

# MECANISMOS DE FALLO EN PLACAS DE ACERO SOMETIDAS A IMPACTO DE PROYECTILES CILÍNDRICOS, CÓNICOS Y HEMISFÉRICOS

J. A. Rodríguez-Martínez<sup>1</sup>, A. Rusinek<sup>2</sup>, A. Arias<sup>1</sup>, J. R. Klepaczko<sup>2</sup>, J. Fernández-Sáez<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, Universidad Carlos III de Madrid, Avda. de la Universidad 30, 28911 Leganés, Madrid

<sup>2</sup>Laboratorio de Física y Mecánica de Materiales, UMR CNRS 75-54, Universidad Paul Verlaine de Metz, Ile du Saulcy, 57045 Metz cedex, France

## RESUMEN

En este trabajo se presenta un análisis numérico del comportamiento de placas de acero Weldox 460 E de 12 mm de espesor sometidas al impacto normal de proyectiles rígidos de diferentes geometrías: cilíndrica, hemisférica y cónica. Las simulaciones numéricas se han llevado a cabo utilizando el código comercial de elementos finitos ABAQUS/Explicit. La validación de los resultados numéricos con los datos experimentales disponibles en la bibliografía se ha realizado considerando el tiempo de fractura, el límite balístico y la energía absorbida por la placa. Para evaluar la influencia de la definición del comportamiento termoviscoplastico del material en los resultados obtenidos, se han empleado dos ecuaciones constitutivas: Johnson-Cook y Rusinek-Klepaczko.

## ABSTRACT

In this work is presented a numerical study of the behaviour of Weldox 460 E steel plates of 12 mm thickness subjected to perpendicular impact of rigid projectiles of different nose shapes: cylindrical, hemispherical and conical. The numerical simulations have been carried out using the FE commercial code ABAQUS/Explicit. The validation of the numerical results using experimental results available in the international literature has been done considering failure time, ballistic limit and the energy absorbed by the plate. In order to evaluate the influence of the thermoviscoplastic material behaviour on the results obtained, it has been compared two different constitutive relations: Johnson-Cook and Rusinek-Klepaczko.

**PALABRAS CLAVE:** Modelo de Rusinek-Klepaczko (RK), criterio de fallo, perforación, acero Weldox 460 E

## 1. INTRODUCCIÓN

El impacto en placas metálicas es un proceso complejo asociado a fenómenos de daño, contacto y fricción. La transferencia de la energía cinética de impacto genera fenómenos termodinámicos irreversibles asociados a propagación de ondas elásticas y plásticas, flujo plástico y grandes deformaciones, que puedan dar lugar a la aparición de inestabilidades plásticas. Empíricamente se constata que la forma del cuerpo impactador, cambia los mecanismos de fallo de la placa, el límite balístico (máxima velocidad para detención) y la contribución de los diferentes términos energéticos del proceso. Así, los proyectiles cilíndricos presentan un modo de perforación muy eficiente a bajas velocidades de impacto debido a la aparición de bandas adiabáticas de cortadura (ASB). Este proceso está fuertemente acoplado al endurecimiento por deformación  $\bar{\epsilon}_p$ , la velocidad de deformación  $\dot{\bar{\epsilon}}_p$  y la temperatura  $T$ . El fallo de la placa debido a las ASB induce la eyección de un tapón como etapa final del proceso de perforación siendo el diámetro de éste aproximadamente igual al diámetro del proyectil y su espesor aproximadamente igual al espesor de la

placa perforada. Así, la distancia proyectil-placa durante el proceso toma un valor reducido,  $\delta_w \rightarrow 0$ , Fig. 1-a, induciendo velocidades de deformación locales  $\dot{\gamma}$  en la placa superiores a  $10^4 \text{ s}^{-1}$ , Ec. 1:

$$\dot{\gamma} = \frac{V_0}{\delta_w} \quad (1)$$

donde  $V_0$  es la velocidad de impacto del proyectil. Por el contrario, a altas velocidades de impacto el empleo de geometrías de punta de impactador como cónica o hemisférica produce velocidades residuales mayores. En este caso la perforación de la placa se produce debido al alargamiento de la zona afectada por el impacto, “*ductile hole enlargement*”, que puede llegar a formar pétalos de material “*petalling*” para placas de pequeño espesor [1,2], Fig 1-b. En este trabajo se analizan los diferentes mecanismos de fallo inducidos en placas de acero Weldox 460 E por impactadores cilíndricos, hemisféricos y cónicos. Para ello se han realizado simulaciones numéricas usando el código de elementos finitos ABAQUS/Explicit. La validación de los resultados numéricos se ha realizado utilizando

resultados experimentales disponibles en la bibliografía internacional, [3].

