



UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID

ESCUELA POLITÉCNICA SUPERIOR

Grado en Ingeniería Mecánica

Trabajo Fin de Grado

**INFLUENCIA DEL CRITERIO DE FALLO EN
SIMULACIONES NUMÉRICAS DE IMPACTO EN
ALUMINIO**

Autor:

Joseantonio García Gómez

Tutor:

Marcos Rodríguez Millán

Octubre 2016

Página en blanco intencionadamente

CONTENIDO

| | |
|--|----|
| RESUMEN | 3 |
| 1. INTRODUCCIÓN | 4 |
| 1.1. Motivación | 4 |
| 1.2. Objetivos | 4 |
| 1.3. Estructura del documento | 5 |
| 2. ANTECEDENTES | 6 |
| 2.1. Criterios del fallo dúctil de metales | 6 |
| 2.1.1. Triaxialidad y parámetro de Lode | 7 |
| 2.1.2. Modelos de fallo desacoplados..... | 9 |
| 2.2. Ensayos experimentales para el fallo dúctil | 12 |
| 2.2.1. Probetas sometidas a tracción | 13 |
| 2.2.2. Probetas sometidas a tracción | 15 |
| 2.2.3. Probetas sometidas a cortadura | 16 |
| 2.2.4. Ensayo equi-biaxial: probeta tipo mariposa..... | 17 |
| 2.2.5. Ensayos de perforación punch | 18 |
| 2.3. Aleaciones de aluminio | 18 |
| 2.3.1. Características generales..... | 19 |
| 2.3.2. Aleación 2024-T351..... | 21 |
| 3. MODELO NUMÉRICO | 22 |
| 3.1. Ensayo a simular | 22 |
| 3.2. Desarrollo del modelo | 23 |
| 3.2.1. Módulo Part | 23 |
| 3.2.2. Módulo Property | 24 |
| 3.2.3. Módulo Assembly..... | 25 |
| 3.2.4. Módulo Step..... | 26 |
| 3.2.5. Módulo Interaction | 26 |
| 3.2.6. Módulo Load and Boundary Condition | 26 |
| 3.2.7. Módulo Mesh | 26 |
| 3.2.8. Módulo Job..... | 28 |
| 3.2.9. Módulo Visualization..... | 28 |
| 3.3. Criterio de fallo | 29 |

| | |
|--|-----------|
| 3.3.1. Criterio de fallo de Johnson Cook | 29 |
| 3.3.2. Criterio de fallo de Bai Wierzbicki | 30 |
| 4. RESULTADOS | 31 |
| 4.1. Velocidades residuales..... | 31 |
| 4.1.1. proyectil de punta plana | 31 |
| 4.1.2. proyectil de punta esférica..... | 32 |
| 4.1.3. proyectil de punta cónica | 33 |
| 4.1.4. Análisis global de resultados | 33 |
| 4.2. Energía absorbida | 34 |
| 4.2.1. proyectil de punta plana | 34 |
| 4.2.2. proyectil de punta esférica..... | 36 |
| 4.2.3. proyectil de punta cónica | 37 |
| 4.3. Deflexión de la placa | 39 |
| 4.3.1. proyectil de punta plana | 39 |
| 4.3.2. proyectil de punta esférica..... | 40 |
| 4.2.3. proyectil de punta cónica | 41 |
| 4.4. Tipo de fallo en la perforación | 42 |
| 4.4.1. proyectil de punta plana | 42 |
| 4.4.2. proyectil de punta esférica..... | 43 |
| 4.4.3. proyectil de punta cónica | 45 |
| 4.5. Recalibración del modelo de Bai Wierzbicki..... | 46 |
| 5. CONCLUSIONES | 49 |
| BIBLIOGRAFÍA | 51 |

RESUMEN

En este proyecto se realiza una comparación entre los resultados obtenidos al estudiar la perforación de una placa de aluminio 2024-T351. Se comparará su comportamiento experimental y numérico con dos criterios de fallo distintos de modo que se pueda ver la calidad de la aproximación que da cada criterio a los resultados experimentales.

Los resultados experimentales que se usarán como referencia se han obtenido de la tesis doctoral "Análisis experimental y numérico de la influencia del estado tensional en la deformación de fallo de elementos estructurales de aluminio", mientras que el análisis numérico ha sido realizado mediante el software ABAQUS.

La comparación realizada ha incluido parámetros como la energía absorbida, la velocidad residual tras la perforación y el modo de fallo y la deformada obtenida. Todo ello se realiza con tres proyectiles distintos para ver la influencia de estos y a diferentes velocidades de impacto.

1. INTRODUCCIÓN

1.1. Motivación

En la actualidad se sigue buscando mejorar las construcciones para que estas tengan mejores características en todos los ámbitos de la ingeniería. Para ello es clave la selección del material a utilizar teniendo en cuenta sus características y como responden ante las sollicitaciones a las que van a estar expuestos. Para conocer estas características es de gran importancia el análisis de su comportamiento ante impactos, teniendo en cuenta que estas características cambian en función de la velocidad y geometría del proyectil.

Llevar a cabo análisis experimentales para ver estas características puede suponer gran cantidad de problemas dado que pueden tener un elevado coste, dificultad para poner a punto la máquina para los ensayos y la necesidad de invertir gran cantidad de tiempo. Por ello el empleo de simulaciones de elementos finitos puede ser de gran ayuda al reducir los costes y los tiempos ayudando a predecir los resultados experimentales. Para estas simulaciones es de gran importancia tener claro que es lo que se quiere calcular y en función de esto seleccionar los modelos que proporcionen unos resultados más fiables de acuerdo a la realidad.

De igual modo será de gran interés investigar la influencia del tipo de proyectil en el impacto ya que este modifica el modo de fallo y el estado tensional asociado. Esto ha sido llevado a cabo en gran cantidad de trabajos [29-31], donde se recoge la dependencia con el tipo del proyectil de la energía absorbida [32], resistencia, ductilidad y sensibilidad a la deformación de fallo de la placa. Sin embargo, la realización de un análisis de estos factores de interés en un modelo dependiente de la triaxialidad, parámetro de Lode y deformación de fallo no se encuentra en publicaciones, por lo que se aprovechará la introducción a ABAQUS del modelo de fallo de Bai Wierzbicki para comenzar a analizar estos parámetros.

Dado el incremento de uso que han tenido las aleaciones no ferríticas en la ingeniería, especialmente las alumínicas por cuestiones de peso, contaminación y prestaciones, será de gran interés conocer el comportamiento de la aleación AA 2024-T351 empleada en este trabajo.

1.2. Objetivos

Los objetivos a alcanzar en este trabajo son los siguientes:

- Creación de un modelo de simulación mediante ABAQUS que represente el ensayo experimental tomado como referencia. Estos ensayos han sido realizados empleando diferentes proyectiles, entre los que se diferencian el proyectil de punta plana, esférica y cónica.
- Realización de simulaciones de impacto aplicando diferentes modelos de fallo, geometrías y forma de proyectil y velocidades de impacto.

- Comparación y análisis de los resultados obtenidos estudiando velocidad residual, energía absorbida, forma de la placa deformada tras la perforación y modo de fallo. De igual modo se analizarán las variaciones al emplear diferentes proyectiles en los impactos.

1.3. Estructura del documento

Este trabajo se estructura en cinco capítulos y la bibliografía utilizada a lo largo del mismo.

Este capítulo, el *Capítulo 1*, es la introducción.

En el *Capítulo 2* se introduce el estado del arte relativo al comportamiento de fallo de metales, los ensayos experimentales para obtener parámetros de fallo y el material utilizado.

En el *Capítulo 3* se explica el modelo numérico utilizado para realizar las simulaciones explicando todos los módulos utilizados en el mismo.

En el *Capítulo 4* se presentan y analizan los resultados obtenidos en las distintas simulaciones comparándolos cuando sea posible con los resultados experimentales.

En el *Capítulo 5* se encontrarán las conclusiones obtenidas.

Por último, se encontrará la bibliografía empleada para realizar el trabajo.

2. ANTECEDENTES

2.1. Criterios del fallo dúctil de metales

El estudio del fallo dúctil, así como el de la fractura en materiales metálicos, se ha llevado a cabo a lo largo de los últimos sesenta años debido a la importancia que representan para el diseño de componentes mecánicos y estructurales. El fallo dúctil ocurre cuando se alcanza un valor límite de la deformación plástica produciendo una pérdida de la capacidad de soportar cargas. Por lo tanto, la inestabilidad que causa este fenómeno es el resultado de grandes deformaciones plásticas en torno a defectos cristalinos.

Por otro lado, la fractura en metales dúctiles es un modo de fallo en el cuál los vacíos, tantos los ya existentes dentro del material como los producidos durante la deformación, crecen hasta unirse (fenómeno que se conoce como “coalescencia”) para formar un único camino a la fractura. [1] Las distintas etapas que transcurren hasta darse el fenómeno de la fractura se pueden dividir en tres como vemos a continuación:

Iniciación del vacío. Se produce por la separación de la intercara partícula-matriz y por fractura de la partícula. La deformación que tiene lugar por la nucleación de vacíos es aparentemente dependiente del estado tensional. [1]

Crecimiento de vacíos. Después de la nucleación, los vacíos se expanden con un determinado volumen y forma. Esta deformación plástica es requerida para el desarrollo de este proceso. Así mismo, es importante destacar de entre los modelos de crecimiento de microvacíos el trabajo de McClintock [2; 3], el cual pone de manifiesto la importancia de las altas triaxialidades en el crecimiento de los vacíos.

Coalescencia de vacíos. Los vacíos se unen de manera que finalmente se produce la fractura del material.

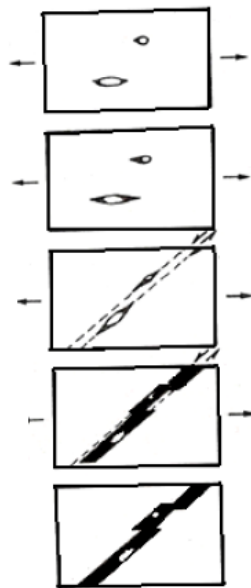


Figura 2.1: Proceso de fallo. [28]

En la Figura 2.1 se puede apreciar este proceso, observándose también como los vacíos se orientan en direcciones favorables a la fractura terminando por ocasionar la fractura completa del material.

2.1.1. Triaxialidad y parámetro de Lode

Antes de explicar los modelos de fallo es importante definir los términos de triaxialidad y parámetro de Lode para entender dichos criterios.

Diversos estudios han demostrado que las etapas en la deformación de fallo están relacionadas con el estado tensional (5; 10; 26). De este modo, se puede definir la tensión hidrostática de modo que defina un estado tensional del siguiente modo:

$$p = -\sigma_m = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (2.1)$$

Donde σ_1 , σ_2 y σ_3 son las tensiones principales.

Una vez definido esto es necesario introducir las componentes desviadoras del tensor de tensiones ya que la tensión hidrostática no es suficiente para definir por completo el estado tensional. De este modo se introduce el tensor desviador de tensiones mediante sus invariantes, siendo estos descritos como se muestra a continuación:

$$\begin{cases} J_1 = 0 \\ J_2 = \frac{1}{6}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \\ J_3 = \sigma'_1 \cdot \sigma'_2 \cdot \sigma'_3 \end{cases} \quad (2.2)$$

Donde de modo análogo al caso anterior σ'_1 , σ'_2 y σ'_3 son las tensiones principales del tensor desviador de tensiones.

Por lo tanto, la tensión efectiva queda definida como:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2} \quad (2.3)$$

Descomponiendo el estado de tensiones principales entre sus componentes hidrostáticas y sus componentes desviadores y representándolo se obtiene una forma como la que se puede observar en la Figura 2.2. Continuando con esta figura, se pueden distinguir estados tensionales con una ratio constante de tensión hidrostática, como se ve en la Figura 2.2, definidos por las proyecciones sobre el plano π .

De este modo se puede definir el parámetro de triaxialidad como la ratio entre la tensión hidrostática y la tensión equivalente, tal y como podemos apreciar en la ecuación.

$$\eta = \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} = \frac{1/3I_3}{\sqrt{3J_2}} \quad (2.4)$$

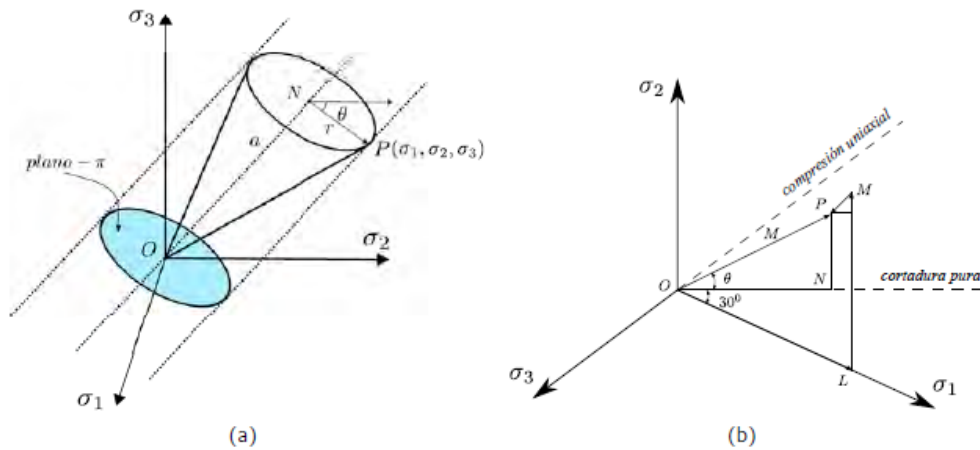


Figura 2.2: (a) estados tensionales con un mismo valor de triaxialidad. (b) Vector del tensor desviador y sus ejes a lo largo de los ejes proyectados. [21]

La triaxialidad se ha usado a menudo como un parámetro con el que se puede definir la ductilidad de un material. De igual modo se ha demostrado en numerosas investigaciones que está relacionada directamente con la deformación de fallo. [2; 4; 5; 6]

Sin embargo, según los estudios de Bao y Wierzbicki así como Barsoum y Faleskog, la triaxialidad por si sola no es suficiente para describir el comportamiento del material al fallo; es por ello que se introdujo un nuevo parámetro como es el **parámetro de Lode** que se define de la siguiente forma:

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} = -\sqrt{3}\tan\theta \quad \sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 \quad (2.5)$$

Donde θ es el ángulo de Lode. El parámetro de Lode fue planteado en un primer momento por Walter Lode en 1925 quien sometió tubos de varios materiales a varios estados de tensión mediante presión interna [7]

De igual modo se puede obtener el parámetro del ángulo de Lode adimensional de una forma sencilla, como vemos a continuación:

$$\xi = \cos(3\theta) \quad (2.6)$$

Como se puede observar en la siguiente figura el parámetro de Lode puede ser ilustrado mediante el círculo de Mohr donde se observa: la tracción (mu igual a menos 1), la cortadura (mu igual a cero) y la compresión (mu igual a 1).

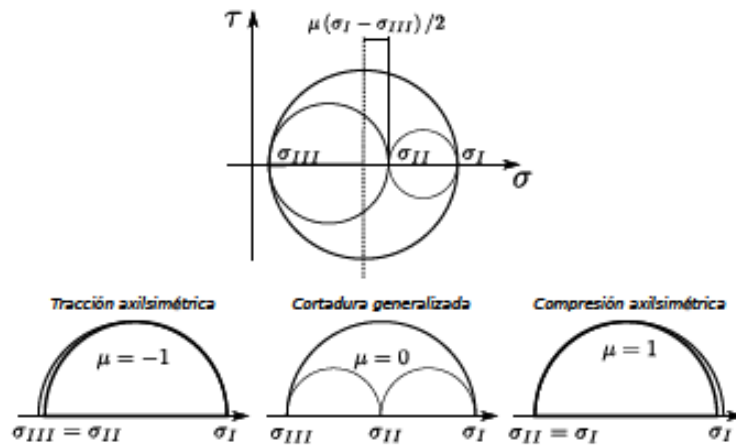


Figura 2.3: Representación del parámetro de Lode para tres casos: tracción ($\mu = -1$), cortadura ($\mu = 0$) y compresión ($\mu = 1$).

Así mismo, debemos tener en cuenta que el estudio del fenómeno de la fractura dúctil se ha dividido en dos tipos de modelos: modelos de daño acoplados y modelos de daño desacoplados. En este caso, dado el estudio que se va a llevar a cabo, no es de gran interés el modelo de daño acoplados, por lo que directamente se pasará a la explicación del modelo del fallo desacoplados.

2.1.2. Modelos de fallo desacoplados

En este tipo de modelo, el fallo se considera como un evento imprevisto cuando el estado tensional y deformacional alcanzan un nivel crítico.

1. McClintock

En el año 1968, el criterio establecido por McClintock [3] demostró que la deformación del fallo estaba relacionada con el estado tensional y la geometría de vacíos.

2. Rice y Tracey

Más tarde, en el año 1969 Rice y Tracey [5] propusieron un modelo de crecimiento de vacío para demostrar como el estado tensional afectaba al crecimiento de vacíos. Este modelo se puede observar en la siguiente ecuación:

$$\bar{\epsilon}_f^p = \bar{\epsilon}_f^p(\eta) = C_1 e^{-C_2 \eta} \quad (2.7)$$

Donde C_1 y C_2 son constantes del material; y η es el parámetro que tiene en cuenta el estado tensional, el cual denominamos triaxialidad, definido como la ratio entre la presión hidrostática y la tensión efectiva de Von Mises. Debemos tener en cuenta que la deformación del fallo decrece según se incrementa la triaxialidad.

