

MODELIZACIÓN NUMÉRICA DEL COMPORTAMIENTO BALÍSTICO DE PANELES FML ACERO-FIBRA DE VIDRIO

B. Valverde¹, M.H. Miguélez¹, C. Santiuste², J.A. Loya^{2*}

¹ Dpto. Ingeniería Mecánica, Universidad Carlos III de Madrid, Av. de la Universidad, 30, 28911 Leganés, Madrid

² Dpto. Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras. Universidad Carlos III de Madrid. Av. Universidad 30, 28911 Leganés, España

* Persona de contacto: jloya@ing.uc3m.es

RESUMEN

El desarrollo de paneles multilaminados FML (Fiber Metal Laminate) de acero y fibras de alto rendimiento con alta capacidad de absorción de energía y resistencia estructural, proporcionan soluciones más ligeras y eficientes en comparación con blindajes monolíticos equivalentes. Para el desarrollo de modelos numéricos capaces de predecir su comportamiento balístico en función del número de capas, se ha seguido una metodología combinada experimental y numérica. Utilizando un lanzador neumático, se han realizado ensayos de impacto de alta velocidad con proyectiles esféricos de acero templado sobre probetas FML. La velocidad de impacto y, en caso de perforación, la velocidad residual del proyectil, se han medido con cámaras de alta velocidad. La deformación de la cara posterior, el tipo de rotura y la extensión del daño se ha evaluado usando un escáner superficial 3D e internamente mediante inspección no destructiva. Utilizando el código comercial de elementos finitos ABAQUS/Explicit, se han modelizado de manera independiente cada uno de los materiales considerandos. Posteriormente, se han integrado dichos modelos para simular el comportamiento ante impacto de paneles FMLs con varias secuencias de apilamiento. Las predicciones numéricas para varios apilamientos ante impacto balístico se han comparado satisfactoriamente con los correspondientes resultados experimentales.

PALABRAS CLAVE: Impacto balístico, FML, elementos finitos.

ABSTRACT

The development of Fiber Metal Laminate (FML) multilayer panels using high-performance steel and fibers with high energy absorption capacity and structural strength provides lighter and more efficient solutions compared to equivalent monolithic armor. For the development of numerical models capable of predicting their ballistic behavior based on the number of layers, a combined experimental and numerical methodology has been followed. High-speed impact tests with hardened steel spherical projectiles on FML specimens have been conducted using a pneumatic launcher. Impact velocity and, in case of penetration, residual projectile velocity have been measured with high-speed cameras. Deformation of the rear face, fracture type, and extent of damage have been evaluated using a 3D surface scanner and internally through non-destructive inspection. Independently modelling each of the considered materials using the commercial finite element code ABAQUS/Explicit, these models have been integrated to simulate the impact behavior of FML panels with various stacking sequences. The numerical predictions of the FML model for various stacking configurations under ballistic impact have been successfully compared with corresponding experimental results.

KEYWORDS: Ballistic impact, FML, finite elements.

1. INTRODUCCIÓN

La continua evolución de los sistemas de protección utilizados por las Fuerzas y Cuerpos de Seguridad del Estado (FFCCSE) y las Fuerzas Armadas (FFAA) en vehículos y plataformas móviles es de suma importancia para afrontar amenazas balísticas y explosivas en situaciones delictivas, actos terroristas y conflictos internacionales [1].

Cuando un proyectil impacta contra un sistema de protección, una posible perforación del blindaje o una

gran deformación en su cara posterior, a pesar de haber detenido dicho proyectil, puede llevar asociado un alto riesgo tanto para el personal como para los equipos y bienes materiales a proteger. Los sistemas de protección deben ser eficientes en términos balísticos y, al mismo tiempo, lo más ligeros posible para facilitar su transporte y montaje rápido, sin afectar significativamente a la dinámica y la autonomía del vehículo en el que se instalan.