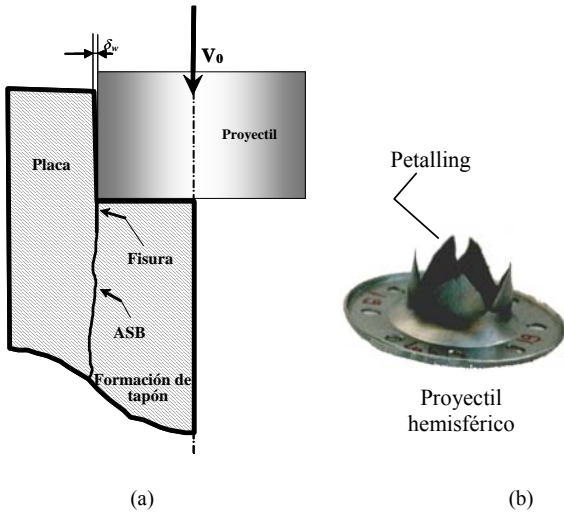


Fig. 1. (a) Esquema del modo de fallo de proyectiles hemisféricos. (b) Petalling debido al proceso de perforación de una lámina de acero mediante un proyectil hemisférico

## 2. DEFINICIÓN DEL COMPORTAMIENTO TERMOVISCOPLÁSTICO DEL MATERIAL

El Weldox 460 E es un acero de alta resistencia y elevada ductilidad frecuentemente empleado en aplicaciones estructurales de absorción de energía [4, 5]. Su comportamiento se ha modelizado mediante dos ecuaciones constitutivas: Johnson-Cook (JC) [6] y Rusinek-Klepaczko (RK) [7]. La relación JC ha sido ampliamente utilizada para modelizar el comportamiento de metales y su formulación explícita se expresa en la Ec.2:

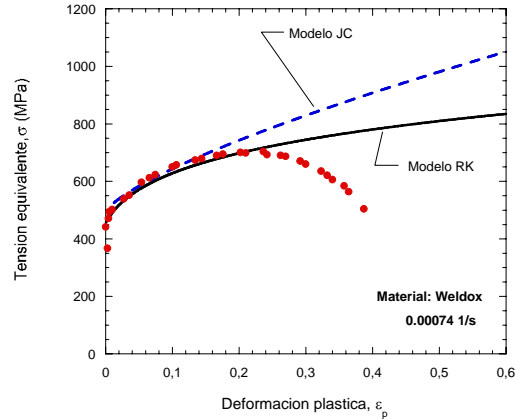
$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) = \left[ C_1 + C_2 (\bar{\epsilon}^p)^n \right] \left[ 1 + C_3 \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - T^{*m} \right] \quad (2)$$

donde el primer término define el endurecimiento por deformación, el segundo la sensibilidad a la velocidad de deformación y el tercero la sensibilidad a la temperatura. La formulación explícita del modelo RK [7] responde a la expresión, Ec. 3:

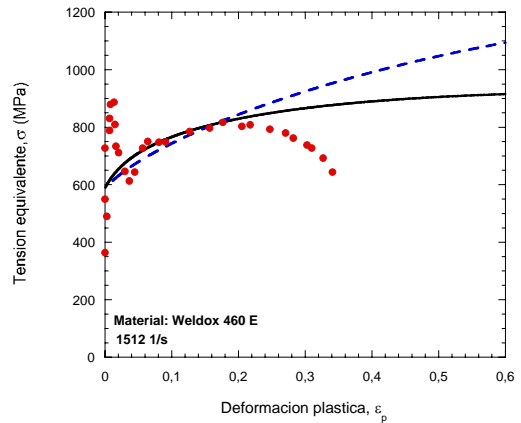
$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) = \frac{E(T)}{E_0} [\sigma_\mu(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) + \sigma^*(\dot{\bar{\epsilon}}^p, T)] \quad (3)$$

