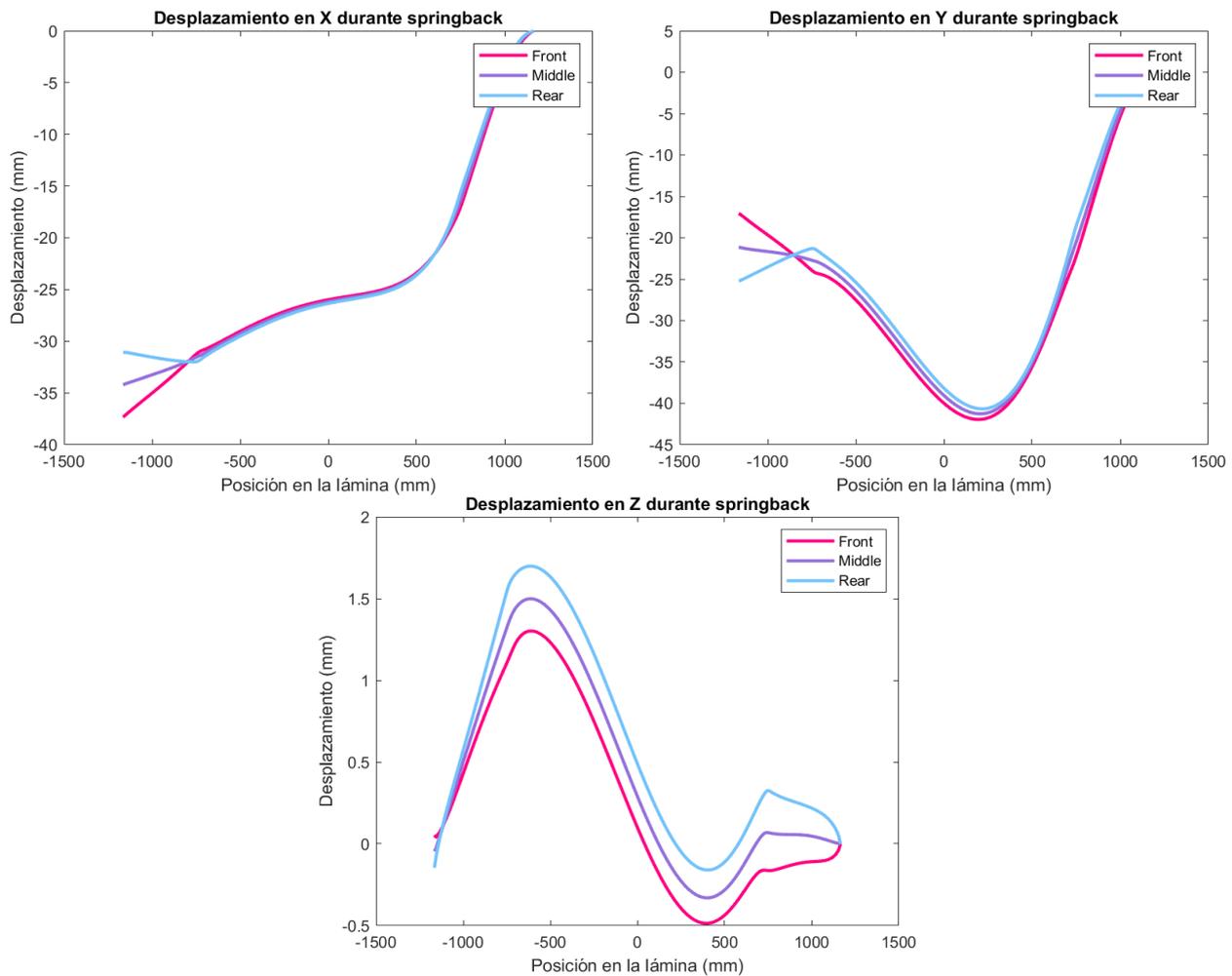


Figura 3-64. Desplazamientos por springback para la piel modelada mediante AA 7075-O a partir de los datos de la referencia [5].

