



Universidad  
Carlos III de Madrid

## TESIS DOCTORAL

# Análisis y simulación de impactos de hielo sobre laminados carbono/epoxi

**Autor:**

**Jesús Pernas Sánchez**

**Director:**

**Jorge López Puente**

Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras

Leganés, Marzo 2013

TESIS DOCTORAL

Esta página esta en blanco de manera intencionada.

---

# Análisis y simulación de impactos de hielo sobre laminados carbono/epoxi

**Autor:** Jesús Pernas Sánchez  
**Director:** Jorge López Puente

Firma del Tribunal Calificador:

Nombre y Apellidos

Firma

Presidente: D. ....

Vocal: D. ....

Secretario: D. ....

Calificación: .....

Leganés, ..... de ..... de 2013.

Esta página esta en blanco de manera intencionada.

---

## Agradecimientos

En primer lugar quiero agradecer al profesor Jorge López Puente su apoyo, dedicación y ayuda durante la realización de esta tesis; sin él no hubiera sido posible alcanzar el final de este trabajo. Gracias por el tiempo invertido en mi y por abrirme las puertas de la universidad.

Gracias a David Varas Doval por sus enseñanzas en el comienzo, transcurso y final de la tesis; por su dirección, apoyo y correcciones. Del mismo modo quiero agradecer la inestimable aportación de Ramón Zaera Polo por proporcionarme el modelo de comportamiento que ha servido como base de este trabajo y por sus correcciones e ideas que espero vea plasmadas en este documento. A José Fernández Sáez por los consejos que de manera incondicional me ha aportado, así mismo quiero agradecerle la confianza depositada en mí y en mi trabajo.

A todos mis compañeros de departamento porque de una manera o de otra todos ellos han contribuido en esta tesis. De manera muy especial a mis compañeros de despacho Marcos Rodríguez y Álvaro Vaz-Romero por las charlas, los momentos compartidos y por soportarme. No quiero olvidar a mis compañeros del “B15bis” por las charlas a través del pasadizo, particularmente quiero agradecer a Jose Alfonso por su apoyo, ideas y colaboración. A los doctores del B13 (Jose y Guadalupe) por la motivación y las palabras de ánimo. A los técnicos de laboratorio Sergio y David por su apoyo constante, su entera disposición y amistad. Por último quiero agradecer al resto del departamento sus aportes y acogida.

Quiero agradecer a Marco y a Lluís del *Laboratory for the Technological Innovation of Structures and Materials* perteneciente al departamento de *Resistència de Materials i Estructures a l'Enginyeria* de la *Universitat Politècnica de Catalunya - BarcelonaTech* por ayudarme a realizar la inspección no destructiva de los especímenes.

Por último agradecer al Ministerio de Educación y a la Comunidad Autónoma de Madrid por la financiación mediante los proyectos DPI2010-15123 y CCG10-UC3M/DPI-4694.



*A mi familia.*  
*A Raquel TVB.*

Esta página esta en blanco de manera intencionada.

---

# Resumen

El diseño y la optimización de componentes estructurales aeronáuticos constituyen un campo de gran importancia en la ingeniería debido a los elevados requerimientos de seguridad y fiabilidad que se exigen a las aeronaves. Durante su vida útil, estas estructuras están sometidas a diversos tipos de sollicitación y, en particular, pueden recibir impactos de fragmentos de diferentes materiales. En la búsqueda de nuevas soluciones estructurales, el uso de los materiales compuestos (laminados en la mayoría de los casos) se está extendiendo en la aeronáutica civil a las estructuras primarias incrementándose el riesgo de impacto en estos materiales. Se ha demostrado la baja resistencia frente a impacto cuando este ocurre en la dirección perpendicular al plano del laminado, y por esta razón es necesario investigar su comportamiento frente a impacto.