Por esta razón, existe un gran interés científico e industrial en el estudio de materiales híbridos que combinen las ventajas de diferentes componentes, como

los laminados de metal-compuesto, conocidos como FML (Fiber Metal Laminates). El comportamiento de estos materiales frente a cargas estructurales e impulsivas, como los impactos, se ve influenciado por diversos factores, tales como los tipos de materiales utilizados, la secuencia en la aplicación de las capas, la orientación de las fibras, la adhesión entre capas de fibra y de fibra-metal, y el espesor de cada capa, lo cual impacta directamente en su densidad areal.

El desarrollo de modelos numéricos facilita el diseño de estas estructuras híbridas. Para crear un modelo numérico completo, es necesario comprender el comportamiento de los materiales que conforman el FML frente a impactos. En este estudio, se ha desarrollado y validado un modelo numérico que permite analizar el comportamiento de los laminados FML ante el impacto de proyectiles esféricos (comúnmente utilizados como simulantes de fragmentos según la normativa STANAG 2920). Se investiga la influencia del número de capas, su espesor y secuencia, con el objetivo de obtener una herramienta numérica que facilite el diseño del tipo de FML necesario en función de la amenaza considerada.

2. PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

El material FML analizado en este estudio está compuesto por láminas de acero inoxidable AISI 304 con un espesor de 0.30 mm y capas de fibra de vidrio S2 unidirecciones impregnadas en una matriz epoxy, cada una con un espesor de 0.15 mm. Estas capas de fibra de vidrio pueden tener una orientación de 0° o 90°. Se utilizaron probetas cuadradas compuestas por dos laminados específicos, denominados FML1 (espesor total: 1.50 mm) y FML2 (espesor total: 2.25 mm), cuyas secuencias de apilamiento se detallan en la Figura 1.

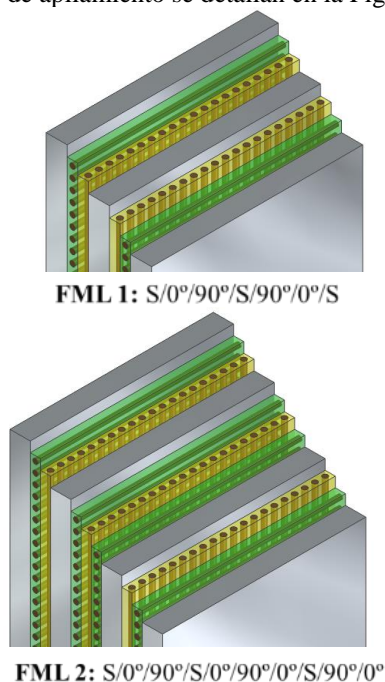


Figura 1. Secuencias de apilamiento en probetas FML1 y FML2 (S representa acero).

Las probetas utilizadas, fabricadas en la Universidad Tecnológica de Lublin, fueron ensayadas en el Laboratorio de Impacto, ImpactLab, de la Universidad Carlos III de Madrid, tal y como se esquematiza en la Figura siguiente.

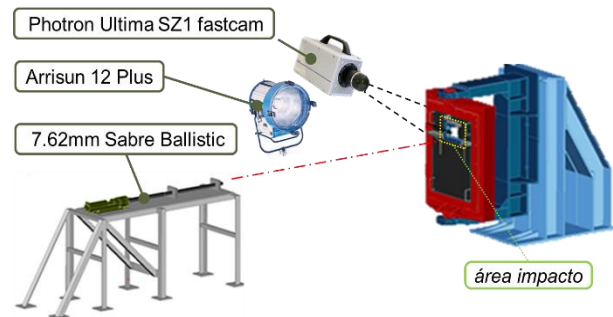


Figura 2. Esquema del ensayo de impacto balístico.

Las probetas fueron empotradas en su perímetro, dejando una superficie libre de 100x100 mm, e impactadas perpendicularmente en su centro por un proyectil esférico de acero templado de masa 1.7 g y diámetro de 7.5 mm. El impacto se realizó utilizando un lanzador neumático de calibre 7.62 mm, capacidad de alcanzar velocidades superiores a los 800 m/s. La velocidad de impacto, la velocidad residual en caso de perforación y el proceso de impacto, fueron registrados mediante cámaras de alta velocidad (Photron FastCam SA-Z) a una velocidad de captura de aproximadamente 30,000 imágenes por segundo, siguiendo la metodología descrita en [2]. El análisis de las curvas balísticas obtenidas, así como del trauma y la deformación permanente producidos en las probetas, permitirán la validación posterior del modelo numérico desarrollado.