3. Johnson y Cook

En el año 1985, los investigadores Johnson y Cook [4] propusieron un criterio del fallo muy utilizado hoy en día. Establecieron que la deformación plástica equivalente al fallo, es función de la triaxialidad. La variable D en este criterio es una integral de ponderación respecto a la deformación plástica efectiva, tal y como observamos en la ecuación 2.8.

$$D = \int_0^{\bar{\epsilon}_c} \frac{d\bar{\epsilon}^p}{\bar{\epsilon}_f(\eta, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T)} \quad (2.8)$$

Donde $\bar{\epsilon}_c$ es el valor crítico de deformación plástica equivalente de fallo para una carga aplicada. La deformación de fallo se define como se ha señalado mediante la triaxialidad η , la velocidad de deformación, la temperatura, T, y cinco constantes de material $D_1 - D_5$.

$$\bar{\epsilon}_f = [D_1 + D_2 e^{(D_3 \eta)}] \cdot \left[1 + D_4 \log \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right] \cdot \left[1 + D_5 \frac{T - T_0}{T_{melt} - T_0} \right] \quad (2.9)$$

Donde, T_0 es la temperatura ambiente o de referencia y T_{melt} la temperatura de fusión. En la ecuación anterior, el efecto de presión, velocidad de deformación y temperatura se expresa como el producto de tres componentes independientes.

Por otro lado, generalmente no es posible analizar el efecto del estado tensional en la deformación plástica efectiva del fallo desde los resultados de los ensayos experimentales, por lo que son necesarias las metodologías numérico-experimentales [8; 9].

4. Bao y Wierzbicki

En 2004, estos investigadores estudiaron la deformación plástica efectiva del fallo en un rango de triaxialidades entre $-\frac{1}{3} \leq \eta \leq 2$, y propusieron un criterio que observamos en la siguiente ecuación.

$$\bar{\epsilon}_f = \begin{cases} \frac{D_1}{(1 + 3\eta)} + D_2 & \text{si } -\frac{1}{3} < \eta \leq 0 \\ D_3 \eta^2 + D_4 \eta + D_5 & \text{si } 0 \leq \eta \leq \eta_T \\ D_6 + D_7 e^{-D_6 \eta} & \text{si } \eta_T < \eta \end{cases} \quad (2.10)$$

Siendo η_T la triaxialidad de transición.

Al mismo tiempo, dedujeron que tal y como se observa en la Figura 2.4, la deformación equivalente del fallo no se representa mediante función monótona decreciente de la triaxialidad. De este modo, y junto con los estudios realizados por Barsoum y Faleskog [10; 11] en el año 2007 demostraron que la triaxialidad no era suficiente para describir el comportamiento del material en condiciones de fallo.

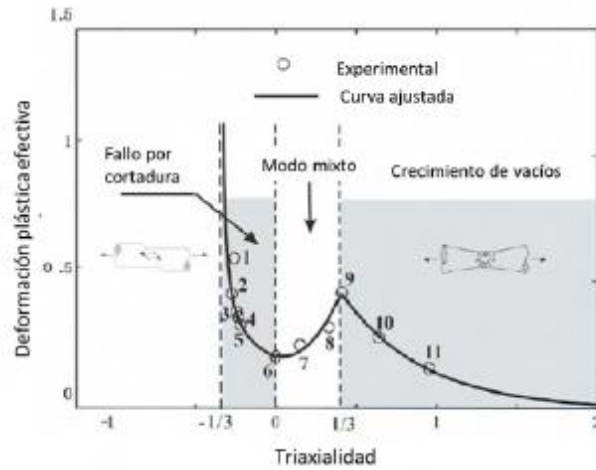


Figura 2.4: Dependencia de la deformación plástica equivalente de fallo con la triaxialidad [6].

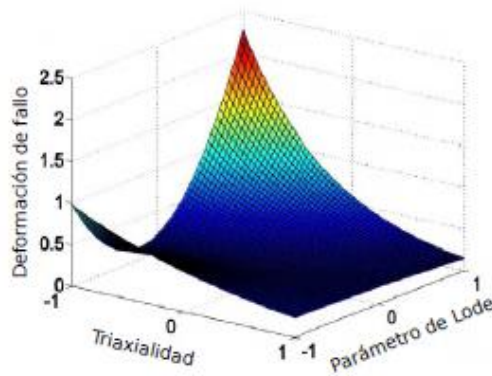


Figura 2.5: Deformación de fallo frente a la triaxialidad y el parámetro de Lode propuesto por Bai y Wierzbicki para la aleación de aluminio 2024-T351 [13].

Sin embargo, con el objetivo de mejorar los criterios de predicción del fallo se introdujo el parámetro de Lode, el cual está basado en el tercer invariante del tensor desviador de tensiones. Así desarrollaron un criterio de fallo 3D y simétrico en el espacio de la triaxialidad y del tercer invariante normalizado ξ como se expresa en la ecuación:

$$\bar{\epsilon}_f(\eta, \xi) = D_1 e^{-D_2 \eta} - (D_1 e^{-D_2 \eta} - D_3 e^{-D_4 \eta}) \left(1 - \xi^{\frac{1}{n}}\right) \quad (2.11)$$

Donde D_1 , D_2 , D_3 y D_4 son parámetros que tienen que ser calibrados y n es el coeficiente por endurecimiento.

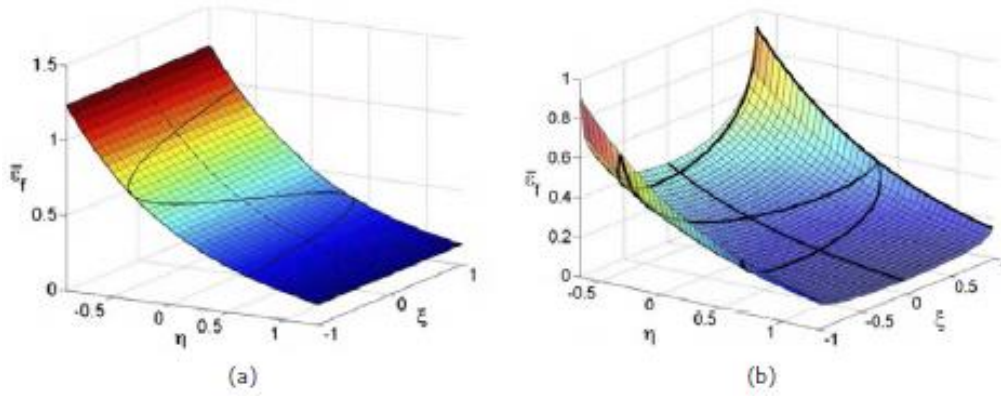


Figura 2.6: Comparativa entre los criterios de fallo de (a) Johnson y Cook -independiente de ξ - [4]; y (b) criterio postulado por Xue y Wierzbicki -dependiente de ξ - [14].

2.2. Ensayos experimentales para el fallo dúctil

Para calibrar un criterio de fallo son necesarios una gran cantidad de ensayos experimentales empleando diferentes geometrías de probeta y condiciones de carga. En la siguiente tabla se puede observar una tabla resumen de diferentes probetas definidas por dos parámetros:

| Tipo de probeta | Expresión analítica de para la triaxialidad η | Ángulo de Lode |
|--|---|----------------|
| Axilsimétrica no entalla a tracción | $\frac{1}{3}$ | 1 |
| Axilsimétrica entallada a tracción [26] | $\frac{1}{3} + \sqrt{2} \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right)$ | 1 |
| Probetas planas de tracción | $\frac{\sqrt{3}}{3}$ | 0 |
| Probetas planas entalladas a tracción [25] | $\frac{\sqrt{3}}{3} \left[1 + 2 \ln \left(1 + \frac{t}{4R} \right) \right]$ | 0 |
| Torsión o cortadura | 0 | 0 |
| Cilindros, compression | $-\frac{1}{3}$ | -1 |
| Estado a tracción equi-biaxial plana | $\frac{2}{3}$ | -1 |
| Estado a compresión equi-biaxial plana | $-\frac{2}{3}$ | 1 |
| Deformación plástica plana, compresión | $-\frac{\sqrt{3}}{3}$ | 0 |
| Barras entalladas a compresión | $-\left[\frac{1}{3} + \sqrt{2} \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right) \right]$ | -1 |

Tabla 2.1: Probetas más comunes para la calibración del fallo. [13]

A continuación, se describirán los tipos de ensayos más utilizados ordenándolos por el estado tensional al que se someten las probetas en dichos ensayos y mostrando las probetas más utilizadas.

2.2.1. Probetas sometidas a tracción

En primer lugar se verán las principales probetas para la calibración del fallo en condiciones de tracción:

1. Probeta cilíndrica axilsimétrica.

En estas probetas se realizan ensayos con diferentes entallas para observar el efecto de la triaxialidad en la deformación de fallo. [4; 12]

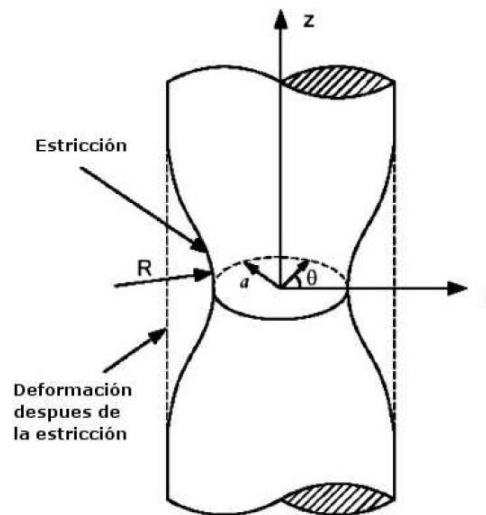


Figura 2.7: Estricción en una probeta cilíndrica.

A pesar de que esta probeta se utiliza frecuentemente para calibrar el criterio de fallo tiene ciertas limitaciones, ya que no considera el parámetro de Lode y tiene su estado tensional limitado por $\eta \geq \frac{1}{3}$ y $\bar{\theta} = 1$ [13].

2. Placas ranuradas.

Esta geometría se desarrolló para realizar ensayos con estados de deformación plana, es decir, que la deformación principal en el ancho de la placa se puede despreciar respecto al resto de deformaciones.

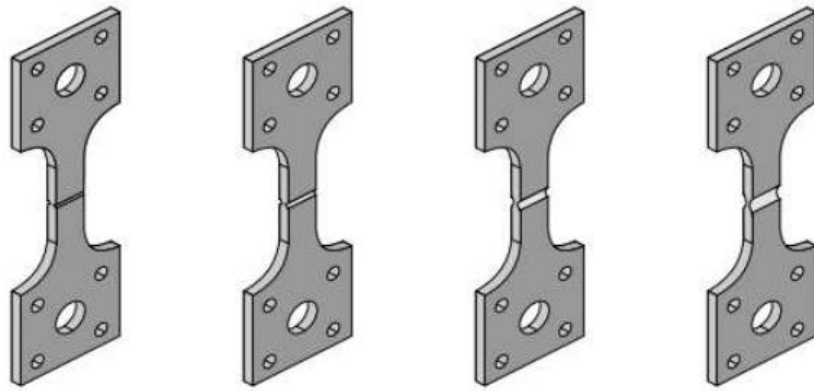


Figura 2.8: Proceso de deformación de una placa ranurada.

Estas probetas tienen un parámetro de Lode constante y de valor cero pudiendo variar la triaxialidad variando el radio de la entalla, con la limitación de $\eta \geq \frac{1}{\sqrt{3}}$ [13]. Al dimensionar estas probetas se debe tener especial cuidado con las relaciones entre ancho, espesor de placa y espesor del centro de la entalla para que se dé la condición de deformación plana.

3. Probetas planas tipo hueso.

Al igual que las placas ranuradas estas probetas proporcionan estados tensionales de deformación plana. En estas probetas se pueden obtener valores de la deformación de fallo cuando el valor de la triaxialidad es elevado.

La triaxialidad se varía cambiando el valor del radio de la entalla como se ve en la Figura 2.9.

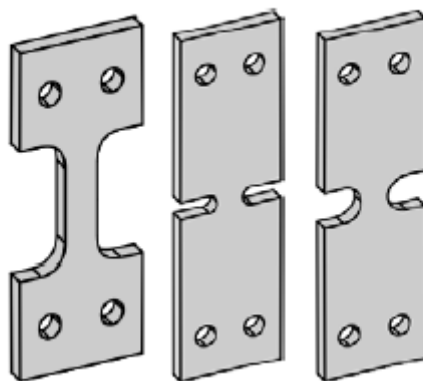


Figura 2.9: Diferentes configuraciones de probetas tipo hueso.

2.2.2. Probetas sometidas a tracción

Para los ensayos a compresión las probetas más usadas son la probeta convencional cilíndrica, la probeta cilíndrica entallada y la probeta plana que se mostrarán a continuación:

1. Probeta convencional de compresión.

Uno de los ensayos más frecuentes para estudiar la fractura consiste en comprimir entre dos platos horizontales unos pequeños cilindros. Este ensayo ha sido empleado por Wierzbicki en distintos experimentos [9; 13] para definir el fallo del aluminio 2024-T351 utilizado para los ensayos llevados a cabo en este trabajo. En la Figura 2.10 se puede observar como son estas probetas antes y después del ensayo.

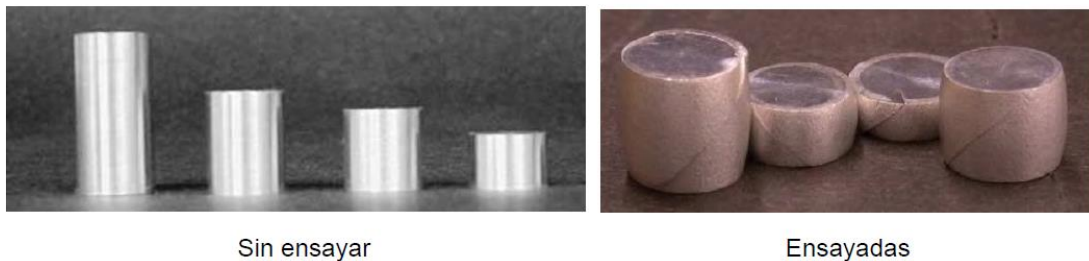


Figura 2.10: Probetas convencionales para ensayos de compresión.

Como se puede observar estas probetas obtienen una forma de barril tras su ensayo la cual se debe a la fricción entre las placas horizontales y la probeta. Esta fricción es importante para el proceso de fractura y dificulta en gran medida la simulación numérica de este tipo de ensayos.

2. Cilindros entallados

Esta probeta es similar a la expuesta anteriormente pero tiene una entalla en la mitad de la altura, con lo que se consigue que la deformación sea muy localizada y se evite el efecto de la fricción que dificultaba la simulación numérica.



Figura 2.11: Probetas cilíndricas entalladas sin ensayar [9].

2.2.3. Probetas sometidas a cortadura

Para realizar ensayos a cortadura las probetas más utilizadas son la entallada a 45° y la probeta de Arcan, que se mostrarán a continuación:

1. Probeta clásica de cortadura entallada a 45°.

En estas probetas se da la oportunidad de obtener estados puros de cortadura en la zona central, lo que significa que el valor de la triaxialidad en estos ensayos será próximo a cero.

Estas probetas tienen una geometría como que se observa en la Figura 2.12 a continuación:



Figura 2.12: Probeta clásica de cortadura entallada a 45°.

2. Probeta de cortadura tipo Arcan.

Esta probeta fue desarrollada por Arcan (1978) y modificada por Driemier *et al.* [15], obteniendo la forma que se puede observar en la Figura 2.11. Con esta probeta se pueden obtener las deformaciones con valores de triaxialidad cercanos a cero y con valores de triaxialidad altos, mayores que 0,4, dependiendo de la dirección de carga como se muestra en la Figura 2.13. En estas probetas se debe tener especial cuidado al seleccionar el espesor de la probeta de modo que se eviten pandeos torsionales durante el ensayo.

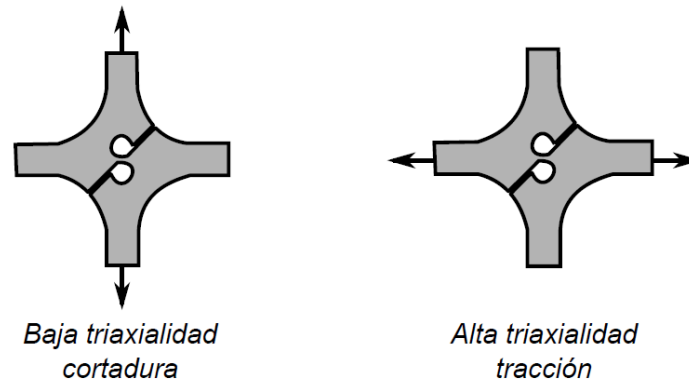


Figura 2.13: Geometría y modo de ensayo de las probetas de Arcan modificadas.

La principal limitación existente es la imposibilidad de estudiar el efecto del parámetro de Lode en el caso de tensión plana ya que es una variable dependiente del valor de la triaxialidad.

2.2.4. Ensayo equi-biaxial: probeta tipo mariposa

La probeta tipo mariposa combina tracción y cortadura al ser ensayada permitiendo investigar el fallo a bajos valores de triaxialidad. Esta probeta fue desarrollada por Wierzbicki *et al.* [16] de modo que las deformaciones más elevadas se den en la zona central incrementando la posibilidad de fractura.

Los principales inconvenientes de este ensayo son que se requiere un dispositivo experimental complejo y que los ensayos realizados con esta probeta son adecuados para validar los criterios de fallo, no para calibrarlos.

