

Esta ponencia se ha presentado en:

VI Congreso Nacional de I+D en Defensa y Seguridad, celebrado en Valladolid, los días 20, 21 y 22 de noviembre de 2018.

Loya Lorenzo, J. A., Aranda-Ruiz, J., Rodríguez Millán, M. y Miroir, K. (2018). Modelización numérica de casco EOD ante impacto de fragmento.

© Ministerio de Defensa, 2018



Financiación: Ministerio de Economía y Competitividad de España y programa FEDER, Proyecto RTC-2015-3887-8 y proyecto DPI2017-88166-R

Modelización numérica de casco EOD ante impacto de fragmento

Loya, Jose A. ^{1,3*}, Aranda-Ruiz, Josué ^{1,3}, Rodríguez-Millán, Marcos ^{2,3}, Miroir, Kentin ⁴.

¹ Dpto. de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, Universidad Carlos III de Madrid. Avda. de la Universidad 30, 28911, Leganés, Madrid, España. jloya@ing.uc3m.es (JALL), jaranda@ing.uc3m.es (JAR)

² Dpto. de Ingeniería Mecánica, Universidad Carlos III de Madrid. Avda. de la Universidad 30, 28911, Leganés, Madrid. mrmillan@ing.uc3m.es (MRM)

³ Centro Universitario de la Guardia Civil, C. Princesa s/n, 28300, Aranjuez, Madrid, España.

⁴ Dpto de Estructuras y Mecánica de Materiales, (SIGMA Clermont). Campus des Cézeaux, CS 20265, 63178 AUBIERE CEDEX, Aubière, Francia, (KM)

* Autor Principal y responsable del trabajo; jloya@ing.uc3m.es (JALL)

Resumen: En este trabajo se ha estudiado y analizado numéricamente la respuesta de un casco diseñado para la desactivación de explosivos (EOD) frente a impacto de fragmento. Para ello se ha utilizado el código comercial de elementos finitos ABAQUS/Explicit modelizando el comportamiento de los diferentes materiales mediante subrutinas de usuario. Los resultados obtenidos permitirán el desarrollo óptimo de este tipo de sistemas de protección, mejorando la ergonomía y minimizando los daños producidos por dicho impacto en el usuario.

Palabras clave: Sistemas de protección personal, Impacto, Daño, Elementos Finitos

1. Introducción

Existe una necesidad real de mejorar los sistemas de protección personales que usan las Fuerzas y Cuerpos de Seguridad del Estado (FFCCSSEE) y Fuerzas Armadas (FFAA) frente a amenazas balísticas y explosivas que puedan darse en escenarios delictivos, terroristas, o por la participación en conflictos internacionales [1].

Ante la eventual explosión de un dispositivo explosivo que manipule un técnico en desactivación de explosivos (TEDAX), el riesgo debido al impacto de la onda de choque de la explosión junto al impacto de fragmentos, bien formen parte del recipiente contenedor o sean metralla adicional, pueden conllevar un desenlace fatal para el técnico. Es por ello que estos especialistas utilizan equipos de protección que, persiguiendo la máxima comodidad y facilidad de movimiento posible con la minimización del daño personal provocado por la amenaza, combinen distinto tipo de materiales según la zona del cuerpo a proteger (ver Figura 1.a), desde paneles cerámicos para protección de pecho y extremidades (alúminas y carburo de boro) a fibras de alta resistencia para tejidos (aramida, fundamentalmente) para el traje y casco, por ejemplo.