3. MODELIZACIÓN NUMÉRICA

Se ha utilizado el Método de Elementos Finitos implementado en el código comercial ABAQUS/Explicit para realizar el modelo numérico de los FMLs compuestos por fibra de vidrio y acero inoxidable. Estos laminados consisten en capas alternas de acero AISI 304 y dos capas de fibra de material compuesto que simulan las dos orientaciones. Los distintos apilados, FML 1 y FML 2, se han modelado de esta manera. La unión entre las capas se ha modelado mediante un contacto entre superficies cohesivas.

Después de analizar la sensibilidad de la malla, se han utilizado 76854 elementos hexaédricos de ocho nodos e integración reducida con transmisión térmica (tipo C3D8RT) para cada capa de acero, con comportamiento constitutivo termovisco-plástico tipo Johnson-Cook. Respecto a las capas de fibra de vidrio tipo S2, se han utilizado 42648 elementos C3D8R, habiendo modelizado su comportamiento mecánico utilizando una subrutina de usuario VUMAT en FORTRAN.

Dado que experimentalmente no se han observado deformaciones permanentes en los proyectiles esféricos

de acero templado utilizados después del impacto, se modele su comportamiento como elástico y lineal, con densidad de 7,850 kg/m³, módulo de elasticidad de 210 GPa y coeficiente de Poisson de 0.3. Para su discretización, se han utilizado 6048 elementos.

Dada la simetría a un cuarto del problema, se aplican las correspondientes condiciones de simetría (Figura 3). El modelo del FML 1 consta de 407226 elementos, mientras que el modelo del FML 2 consta de 612036 elementos.

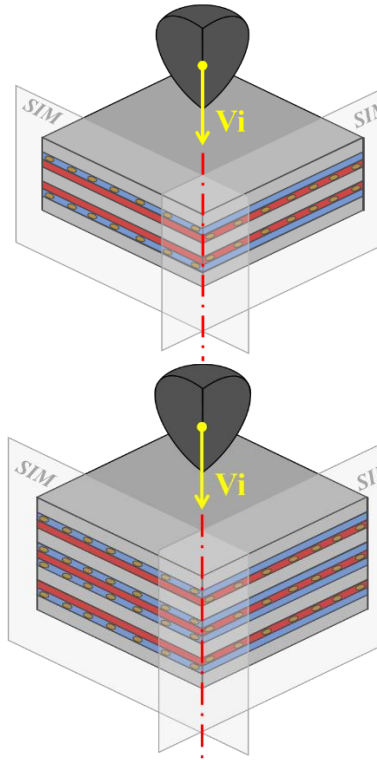


Figura 3. Detalle del modelo FEM de probetas. FML 1 (arriba) y del FML 2 (abajo). Capas de acero (gris), fibra de vidrio a 0° (azul) y a 90° (rojo).

3.1. Comportamiento constitutivo de la fibra de vidrio S2 y con matriz epóxica

Las capas de fibra de vidrio S2 con matriz de epoxy se modelan con comportamiento mecánico elástico lineal ortotrópico hasta el fallo. Las propiedades mecánicas de estas capas dependen de la dirección de las fibras, las cuales se encuentran especificadas en la Tabla 1, donde el subíndice indicado representa la dirección de las fibras.

Tabla 1: Propiedades mecánicas de la fibra de vidrio impregnada con resina epoxi [3].