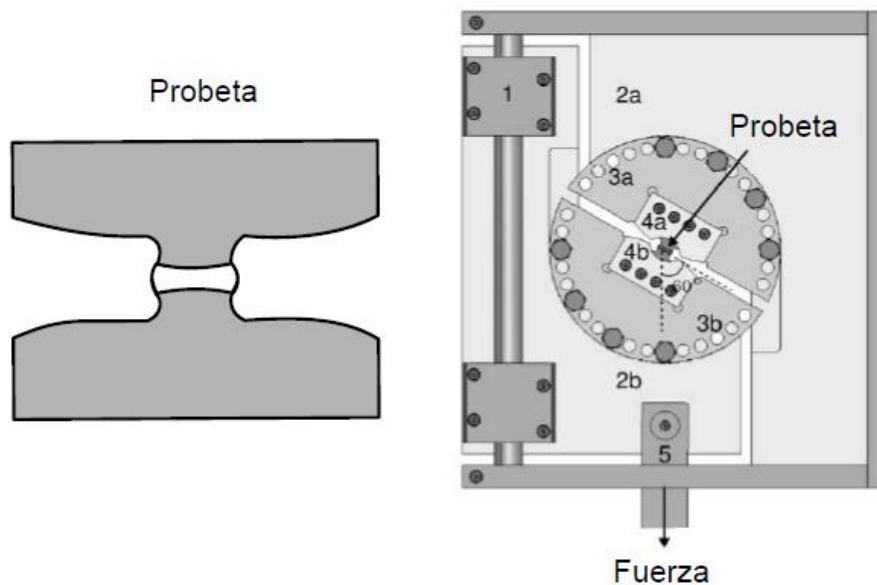


Figura 2.14: Probeta mariposa y dispositivo experimental.

2.2.5. Ensayos de perforación punch

En este tipo de ensayos se evalúa la deformación de placas de metal sometiendo a una probeta plana y de forma circular a un impacto de un penetrador rígido en una torre de caída. Al modificar la forma de la probeta se pueden obtener distintos estados tensionales como tensión uniaxial y tensión equi-biaxial.

Para modificar estas probetas se varia el radio de la entalla circular como vemos en la Figura 2.15, al aumentar el radio disminuimos la triaxialidad y aumentamos el parámetro de Lode.

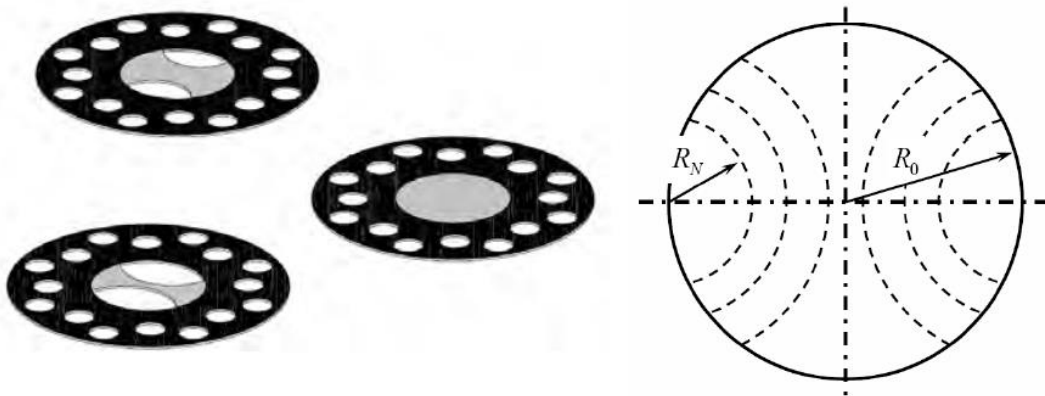


Figura 2.15: Ejemplos de probetas modificadas para un ensayo de perforación.

2.3. Aleaciones de aluminio

Las aleaciones de aluminio son uno de los metales más usados en la ingeniería, especialmente en el sector aeronáutico y automovilístico. La popularidad de estos metales en la fabricación se ha dado principalmente por la diferencia de densidad respecto a sus principales rivales, lo que ha permitido reducir el peso de las piezas fabricadas. Esta diferencia de peso es de gran importancia en los sectores ya mencionados dado que principalmente están enfocados al transporte y dicha diferencia de peso se transforma en un menor consumo de combustible y por lo tanto menor contaminación.

A continuación se expondrán las principales ventajas y desventajas de las aleaciones de aluminio:

Ventajas

- Menor densidad
- Facilidad para su procesado en operaciones como mecanizado o extrusión.
- Inoxidable
- Alta soldabilidad

Desventajas

- Alto coste de fabricación (alrededor del 50% mayor que en el acero)
- Propiedades elásticas inferiores a las del acero
- Puede sufrir corrosión electrolítica
- Problemas de fatiga

2.3.1. Características generales

Según su estructura atómica las aleaciones de aluminio tienen una estructura cúbica centrada en caras (FCC). En estas estructuras el desplazamiento ocurre en múltiples planos de deslizamiento, dando lugar a metales con alta plasticidad.

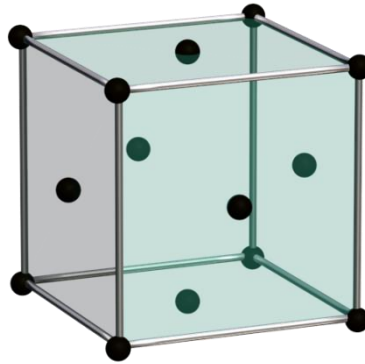


Figura 2.16: estructura cristalina centrada en caras.

Para mejorar las propiedades de estas aleaciones se puede realizar diferentes operaciones como añadir elementos aleantes, aplicar tratamientos térmicos o endurecimientos por deformación. Dependiendo de la aplicación para la que se va a usar el metal se usan diferentes elementos para las aleaciones, entre lo que destacan el cobre, manganeso, silicio, magnesio y zinc. También se pueden combinar varias operaciones para mejorar las propiedades.

Las aleaciones de aluminio se clasifican en grupos en función de los principales elementos que se han sido usados para obtener la aleación. Para diferenciarlas se usan denominaciones de 4 números en las que:

- El primer dígito indica la familia o grupo al que pertenece como se puede observar en la Tabla 2.2.
- El segundo dígito indica las impurezas o si existen cambios respecto a la aleación original.
- Los últimos dígitos indican la pureza del aluminio utilizado.

| Familia de aluminio | Designación |
|---------------------------|-------------|
| Aluminio puro, 99% mínimo | 1xxx |
| Aluminio-Cobre | 2xxx |
| Aluminio-Manganeso | 3xxx |
| Aluminio-Silicio | 4xxx |
| Aluminio-Magnesio | 5xxx |
| Aluminio-Magnesio-Silicio | 6xxx |
| Aluminio-Zinc | 7xxx |
| Otros elementos | 8xxx |

Tabla 2.2: Grupos de aluminios.

Tras esta denominación y separadas por un guión se tiene la designación del grado de endurecimiento a las que la aleación ha sido sometido. Esta denominación se da como una secuencia de un carácter alfabético seguido de uno o más dígitos. Las designaciones son las siguientes:

- **T**: Tratado térmicamente.
- **H**: Endurecimiento por deformación.
- **O**: Recocido y recristalizado (Se reduce su dureza aumentando su ductilidad).
- **F**: Aleaciones sin tratamientos térmicos o endurecimientos por deformación tras su fabricación.

Dentro del tratamiento térmico existen las siguientes subdivisiones [24]:

- **T1**: Envejecimiento natural.
- **T2**: Trabajado en frío y envejecimiento natural.
- **T3**: Solución tratada térmicamente, trabajado en frío y envejecimiento hasta una condición sustancialmente estable.
- **T4**: Solución tratada térmicamente y envejecimiento hasta una condición sustancialmente estable.
- **T5**: Envejecimiento artificial.
- **T6**: Solución tratada térmicamente y envejecimiento artificial.
- **T7**: Solución tratada térmicamente y sobre-envejecimiento hasta estabilización.
- **T8**: Solución tratada térmicamente, trabajado en frío y envejecimiento artificial.

Por otro lado las subdivisiones del endurecimiento por deformación son las siguientes:

- **H1**: Únicamente endurecimiento por deformación.
- **H2**: Endurecimiento por deformación y recocido parcial.
- **H3**: Endurecimiento por deformación y estabilizado.

2.3.2. Aleación 2024-T351

Esta aleación pertenece a la serie 2xxx la cual tiene como principal elemento aleante el cobre como ya se ha visto. Esta serie se caracteriza por su gran resistencia mecánica aunque debido a su contenido en cobre también posee mala resistencia a la corrosión. Los usos más frecuentes de esta serie son los fuselajes de los aviones, suspensiones de camiones y aviones y ruedas de los mismos y otras aplicaciones que requieran una alta relación dureza-peso).

La aleación 2024-T351 es la aleación seleccionada para llevar a cabo las simulaciones dado es una de las aleaciones cuyo empleo está más extendido en la industria. Esta aleación esta reforzada por mecanismos de endurecimiento por solución sólida y reforzamiento por precipitación, además de estar tratada térmicamente en solución, con un posterior trabajado en frío y un envejecimiento natural hasta una condición sustancialmente estable como hemos visto anteriormente dada su nomenclatura.

La composición química de este aluminio se puede ver en la Tabla 2.3 y su uso es el ya comentado anteriormente, elementos aeronáuticos, instrumentos científicos y remaches de alta sollicitación entre otros.

| Si | Fe | Cu | Mn | Mg | Cr | Zn | Ti |
|-----|-----|---------|---------|---------|-----|------|------|
| 0,5 | 0,5 | 3,8-4,9 | 0,3-0,9 | 1,2-1,8 | 0,1 | 0,25 | 0,15 |

Tabla 2.3 composición química del aluminio 2024-T351 en % peso.

3. MODELO NUMÉRICO

Resumen

En este capítulo se explicará el problema a simular, al igual que todos los pasos por lo que se han pasado para diseñar dicho problema. Para esto ha sido de gran ayuda el manual de ABAQUS, usado principalmente en la implementación de los criterios de fallo para comprobar la correcta escritura de los parámetros en el programa. [27]

3.1. Ensayo a simular

El modelo simula los ensayos experimentales llevados a cabo en la tesis doctoral "Análisis experimental y numérico de la influencia del estado tensional en la deformación de fallo de elementos estructurales de aluminio" realizado por Marcos Rodríguez Millán.

En estas simulaciones se realiza el impacto de un proyectil sobre una placa cuadrada de aluminio que se encuentra empotrada en sus cuatro lados.

El impacto será llevado a cabo por proyectiles de 30g de masa y que impactarán con un ángulo de 90° sobre la placa, variando su velocidad entre 140m/s y 200m/s.

Las dimensiones de la placa y de los proyectiles se muestran a continuación:

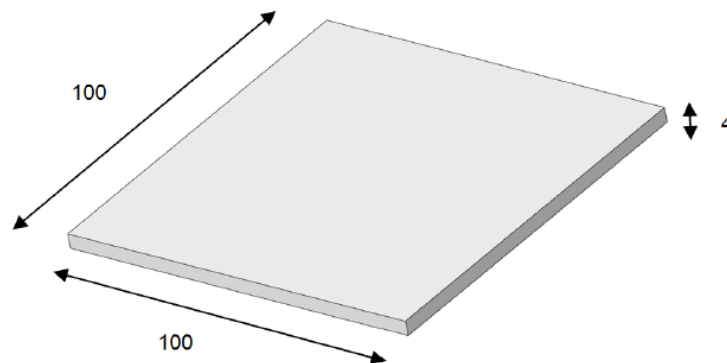


Figura 3.1: geometría y dimensiones de la placa de aluminio sobre la que se va a simular el impacto en mm.

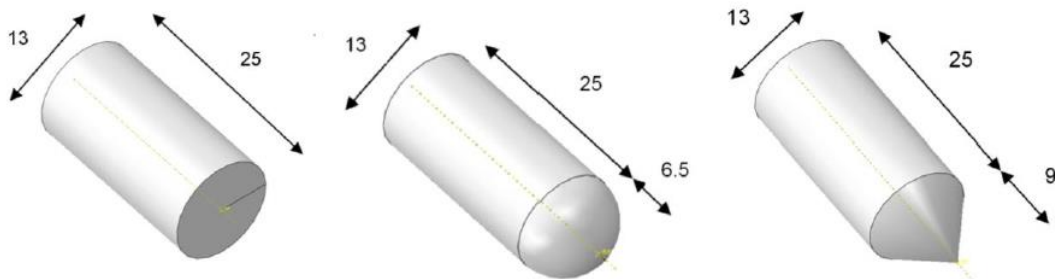


Figura 3.2: geometría y dimensiones de los proyectiles utilizados en las simulaciones en mm.

Las magnitudes que se quieren comparar son las siguientes:

- Energía absorbida, tanto la global absorbida en toda la placa como la local obtenida en la zona de impacto.
- Velocidad residual, la cual se comparará con la obtenida en los ensayos experimentales.
- Deformada de la placa y modo de fallo.

3.2. Desarrollo del modelo

En este apartado se explicará el modelo de impacto utilizado para realizar la simulación, el cual ha sido realizado mediante ABAQUS. Para su explicación se entrará a detalla cada módulo utilizado en el programa.

3.2.1. Módulo Part

En este módulo se introducen las geometrías de los elementos que se van a utilizar para realizar la simulación, en este caso los proyectiles y la placa.

Para realizar los proyectiles la operación llevada a cabo ha sido su bocetado en 2 dimensiones y una operación de revolución mientras que para la placa la operación ha sido una extrusión.

En la placa se han realizado diversas particiones y "Sets" para facilitar posteriores operaciones. Se han realizado tres particiones circulares, una del mismo diámetro que el proyectil, otra algo mayor y una última considerablemente mayor. Estas particiones serán de gran ayuda a la hora de mallar el modelo y para definir el "Sets" de la zona de impacto que se utilizará para el estudio de la energía absorbida.

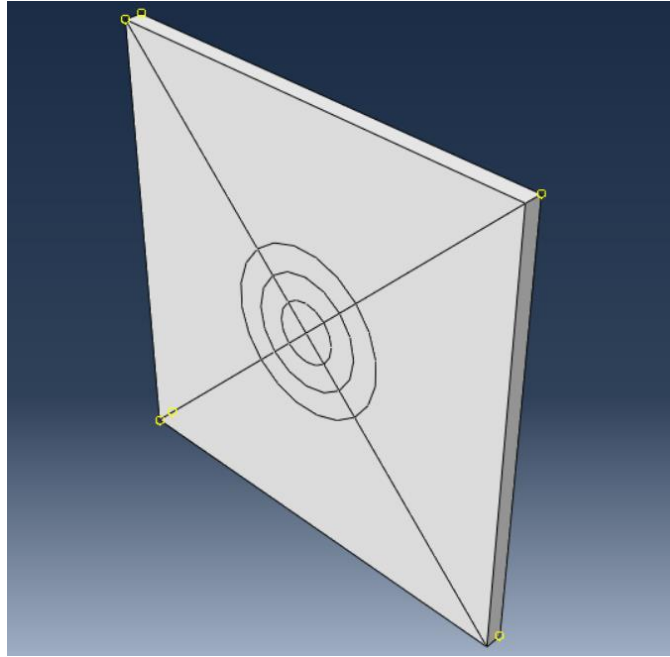


Figura 3.3: Particiones de la placa en ABAQUS.

De igual modo, como vemos en la imagen, también se ha dividido la placa por sus diagonales para facilitar el mallado y ayudar en el módulo "Assembly" a establecer la posición relativa entre la placa y el proyectil.

3.2.2. Módulo Property

En este módulo se definen las propiedades de los materiales que se van a utilizar en las simulaciones. Tras definir los materiales estos se deben asignar a las geometrías realizadas anteriormente.

Dado que el proyectil se ha definido como un sólido rígido solo se necesitará definir un material que será asignado a la placa. El material que se usará será el ya descrito AA 2024-T351.

El criterio de endurecimiento utilizado para definir el comportamiento de la placa ante las simulaciones ha sido la Ley de Endurecimiento de Johnson-Cook [4], la cual reproduce con gran exactitud el endurecimiento de metales cuando se dan altas velocidades y deformaciones.

Este modelo se utiliza en gran cantidad de estudios de simulación dinámicos [17; 18] y su formulación es la siguiente:

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}_p, \dot{\bar{\varepsilon}}_p, T) = [A + B \cdot \bar{\varepsilon}_p^n] \left[1 + C \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (3.1)$$

Donde:

- A: Límite elástico en condiciones cuasiestáticas.

- B: Módulo de endurecimiento por deformación
- n: Coeficiente de endurecimiento.
- C: Coeficiente de sensibilidad a la velocidad de deformación.
- m: Sensibilidad a la temperatura.

Esta ecuación consta de tres términos, el primero representa la importancia del endurecimiento por deformación y el segundo y el tercero representan la dependencia de la sensibilidad con la deformación y con la temperatura respectivamente.

Una vez explicado esto se concluirá este apartado mostrando las propiedades introducidas en ABAQUS, que para el AA2024-T351 son las siguientes.

| A(MPa) | B(MPa) | n(-) | C(-) | $\dot{\epsilon}_0(\text{s}^{-1})$ | $T_0(\text{K})$ | $T_m(\text{K})$ | m(-) |
|------------|-------------------------------------|------|-------------------------|-----------------------------------|-----------------|-----------------|------|
| 352 | 440 | 0,42 | 0,0083 | $3,33 \cdot 10^{-4}$ | 293 | 775 | 1,7 |
| $\beta(-)$ | $C_p(\text{JKg}^{-1}\text{K}^{-1})$ | | $\rho(\text{Kgm}^{-3})$ | | E(GPa) | $\nu(-)$ | |
| 0,9 | 900 | | 2700 | | 70 | 0,3 | |

Tabla 3.1: Propiedades del aluminio 2024-T351. [23]

3.2.3. Módulo Assembly

Una vez se han creado las geometrías y se han asignado el material correspondiente a cada una de ellas se debe situar las mismas en la posición requerida para reproducir la simulación fielmente y de esto se ocupa este módulo.