Esta tesis doctoral se centra en el estudio de los materiales compuestos frente a impacto de hielo. Con este objetivo, se ha realizado un análisis desde el punto de vista experimental y numérico, de laminados unidireccionales de fibras de carbono en matriz epoxi sometidos a impacto de esferas de hielo. Para llevar a cabo el estudio experimental se han realizado ensayos empleando un sistema neumático capaz de impulsar los proyectiles de hielo a la velocidad deseada. En primer lugar se han realizado ensayos impactando los proyectiles de hielo contra una célula de carga para medir la fuerza inducida en el impacto. En segundo lugar, se han impactado los laminados de carbono/epoxi para estudiar el comportamiento de éstos frente al impacto.

El análisis de los resultados obtenidos de los ensayos experimentales ha permitido estudiar la fuerza ejercida por el impacto de los proyectiles esféricos de hielo, así como la influencia sobre ésta de la velocidad de impacto y de la masa de proyectil. Además, se ha podido analizar el comportamiento de los laminados sometidos a impacto de hielo determinando la influencia

de diferentes variables en el daño producido por el impacto: espesor del laminado, energía de impacto y diámetro del proyectil. Para complementar el estudio, se ha evaluado la capacidad predictiva de modelos de elementos finitos en este tipo de problemas de impacto. Para ello se ha propuesto e implementado, en un código comercial, un modelo de comportamiento mecánico para el hielo y se ha empleado un modelo simplificado para los laminados de carbono/epoxi. Los modelos anteriormente citados han sido validados empleando los resultados experimentales.

---

---

## Abstract

Design and optimization of aeronautic structural components represent fields of great importance in engineering due to the high requirements, both security and reliability, that aircrafts are demanded. During its service life, these structures are subjected to very different kinds of loads and, in particular, they can be impacted by various material's debris. As a result of the searching of new structural solutions, the usage of composites has been spread to primary structures in civil aeronautics. Due to its low resistance against impact when it occurs in the normal direction to the plane of the laminate, it is necessary to investigate its impact behavior.

This Ph.D. thesis focuses on the study of composite materials under ice impact. With this purpose, an experimental and numerical analysis of sphere ice impact on unidirectional carbon fibers laminate in epoxy matrix has been made. To accomplish the experimental study, tests were carried out using a pneumatic system capable of propelling the ice projectiles at the desired speed. Firstly tests were made impacting ice projectiles against a load cell to measure the force induced by impact. Secondly, the carbon/epoxy laminates were impacted, in order to study their behavior against ice impact.

The analysis of the experimental results of the experimental tests has allowed studying the impact force induced by the spherical ice projectiles, determining the influence of the impact velocity and mass of the projectile in the force. Furthermore, it has been possible to analyze the behavior of laminates subjected to ice impact determining the influence on the laminates damage of different variables: laminate thickness, impact energy and projectile diameter. As a complement to this study, the predictions of finite element models were evaluated for this type of impact problems. To this end, a constitutive model for the ice has been proposed and

---

implemented in a commercial finite element code, and a simplified model combining material behavior and cohesive interaction has been used for the composite laminates. Aforementioned models has been validated using the experimental results.

---

# Contenido

Título . . . . .	I
Agradecimientos . . . . .	V
Dedicatoria . . . . .	VII
Resumen . . . . .	IX
Tabla de contenidos . . . . .	XIII
Lista de Figuras . . . . .	XV
Lista de Tablas . . . . .	XVIII
<b>1. Introducción</b>	<b>1</b>
1.1. Motivación . . . . .	1
1.2. Objetivos . . . . .	6
1.3. Contenido . . . . .	7
<b>2. Antecedentes</b>	<b>9</b>
2.1. Introducción . . . . .	9
2.2. Antecedentes sobre el comportamiento mecánico del hielo . . . . .	9
2.2.1. Naturaleza y estructura cristalina del hielo . . . . .	10
2.2.2. Comportamiento mecánico del hielo . . . . .	12
2.2.3. Modelos de Comportamiento para el hielo . . . . .	16
2.3. Antecedentes sobre los materiales compuestos . . . . .	19
2.3.1. Materiales compuestos laminados de matriz polimérica . . . . .	19
2.3.2. Arquitectura de las láminas . . . . .	22
2.3.3. Procesado de laminados carbono/epoxi . . . . .	23
2.3.4. Mecanismos de fallo y su detección en materiales compuestos . . . . .	24
2.3.5. Comportamiento de materiales compuestos frente a impacto . . . . .	25
<b>3. Material y método experimental</b>	<b>35</b>
3.1. Introducción . . . . .	35
3.2. Materiales empleados en los ensayos experimentales . . . . .	35
3.2.1. proyectiles de hielo . . . . .	35
3.2.2. Laminados de fibra de carbono . . . . .	37
3.3. Dispositivos experimentales . . . . .	38
3.3.1. Lanzador neumático de impulsión . . . . .	39