ρ	E_{11}	E_{22}	E_{33}	G_{12}	G_{13}	G_{23}	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
[kg/m ³]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]	[GPa]			
1850	64	11.8	11.8	4.3	4.3	3.7	0.053	0.053	0.44

Para evaluar el fallo unidireccional se ha utilizado el criterio de Hashin [4], el cual ha sido implementado mediante una subrutina de usuario tipo VUMAT. Este

criterio se describe mediante las siguientes ecuaciones siguientes (1-7) [5]:

$$\text{Fibras a tracción } (\sigma_{11} > 0) \quad \left(\frac{\sigma_{11}}{X_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1 \quad (1)$$

$$\text{Fibras compresión } (\sigma_{11} < 0) \quad \left(\frac{\sigma_{11}}{X_C}\right)^2 \geq 1 \quad (2)$$

$$\text{Matriz a tracción } (\sigma_{22}; \sigma_{33} > 0) \quad \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (3)$$

$$\text{Matriz a tracción } (\sigma_{22}; \sigma_{33} > 0) \quad \left(\frac{\sigma_{33}}{Z_T}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (4)$$

$$\text{Matriz a tracción } (\sigma_{22}; \sigma_{33} < 0) \quad \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_C}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (5)$$

$$\text{Matriz a tracción } (\sigma_{22}; \sigma_{33} < 0) \quad \left(\frac{\sigma_{33}}{Z_C}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{23}}{S_{23}}\right)^2 \geq 1 \quad (6)$$

$$\text{Fibra-matriz a cortadura } (\sigma_{11} < 0) \quad \left(\frac{\sigma_{11}}{X_C}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{13}}{S_{13}}\right)^2 \geq 1 \quad (7)$$

Los parámetros de daño que caracterizan este criterio se detallan en la Tabla 2. En dicha tabla, se presentan los límites de tensión a tracción en cada dirección ortogonal (X_{1T} , X_{2T} y X_{3T}), a compresión (X_{1C} , X_{2C} y X_{3C}) y a cortadura (S_{12} , S_{13} y S_{23}). Además, se modela fallo frágil, propio de este tipo de material compuesto.

Tabla 2: Parámetros de daño para el material compuesto reforzado con fibras de vidrio S2, en MPa [3]

X_{1T}	X_{2T}	X_{3T}	X_{1C}	X_{2C}	X_{3C}	S_{12}	S_{13}	S_{23}
1380	47	47	770	137	850	76	76	38

3.2. Acero inoxidable AISI 304

Para modelar el comportamiento mecánico del acero inoxidable, se considera un modelo termoviscoplastico de Johnson-Cook [6], cuya función de endurecimiento por deformación plástica viene definida por las expresiones siguientes:

$$\sigma_Y(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) = [A + B(\bar{\epsilon}^p)^n] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right) \right] [1 - \theta^m] \quad (8)$$

$$\theta = \frac{T - T_0}{T_m - T_0} \quad (9)$$

donde $\bar{\epsilon}^p$ es la deformación plástica equivalente, $\dot{\bar{\epsilon}}^p$ es la velocidad de deformación plástica equivalente y θ es un cociente de temperaturas. Para el acero AISI 304, las constantes de las expresiones (8) y (9), recogidas en la Tabla 3, se han obtenido de la literatura [7]. La

temperatura inicial del ensayo es $T_0=293$ K y la temperatura de fusión del material es $T_m=1673$ K.

Tabla 3. Parámetros de Johnson-Cook para el acero AISI 304 [7].

A [MPa]	B [MPa]	n	m	C	$\dot{\epsilon}_0$
310	1000	0.65	1	0.07	0.1

Para simular el fallo del acero, se utiliza también el modelo de fallo de Johnson-Cook, basado en la deformación plástica, cuya expresión se muestra en la ecuación 10 y cuyos parámetros se detalla en la Tabla 4.

$$\bar{\epsilon}_f(p, q, \dot{\epsilon}^p, T) = \left[d_1 + d_2 \left(d_3 \frac{p}{q} \right) \right] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right] \left[1 + d_5 \theta \right] \quad (10)$$

Tabla 4. Parámetros de daño de Johnson-Cook para el acero AISI 304 [7].

d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
0.53	0.50	-6.80	-0.014	0.0

3.3. Interacción cohesiva entre capas

La modelización de la resina epoxi utilizadas en ambos FML y de la interacción entre las diferentes capas de fibra (a 0° y a 90°) y entre las capas de fibra y metal, se define mediante un contacto con propiedades cohesivas descritas en la bibliografía [8], y recogidas en la tabla 5. Este enfoque de modelización permite calcular el fallo por delaminación entre las capas del apilado.