En este caso el proyectil se ha situado perpendicular a la placa y en el centro de la misma, con una separación entre ambas entidades de 0,5mm.

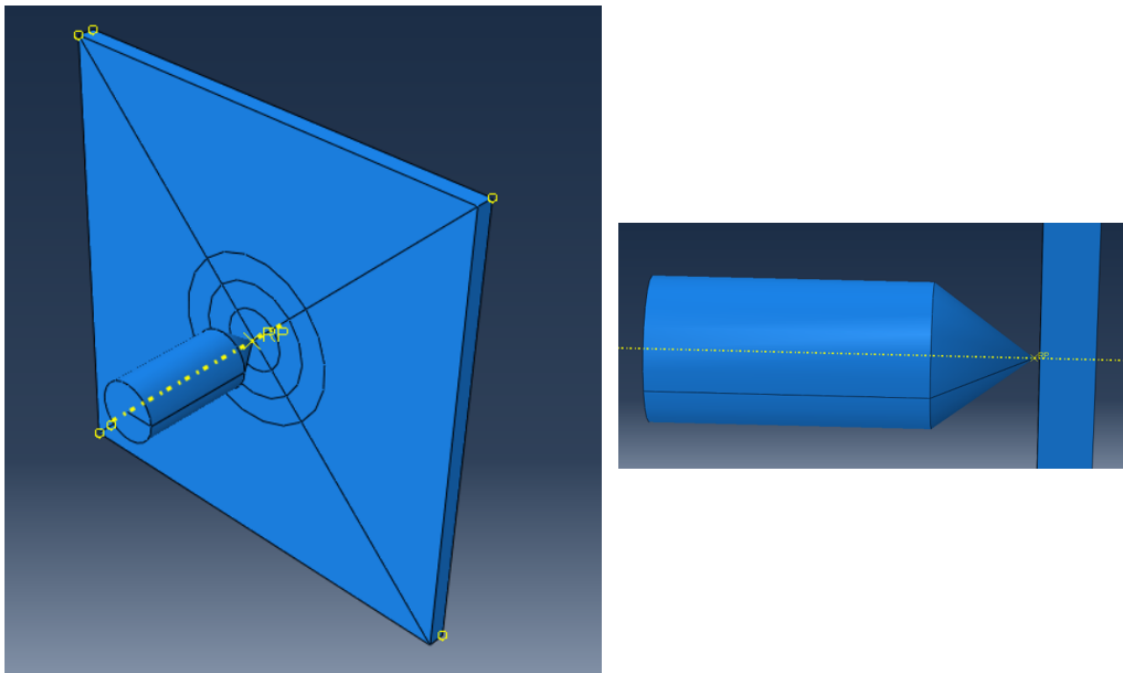


Figura 3.4: montaje placa-proyectil.

3.2.4. Módulo Step

En este módulo se define el tiempo en el que se aplicarán las cargas y las condiciones de contorno que se definirán posteriormente.

Se ha creado dos "Steps", "Initial" e "Impact" dependiendo de si las cargas y condiciones de contorno se aplican durante toda la simulación o solo cuando se produce el impacto.

En "Impact" también se ha definido el tiempo que dura la simulación, habiendo sido calculado en función de la velocidad del proyectil y añadiendo un margen de seguridad de modo que la simulación no se interrumpiera

3.2.5. Módulo Interaction

A continuación se llega al módulo "Interaction", en el cual se introducirá cómo interactúan las distintas partes creadas en los módulos anteriores.

Dado que es un ensayo de perforación la interacción debe ser definida como "Hard Contact", lo que significa que el programa reconocerá el contacto entre el proyectil y la placa como un choque.

3.2.6. Módulo Load and Boundary Condition

Para terminar de establecer todos los parámetros necesarios para definir el problema a simular se deben seleccionar las condiciones de contorno, cargas ejercidas o movimientos tanto lineales como angulares a los que debe estar sometido el modelo a analizar. Todo esto se debe definir incluyendo parámetros como la magnitud, dirección, sentido y punto de aplicación.

En primer lugar la placa, la cual se encuentra fija y se le impide cualquier movimiento. Esto significa que tiene todos los grados de libertad restringidos por lo que en el programa se seleccionará la opción "Encastre" a los bordes de la placa.

De igual modo el proyectil tendrá todos los grados de libertad restringidos a excepción del vertical, ya que aquí se le impondrá la velocidad de impacto durante las simulaciones.

3.2.7. Módulo Mesh

Una vez finalizada la descripción del problema se debe mallar el modelo, es decir, dividir el mismo en un número de elementos finitos para facilitar la resolución del mismo. El número de nodos influye en la duración de la simulación y la obtención de resultados por lo que para reducir el tiempo de cálculo sin sacrificar los resultados se realizará un mallado más fino en las zonas críticas del modelo y se reducirán los nodos en las zonas de menor interés.

El mallado ha sido realizado por partes, variando el número de nodos y el tipo de elemento en función de la proximidad a la zona de impacto.

En la zona central, descrita con un diámetro similar al del proyectil -como se recomienda en diversas investigaciones [17; 19; 20], se ha seleccionado un elemento tipo C3D4 para evitar tener predefinida la dirección de fallo.

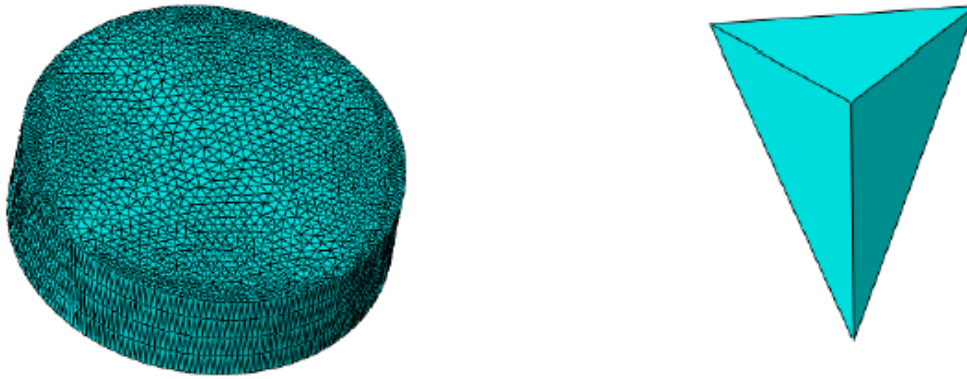


Figura 3.5: Mallado de la zona de impacto del proyectil y ejemplo del elemento usado (C3D4).

En la zona contigua a la del impacto, mostrada en el módulo Part, se ha seleccionado un elemento octaédrico tipo C3D8R.



Figura 3.6: Mallado de la zona contigua al impacto y ejemplo del elemento usado (C3D8R).

Para el resto de la placa debido a la lejanía son necesarios menos nodos y se ha optado por seleccionar un elemento octaédrico de tipo similar al anterior, C3D8R, pero de unas dimensiones mayores dado que las solicitaciones que estos elementos requieren son menores comparadas a las exigidas en la zona de impacto.

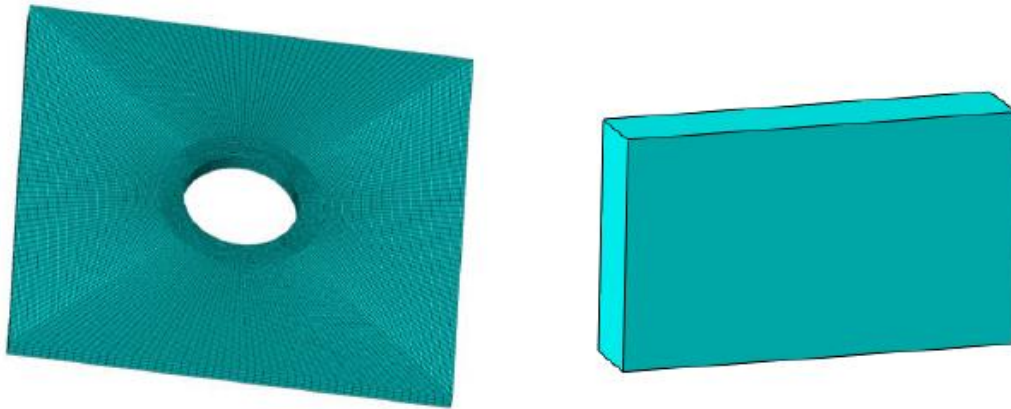


Figura 3.7: Mallado del resto de la placa y ejemplo del elemento usado (C3D8R).

3.2.8. Módulo Job

Este módulo tiene la función de ejecutar la simulación y de este modo comenzar con los cálculos. Además se puede guardar todo el trabajo realizado anteriormente.

3.2.9. Módulo Visualization

Para terminar se procederá a utilizar este módulo cuya función es la de visualizar los resultados obtenidos una vez realizada la simulación. De igual modo se podrá visualizar una recreación del problema simulado, donde se observe la evolución de la perforación como vemos a continuación.

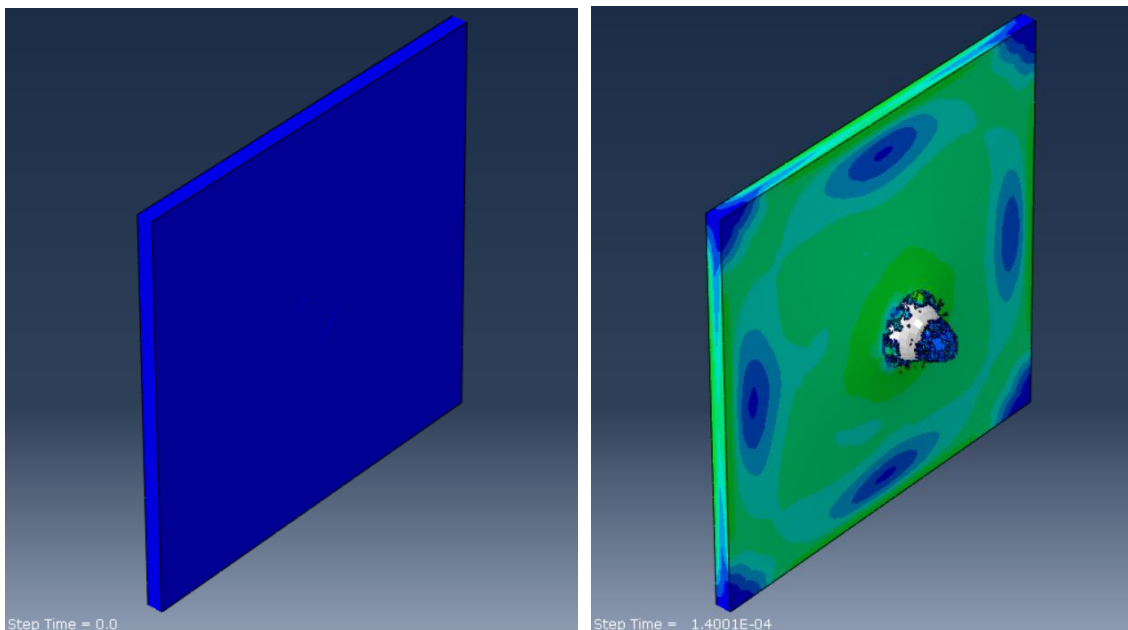


Figura 3.8a: Evolución de la perforación de la placa.

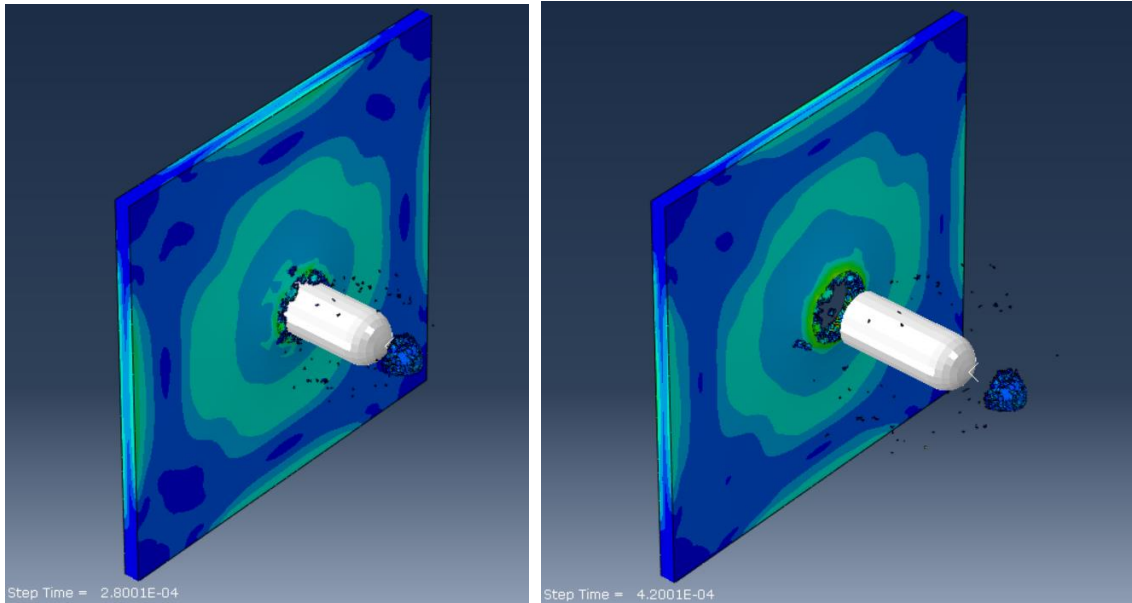


Figura 3.8b: Evolución de la perforación de la placa.

3.3. Criterio de fallo

Para finalizar el modelo quedaría por añadir el criterio de fallo para que se dé la perforación y poder llevar a cabo las simulaciones necesarias y su posterior comparación. Este criterio de fallo se implementa para definir el comportamiento al fallo de la placa durante la simulación.

En el presente trabajo se realizará la implementación de dos criterios de fallo distintos ya explicados anteriormente:

3.3.1. Criterio de fallo de Johnson Cook

En primer lugar el criterio de Johnson Cook ha sido añadido mediante el uso de las *Keywords* del programa y añadiendo las constantes que definen este comportamiento utilizando el siguiente comando [27]:

**SHEAR FAILURE, TYPE = JOHNSON COOK, ELEMENT DELETION = YES*

D_1, D_2, D_3, D_4, D_5

Donde D_i son las constantes para el Aluminio 2024-T351 que se pueden observar en la Tabla 3.2 que se muestra a continuación [23]:

| D_1 | D_2 | D_3 | D_4 | D_5 |
|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0,13 | 0,13 | -1,5 | 0,011 | 0,0 |

Tabla 3.2: constantes del criterio de fallo de Johnson Cook para el aluminio 2024-T351.

3.3.2. Criterio de fallo de Bai Wierzbicki

Para implementar este criterio de fallo al modelo numérico ha sido necesario, al igual que en el anterior caso, el uso de las *keywords*, utilizando en este caso el siguiente comando junto con los valores de deformación de fallo, triaxialidad y el parámetro del ángulo de Lode adimensional visto anteriormente:

**DAMAGE INITIATION, CRITERION = DUCTILE, LODE DEPENDENT*

Los valores necesarios para implementar este modelo se han obtenido de la literatura [21] y son los siguientes:

| | $\bar{\epsilon}_p$ | η | μ |
|------------------------------------|--------------------|--------|-------|
| <i>Proyectil de punta plana</i> | 0,21 | 0,50 | -0,13 |
| <i>Proyectil de punta esférica</i> | 0,20 | 0,22 | -0,68 |
| <i>Proyectil de punta cónica</i> | 0,21 | 0,29 | -0,38 |

Tabla 3.3: datos empleados en el criterio de fallo de Bai Wierzbicki para el aluminio 2024-T351.

Una vez introducidos estos valores era necesaria la calibración del modelo para lo que se usó el parámetro del *DAMAGE EVOLUTION*, variando este hasta obtener unos valores de velocidad residual similares a los obtenidos experimentalmente.

4. RESULTADOS

Una vez planteado el problema y programado el modelo numérico descrito anteriormente se realizan las simulaciones necesarias de modo que se puedan realizar las comparaciones necesarias entre los resultados experimentales [21] y los distintos criterios de fallo introducidos en ABAQUS.

Como se ha dicho anteriormente, los parámetros a analizar serán las velocidades residuales, la energía absorbida, la forma o deflexión de la placa tras el impacto y el tipo de fallo dado en la perforación.

4.1. Velocidades residuales

En primer lugar se compararán las velocidades residuales obtenidas tras el impacto experimental con ambos criterios de fallo y para cada tipo de proyectil. Como se podrá observar en los gráficos comparativos se ha añadido un margen de error de un 10% en ambos ejes para tratar de paliar los posibles errores de medición de los ensayos experimentales.

En las gráficas presentadas en este apartado se representarán mediante puntos de forma cuadrada y color negro los valores experimentales, con sus respectivas tolerancias ya mencionadas. Por otro lado, se graficarán dos líneas de distinto color representando cada una uno de los modelos de fallo estudiados como se observará en la leyenda.

4.1.1. Proyectil de punta plana

Como se puede observar en la Figura 4.1 los resultados se aproximan de manera adecuada a los resultados experimentales al emplear el proyectil de punta plana. En cuanto a los resultados numéricos se puede observar que el modelo de Johnson Cook tiene mejor aproximación a los valores experimentales, coincidiendo incluso el valor de límite balístico con el ensayo experimental.