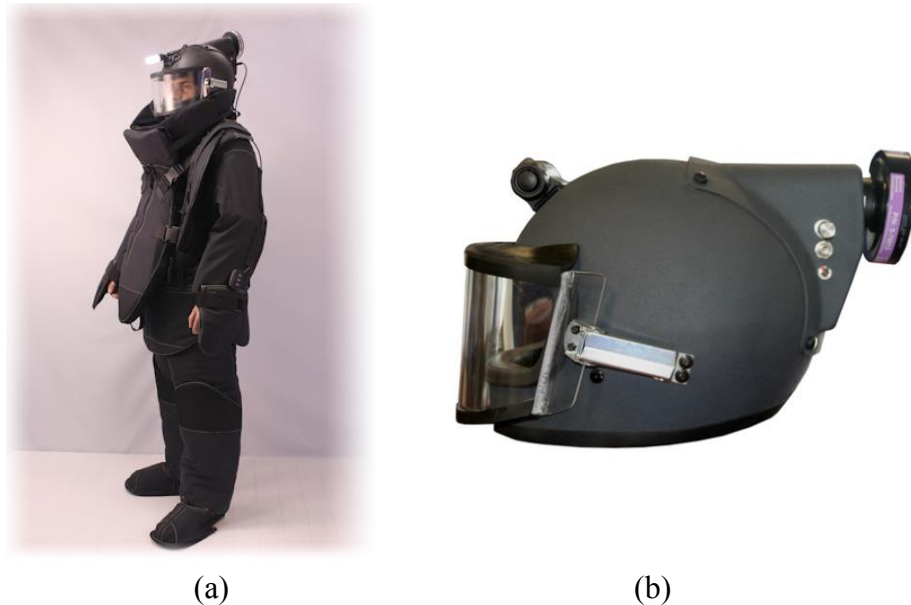


Figura 1. (a) Equipo EOD modelo OLYMPIA de United Shield International, (b) Casco

Los cascos más modernos, a pesar de combinar materiales más ligeros y resistentes a base de materiales compuestos reforzados con fibras de aramida para el bloque del casco y viseras transparentes de policarbonato, alcanzan pesos superiores a los 4 kg. Su peso elevado, junto a situaciones de estrés físico y mental, y posiciones de trabajo incómodas, dificulta enormemente el desarrollo de la actividad, por lo que el uso de herramientas numéricas que ayuden a mejorar su diseño y optimizar espesores, ha despertado gran interés.

A la hora de desarrollar un modelo numérico completo es necesario conocer y calibrar el comportamiento de todos y cada uno de los componentes que conforman todo el sistema de protección. Es por este motivo que el objetivo de este trabajo es analizar numéricamente el comportamiento de la visera de protección frente a impacto de un proyectil tipo FSP (Fragment Simulation Projectile), teniendo en cuenta su interacción con el resto de materiales, como un primer paso para la calibración de un modelo numérico completo.

2. Modelo de elementos finitos

El casco de desactivación de explosivos analizado es el modelo OLYMPIA de United Shield International (Figura 1.b), empleado por fuerzas y cuerpos de seguridad de diferentes países, de calota fabricada en Kevlar™ y visera de protección frontal de policarbonato. El análisis numérico se ha realizado mediante el método de elementos finitos, empleando para ello el código comercial ABAQUS/Explicit. El modelo incluye la calota fabricada de material compuesto reforzado con tejido

de aramida, la visera de protección de Policarbonato y el aislante que se coloca entre el casco y la visera; además se incluye el modelo del proyectil FSP (ver Figura 3.a).

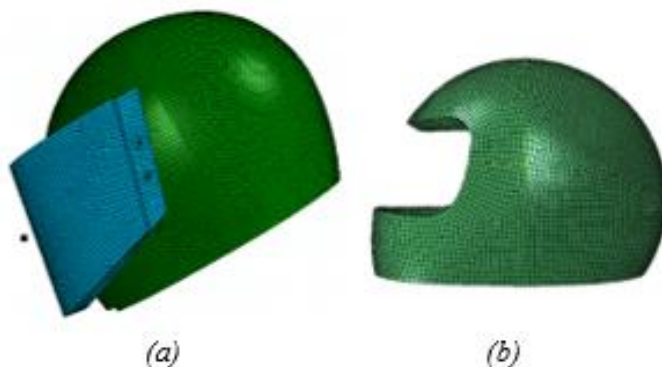


Figura 3. (a) Modelo numérico completo. (b) Modelo numérico de la calota.

La parte del modelo correspondiente a la calota, mostrada en la Figura 3.b, consta de un total de 40508 elementos de tipo C3D8R, y el comportamiento del material compuesto de aramida se ha modelizado mediante el desarrollo de una subrutina de usuario. La conexión entre visera y calota se hace con presión a través de una junta de elastómero que mejora el sellado. Dicho elastómero se ha considerado como elástico y lineal, con un módulo de elasticidad de valor $E=5$ GPa y un coeficiente de Poisson de valor $\nu=0.4$. El modelo numérico del aislante, mostrado en la Figura 4.c, consta de un total de 4003 elementos, también del tipo C3D8R.