Estos resultados muestran que el hecho de que la forma conoidal del molde influye notablemente en la forma en la que se producen los desplazamientos durante el springback, en ambos casos se observa cómo la recuperación se realiza de forma estable, sin grandes cambios a lo largo del espesor, en toda la parte de la piel que se encuentra en contacto con el molde durante el proceso de estirado, mientras que en los extremos, cuando acaba el contacto, los desplazamientos comienzan a ser irregulares y muy diferentes a lo largo del ancho. Hay que destacar los cambios en los desplazamientos en la dirección del ancho de la piel, ya que ahora debido a la forma conoidal del molde y la irregularidad de la geometría, se observa una asimetría y un aumento de los desplazamientos con respecto al caso del molde recto, ya que estos no se corresponden con acortamientos o alargamientos del ancho tal y como lo hacían en el caso anterior debido a los giros y cambios generales en la geometría durante la recuperación elástica.

Para finalizar con el análisis, se compara el módulo de los desplazamientos en la recuperación para los dos materiales modelados:

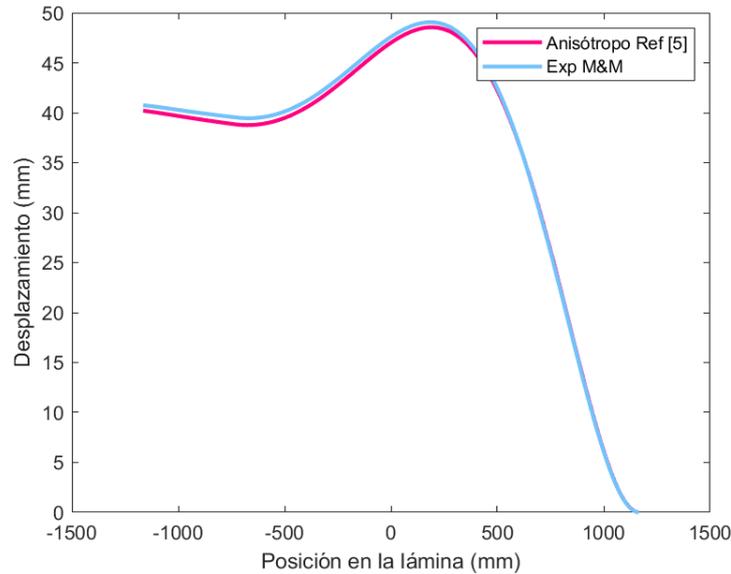


Figura 3-65. Comparación del módulo del desplazamiento del path middle para los dos modelos de AA 7075-O.

A diferencia del citado apartado 3.1.3, los cambios en la geometría son mucho más significativos, tal y como muestran los ángulos de recuperación presentados en la tabla 3-7, por lo que ahora no se corresponden los valores de las imágenes anteriores con los de las variaciones en la longitud de la piel. No obstante, estas imágenes sirven para cuantificar los desplazamientos de los puntos y se observa cómo se corresponden los valores con lo que a simple vista puede observarse de la figura 3-59, donde la zona con mayor cambio es la zona central de la piel, seguida de la mordaza izquierda que queda libre, donde se dan cambios en la geometría de hasta 49 mm. Además se aprecia que la distribución de desplazamientos para la figura 3-65 son prácticamente idénticas para ambos materiales, estando mucho más relacionado con la geometría del molde y la pieza final.



# 4 CONCLUSIONES

---

Este cuarto capítulo se dedica a detallar las conclusiones obtenidas del desarrollo de este trabajo. Se detallan las limitaciones que se han encontrado tanto durante la realización del modelo de la máquina como a la hora de realizar las simulaciones, dando paso a definir las posibles líneas futuras de trabajo y desarrollo para posibilitar la mejora, precisión y velocidad a la hora de adaptar las simulaciones a nuevas piezas y condiciones de trabajo de la máquina ERIE y presentando la posibilidad a nuevas formas de realizar los modelados de los ensayos. Incluyendo y detallando las principales conclusiones obtenidas y que permitirán finalizar el contenido de este trabajo.