3.3.2.	Cámara de alta velocidad y sistema de iluminación . . . . .	41
3.3.3.	Célula de carga . . . . .	42
3.3.4.	Extensometría . . . . .	42
3.3.5.	Sistema de adquisición de datos . . . . .	43
3.3.6.	Analizador de frecuencias . . . . .	44
3.3.7.	Equipo de ultrasonidos C-Scan . . . . .	47
3.4.	Procedimiento de ensayo . . . . .	49
3.4.1.	Ensayos de impacto de hielo contra célula de carga . . . . .	50
3.4.2.	Ensayos de impacto de hielo contra laminados CFRP . . . . .	51
<b>4.</b>	<b>Modelización numérica</b>	<b>53</b>
4.1.	Introducción . . . . .	53
4.2.	Modelo de comportamiento mecánico para el hielo. . . . .	54
4.2.1.	Formulación del modelo . . . . .	55
4.2.2.	Esquema de implementación del algoritmo para LS-Dyna . . . . .	64
4.3.	Modelo de comportamiento para laminados unidireccionales . . . . .	66
4.4.	Simulación numérica de impactos de hielo contra célula de carga . . . . .	70
4.4.1.	Modelización de proyectiles esféricos de hielo . . . . .	71
4.4.2.	Modelado de la célula de carga . . . . .	73
4.4.3.	Parámetros empleados en la validación del modelo de comportamiento mecánico para el hielo sometido a altas velocidades de deformación . . . . .	74
4.5.	Simulación numérica de impactos de hielo contra laminados de CFRP . . . . .	75
4.5.1.	Modelado de los laminados de fibra de carbono . . . . .	75
4.5.2.	Parámetros empleados en la validación del modelo de comportamiento mecánico para los laminados de fibras de carbono en matriz epoxi . . . . .	79
<b>5.</b>	<b>Resultados y discusión</b>	<b>81</b>
5.1.	Introducción . . . . .	81
5.2.	Análisis de impactos de esferas de hielo contra placa rígida . . . . .	82
5.2.1.	Análisis de los resultados experimentales . . . . .	82
5.2.2.	Validación del modelo numérico para el hielo sometido a altas velocidades de deformación . . . . .	87
5.3.	Análisis de impactos de esferas de hielo contra laminados . . . . .	90
5.3.1.	Resultados experimentales . . . . .	90
5.3.2.	Resultados numéricos . . . . .	102
5.3.3.	Análisis del inicio de la deslaminación . . . . .	104
<b>6.</b>	<b>Conclusiones y trabajo futuro</b>	<b>109</b>
6.1.	Introducción . . . . .	109
6.2.	Conclusiones . . . . .	109
6.3.	Trabajos futuros . . . . .	112
<b>Bibliografía</b>		<b>114</b>