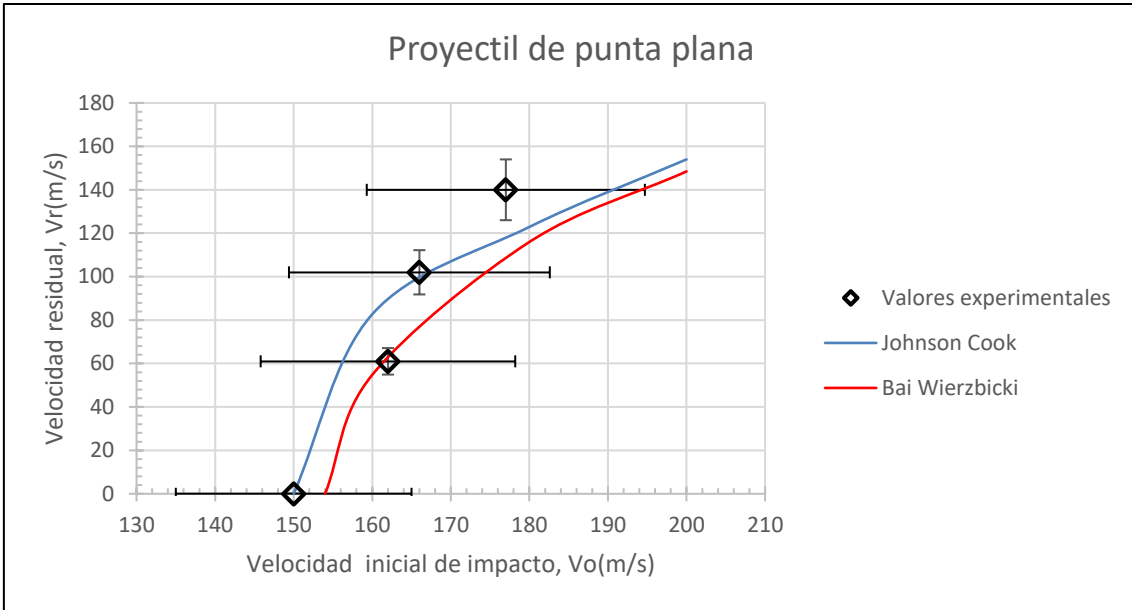


Figura 4.1: Comparación V_o - V_r , experimental y numérico con los criterios de fallo de Johnson Cook y Bai Wierzbicki para impactos con proyectil de punta plana.

4.1.2. Proyectil de punta esférica

Al analizar los resultados obtenidos se puede observar diversas diferencias respecto a los resultados obtenidos con el proyectil de punta plana. La primera diferencia se da al ver la precisión de los resultados obtenidos; en este caso el criterio de Bai Wierzbicki se aproxima en mayor medida a los resultados obtenidos. La precisión de estos resultados es tal que está cerca de coincidir a partir de una velocidad inicial de 160m/s, siendo la diferencia en estas velocidades de solamente 3m/s.

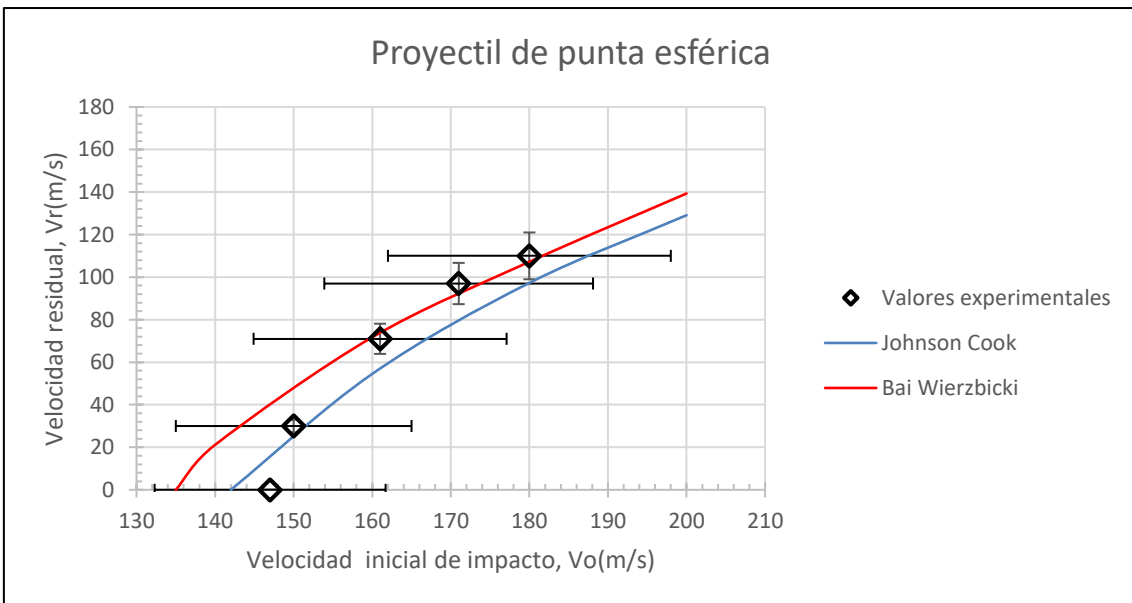


Figura 4.2: Comparación V_o - V_r , experimental y numérico con los criterios de fallo de Johnson Cook y Bai Wierzbicki para impactos con proyectil de punta esférica.

En segundo lugar, se puede observar como en ambos casos el límite balístico es inferior al valor obtenido experimentalmente, siendo estos puntos cercanos al límite balístico los que tienen mayor dispersión en los resultados.

4.1.3. Proyectoil de punta cónica

Por último, al analizar los resultados de la Figura 4.3 obtenidos con el proyectoil de punta cónica se pueden observar unos resultados similares a los obtenidos con el proyectoil de punta esférica. El criterio de Bai Wierzbicki se aproxima con mayor precisión que el criterio de Johnson Cook a los resultados experimentales, a pesar de que ambos criterios tienen una buena aproximación a los resultados obtenidos.

En cuanto a los límites balísticos obtenidos en los resultados experimentales se pueden observar pequeñas diferencias con los resultados experimentales, siendo la diferencia de ambos criterios de 3m/s respecto al límite observado en los ensayos experimentales.

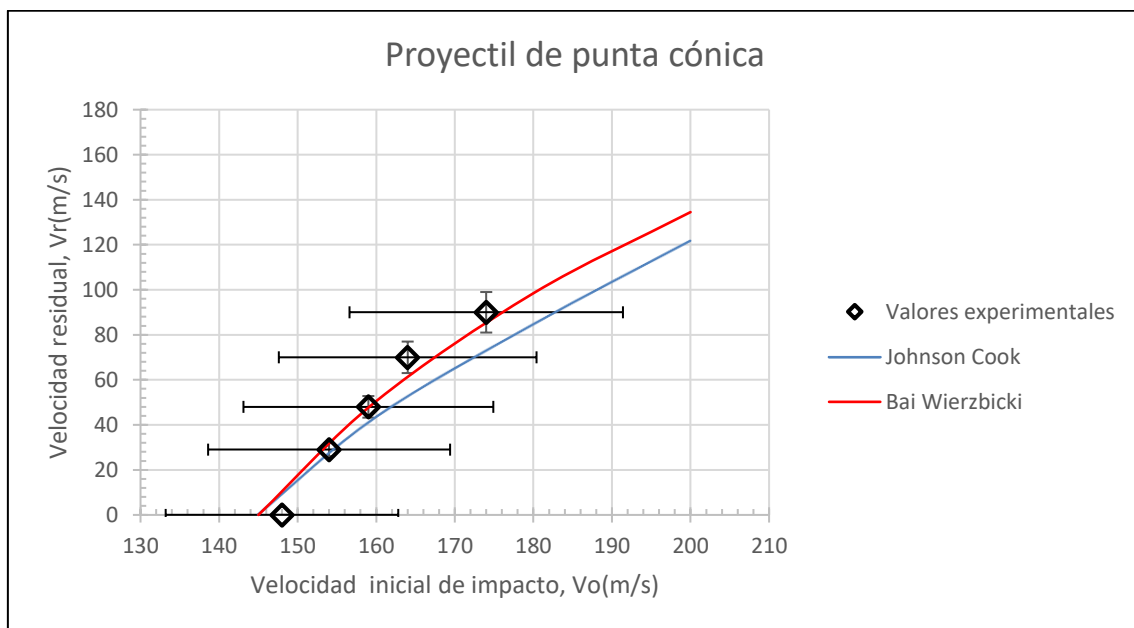


Figura 4.3: Comparación Vo-Vr, experimental y numérico con los criterios de fallo de Johnson Cook y Bai Wierzbicki para impactos con proyectoil de punta cónica.

4.1.4. Análisis global de resultados

Una vez analizados los resultados obtenidos se puede esperar que en apartados posteriores los resultados dados por ambos criterios tengan una gran precisión en términos de energía absorbida ya que se han dado pocas variaciones en los resultados en cuanto a las velocidades residuales.

4.2. Energía absorbida

A continuación y para comprobar si la precisión de los criterios es la esperada dados los anteriores resultados se va a pasar a analizar la energía absorbida en las placas durante el impacto. Dicha energía se va a analizar cómo se ha comentado anteriormente en 2 zonas, la energía local, que es la energía absorbida en la zona de impacto y la energía global, que es la energía absorbida por el resto de la placa dada la propagación de los esfuerzos del impacto sobre la misma.

En las simulaciones numéricas el cálculo de la energía absorbida se ha obtenido sumando los valores de energía cinética y energía total de deformación en cada una de las zonas descritas anteriormente. De igual modo, al sumar la energía absorbida en las dos zonas de interés se obtiene la energía total absorbida.

Por otro lado, la energía absorbida experimentalmente no puede obtenerse de forma directa, en su lugar se debe realizar un cálculo con la siguiente ecuación obtenida al realizar un simple balance de energía entre el instante inicial y el final:

$$E_{Absorbida} = \frac{1}{2} \cdot m_{Proyectil} \cdot (V_0^2 - V_r^2) \quad (4.1)$$

Donde V_0 es la velocidad inicial y V_r la residual obtenida en los ensayos experimentales.

Todas las energías obtenidas mediante simulaciones numéricas se han representado mediante líneas discontinuas mientras que los resultados experimentales se representaran como una línea continua con una tolerancia de un 15% en el eje vertical por el mismo motivo que se añadió la tolerancia en el apartado comparativo de las velocidades residuales.

Dado que las gráficas comparativas tienen mayor cantidad de datos que las anteriores y para evitar confusiones se presentarán los resultados de ambos criterios comparándolos con los valores obtenidos en dos gráficas distintas, una para cada criterio.

4.2.1. Proyectil de punta plana

Al comparar los resultados obtenidos para ambos criterios se puede observar como los resultados obtenidos numéricamente tienen una precisión aceptable respecto a los resultados experimentales. Las simulaciones con el criterio de Johnson Cook han proporcionado unos valores fiables y representativos, estando en la mayoría de casos dentro de la tolerancia comentada. Estos resultados han sido mejores que los obtenidos mediante el criterio de Bai Wlerzbicki, donde se puede observar como los valores están cerca de la tolerancia pero fuera de la misma.

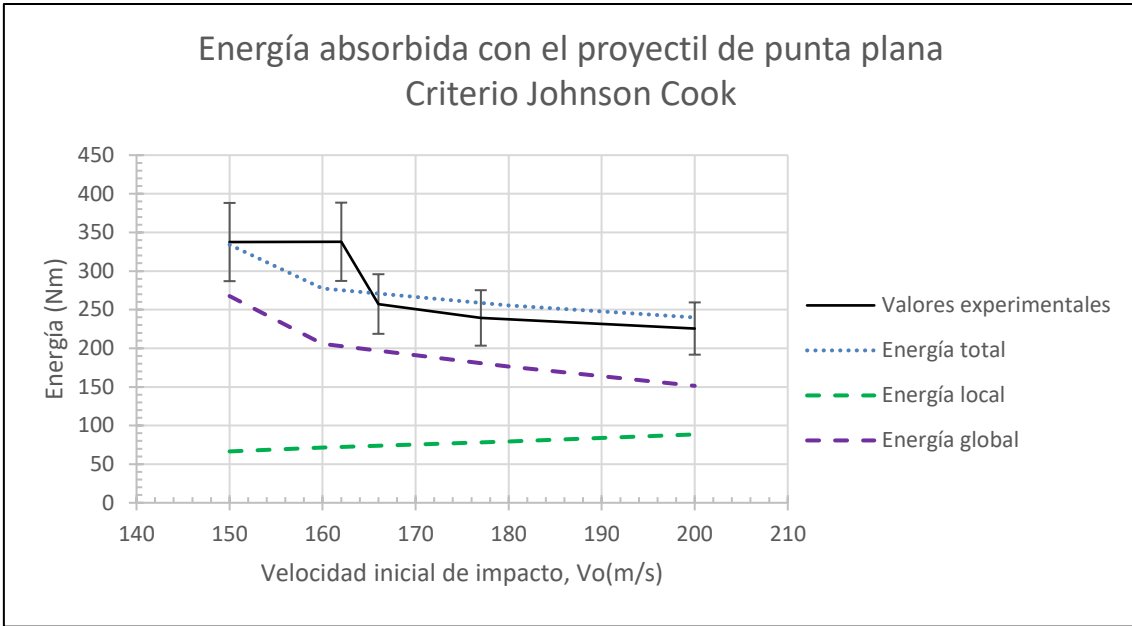


Figura 4.4: Comparación Energía total absorbida numérica (desglosada en local y global) y experimentalmente con el criterio de fallo de Johnson Cook para impactos con proyectil de punta plana.

Como se puede observar en la Figura 4.5 la energía global absorbida numéricamente con el criterio de Bai Wierzbicki es superior a la experimental, lo que se podía suponer al ver los resultados de las velocidades residuales, donde las velocidades residuales obtenidas han sido inferiores a las observadas en los ensayos físicos.

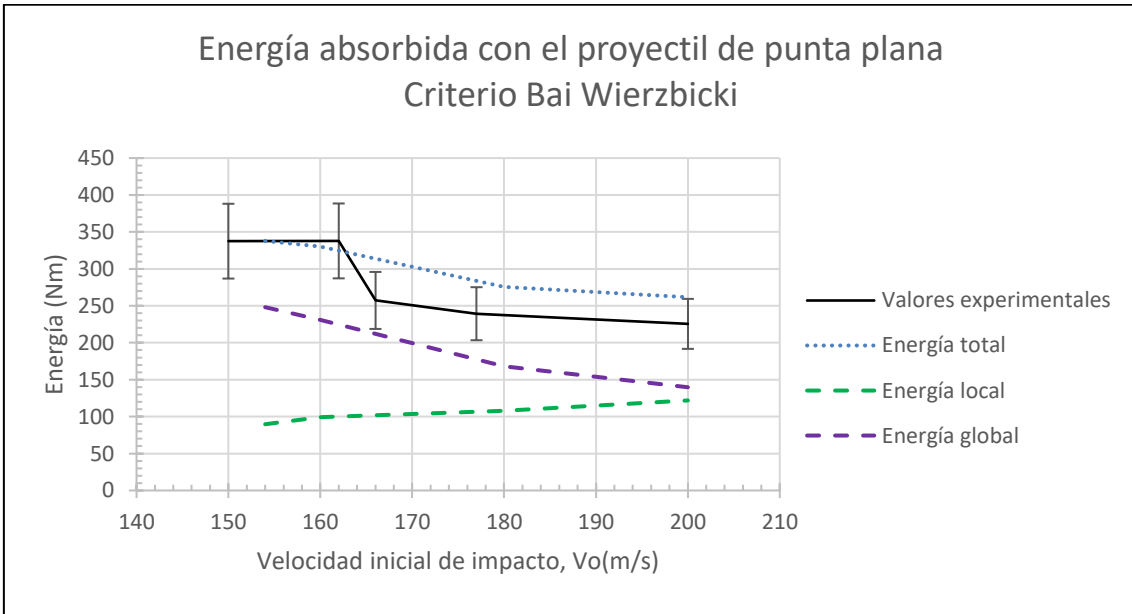


Figura 4.5: Comparación Energía total absorbida numérica (desglosada en local y global) y experimentalmente con el criterio de fallo de Bai Wierzbicki para impactos con proyectil de punta plana.

Por otro lado se puede observar la tendencia de las energías globales y locales en los ensayos experimentales: A velocidades cercanas al límite balístico la energía es absorbida principalmente por la placa, como se ha visto en los ensayos experimentales [21] donde la deflexión de la placa tras el impacto son significativamente superiores en estas velocidades.

En contra posición de este fenómeno, a elevadas velocidades la energía global comienza a perder fuerza respecto a la energía local. Esto es debido a 2 razones: en primer lugar, la deflexión a elevadas velocidades, mayores que las llevadas a cabo en estas simulaciones, es prácticamente nula. En segundo lugar, a medida que la velocidad aumenta los efectos inerciales cobran mayor fuerza [22], siendo este factor clave para el aumento de la energía absorbida en la zona del impacto.

4.2.2. Proyectoil de punta esférica

Los resultados obtenidos al realizar las simulaciones impactando con un proyectoil de punta esférica han sido similares a las obtenidas con el proyectoil plano. El criterio de Johnson Cook ha realizado una aproximación con gran precisión, estando dentro de la tolerancia con holgura en la mayoría de casos, con un único desliz cerca del límite balístico.