Donde  $\sigma_\mu$  es la tensión interna y  $\sigma^*$  es la tensión efectiva. Un análisis más exhaustivo sobre este modelo se puede encontrar en [7, 9-10]. Las constantes que definen el comportamiento del acero Weldox 460 E para ambos modelos se muestran en las Tablas 1,2,3 [1-2, 9]. El modelo JC, puramente fenomenológico, presenta el inconveniente de proponer una sensibilidad lineal del material a la velocidad de deformación que no corresponde con el comportamiento de la mayor parte de los metales. Sin embargo el modelo RK tiene en cuenta

procesos de activación térmica relacionados con la dinámica de las dislocaciones, basándose en aspectos físicos del comportamiento del material. Así, este último modelo considera la dependencia no lineal con la velocidad de deformación, lo que permite realizar una predicción adecuada de inestabilidades plásticas características de los procesos de impacto. La Fig. 2 muestra una comparación, para distintas velocidades de deformación, entre las predicción de los modelos JC y RK y datos experimentales para el acero considerado [8].



(a)



(b)

Fig. 2. Comparación entre los resultados experimentales [8] y las ecuaciones constitutivas RK y JC para distintas velocidades de deformación, (a)  $\dot{\bar{\epsilon}}^p = 0.00074$  (b)  $\dot{\bar{\epsilon}}^p = 1512$  /s

Tabla 1. Constantes del acero Weldox 460 E. Modelo JC [1,2]

Comportamiento termoviscoelástico (JC)				
A [MPa]	B [MPa]	C [-]	n [-]	m [-]
490	807	0.012	0.73	0.94

Tabla 2. Constantes del acero Weldox 460 E. Modelo RK

Comportamiento termoviscoelástico (RK)			
$B_0$ [MPa]	$n_0$ [-]	$\epsilon_0$ [-]	$D_1$ [-]
983.59	0.17	0.018	0.52
$\sigma_0^*$ [MPa]	$\nu$ [-]	$m$ [-]	$D_2$ [-]
100	0.107	1.031	0.052

Tabla 3. Constantes físicas del acero Weldox 460 E

Otras constantes físicas		
$E_0$ [GPa]	$\theta^*$ [-]	$T_m$ [-]
212	0.59	1600
$C_p$ [JkgK <sup>-1</sup> ]	$\beta$ [-]	$\rho$ [kgm <sup>-3</sup> ]
470	0.9	7800

Para reproducir el proceso de perforación es necesario utilizar criterios de fallo, los cuales, habitualmente están basados en una deformación de fractura máxima admisible. En este trabajo, se ha tomado una deformación de fractura  $\epsilon_f^p = 1.2$  [9], resultado de acoplar la ecuación constitutiva con el criterio de Considere ( $d\bar{\sigma}/d\bar{\epsilon}_p = \bar{\sigma}$ ), dato que concuerda con las observaciones experimentales recogidas en [8], Fig. 4.:

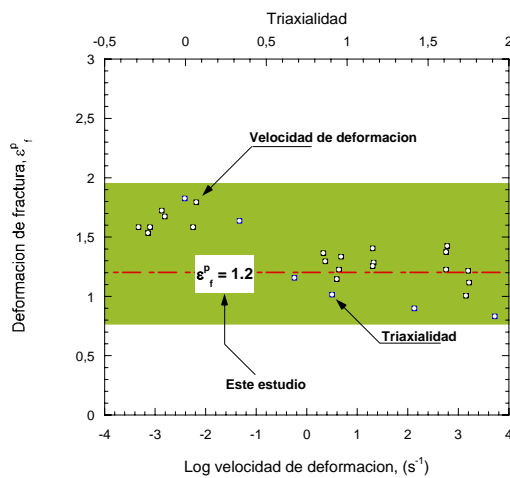


Fig. 4. Deformación de fractura considerada en función de la triaxialidad y de la velocidad de deformación. Comparación con datos experimentales [8]