La visera considerada posee un espesor de 21 mm. En cuanto al mallado de la misma, está formado por 110398 elementos de tipo C3D8R (Figura 4.a), y la modelización del comportamiento del Policarbonato del que está fabricada (detallado en la sección 3) también se ha considerado mediante el desarrollo de una subrutina de usuario. La interacción entre casco y visera se ha realizado mediante una condición de tipo “tie” en las zonas de unión entre ambos elementos.

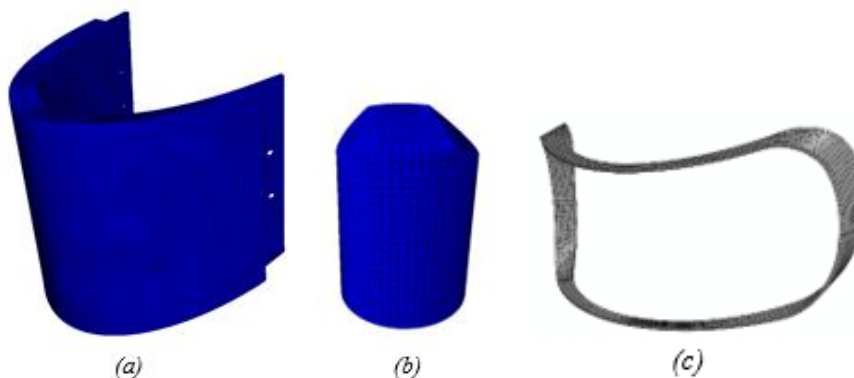


Figura 4. Componentes del modelo numérico. (a) Visera. (b) FSP. (c) Aislante.

Tal y como se ha comentado anteriormente, se ha simulado el impacto de un fragmento metálico (FSP) de 1.1 g de masa, producido como resultado de una posible explosión, el cual se ha definido según la norma STANAG 2920. Dicho proyectil ha sido mallado con un total de 8395 elementos, también de tipo C3D8R (ver Figura 4.b)

3. Descripción de los materiales

3.1. Material de la calota

La calota del casco está fabricada en material compuesto reforzado con fibras de aramida, cuyas propiedades mecánicas dependen de la dirección de dichas fibras, y se recogen en la tabla 1.

| E_1 [GPa] | E_2 [GPa] | E_3 [GPa] | G_{12} [GPa] | G_{13} [GPa] | G_{23} [GPa] | ν_{13} | ν_{23} | ρ [kg/m ³] |
|-------------|-------------|-------------|----------------|----------------|----------------|------------|------------|--------------------------------|
| 18.5 | 18.0 | 4.5 | 0.77 | 2.6 | 2.6 | 0.33 | 0.33 | 1230 |

Tabla 1. Propiedades mecánicas de la fibra de aramida Kevlar-29 [2]

Su comportamiento constitutivo se ha considerado elástico lineal hasta rotura, considerando como criterio de fallo el de Hashin [3], implementado este último mediante una subrutina de usuario tipo VUMAT. Los parámetros de daño que definen este criterio se recogen en la tabla 2.

| X_{1T} [MPa] | X_{2T} [MPa] | X_{3T} [MPa] | X_{1C} [MPa] | X_{2C} [MPa] | X_{3C} [MPa] | S_{12} [MPa] | S_{13} [MPa] | S_{23} [MPa] |
|----------------|----------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|----------------|----------------|----------------|
| 555 | 555 | 1050 | 555 | 555 | 1050 | 77 | 1060 | 1086 |

Tabla 2. Parámetros de daño para el criterio de Hashin en material compuesto reforzado con fibras de aramida Kevlar-29 [2]

3.2. Material de la visera

Para el Policarbonato de la visera, se ha considerado un modelo de material termoviscoplastico, con un criterio de daño implementado también mediante una subrutina de usuario tipo VUMAT [4]. Los parámetros que definen el modelo de daño se han calibrado a partir de los ensayos experimentales realizados por Ravi-Chandar et al. [5], que consisten en el impacto asimétrico de un proyectil cilíndrico contra el canto de una probeta plana con entalla simple. Dicho criterio de daño recoge de manera simultánea dos modos de fallo: modo de fractura frágil, definido por la tensión principal máxima, y modo de fractura dúctil, definido a partir de la densidad de energía de deformación.