Por otro lado, el criterio de fallo de Bai Wierzbicki ha proporcionado unos resultados pocos satisfactorios tras el análisis de las velocidades residuales. Este fallo no ha sido de esperar ya que al haber tenido una gran aproximación a los valores experimentales se esperaba obtener una mejor aproximación en cuanto a la energía absorbida.

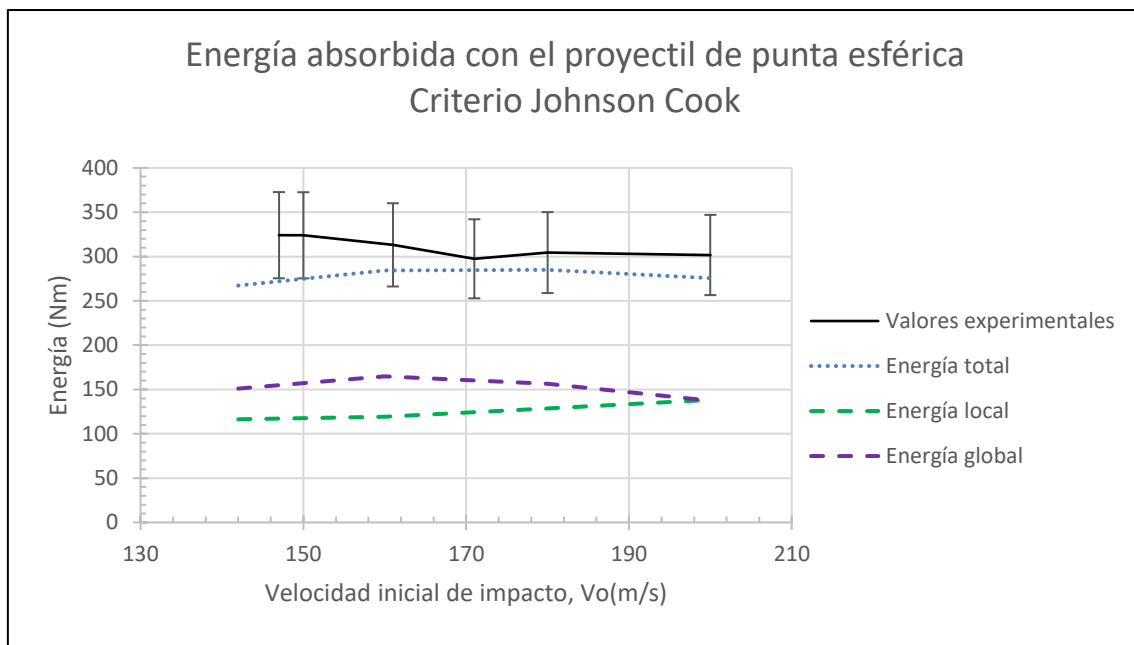


Figura 4.6: Comparación Energía total absorbida numérica (desglosada en local y global) y experimentalmente con el criterio de fallo de Johnson Cook para impactos con proyectoil de punta esférica.

En ambas comparaciones la energía absorbida mediante las simulaciones ha sido inferior a la calculada usando los datos experimentales, razón por la cual en las simulaciones se han obtenido límites balísticos inferiores que el valor de referencia obtenido en el laboratorio de ensayos.

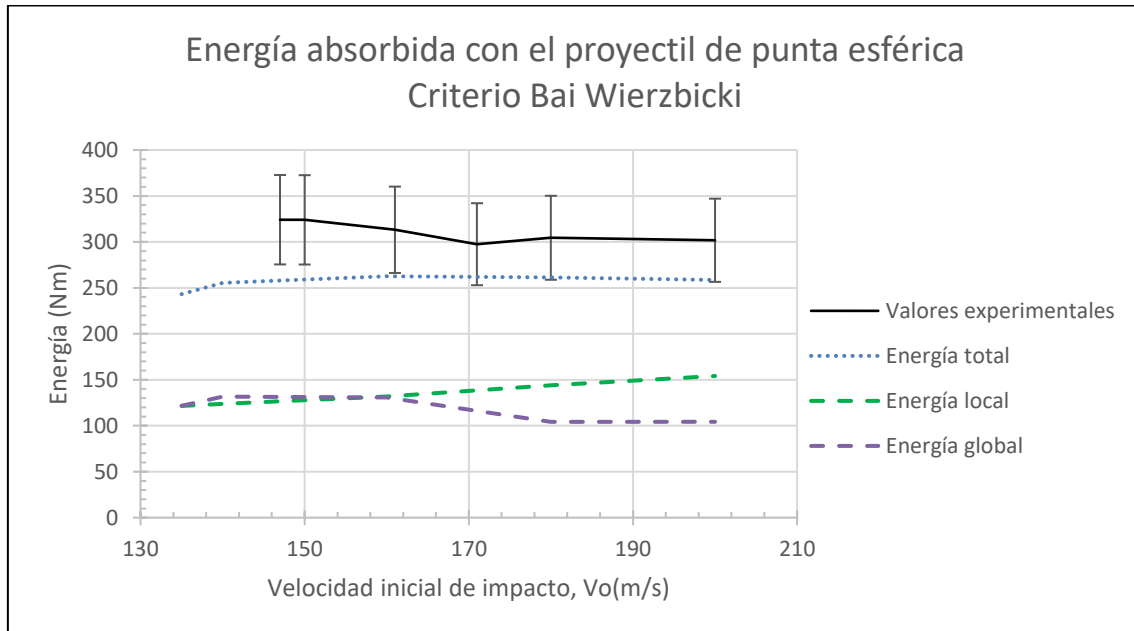


Figura 4.7: Comparación Energía total absorbida numérica (desglosada en local y global) y experimentalmente con el criterio de fallo de Bai Wierzbicki para impactos con proyectil de punta esférica.

Respecto a las energías locales y globales ocurre algo similar a lo comentado anteriormente, la local está relacionada de manera directa con el aumento de velocidad mientras que la energía global se relaciona de manera inversa. En este caso si se puede observar la velocidad a la que cambia cuál de las 2 energías es mayor. Conocer esa velocidad es de gran importancia en el mundo de la ingeniería ya que puede servir para valorar hasta que velocidad de impacto se van a sufrir deformaciones considerables en la placa de material y a partir de que velocidad los daños por impacto van a tener un efecto local, sin tener influencia en gran medida sobre sus alrededores.

4.2.3. Proyectil de punta cónica

Para concluir con el análisis de los resultados obtenidos en cuando a energía absorbida se muestran a continuación los resultados con el impactador de punta cónica.

Como se puede observar en la Figura 4.8 los resultados obtenidos al realizar las simulaciones con el criterio de fallo de Johnson Cook han sido extremadamente bueno, con una precisión casi exacta con los resultados experimentales a partir de una velocidad de 170m/s aproximadamente. La mayor dispersión se ha dado al igual que en el caso con el proyectil de punta esférica en la zona cercana al límite balístico, aunque el valor obtenido está dentro de la tolerancia de 15% respecto a los resultados experimentales que se ha introducido.

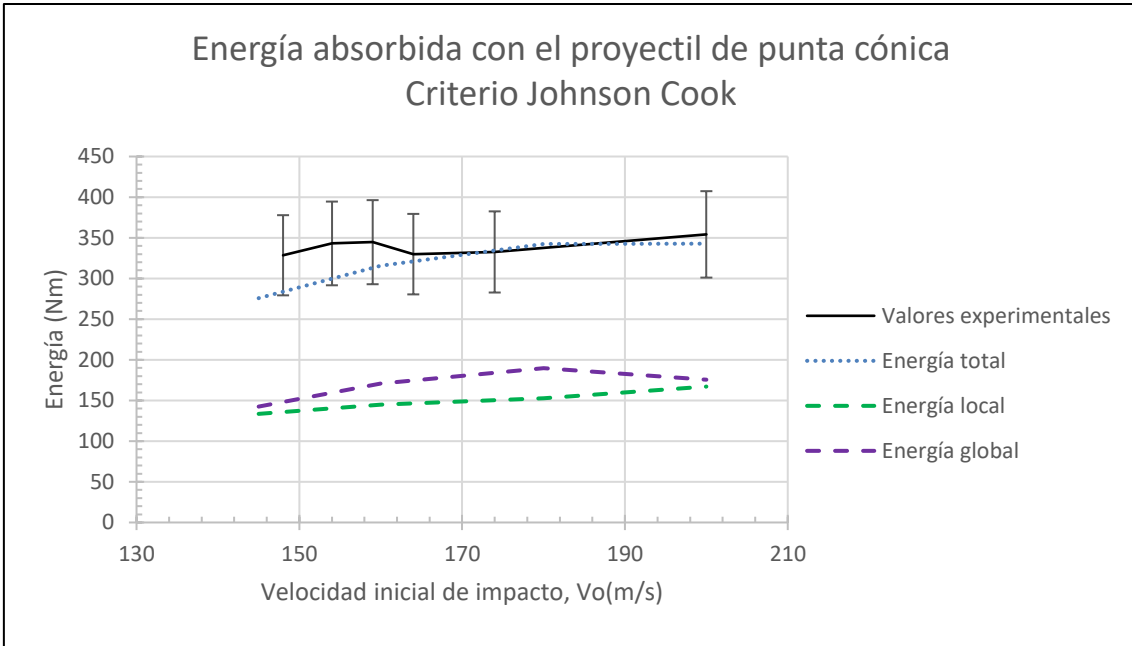


Figura 4.8: Comparación Energía total absorbida numérica (desglosada en local y global) y experimentalmente con el criterio de fallo de Johnson Cook para impactos con proyectil de punta cónica.

Siguiendo los comentarios ya realizados con los otros tipos de proyectiles el criterio de fallo de Bai Wierzbicki no proporciona unos resultados acordes a lo esperado, teniendo mayor divergencia con los resultados experimentales que el criterio de Johnson Cook y localizándose, cuando los resultados están dentro de las tolerancias, cerca del límite de las tolerancias.

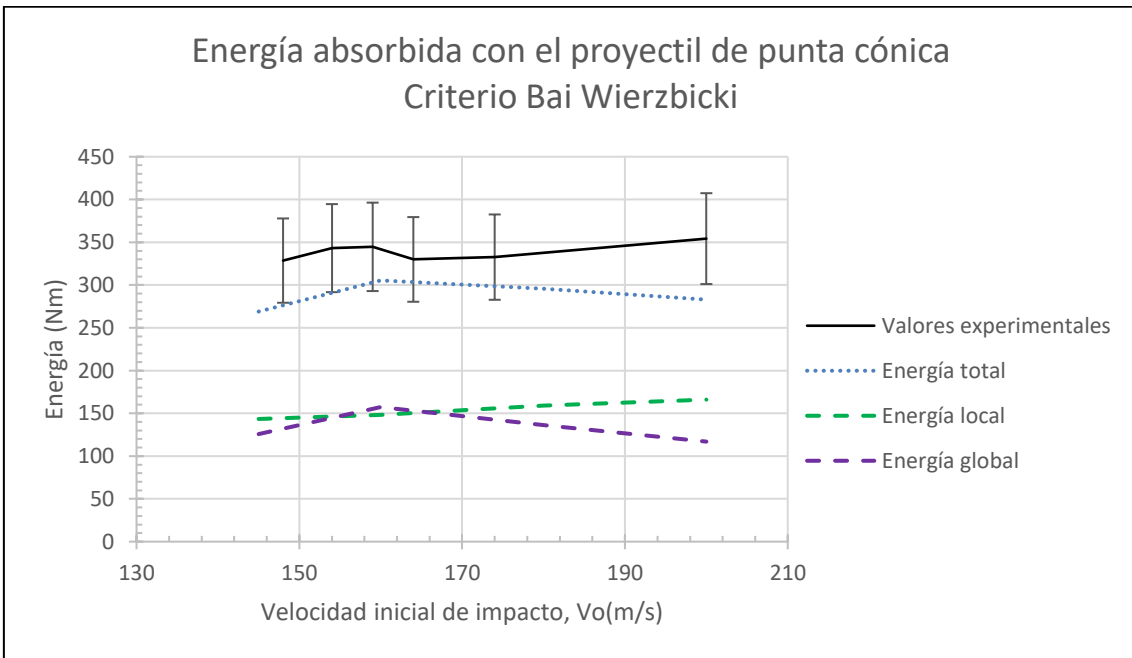


Figura 4.9: Comparación Energía total absorbida numérica (desglosada en local y global) y experimentalmente con el criterio de fallo de Bai Wierzbicki para impactos con proyectil de punta cónica.

Por último, es importante comentar que en el criterio de Bai Wierzbicki a velocidades cercanas al límite balístico se ha dado una anomalía al tener una energía absorbida en la zona de impacto mayor que la energía absorbida por el resto de la placa. En cualquier caso, esta anomalía no es de gran importancia porque con el proyectil cónico se ha observado que los valores de energía absorbida no difieren en gran medida el local del global a velocidades cercanas al límite balístico

4.3. Deflexión de la placa

Una vez realizado el impacto del proyectil con la placa esta se deforma, siendo esta deformación mayor cuanto menor sea la velocidad como se ha explicado anteriormente. En este apartado se van a comparar las deformaciones de la placa experimental y de las placas simuladas con los dos criterios de rotura a una determinada velocidad, de modo que se pueda ver si la aproximación a los resultados experimentales también se puede conseguir en este parámetro. Esta misma comparativa se realizará posteriormente en el siguiente apartado, pero comparando los modos de fallo de la placa.

4.3.1. Proyectil de punta plana

Para analizar la deflexión con el proyectil de punta plana se muestran a continuación los estados finales de las placas. Este estado ha sido tras impactar a la placa con una velocidad igual al límite balístico, que en este caso es una velocidad de 150,60m/s.



Figura 4.10: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta plana a una velocidad similar a su límite balístico(150,60m/s).

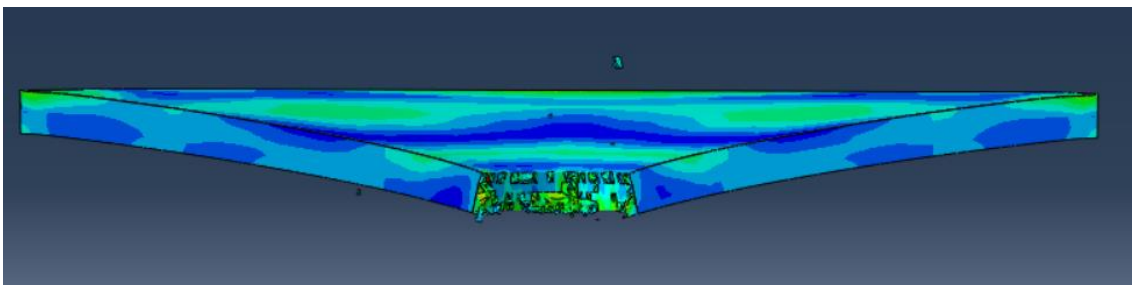


Figura 4.11: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta plana a una velocidad similar a su límite balístico(150,60m/s) con el criterio de fallo de Johnson Cook.

Al comparar las imágenes de la deflexión de la placa vemos que en la magnitud de la deflexión el criterio de Johnson Cook tiene una buena aproximación al valor obtenido experimentalmente. En cuanto al criterio de Bai Wierzbicki, como se ha visto anteriormente, el

criterio tiene menor resistencia de la esperada por lo que esta deflexión parece menos acertada que en el otro criterio.

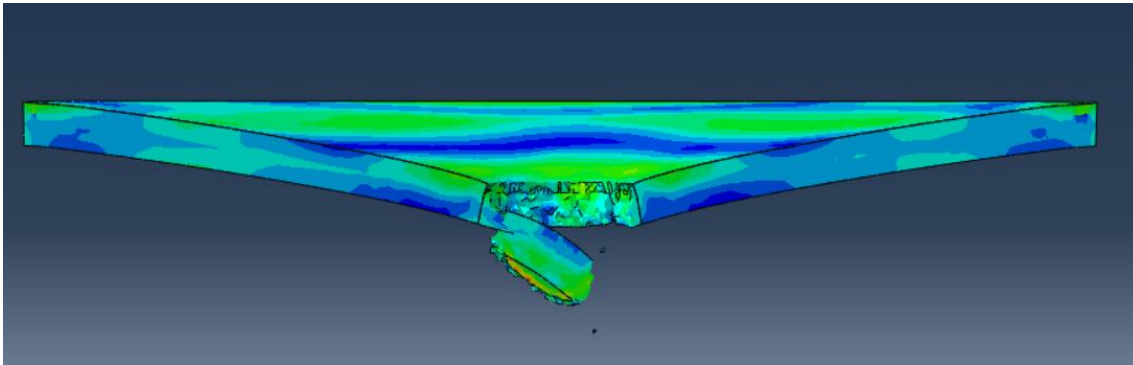


Figura 4.12: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta plana a una velocidad similar a su límite balístico(150,60m/s) con el criterio de fallo de Bai Wierzbicki.

Es importante mencionar que, como se puede observar en la Figura 4.12, el criterio de Bai Wierzbicki presenta una formación de material desplazado similar a la observada en el ensayo experimental. Sin embargo, al analizar el modo de fallo en el siguiente apartado se verá que esto ha sido mera casualidad, ya que los resultados obtenidos no han sido fiables respecto a los resultados experimentales.

4.3.2. Proyectil de punta esférica

En este caso la velocidad de impacto del proyectil para realizar las comparaciones ha sido de 179,86 m/s y el proyectil utilizado ha sido el de punta esférica.



Figura 4.13: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de forma esférica a una velocidad de 179,86m/s.