## 4.1 Limitaciones del modelo

En primer lugar, se van a presentar las principales limitaciones que se han encontrado a la hora de realizar este primer modelo cinemático de la máquina:

- En cuanto a los datos obtenidos sobre la máquina cabe destacar la falta de precisión en las medidas tomadas durante el proceso de modelado. A pesar de tener la completa disposición y ayuda por parte de la empresa M&M, las mediciones de campo realizadas para adaptar las simulaciones a los ensayos reales carecen de la precisión necesaria para poder obtener unos resultados que requieren trabajar con las tolerancias que caracterizan la industria aeronáutica ni a la de la precisión de los planos con los que se ha trabajado. Por ello, las simulaciones de los ensayos descritos en este documento quedan limitados a ser la base de un modelo preliminar con el objetivo de verificar que el conjunto de los elementos definidos en Abaqus para llevar a cabo la cinemática de la máquina se comportan tal y como se esperaba, imitando de forma fiel los desplazamientos de los componentes que intervienen en el estirado. Es importante destacar la ausencia de sensores de la propia máquina, que podrían ayudar a validar parámetros de las simulaciones como mediciones de ángulos girados en la unión del cilindro de tensión y el brazo, lo que se ha denominado como ángulo  $\beta$ .
- En cuanto a las limitaciones encontradas durante la realización de las simulaciones cabe destacar la escasez de datos verificados sobre los distintos materiales que se emplean en las piezas reales estiradas en la fábrica. Dentro de las comparaciones realizadas entre las dos formas de caracterizar el aluminio, ninguna de las dos se correspondía con ensayos realizados sobre probetas caracterizadas con la fabricación y forma de algunos de los perfiles o pieles que se estiran realmente. Por otro lado tampoco se ha dispuesto de información sobre otros materiales, como algunos aceros, con el que se diseñan algunas de las pieles como las aquí simuladas. Además los criterios utilizados para modelar los materiales no son los que más se corresponden con las propiedades reales de los mismos, siendo el criterio de Hill sobre la plastificación de láminas de aluminio un criterio inapropiado.
- También cabe destacar la dificultad que presenta el módulo de geometría de Abaqus para poder diseñar piezas de geometría compleja y que no se correspondan a cuerpos extruidos de sección constante o de revolución. Así como los problemas recurrentes que presenta el programa a la hora de importar archivos desde otros programas de diseño CAD, siempre que la geometría no esté

completamente limpia, la superposición de superficies o líneas abiertas provocan errores continuados en los resultados, sobretodo cuando la simulación incluye condiciones de contacto y comportamiento plástico del material.

- Para finalizar con las limitaciones y de acuerdo a lo presentado anteriormente, ha sido imposible llevar a cabo simulaciones que, a partir de los modelos de las piezas tanto indeformadas, como deformadas, y de los moldes reales, permitieran la validación del modelo mediante la comparación en los resultados de las piezas tras la simulación y las piezas diseñadas en CAD.

## 4.2 Conclusiones y desarrollos futuros

Para finalizar con el contenido de este trabajo de fin de máster se puede concluir que los objetivos presentados al inicio del mismo se han cumplido. Se ha conseguido, partiendo de los datos disponibles, planos de la máquina e información aportada sobre los estirados reales, implementar un modelo preliminar de la cinemática de la máquina ERIE de estirado con la que se trabaja en la fábrica de M&M en Espera, Cádiz.

En primer lugar, la realización de este documento ha requerido un trabajo importante de aprendizaje y comprensión de la metodología de trabajo en Abaqus, para una vez conocidas las herramientas del programa poder abstraer la propia máquina a aquellas que modelan de la forma más exacta su cinemática. Sin embargo, el programa presenta una interfaz bastante intuitiva y ayudas que facilitaron su comprensión y la adaptación al problema que se pretendía resolver.