Tabla 5. Propiedades para las superficies cohesivas entre las capas de fibra de vidrio [8].

$K_{nn} = K_{ss} =$ Ktt [N/mm ³]	τ_n [MPa]	$\tau_s = \tau_t$ [MPa]	G _{IC} [kJ/m ²]	G _{IIc} = G _{IIIc} [kJ/m ²]
10^6	80	46.5	0.45	0.60

Durante la fabricación de las placas de FML, se aplicaron tratamientos superficiales al acero para mejorar la adhesión con las capas de fibra S2. Las propiedades cohesivas de esta unión se han obtenido de la literatura [9] y se muestran en la Tabla 6.

Tabla 6. Propiedades para las superficies cohesivas entre las capas de fibra de vidrio y acero [9].

$K_{nn} = K_{ss} =$ Ktt [N/mm ³]	τ_n [MPa]	$\tau_s = \tau_t$ [MPa]	G _{IC} [kJ/m ²]	G _{IIc} = G _{IIIc} [kJ/m ²]
10^6	80	46.5	0.45	0.60

4. COMPARACIÓN DE RESULTADOS

Los modelos constitutivos desarrollados para los distintos materiales se han integrado junto a la interacción cohesiva entre las diferentes superficies para modelizar el FML. El modelo permite calcular la curva balística, el trauma y los mecanismos de fallo que ocurren en función del número de capas y la velocidad del

proyector, y su cuya capacidad predictiva se compara posteriormente con los resultados experimentales.

4.1. Curva balística

En la Figura 4 se representa la velocidad residual experimental del proyectil, V_r , frente a la velocidad de impacto, V_i , junto a la correspondiente predicción numérica para ambos FMLs.

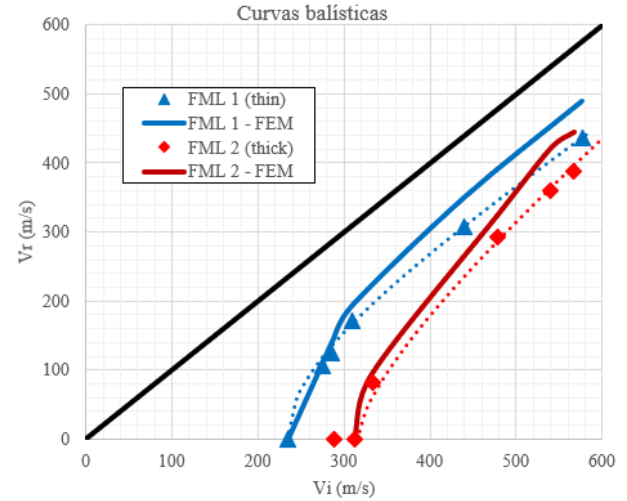


Figura 4 Curvas balística experimental y numérica para FML 1 y FML 2.

Los resultados experimentales, representados mediante símbolos discretos, se han ajustado mediante una regresión de mínimos cuadrados a la expresión de Lambert-Jonas [10], ver ecuación (11):

$$V_r^p = A(V_i^p - V_{bl}^p) \quad (11)$$

donde A y p son coeficientes de regresión, y V_{bl} es el valor estimado del límite balístico, que representa la velocidad mínima necesaria del proyectil para perforar el objetivo. Dichos ajustes se representan como líneas discontinuas en la Figura 4.

De la comparación entre resultados numéricos y experimentales, se observa que la predicción numérica del límite balístico es muy similar a la obtenida experimentalmente en ambos apilados, siendo para el FML1, $V_{bl} \approx 238$ m/s frente a 235 m/s, y para el FML 2, $V_{bl} \approx 307$ m/s frente a 315 m/s, lo que indica que el error máximo cometido es del orden de 2.5%. Respecto al resto de la curva balística, se obtiene una buena concordancia al aumentar la velocidad de impacto, con un error máximo del 12% en la velocidad residual tras el impacto.

Dado que la velocidad residual del proyectil obtenida numéricamente es igual o superior a la experimental en ambos espesores, se concluye que el modelo de elementos finitos desarrollado proporciona estimaciones conservadoras y seguras de la velocidad residual del proyectil.