3.2.1 Criterio de fallo frágil

Se ha definido mediante un criterio tensional de rotura local, basado en la tensión principal máxima, de forma que cuando se alcance un valor crítico de dicha tensión principal máxima σ_I^{crit} se produzca la fractura:

$$\sigma_I = \sigma_I^{crit}(\dot{\epsilon}) \quad (1)$$

Se ha considerado una dependencia del valor de σ_I^{crit} con la velocidad de deformación, siguiendo la misma metodología empleada por Dolinski et al. [6]. Dicha dependencia ha sido obtenida a partir de los resultados experimentales de Ravi-Chandar et al. [5], resultando finalmente:

$$\sigma_I^{crit}(\dot{\epsilon}) = \begin{cases} \sigma_{I,cuas}^{crit} & si \dot{\epsilon} \leq 27000 s^{-1} \\ \sigma_{I,dinam}^{crit}(\dot{\epsilon}) & si \dot{\epsilon} > 27000 s^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

donde:

$$\sigma_{I,cuas}^{crit} = 160 MPa \quad (3)$$

$$\sigma_{I,dinam}^{crit}(\dot{\epsilon}) = 1.622 \cdot 10^{-11} \dot{\epsilon}^3 - 1.3274 \cdot 10^{-6} \dot{\epsilon}^2 + 3.6544 \cdot 10^{-2} \dot{\epsilon} - 178.27 MPa \quad (4)$$

donde el valor crítico calculado, de 160 MPa, concuerda con el publicado por Dorogoy y Rittel [7]. Además, al tratarse de un criterio de fractura frágil, es lógico pensar que se debe dar en aquellos puntos en los que la deformación plástica equivalente sea considerablemente baja, por lo que se ha impuesto como requisito adicional, que la expresión (1) sólo sea válida en aquellos puntos en los que se cumpla:

$$\bar{\epsilon}_p \leq 0.05 \quad (5)$$

3.2.1 Criterio de fallo dúctil

Se trata de un criterio de fractura global que consiste en establecer un nivel crítico de densidad de energía de deformación, W_{crit} , a partir del cual comenzará la degradación del material, y un valor límite de densidad de energía de deformación, W_{frac} , que determinará cuando se produce la fractura. La representación esquemática de este criterio se recoge en la Figura 5.

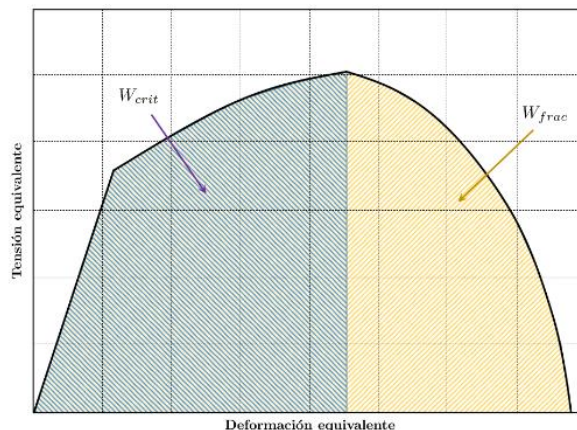


Figura 5. Representación esquemática del criterio de fractura dúctil.

El valor crítico de la densidad de energía de deformación se establece según la expresión (6):

$$W_{crit} = \int_0^{\alpha} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (6)$$

donde σ_{ij} y ε_{ij} son las componentes de los tensores de tensión y deformación respectivamente. El límite de integración superior α se fija como el nivel de deformación equivalente crítico $\bar{\varepsilon}_{crit}$, a partir del cual la resistencia estructural comienza a deteriorarse de forma gradual de acuerdo a la expresión (7):