### 3. CONFIGURACIÓN NUMÉRICA

La configuración numérica empleada en las simulaciones numéricas está basada en geometría experimental propuesta por Borvik et al. [3] para el impacto de proyectiles sobre placas de acero circulares de diámetro  $\Phi = 500\text{mm}$  y espesor  $t = 12\text{mm}$ , empotradas en su perímetro exterior. Los proyectiles empleados, de diámetro  $\phi = 20\text{mm}$  y masa  $M_p = 0.2\text{kg}$  corresponden a tres geometrías diferentes: cilíndrica, cónica y hemisférica. El rango de velocidades de impacto consideradas en los ensayos ha sido  $180\text{m/s} \leq V_0 \leq 450\text{m/s}$ . Teniendo en cuenta que, para evitar su deformación durante el proceso de perforación, los proyectiles han sido mecanizados en un acero con un límite elástico superior al de las placas y posteriormente templados en aceite, estos han sido definidos como sólidos rígidos, lo que permite reducir el tiempo de cálculo. Se han realizado simulaciones utilizando una configuración axilsimétrica y una configuración 3D. La simplificación axilsimétrica del proceso es una práctica común en este tipo de simulaciones con el fin de reducir el tiempo de cómputo

y reproducir los modos de fallo asociados a las diferentes geometrías de proyectil [1-2]. Para ambas configuraciones, la malla óptima se ha obtenido mediante un método de convergencia (estabilidad de los resultados con independencia de la malla). El coeficiente de fricción empleado durante las simulaciones ha sido  $\mu = 0.1$  [1-2].

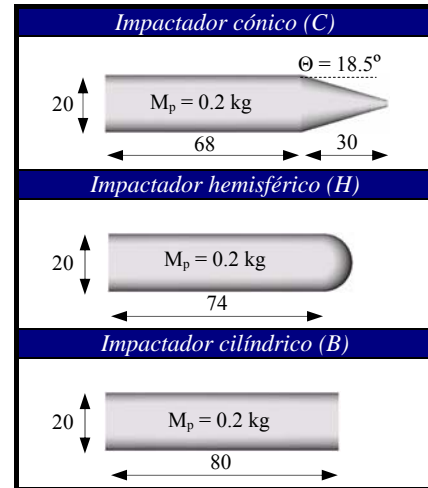


Fig. 5. Geometría de impactores empleados en las simulaciones numéricas

#### 3.1 Configuración axilsimétrica

La malla empleada en las simulaciones se muestra en la Fig. 6. La densidad de malla es mayor en la zona directamente afectada por el impacto, con 60 elementos a lo largo del espesor, y un ratio de aspecto 1:1 (Zukas [11]). A partir de esta zona el tamaño del elemento aumenta progresivamente hasta el perímetro de la placa. Se ha empleado un mallado adaptativo, ALE (Arbitrary Lagrangian- Eulerian) que reduce la distorsión de los elementos durante el proceso de perforación. Este algoritmo disponible en ABAQUS/Explicit combina las características del análisis lagrangiano con las del análisis euleriano, y permite resolver los problemas de convergencia que presentan las mallas lagrangianas. Sin embargo cuando se emplea una configuración 3D los elementos se ven sometidos a niveles inferiores de distorsión por lo que el empleo de este algoritmo no es necesario (Rusinek et al [10]).

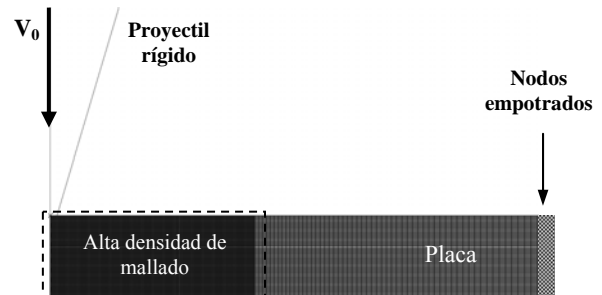


Fig. 6. Configuración axil simétrica empleada en las simulaciones

### 3.2 Configuración 3D

Recientemente, Rusinek et al [10] han analizado la necesidad de emplear una configuración numérica 3D para reproducir procesos de penetración asociados al fallo no simétrico, tales como el petalling. Dado que este modo de fallo se asocia a proyectiles cónicos cuando se emplean placas de elevado espesor [3], se ha utilizado la configuración 3D para este tipo de impactadores. La malla empleada, formada por un total de 230.000 elementos del tipo C3D8R, presenta simetría radial con el fin de evitar la generación de direcciones preferentes en la propagación de fisuras, Fig. 7.