En segundo lugar, se ha conseguido adaptar y diseñar una metodología que permite crear un modelo de una máquina de control por computadora de una complejidad importante a nivel tecnológico y de ensamblado, en varios pasos y de forma rápida en función de su geometría simplificada y el modelo geométrico presentado. Consiguiendo la abstracción del conjunto completo a una serie de puntos e interacciones entre ellos, caracterizados por herramientas del propio programa que no presentan grandes dificultades una vez se comprende su funcionamiento y se sigue la metodología desarrollada.

La metodología y los modelos creados han posibilitado la simulación de procesos de estirado completos, divididos en las diferentes fases que los componen y que permiten obtener datos de los resultados de estados tensionales, energéticos, geométricos y de desplazamientos en cualquier instante del proceso de estirado, lo cual a partir de datos reales permite la comparación entre ambos sin necesidad de esperar a los resultados finales. A partir de estas simulaciones se puede concluir que la cinemática que se pretendía modelar se ha conseguido aproximar. Se han obtenido resultados favorables de cada paso que conforma el estirado, creando un primer paso de pre-estirado en el que se definen los desplazamientos de las mordazas deseados y adecuados a cada pieza y material, permitiendo además un giro de las mordazas que adapte la pieza a la forma de cada molde o a los requisitos del estirado en particular. Se ha modelado el paso principal del proceso de estirado permitiendo el giro de forma independiente de cada uno de los brazos de la máquina, al mismo tiempo que, siguiendo la trayectoria de dichos brazos, los cilindros de tensión o el mecanismo que los modela, permite un estirado del material que mantenía la tensión durante el proceso, permitiendo que toda la pieza se encontrase en un estado de tracción y flexión, desapareciendo los esfuerzos de compresión durante todo el estirado, es importante resaltar que cada uno de los brazos y mordazas pueden moverse cinemáticamente de forma independiente, adaptándose a las innumerables características que presentan los diferentes estirados realizados por la máquina. Por último, también se ha conseguido realizar un post-estiramiento acorde a los procesos reales que se ejercen sobre las piezas.

De acuerdo a los resultados obtenidos de las simulaciones se observa la importancia de la correcta definición de los materiales y su comportamiento elasto-plástico, ya que los resultados varían claramente entre cada uno de los dos materiales que se han utilizado en las simulaciones. De forma que, para una posible validación del modelo mediante la comparación de los resultados con la geometría de la forma final de las piezas, será un factor fundamental en la exactitud de las simulaciones, siendo necesario adaptar los criterios de comportamiento de los materiales a cada uno o llevar a cabo ensayos de caracterización con los perfiles o piezas reales a utilizar.

Por último, cabe destacar la importancia de la posibilidad de realizar modelos que simulen la recuperación o springback de cada una de las piezas en función de la geometría del molde y su geometría final, ya que se

observa de los resultados obtenidos que los cambios en la geometría pueden ser muy importantes cuando los moldes presentan formas poco homogéneas o con grandes cambios o asimetrías, tal y como se muestran en los resultados del apartado 3.2.3. Siendo los resultados de los springbacks fundamentales en el estudio aquí presente.

Como conclusión, se aceptan los resultados de este estudio preliminar como la base para poder, en función de los resultados de las simulaciones completas, optimizar el proceso de programación de la máquina ERIE aquí descrita, permitiendo la reducción del proceso de prueba y error que hasta el momento es necesario para conseguir los resultados necesarios en cuanto a tolerancias y geometrías de las piezas finales.