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}^*(1 - D^b) \quad (7)$$

donde $\bar{\sigma}$ es la tensión equivalente ya degradada en el instante actual, para una deformación equivalente dada $\bar{\varepsilon} \geq \bar{\varepsilon}_{crit}$; y b un exponente que permite establecer el tipo de relación entre $\bar{\sigma}$ y $\bar{\sigma}^*$. D es el nivel de daño existente en el material, pudiendo tomar valores comprendidos entre 0, si se encuentra intacto, y 1 si está completamente dañado. Dicho parámetro D se define como:

$$D = \frac{W - W_{crit}}{W_{frac} - W_{crit}} \quad (8)$$

En el caso del PC, como en muchos polímeros en general, se produce una diferencia de comportamiento entre tracción y compresión, siendo generalmente la resistencia de estos materiales menor a tracción. Por este motivo, se ha agregado a este criterio de daño dúctil, una diferenciación entre los elementos que estén trabajando a tracción y los que lo estén haciendo a compresión. Dicha distinción se realizará mediante el uso del tercer invariante del tensor de tensiones I_3 , considerando que si dicho valor es positivo, el elemento se encuentra traccionado, mientras que si el valor es negativo, el elemento estará comprimido. Así, se definen unos valores de densidad de energía de deformación W_{crit} y W_{frac} tanto a tracción como a compresión, los cuales se recogen en la tabla 3.

| W_{crit}^{trac} | W_{frac}^{trac} | W_{crit}^{comp} | W_{frac}^{comp} | b |
|----------------------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-----|
| 50 MJ/m ³ | 70 MJ/m ³ | 140 MJ/m ³ | 170 MJ/m ³ | 1 |

Tabla 3. Parámetros del criterio de fractura dúctil

Adicionalmente, se ha incluido un valor límite de deformación, $\epsilon_{max} = 1.6$ [8], para evitar posibles errores numéricos derivados de la excesiva distorsión que aparece en elementos próximos a su eliminación y que derivan en problemas de convergencia.

3.3. Material del FSP

El FSP está fabricado en acero AISI 4340, definiéndose el comportamiento termoviscoplastico del material mediante un modelo de Johnson-Cook [9], cuya función de endurecimiento viene definida por las expresiones:

$$\sigma_Y(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) = [A + B(\bar{\epsilon}^p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] [1 - \theta^m] \quad (9)$$

$$\theta = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad (20)$$

donde $\bar{\epsilon}^p$ es la deformación plástica equivalente, $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ la velocidad de deformación plástica equivalente y θ la temperatura absoluta. Para el acero AISI 4340, los parámetros que aparecen en las expresiones (9) y (10) han sido obtenidos de [10]. El coeficiente de Quinney-Taylor que define el porcentaje de trabajo plástico que es transformado en calor es igual a $\beta=0.9$. La temperatura inicial se ha fijado en $T_0=293 \text{ K}$ y la temperatura de fusión en $T_m=775 \text{ K}$. Además, el modelo para el acero tiene en cuenta la relación entre la presión, la densidad y la energía interna a través de la ecuación de estado de Mie-Grüneisen:

$$p(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) = \frac{\rho_0 c_0^2 \eta}{(1 - s\eta)^2} \left(1 - \frac{\Gamma_0 \eta}{2} \right) + \Gamma_0 \rho_0 E_m \quad (11)$$

donde ρ_0 es la densidad de referencia, c_0 la velocidad del sonido en el material, η es la deformación volumétrica nominal (definida como $\eta = 1 - \rho_0/\rho$, siendo ρ la densidad actual), Γ_0 es una constante material, E_m la energía interna por unidad de masa, y s es una constante en la ecuación de estado hidrodinámica de Mie-Grüneisen. Los valores de los parámetros pertenecientes a dicha ecuación de estado se han obtenido de [11].

4. Resultados obtenidos

La curva balística obtenida para la visera se muestra en la siguiente figura:

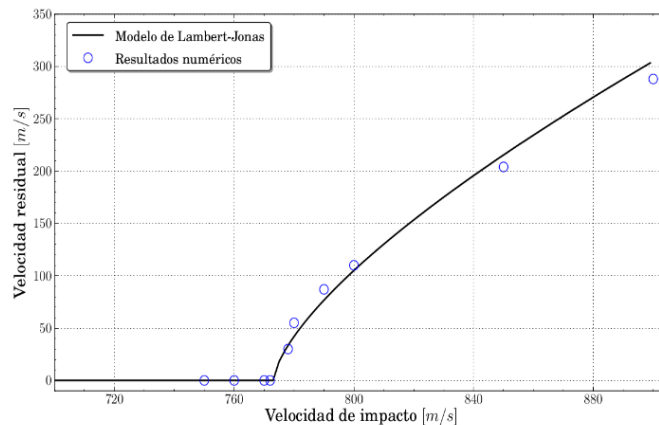


Figura 6. Resultados obtenidos para el límite balístico de la visera de PC.