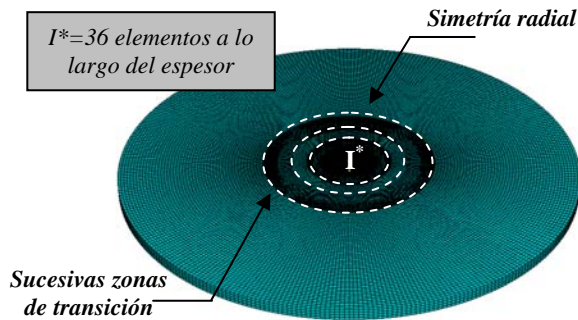


Fig. 7. Malla empleada en las simulaciones 3D

El mínimo tamaño de elemento  $l_0$  define directamente el paso de integración  $\Delta t \propto l_0 / C_0$  mediante la ecuación de velocidad de propagación de las ondas elásticas  $C_0 = \sqrt{E/\rho}$ . Así, si el tamaño del elemento se ve fuertemente reducido, el tiempo de integración también disminuye,  $\Delta t \rightarrow 0$ , interrumpiendo el proceso de simulación debido a la deformación excesiva de los elementos.

## 4. ANÁLISIS DEL MODO DE FALLO

### 4.1 Validación

En este tipo de problemas es habitual considerar el límite balístico  $V_{bl}$  y el tiempo de fractura como variables de validación de los resultados numéricos [1-2,10]. La Fig. 8.a-b muestra los resultados en términos de velocidad residual y tiempo de fractura para proyectiles cilíndricos y hemisféricos utilizando la configuración axilsimétrica y el modelo de JC. En ambos casos los valores de las predicciones numéricas están próximos a los resultados experimentales.

### 4.2 Influencia de la configuración numérica y de la ecuación constitutiva

En el caso de proyectiles cónicos además de emplear una configuración axilsimétrica y el modelo de JC, se ha empleado una configuración 3D modelizando el material de la placa con las ecuaciones constitutivas JC y RK. Así, la figura 9 muestra las predicciones de los distintos modelos comparando el valor numérico de velocidad residual con sus valores experimentales. Para altas velocidades, dado que el proceso de perforación está

ligado a una dependencia no lineal con la velocidad de deformación, la ecuación constitutiva RK proporciona una predicción más aproximada de los resultados experimentales. Para valores superiores al límite balístico, la configuración numérica 2D subestima los resultados de velocidad residual, ya no es capaz de reproducir la asimetría de fallo, por *petalling*, característico del problema. En cambio el modelo 3D proporciona resultados plenamente coincidentes con los resultados experimentales y permite un completo análisis de los mecanismos de fallo [9-10]. Fig. 10 muestra la evolución del campo tensional en la placa, distribuido circunferencialmente como consecuencia de la propagación de ondas elásticas y plásticas tras el impacto.

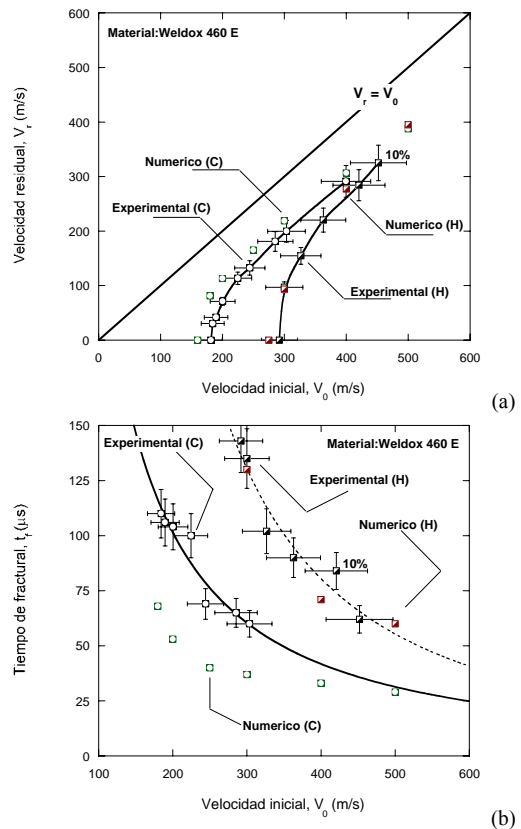


Fig. 8. Datos experimentales y predicción numérica, a) velocidad residual, b) tiempo de fractura