Para finalizar el contenido de este documento, en base a las limitaciones previamente detalladas y por la limitación de la propia extensión del trabajo, se presentan a continuación las principales líneas de trabajo futuro:

- La línea principal de trabajo se dirige hacia la búsqueda de la precisión necesaria para que este modelo pueda recrear y llevar a cabo simulaciones que permitan estimar y definir los parámetros que caracterizan los estirados que realiza la máquina real. Para ello, es necesario cumplimentar las medidas de los planos utilizadas para la realización de este trabajo con medidas de campo de los ensayos reales con una precisión mayor a las disponibles actualmente. Sería interesante incorporar sensores que midan los desplazamientos o giros realizados por la propia máquina en función del tiempo, así como extensómetros en las piezas para poder comparar y validar los resultados de las simulaciones.
- Disponer de los modelos CAD y los planos que definen las geometrías tanto de las pieles como de los perfiles de geometría más compleja, en formatos compatibles con Abaqus y cuya geometría presente las menores deficiencias posibles.
- Disponer de la suficiente información de los materiales que caracterizan las piezas que se estiran, como para poder modelarlos con exactitud en la simulación incluyendo comportamientos plásticos y criterios de plastificación más acordes a los materiales reales. Así como creación de los documentos y la información que detallan los procesos de estirado de la propia máquina, conociendo los desplazamientos de las mordazas, los giros de los brazos, las posiciones de los moldes, etc.
- Evaluar y validar la cinemática y el modelo mediante la comparación de los resultados numéricos con los resultados reales de estirados ya realizados. Sin embargo, para que estos modelos puedan corresponderse y obtenerse resultados significativos, antes debe llevarse a cabo un refinamiento de la precisión y obtener la documentación anteriormente descrita.
- Desarrollo de un código en lenguaje compatible con Abaqus, como es Python, que permita incorporar de forma rápida cambios en el modelo, parametrizar la geometría del mismo e incluir opciones que no están disponibles en la interfaz con el usuario como puede ser la definición de nuevas propiedades del material que permita mejorar su modelización, como en la plastificación de láminas de aluminio donde podría definirse el criterio de Barlat, mucho más apropiado que el de Hill.
- Crear nuevos modelos de la máquina que permitan realizar simulaciones con control en fuerzas o tensiones, ya que la máquina ERIE también dispone de esta función, y pueden obtenerse resultados realistas si se permiten definir las fuerzas ejercidas sobre las piezas mientras se limitan sus movimientos de acuerdo a la cinemática de la máquina.



## REFERENCIAS

---

- [1] J. MA y T. Welo, «Analytical springback assessment in flexible stretch bending of complex shapes,» *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, nº 160, 2021.
- [2] T. Welo, J. Ma, J. Blindheim, T. Ha y G. Ringen, «Flexible 3D stretch bending of aluminium alloy profiles: an experimental and numerical study,» *Procedia Manufacturing*, vol. 50, pp. 37-44, 2020.
- [3] Erie Press Systems, Stretch forming machine A-12B 6000-PR's Manual.
- [4] J. A. Alfonso Moreno, Análisis del efecto de la tensión fuera del plano en la conformabilidad de chapa, Sevilla : Universidad de Sevilla, 2014.
- [5] A. J. Donaire Martínez, Análisis del efecto del gradiente de deformaciones en el conformado de chapa metálica, Sevilla: Universidad de Sevilla, 2012.
- [6] «Abaqus Analysis User's Manual,» [En línea]. Available: <http://130.149.89.49:2080/v6.10/books/usb/default.htm?startat=pt04ch09s01aus51.html>.
- [7] T. Trzepiecinski y H. G. Lemu, «Effect of Computational Parameters on Springback,» *Metals*, nº 380, 2017.
- [8] P. Dal Santo, G. Germain, S. Boude y E. Giraud, «Cold forming by stretching of aeronautic sheet metal parts,» *International Journal of Computer Integrated Manufacturing*, vol. 27, nº 2, pp. 129-138, 2014.
- [9] D. Morales Palma, Análisis del efecto de la flexión en la conformabilidad de chapas, Tesis doctoral, Universidad de Sevilla, 2010.
- [10] A. Cuadrado Alvarado, Análisis numérico del proceso de conformado de tubos por flexión, Trabajo fin de carrera, Universidad de Sevilla, 2010.