4.2. Trauma en probetas de FML

A modo ilustrativo, las Figuras 5 y 6 muestran el trauma producido en probetas FML2. El lado izquierdo de las figuras, muestran la fotografía de las probetas impactadas, mientras que la derecha de la imagen es la predicción numérica correspondiente.

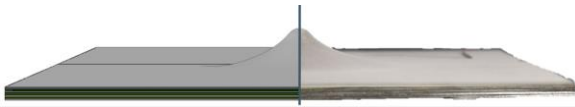


Figura 5. Comparación de trauma numérico (izq)-experimental (dcha) en FML2 a $V_{imp} = 288$ m/s.



Figura 6. Comparación de trauma numérico (izq)-experimental (dcha) en FML2 a $V_{imp} = 577$ m/s.

La figura 5 representa un impacto a velocidad inferior a su límite balístico, mientras que la figura 6 corresponde a un impacto a velocidad superior a dicho límite. En este caso, el proyectil perfora el laminado, produciendo un fallo por "petalling" muy similar al calculado.

En todos los casos, la comparación cualitativa y cuantitativa del traumatismo de la cara posterior calculado numéricamente, en términos de valor máximo, extensión y geometría, muestra una muy buena concordancia con los medido experimentalmente.

5. CONCLUSIONES

En este estudio se ha llevado a cabo un análisis experimental y numérico del comportamiento frente a impacto de laminados FML formados por láminas de acero inoxidable AISI 304 y de material compuesto de fibra de vidrio S2 con matriz epoxy, variando el número de capas y la secuencia de apilado. Específicamente, se ha investigado el comportamiento ante el impacto de fragmento esférico de acero con un diámetro de 7.5 mm en laminados ligeros de 1.50 y 2.25 mm de espesor. El modelo numérico desarrollado incorpora la interacción entre las diferentes capas mediante superficies cohesivas. Las propiedades mecánicas de los materiales y los criterios de fallo utilizados se obtuvieron de fuentes bibliográficas.

El modelo numérico es capaz de predecir con gran precisión el límite balístico en ambas secuencias consideradas, lo cual se ha comparado con los resultados experimentales obtenidos en este estudio. La curva balística generada por el modelo es conservadora, presentando un error máximo inferior al 12%. Además,

el modelo es capaz de estimar el daño producido y el traumatismo alcanzado, los cuales concuerdan adecuadamente con las observaciones experimentales realizadas.

AGRADECIMIENTOS

Los autores quieren agradecer a la Agencia Estatal de Investigación de España (Proyecto PID2020-118946RB-I00) el apoyo recibido para el desarrollo de este trabajo.

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* 18(2), 141-145 (2006)
- [2] Rubio, I. *et al.*, "Ballistic performance of aramid composite combat helmet for protection against small projectiles", *Composite Structures* 226, 111153 (2019)
- [3] Meyer C., *et al.*, "Investigation of normal, lateral, and oblique impact of microscale projectiles into unidirectional glass/epoxy composites", *Defence Technology* (2021)
- [4] Hashin Z., "The elastic moduli of heterogeneous materials", *Journal of Applied Mechanics* 29, 143-150 (1962)
- [5] Tserpes K.I., *et al.*, "Strength prediction of bolted joints in graphite/epoxy composite laminates", *Composites Part B: Engineering* 33(7), 521-529 (2002)
- [6] Johnson G.R., Cook W.H., "A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures", *Proceedings of the seventh international symposium on ballistics*, (1983)
- [7] Dong Y., *et al.*, "Investigation of notch-induced precise splitting of different bar materials under high-speed load", *Materials* 13 (11), 2461 (2020)
- [8] Donough M.J., *et al.*, "In-Plane and Oblique Edge-on Impact on Thick Glass-Fibre/Epoxy Composite Laminates", *International Journal of Impact Engineering* 171, 104373 (2023).
- [9] Boughdiri I., *et al.*, "3D macro-mechanical FE simulation for GLARE® drilling with experimental validation", *Composite Structures* 304 (Part 2), 116458 (2023).
- [10] 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)