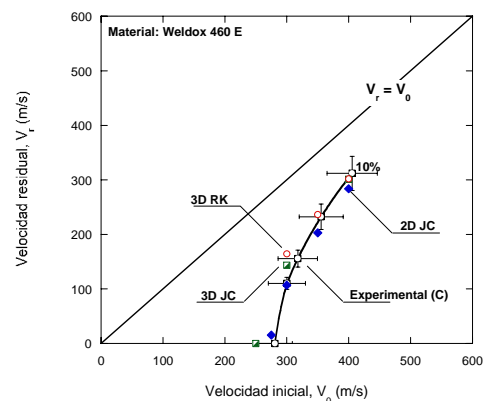


Fig. 9. Predicción de velocidad residual y comparación con los resultados experimentales. Proyecto cónico (C)

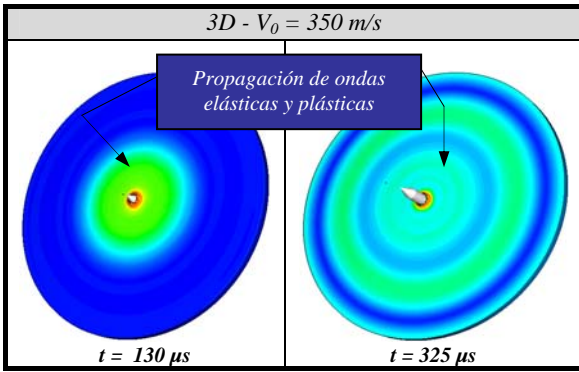


Fig. 10. Distribución de tensión equivalente en placa, con proyectil cónico y ecuación constitutiva RK

#### 4.3 Modos de fallo

Las figuras 11, 12 y 13 muestran que el modo de fallo obtenido en las simulaciones utilizando configuración axilimétrica y modelo JC, es dependiente del tipo de proyectil de acuerdo con los datos experimentales [3].

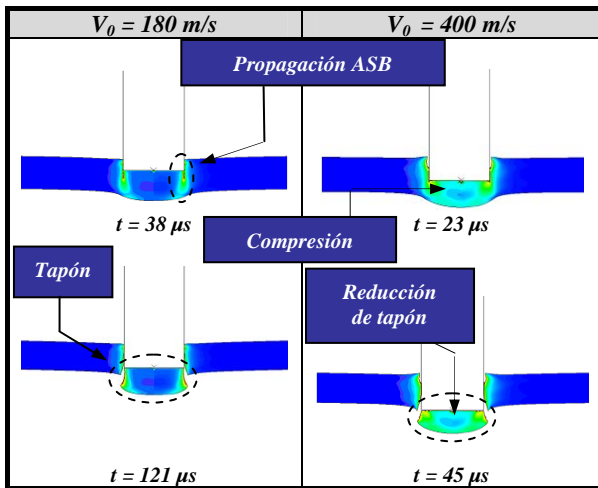


Fig. 11. Deformación plástica de la placa para proyectiles cilíndricos, (a)  $V_0 = 180 \text{ m/s}$ , (b)  $V_0 = 400 \text{ m/s}$ . Ecuación constitutiva JC

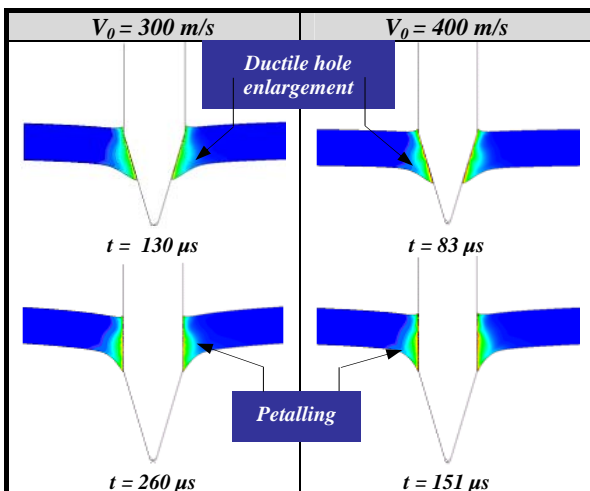


Fig. 12. Deformación plástica de la placa para proyectiles cónicos, (a)  $V_0 = 300 \text{ m/s}$ , (b)  $V_0 = 400 \text{ m/s}$ . Ecuación constitutiva JC