En la figura anterior se representa la velocidad residual de salida del proyectil V_r , frente a la velocidad de impacto V_i . Estos datos han sido ajustados mediante una regresión de mínimos cuadrados de acuerdo a la ecuación de Lambert-Jonas [12]:

$$V_r^p = A(V_i^p - V_{50}^p) \quad (32)$$

donde A y p son coeficientes de regresión, y V_{50} es el valor del límite balístico, definido como la velocidad a la cual el proyectil perfora el objetivo el 50 % de las veces. Se puede comprobar como el límite balístico predicho por el modelo numérico, $V_{50} \approx 773 \text{ m/s}$, es muy similar a los 780 m/s proporcionados por el fabricante [13], cometiendo un error de apenas un 0.9 %.

El mecanismo de fallo del material de la visera es de tipo dúctil, no llegando a alcanzarse en ningún caso el valor de tensión principal máxima crítica que daría lugar a un modo de fractura frágil. Los elementos de la zona externa de la visera (los que primero entran en contacto con el proyectil) rompen al alcanzar el valor de densidad de energía de deformación a fractura a compresión $W_{frac}^{comp} = 170 \text{ MJ/m}^3$, mientras que los de la parte trasera de la misma se eliminan al alcanzar el valor límite a tracción $W_{frac}^{trac} = 70 \text{ MJ/m}^3$.

En la Figura 7 se puede observar la secuencia del impacto del proyectil contra la visera a una velocidad de 770 m/s, por debajo del límite balístico del PC de la visera de protección. En este caso el proyectil se detiene antes de atravesar la visera por completo.