Al comparar la deflexión de las placas se ve a simple vista como el ensayo experimental ha sufrido una deformación mayor que las obtenidas mediante ensayos numéricos con diferentes criterios de fallo. El criterio de Johnson Cook ha sido el caso que menor deformación ha sufrido para el proyectil de punta esférica y por tanto el que, en este aspecto, peores resultados ha dado al analizarlo.

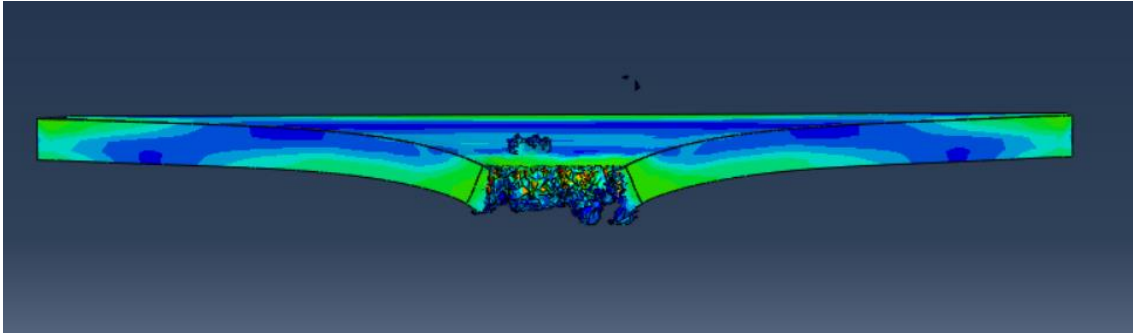


Figura 4.14: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta esférica a una velocidad de 179,86m/s con el criterio de fallo de Johnson Cook.

En cuanto a la deformación de la placa con el criterio de Bai Wierzbicki la deformación sufrida no es similar a la obtenida experimentalmente, pero tiene mayor precisión. En cuanto a la forma del fallo se puede observar como ninguna de las simulaciones ha conseguido aproximarse a la forma adecuada.

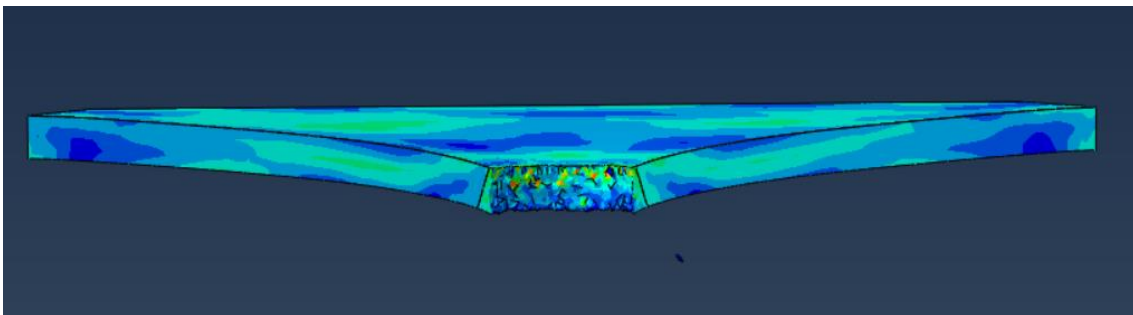


Figura 4.15: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta esférica a una velocidad de 179,86m/s con el criterio de fallo de Bai Wierzbicki.

4.2.3. Proyectil de punta cónica

Para concluir este apartado se analizará de igual modo que en los dos casos anteriores la deformada, en este caso después de un impacto con el proyectil de punta cónica a una velocidad de 148.81m/s.



Figura 4.16: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de forma cónica a una velocidad de 148.81m/s.

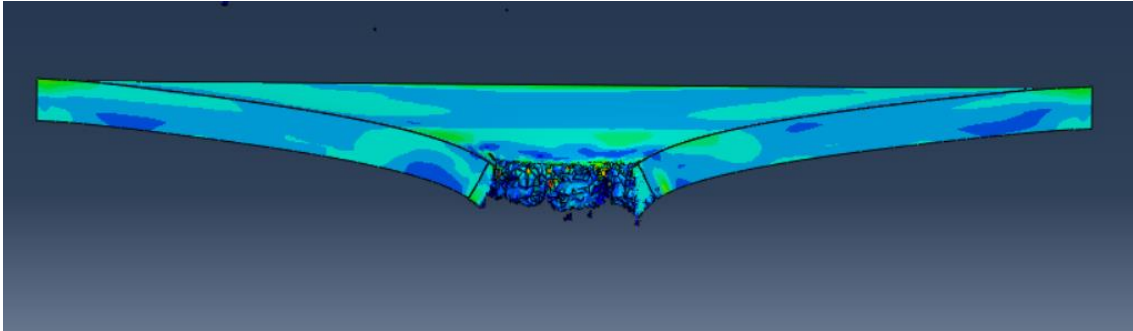


Figura 4.17: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta cónica a una velocidad de 148,81m/s con el criterio de fallo de Johnson Cook.

Con el proyectil de punta cónica se puede observar que la forma de la deformada (sin incluir la zona del impacto) tiene una deformación similar al ensayo realizado en el laboratorio para los dos criterios de fallo estudiados.

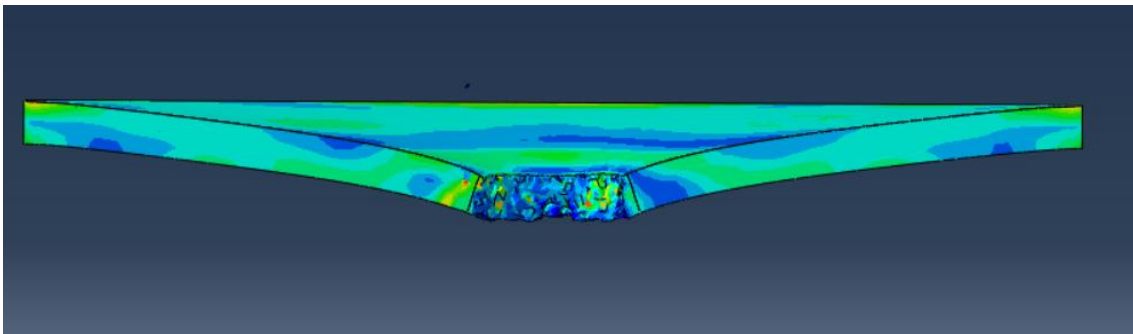


Figura 4.18: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta cónica a una velocidad de 148,81m/s con el criterio de fallo de Bai Wierzbicki.

4.4. Tipo de fallo en la perforación

Para terminar los análisis sobre los ensayos llevados a cabo en este trabajo falta por observar el fallo que ha ocurrido en la zona de impacto, para ello el procedimiento a seguir será similar al seguido para la deflexión de la placa; se mostrarán imágenes del resultado experimental y de cada uno de los análisis numéricos a una determinada velocidad y se verán las diferencias entre unos y otros.

4.4.1. Proyectil de punta plana

Para el proyectil de punta plana la velocidad de impacto a la que se realizarán las comparaciones es de 167,69m/s y los resultados son los siguientes:

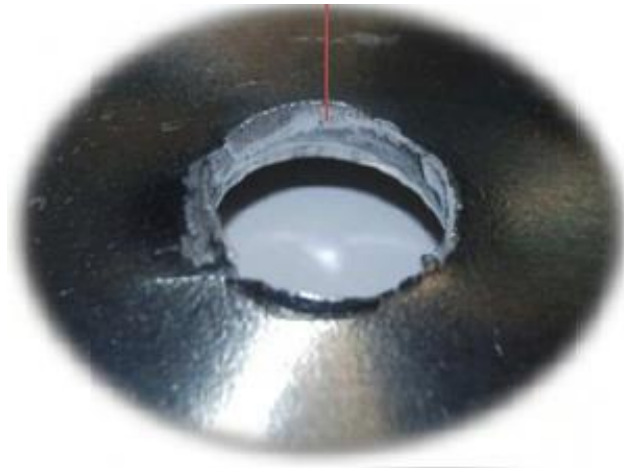


Figura 4.19: Modo de fallo del aluminio 2024-T351 al impactar con un proyectil de punta plana a una velocidad de 167,79m/s.

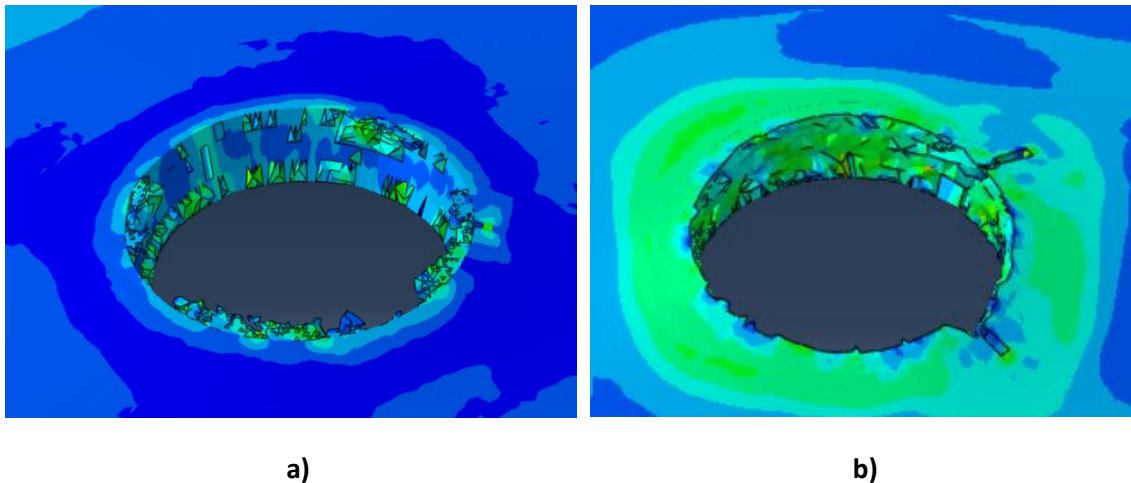


Figura 4.20: Modo de fallo del aluminio 2024-T351 al impactar con un proyectil de punta plana a una velocidad de 167,79m/s empleando: a) criterio de fallo de Johnson Cook; b) criterio de fallo de Bai Wierzbicki.

Como se puede observar en ninguno de los dos casos simulados se aproxima de forma adecuada el modo de fallo. Esto es debido a que los elementos fallan demasiado pronto y se eliminan sin dejar esa forma que se puede observar en el caso experimental.

4.4.2. Proyectil de punta esférica

En este segundo caso el impacto se ha realizado con un proyectil de punta esférica, al igual que en apartados anteriores, teniendo este una velocidad inicial de 171,23m/s. En este caso, al igual que con el proyectil de punta cónica se puede observar la creación de pétalos y de fisuras en el impacto, por lo que estos dos elementos serán lo principal para ver la fiabilidad del método de fallo en las simulaciones.

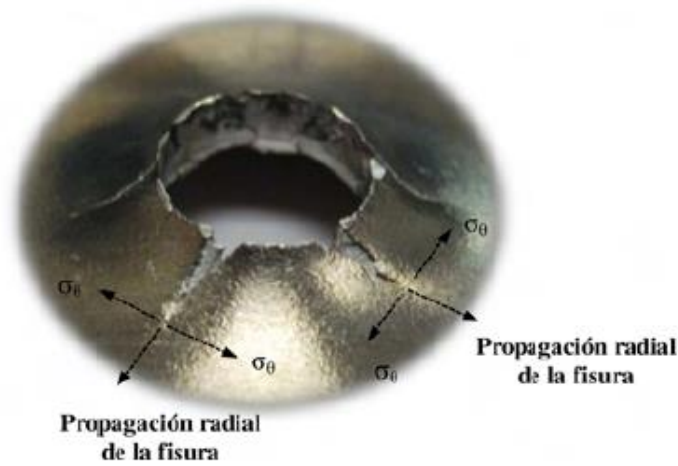


Figura 4.21: Modo de fallo del aluminio 2024-T351 al impactar con un proyectil de punta esférica a una velocidad de 171,23m/s.

Al comparar los resultados obtenidos se puede ver como en al utilizar el criterio de Johnson Cook los resultados tienen también esos pétalos que se han comentado y de ven varias fisuras en el modo de fallo del mismo. Sin embargo, se puede ver como los pétalos son más cortos y más numerosos en la simulación, lo que se debe a que los elementos han fallado antes de lo que deberían y se han desprendido.

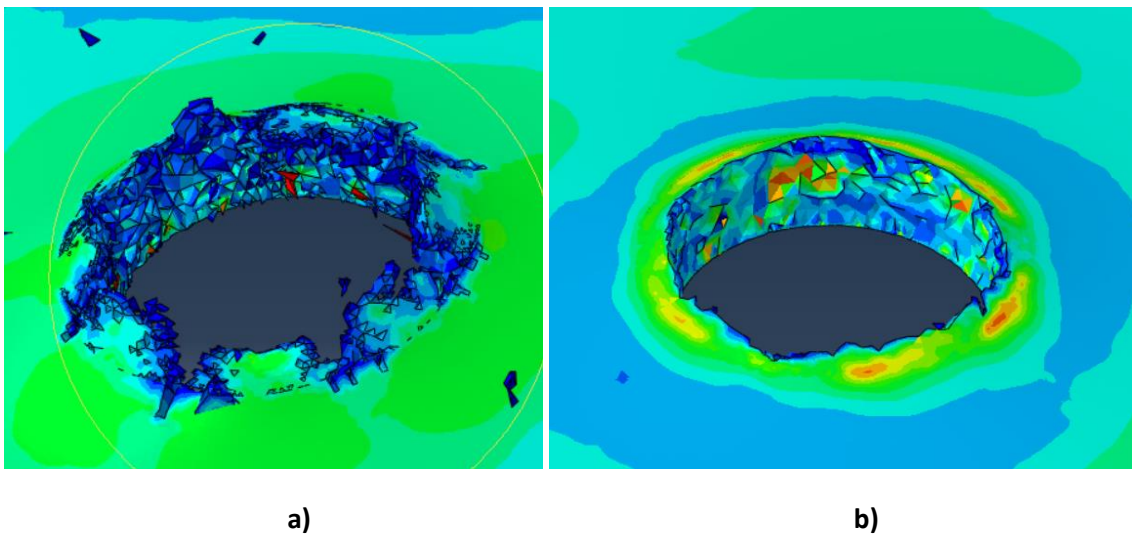


Figura 4.22: Modo de fallo del aluminio 2024-T351 al impactar con un proyectil de punta esférica a una velocidad de 171,23m/s empleando: a) criterio de fallo de Johnson Cook; b) criterio de fallo de Bai Wierzbicki.

Por otro lado, al ver el modo de fallo con el criterio de Bai Wierzbicki se puede observar como el comportamiento del material ha sido excesivamente débil, desprendiéndose gran parte de los elementos afectados y obteniendo una forma muy distinta a los resultados experimentales obtenidos.

4.4.3. Proyectoil de punta cónica

Para finalizar se analizan los modelos de fallo obtenidos como resultado de la perforación de un proyectoil de forma cónica a una velocidad de 174,80m/s.

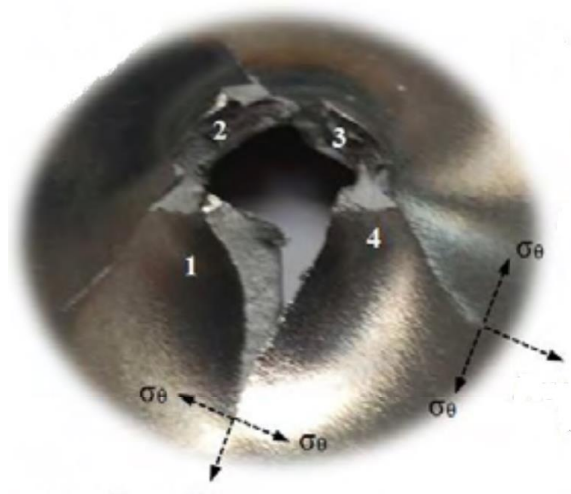


Figura 4.23: Modo de fallo del aluminio 2024-T351 al impactar con un proyectoil de punta cónica a una velocidad de 174,80m/s.

Al igual que para el proyectoil con punta esférica en este caso se pueden apreciar en el ensayo de laboratorio cuatro pétalos perfectamente definidos con fisuras en las posiciones que se ven en la Figura 4.23.

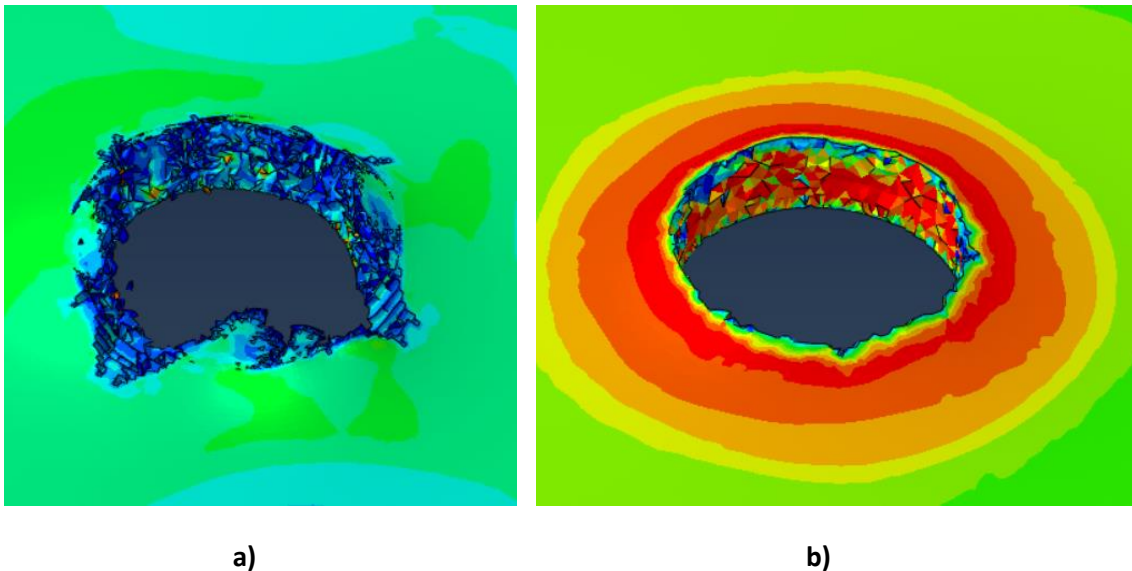


Figura 4.24: Modo de fallo del aluminio 2024-T351 al impactar con un proyectoil de punta cónica a una velocidad de 174,80/s empleando: a) criterio de fallo de Johnson Cook; b) criterio de fallo de Bai Wierzbicki.