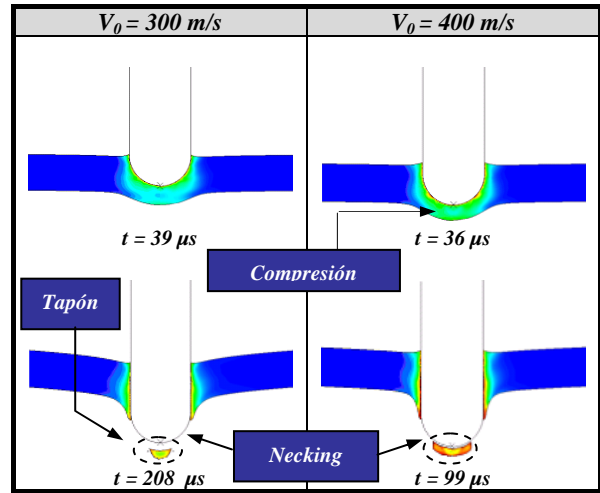


Fig. 13. Deformación plástica del proceso de perforación de proyectiles hemisféricos, (a)  $V_0 = 300 \text{ m/s}$ , (b)  $V_0 = 400 \text{ m/s}$ . Ecuación constitutiva JC

A continuación se analiza el fallo asociado a cada tipo de impactador: cilíndrico, cónico y hemisférico.

#### a) Proyectiles cilíndricos

Para el caso de proyectiles cilíndricos, ya en los primeros instantes del proceso de perforación se observa la aparición de bandas adiabáticas de cortante, ASB debido a la singularidad geométrica del proyectil. La causa es la restricción al aumento de deformación plástica en las zonas de máxima deformación tangencial, ya que el ablandamiento térmico del material hace que la velocidad de propagación de las ondas plásticas,  $V_{pp}$  sea nula, Ec.4:

$$V_{pp} = \sqrt{\frac{\partial \sigma}{\partial \epsilon^p} / \rho} \quad (4)$$

Este fenómeno tiene lugar cuando se alcanza la velocidad crítica de impacto (CIV) [1]. Así, la velocidad de propagación de las ASB permanece constante para velocidades de impacto  $V_0 \geq 150 \text{ m/s}$ , Fig. 14.

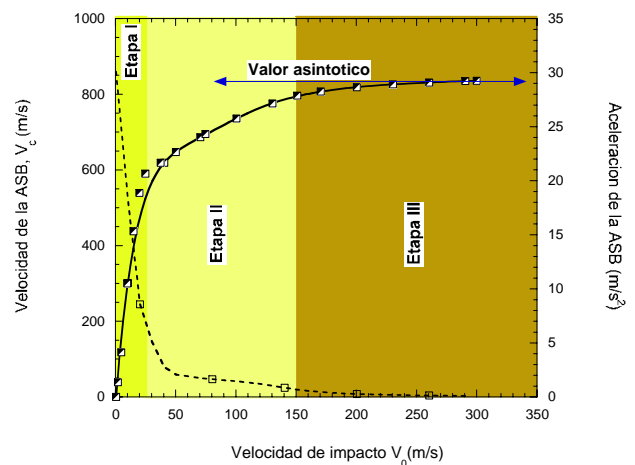


Fig. 14. Velocidad de propagación de la ASB en función de la velocidad de impacto [1]

*b) Projectiles cónicos*

La perforación se produce mediante un proceso de *ductile hole enlargement*. Este proceso consiste en el desplazamiento del material de la placa, lateralmente a medida que el proyectil avanza, disipando gran cantidad de energía, por deformación plástica y por fricción. Los valores numéricos de trabajo plástico y energía de fricción alcanzan un valor del 95% de la energía cedida por el proyectil.

*c) Projectiles hemisféricos*

En el caso de emplear proyectiles hemisféricos, se producen estados tensionales de tracción y compresión debido a la flexión incipiente de la placa, lo que reduce el espesor de tapón arrancado en comparación con el correspondiente al proyectil cilíndrico. El modo de fallo de la placa en este caso es combinación de ASB y *necking*, cuya respectiva importancia en el proceso es depende de la velocidad de impacto. Así, este mecanismo de fallo puede considerarse intermedio entre el analizado para impactadores cilíndricos y el observado para impactadores cónicos. De este modo, para proyectiles hemisféricos, la velocidad de impacto influye de modo determinante en la distribución energética de los términos plástico, friccional e inercial, sin que pueda precisarse a priori un término dominante.