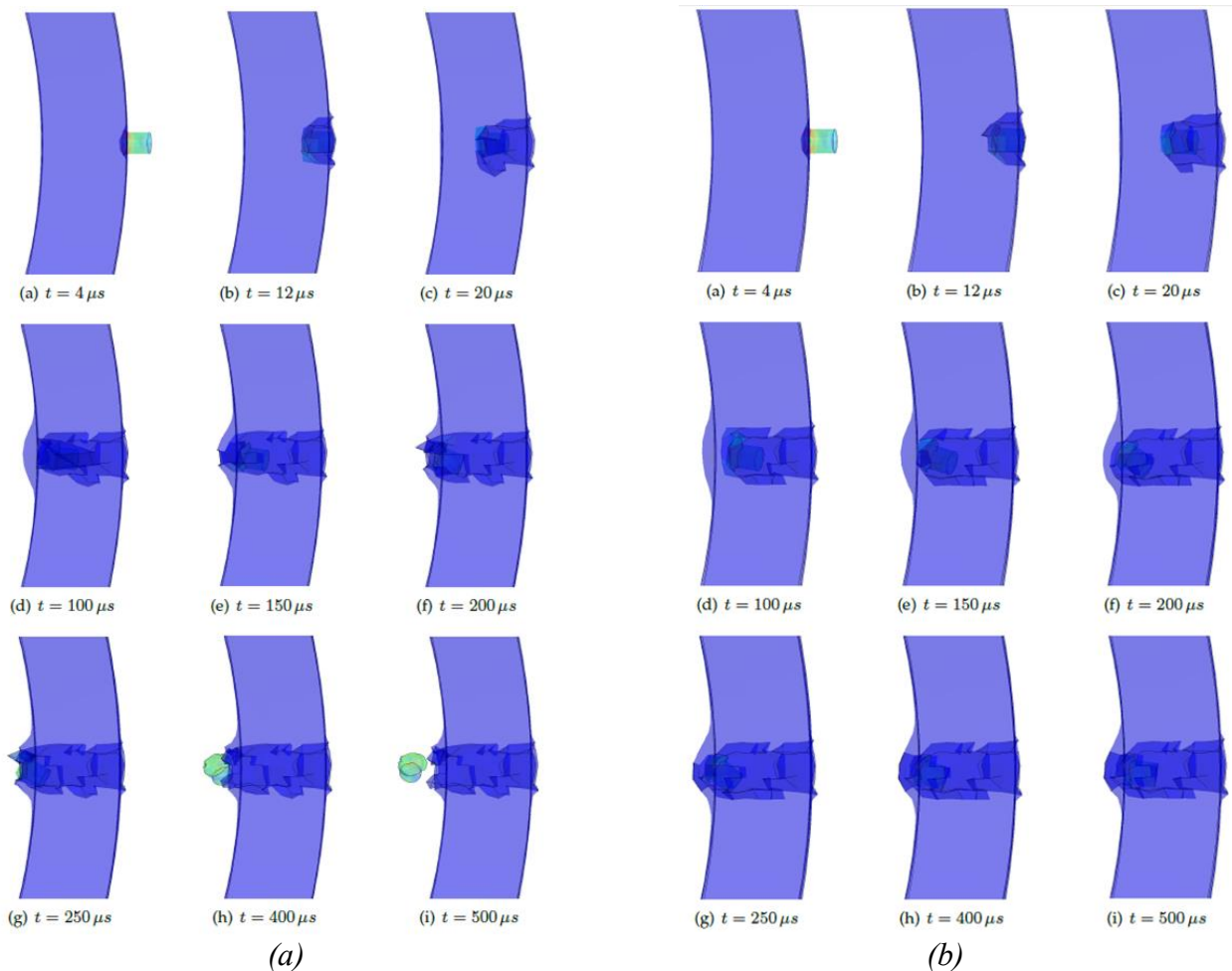


Figura 7. Secuencia de impacto de fragmento contra la visera. (a) por debajo del límite balístico, (b) superando el límite balístico

5. Conclusiones

En este trabajo, se ha analizado numéricamente el comportamiento frente a impacto de un modelo de protección personal, como es un casco EOD. Concretamente, y como estudio preliminar, se ha estudiado la respuesta a impacto de FSP de la visera de protección frontal de Policarbonato, incorporando el modelo de daño del material, y comprobando que la respuesta de la misma, incorporada a un modelo completo del casco, se corresponde con la observada experimentalmente.

Agradecimientos

Los autores quieren agradecer la financiación recibida del Ministerio de Economía y Competitividad y al programa FEDER a través de los proyectos DPI2017-88166 -R y RTC-2015-3887-8.

Referencias

1. Taber K.H, Warden D.L., Hurley R.A. Blast-related traumatic brain injury: what is known? *The Journal of Neuropsychiatry & Clinical Neurosciences*. **2006**; 18(2), 141-145.
2. Tse K.M. Development of a realistic finite element model of human head and its applications to head injuries. Tesis Doctoral, National University of Singapore, 2013.
3. Hashin Z. The elastic moduli of heterogeneous materials, *J. Appl. Mech.* 29, 143-150, 1962.
4. Aranda-Ruiz J. Criterios de fallo aplicables a polímeros de uso structural sometidos a cargas impulsivas. Tesis Doctoral, Universidad Carlos III de Madrid, 2017.
5. Ravi-Chandar K., Lu J., Zhu Z. Failure mode transitions in polymers under high strain rate loading, *International Journal of Fracture*. **2000**;101, 33-72,.
6. Dolinski M., Rittel D., Dorogoy A. Modeling adiabatic shear failure from energy considerations, *Journal of Mechanics and Physics of Solids*. **2010**; 58, 1759-1775.
7. Dorogoy A., Rittel D. Effect of confinement on thick polycarbonate plates impacted by long and AP projectiles, *International Journal of Impact Engineering*. **2015**; 76, 38-48.
8. Faye A., Parmeswaran V., Basu S. Mechanics of dynamic fracture in notched polycarbonate, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. **2015**; 77, 43-60.
9. Johnson G.R., Cook W.H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, In: *Proceedings of the seventh international symposium on ballistics*, 1983.
10. Ozel T., Zeren E. Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high speed machining, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. **2007**; 35, 255-267.
11. Tham C.Y., Tan V.B.C., Lee H.P. Ballistic impact of a KEVLAR helmet: Experiment and simulations, *International Journal of Impact Engineering*. **2007**; 35, 304-318.
12. Lambert J.P., Jonas G.H.. Towards standardization of in terminal ballistics testing: velocity representation, *Ballistic Research Laboratories, Aberdeen Proving Ground, Report No. BRL-R-1852*. Maryland, 1976.
13. [Internet, accedido el 16-02-2018]. Available from: <http://defensetechs.com/portfolios/anti-explosives-and-drugs-3/>