Al analizar los resultados obtenidos utilizando el criterio de Johnson Cook se puede observar lo mismo que en el caso anterior, los pétalos se han creado durante la simulación, pero al ser estos de mayor longitud que en caso anterior se han desprendido completamente a medida que la simulación avanzaba. En este caso se visualizan con mayor dificultad algunos restos de los pétalos mencionados, sin embargo se pueden apreciar cinco fisuras de mayor profundidad, las cuales coincidirían con las observadas en el caso experimental y estarían localizadas a los lados de cada pétalo.

Por último se puede visualizar que al igual que en el caso del proyectil de punta esférica la aproximación obtenida mediante el criterio de Bai Wierzbicki a los resultados experimentales es inexistente por la misma razón anteriormente expuesta y la cual se analizará en el apartado de conclusiones del presente trabajo.

4.5. Recalibración del modelo de Bai Wierzbicki

Una vez comparados todos los resultados obtenidos se ha observado como el modelo de fallo de Bai Wierzbicki no ha dado los resultados esperados, siendo los valores dados demasiado distantes de los ensayos experimentales. Por ello en este apartado se va a realizar una calibración nueva del criterio y se verán brevemente los resultados obtenidos tras esta calibración de modo que se pueda valorar si se debe repetir la totalidad de los análisis con esta nueva calibración o si por el contrario se deben buscar otras opciones para la realización de análisis similares en el futuro.

Para esta calibración se ha seleccionado el proyectil de punta cónica y los valores de triaxialidad y del parámetro de Lode obtenidos de la literatura [13] es decir, un valor de triaxialidad, $\eta = 1/3$ y de parámetro de Lode, $\mu = -1$. De este modo el valor a calibrar será la deformación de fallo, la cual se ha variado hasta obtener un valor de velocidad residual similar al de los ensayos experimentales como se ve en la Figura 4.25.

Para esta calibración se ha simulado el impacto con el proyectil de punta cónica y una velocidad inicial de 180m/s. En la gráfica mostrada se puede ver como la línea negra es el ensayo experimental mientras que la línea azul representa los distintos resultados de velocidad residual al variar la deformación de fallo.

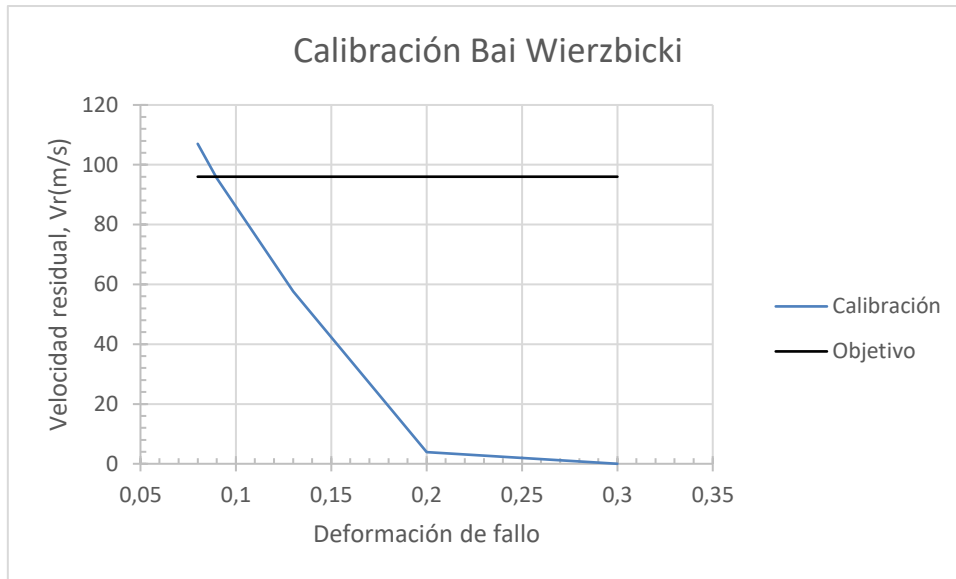


Figura 4.25: Calibración del modelo de fallo de Bai Wierzbicki.

Una vez realizada esta calibración se han realizado varias simulaciones para poder comparar el modo de fallo y la deflexión de la placa del mismo modo que se ha hecho anteriormente.

En cuanto a la deflexión de la placa los resultados son muy similares a los mostrados anteriormente como se ve en la Figura 4.26. En este aspecto no tiene gran importancia el resultado ya que anteriormente ambos modelos habían dado una buena aproximación sin tener en cuenta la zona de impacto.

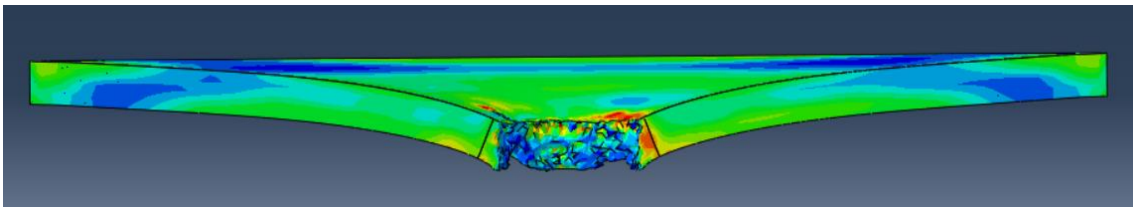


Figura 4.26: Sección transversal de la placa perforada con un proyectil de punta cónica a una velocidad de 148,81m/s con el criterio de fallo de Bai Wierzbicki tras la nueva calibración.

Por otro lado, el modo de fallo obtenido en este caso es similar al obtenido anteriormente, estando el resultado de la simulación muy lejos de tener una geometría similar a la experimental como se observa en la Figura 2.27. Tras esta nueva calibración siguen sin observarse las fisuras generadas por el impacto ni se pueden observar indicios de la creación de pétalos en la simulación.

Por último, se han analizado las energías absorbidas totales por la placa a velocidades de impacto de 148,81m/s y de 174,80m/s y aunque estas se aproximan levemente mejor a los resultados experimentales los resultados obtenidos son peores que los observados al emplear

el criterio de Johnson Cook. Estos datos no se muestran a continuación ya que al tratarse de pocos puntos de análisis sin mejoras considerables no se han considerado de interés.

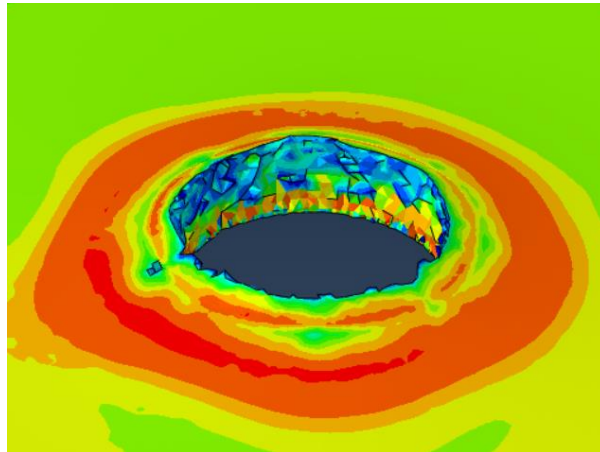


Figura 4.27: Modo de fallo del aluminio 2024-T351 al impactar con un proyectil de punta cónica a una velocidad de 174,80/s empleando el criterio de fallo de Bai Wierzbicki tras la nueva calibración.

5. CONCLUSIONES

En este último capítulo se realizará una valoración de los resultados obtenidos, explicando las aportaciones más importantes tras la resolución de este trabajo y explicando el porqué de las fallas que se han encontrado en los análisis anteriormente expuestos.

Para comenzar se comentarán las conclusiones que se han sacado a partir de los resultados obtenidos:

En impactos a bajas velocidades se puede observar como la mayoría de energía absorbida se da por una respuesta global de la placa, traduciéndose esto en una deformación mayor de la placa. Por otro lado, al impactar con elevadas velocidades la energía es absorbida principalmente en la zona de impacto, de lo que tienen gran influencia los efectos inerciales como se ha comentado anteriormente.

En cuanto a la influencia del proyectil se puede observar como los impactos con proyectiles de punta cónica requieren una mayor energía para realizar la perforación, lo que significa que la absorción de energía ante estos proyectiles es superior que con los demás. En el extremo opuesto se situaría el proyectil de punta plana, el cual ha demostrado tener mayor facilidad para perforar la placa como se ha observado en los ensayos numéricos llevados a cabo.

El criterio de fallo influye en gran medida en los resultados de las simulaciones; el modelo de Johnson Cook ha dado muy buenos resultados, proporcionando buenas velocidades residuales comparadas con las obtenidas en ensayos experimentales. De igual modo las simulaciones realizadas con este método han dado una gran aproximación a la energía total absorbida y a la deformada de la placa, fallando únicamente en el modo de fallo en la zona de impacto.

En segundo lugar, tras el criterio de Johnson Cook, se situarían las simulaciones realizadas con el criterio de Bai Wierzbicki. Estas simulaciones a pesar de predecir las velocidades residuales con gran precisión, superando en algunos casos al otro criterio empleado, ha resultado no dar buenos resultados en el resto de parámetros analizados.

Por otro lado, se valorarán los errores de simulación que se han observado al analizar las simulaciones:

En cuanto al criterio de fallo de Johnson Cook los fallos obtenidos se han dado especialmente en el modo de fallo de la placa. Estas diferencias observadas respecto a los ensayos experimentales están principalmente motivadas por la eliminación masiva de elementos en las simulaciones, lo que es consecuencia de los bajos valores de deformación de fallo que tienen las aleaciones de aluminio.

Estos resultados, al igual que el resto de variaciones que existen en los parámetros analizados pueden ser debidos a que el modelo de Johnson Cook no tiene en cuenta el estado tensional al que se somete a la placa (no hay dependencia del parámetro de Lode), de igual modo que no se han tenido en cuenta otros parámetros como la influencia de la temperatura en su desarrollo.

Obviando la dificultad de simular correctamente el modo de fallo este criterio ha proporcionado buenos resultados por lo que se considera una buena opción para el análisis mediante elementos finitos en impactos.

Por otro lado, el criterio de Bai Wierzbicki no ha proporcionado los resultados esperados a pesar de ser un criterio de fallo más completo que el comentado anteriormente. Probablemente el ser más completo ha añadido dificultad a la hora de calibrar el criterio, añadiendo dificultad al proceso y una gran imprecisión dados los datos conocidos. Esto se puede observar al comparar las energías absorbidas, donde se ha visto un material más blando y con menor capacidad de absorción que el obtenido experimentalmente.

De igual modo, este criterio podría haber mejorado en gran medida si se tuvieran a disposición mayor cantidad de datos sobre el mismo, y se hubiera definido el criterio de fallo de forma tabular, es decir, especificando la curva que lo define punto a punto.

Para concluir es muy importante destacar que este criterio de fallo ha sido añadido recientemente a ABAQUS por lo que todavía puede ser susceptible de cambio y mejoras que ayuden a introducir dicho criterio y a proporcionar mejores resultados. Por ejemplo, dicho criterio podría ser definido, junto a otros parámetros, con las constantes D_1 , D_2 , D_3 y D_4 vistas en el capítulo 2, siendo introducido de un modo similar al modelo de Johnson Cook.

En otras palabras, habrá que estar atento a la evolución de este modelo en ABAQUS para realizar más investigaciones en el futuro. A pesar de ello, hoy día los resultados obtenidos con el criterio de Johnson Cook han demostrado ser más fiables, siendo una herramienta muy útil para los análisis mediante elementos finitos.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] W. Garrison Jr and N. Moody, "Ductile Fracture," *Journal of Physics and Chemistry of Solids*, vol. 48, no.11, 1987.
- [2] F. McClintock, S. Kaplan, and C. Berg, "Ductile Fracture by Hole Growth in Shear Bands," *International Journal of Fracture Mechanics*, vol. 2, no. 4, 1966.
- [3] F. McClintock, "A Criterion for Ductile fracture by the Growth of Holes," *Journal of Applied Mechanics*, vol. 32, no. 2, 1968.
- [4] G. Johnson and W. Cook, "Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 21, no. 1, 1985.
- [5] J. Rice and D. Tracery "On the Ductile Enlargement of Voids in triaxial stress fields," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 17, 1969.
- [6] Y. Bao and T. Wierzbicki, "A Comparative Study on Various Ductile Crack Formation Criteria," *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 126, no. 3, 2004.
- [7] V. Lode, "Versuche uber den einflub der mittleren hauptspannung auf die fliebgrenze," *Zeitschrift fur Angewandte Mathematik und Mechanik*, vol. 5, no. 2, 1925.
- [8] Y. Bao and T. Wierzbicki, "On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space," *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 46, Jan. 2004.
- [9] Y. Bao and T. Wierzbicki, *Prediction of Ductile Crack Formation in Uncracked Bodies*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2003.
- [10] I. Barsoum and J. Faleskog, "Rupture mechanisms in combined tension and shear-Experiments", *International Journal of Solids and Structures*, vol.44, Mar. 2007.
- [11] I. Barsoum and J. Faleskog "Rupture mechanisms in combined tension and shear. Micromechanics", *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, Aug. 2007.
- [12] A. Mackenzie, J. Hancock, and D. Brown, "On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 9, Jan. 1977.
- [13] Y. Bai and T. Wierzbicki, "A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence," *International Journal of Plasticity*, vol. 24, 2008.
- [14] L. Xue, "Damage accumulation and fracture initiation in uncracked ductile solids subject to triaxial loading", *International Journal of Solids and Structures*, vol. 44, Aug. 2007.
- [15] L. Driemeier, M. Brünig, G. Micheli, and M. Alves, "Experiments on stress-triaxiality dependence of material behavior of aluminum alloys", *Mechanics of Materials*, vol. 42, Feb. 2010.

- [16] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y.-W. Lee, and Y. Bai, "Calibration and evaluation of seven fracture models", *International Journal of Mechanical Sciences*, vol. 47, Apr. 2005.
- [17] T. Borvik, M. Langseth, O. Hopperstad, and K. Malo, "Ballistic penetration of steel plates," *International Journal of Impact Engineering*, 1999.
- [18] A. Rusinek, J. Rodríguez-Martínez, A. Arias, J. Klepaczko, and J. López-Puente, "Influence of conical projectile diameter on perpendicular impact of thin steel plate", *Engineering Fracture Mechanics*, July 2008.
- [19] T. Borvik, O. Hopperstad, and M. Berstad, T. Langseth, "Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses part ii. numerical situations," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 27, no. 1, 2002.
- [20] X. Teng and T. Wierzbicki, "Evaluation of six fracture models in high velocity perforation," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 73, Aug. 2006.
- [21] M. Rodriguez. *Análisis experimental y numérico de la influencia del estado tensional en la deformación de fallo de elementos estructurales de aluminio*, Tesis doctoral, Carlos III, 2013.
- [22] J. Dean, C. Dunleavy, P. Brown, and T. Clyne, "Energy absorption during projectile perforation of thin steel plates and the kinetic energy of ejected fragments," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 36, Oct. 2009.
- [23] X. Teng, T. Wierzbicki, S. Hiermaier and I. Rohr, "Numerical prediction of fracture in the Taylor test", *International Journal of Solids and Structures*, vol. 42, no. 9-10, 2005.
- [24] <https://ingenieriademateriales.wordpress.com/2009/04/17/manual-del-aluminio-y-sus-aleaciones/> [Consulta 13/07/2016]
- [25] Y. Bai, Y. Bao and T. Wierzbicki, "Fracture of prismatic aluminium tubes under reverse straining," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, May 2006.
- [26] P. Bridgman, *Studies in Large Plastic Flow and Fracture*. McGraw-Hill, 1952.
- [27] ABAQUS 6.14 DOCUMENTATION.
- [28] J. Zukas, *High Velocity Impact Dynamics*. Wiley 1990.
- [29] T. Borvik, M. Langseth, O. Hopperstad, and K. Malo, "Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses part ii, numerical simulations." *International Journal of Impact Engineering*, vol. 27, no. 1, 2002.
- [30] N. Gupta and V. Madhu, "Normal and oblique impact of kinetic energy projectile on mild steel plates." *International Journal of Impact Engineering*, vol. 12, no. 3, 1992.
- [31] N. Gutpta, M. Lqbal, and G. Sekhon, "Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminium plates subjected to impact by blunt- and hemispherical- nosed projectiles." *International Journal of Impact Engineering*, vol. 32, Dec. 2006.

[32] J. Rodriguez Martinez, A. Rusinek, and A. Arias, "Thermo-viscoplastic behaviour of 2024-T3 aluminium sheets subjected to low velocity perforation at different temperatures." *Thin Walled Structures*, vol. 7, July 2010.