**5. CONCLUSIONES**

El análisis numérico ha permitido obtener las siguientes conclusiones:

La configuración numérica axilsimétrica y el modelo de comportamiento JC permite predecir los modos de fallo asociados a diferentes geometrías de proyectil. Sin embargo, el empleo de la ecuaciones constitutiva de Rusinek-Klepaczko y el uso de configuraciones numéricas 3D resulta necesarios si se pretende realizar un estudio específico del proceso de perforación y sus mecanismos de fallo.

Los impactadores cilíndricos producen el fallo de la placa por la propagación de bandas adiabáticas de cortante generando un tapón de material al final del proceso mientras que los impactadotes cónicos producen un estado de compresión radial y alargamiento de la zona impactada. Durante el proceso de perforación de proyectiles hemisféricos se produce una combinación de los mecanismos de fallo anteriores dependiendo de velocidad de impacto.

Los diferentes mecanismos de fallo están asociados a distribución de los términos energéticos del proceso, así en el fallo por alargamiento de la zona impactada, el trabajo plástico es el término dominante; en cambio, los efectos inerciales son los preponderantes en el fallo por propagación de bandas adiabáticas de cortante.

**6. AGRADECIMIENTOS**

Los investigadores de la Universidad Carlos III de Madrid desean agradecer al Ministerio de Educación (proyecto DPI2005-06769) y a la Comunidad Autónoma de Madrid (proyecto CCG06-UC3M/DPI-0796) el

soporte económico que ha permitido la realización de este trabajo. Los investigadores de la Universidad Paul Verlaine de Metz (LPMM) desean agradecer el soporte financiero recibido del CNRS-France.

**REFERENCIAS**

[1] Arias, A., Rodríguez-Martínez, J.A. Rusinek, A. Numerical simulations of impact behaviour of thin steel to cylindrical, conical and hemispherical non-deformable projectiles. *Eng Frac Mech* (2007), doi: 10.1016/j.engfracmech.2007.06.005.

[2] Rusinek A., Rodríguez-Martínez J.A., Arias, A., Klepaczko J. R., López-Puente J. Influence of conical projectile diameter on perpendicular impact of thin steel plate. *Eng. Fract Mech*(2008), doi: 10.1016/j.engfracmech.2008.01.011

[3] Borvik, T., Langseth, M., Hopperstad, O.S., Malo, K.A. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses Part I: Experimental study. *Int J Impact Engng* 2002;27:19–35.

[4] Borvik, T., Hopperstad, O.S., Dey, S., Pizzinato, V., Langseth, M., Abertini, C. Strength and ductility of Weldox 460 E steel at high rates, elevated temperatures and various stress triaxialities. *Engng Fract Mech* 2005;72:1071-1087.

[5] Teng, X., Wierzbicki, T., Hiermaier, S. Rohr, I. Numerical prediction of fracture in the Taylor test. *International Journal of Solids and Structures* 2005;42:pp 2929-2948

[6] Johnson, G.R., Cook, W.H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. 1983. In: *Proceedings of 7th International Symposium on Ballistics*, pp. 541–547.

[7] Rusinek, A., Klepaczko, J.R. Shear testing of sheet steel at wide range of strain rates and a constitutive relation with strain-rate and temperature dependence of the flow stress. *Int J Plasticity*. 2001; 17, 87–115.

[8] Børvik T., Hopperstad O. S., Berstad T., Langseth M. A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration. *Eur. J. Solid. Mech A*. 2001(20) 685-712

[9] Rusinek A., Rodríguez-Martínez J. A., Pecherski, R. Klepaczko, J. R., Arias, A. Modelling of the DH-36 and Weldox 460 E steel for a Wide range of strain rates and temperatures, comparison between constitutive relations. *Mat. Sci. Eng-A*. (Submitted)

[10] Rusinek, A., Rodríguez-Martínez, J.A., Zaera, R., Klepaczko J. R., Sauvelet C., Arias, A. Experimental and numerical analysis of failure process of mild steel sheets subjected to perpendicular impact by hemispherical projectiles. *Int. J. Impact Engng*. (Submitted)

[11] Zukas, JA, Scheffler, DR. Practical aspects of numerical simulations of dynamic events: effects of meshing. *Int J Impact Engng* 2000: 925–45.