# Lista de Figuras

1.1.	Airbus A350 XWB y la distribución en peso de materiales empleados en su fabricación [1].. . . . .	2
1.2.	Boeing 787 y la distribución en peso de materiales empleados en su fabricación [2].	2
1.3.	Álabe fabricado de CFRP. . . . .	3
1.4.	Boeing 737 Impactado por granizo. . . . .	4
1.5.	Acumulación de hielo en diferentes partes de una aeronave [75]. . . . .	4
1.6.	Prototipo y diseño conceptual de turbina openrotor y A30X. . . . .	5
2.1.	Diagrama de fases y estructura hexagonal del hielo [8]. . . . .	10
2.2.	Dependencia de la resistencia a compresión del hielo con la velocidad de deformación. . . . .	14
2.3.	Dependencia de las propiedades resistentes del hielo con la temperatura. . . . .	15
2.4.	Dependencia de las propiedades resistentes del hielo con el tamaño de grano. . . . .	16
2.5.	Superficie de fallo para el hielo según Nadreau y Michel [53]. . . . .	17
2.6.	Ejemplo de daños producidos en un laminado de fibras de carbono por un impacto a baja velocidad [57]. . . . .	24
2.7.	Tipos de daño en laminados de fibra de carbono/epoxi sometidos a impacto de hielo[38]. . . . .	27
2.8.	Secuencia de imágenes de impacto de una esfera de hielo [64]. . . . .	28
2.9.	Criterio de fallo interlaminar propuesto por Puck et al.[63]. . . . .	32
3.1.	Esfera hielo de 30 <i>mm</i> de diámetro. . . . .	36
3.2.	Molde de aluminio y método de obtención para fabricar esferas de hielo. . . . .	37
3.3.	Sistema neumático de impulsión. . . . .	39
3.4.	Ejemplo de cartucho para proyectil de 30 <i>mm</i> de diámetro y conjunto proyectil cartucho. . . . .	40
3.5.	Estructura de impacto donde se aloja tanto la célula de carga como los laminados.	41
3.6.	Sistema de grabación e iluminación. . . . .	42
3.7.	Mártir de impacto, célula de carga y placa soporte. . . . .	43
3.8.	Láser MEL M27L/20 y su disposición. . . . .	44
3.9.	Colocación de las bandas extensométricas en los laminados . . . . .	45
3.10.	Sistema de masas muelles representativo de la estructura de impacto. . . . .	46
3.11.	Esquema representativo de la técnica ultrasónica de pulso eco por inmersión. . . . .	48

3.12. Equipos de ultrasonidos B-Scan y C-Scan. . . . .	49
3.13. Ejemplos de imágenes obtenidas mediante las inspecciones no destructivas. . . . .	50
3.14. Soporte de los laminados. . . . .	52
4.1. Dependencia de la resistencia a compresión con la velocidad de deformación [31, 37, 66]. . . . .	57
4.2. Representación gráfica del algoritmo de retorno radial. . . . .	60
4.3. Modelo de Druker-Prager en el espacio $\{p, \bar{\sigma}\}$ y dirección del retorno tensional. . . . .	64
4.4. Componentes de la tensión que intervienen en los modos de fallo intralaminares. . . . .	67
4.5. Ley de tracción-separación en modo mixto [69]. . . . .	70
4.6. Evolución de la fuerza de impacto registrada por la célula de carga a diferentes velocidades para las tres distintas aproximaciones numéricas [58]. . . . .	71
4.7. Mallado del proyectil de hielo de diámetro 30 mm. . . . .	72
4.8. Sistema de masas muelles representativo de la estructura de impacto. . . . .	74
4.9. Representación de la topología de la simulación de un impacto de una esfera de diámetro 40 mm contra la estructura simplificada. . . . .	75
4.10. Mallado del laminado en el plano. . . . .	76
4.11. Disposición de las interacciones cohesivas en los laminados. . . . .	77
5.1. Fuerza ejercida en la célula de carga por un proyectil de 40 mm de diámetro a 60 m/s. . . . .	82
5.2. Evolución de la fuerza de impacto registrada por la célula de carga a diferentes velocidades para los tres distintos proyectiles. . . . .	83
5.3. Fuerza máxima frente a energía cinética del proyectil . . . . .	84
5.4. Secuencia de imágenes del impacto de una esfera de 40 mm de diámetro impactando contra la célula de carga a una velocidad de 115 m/s sincronizada con el registro de fuerza obtenido durante el impacto. . . . .	86
5.5. Comparativa numérica y experimental de la fuerza ejercida en la célula de carga por un proyectil de 30 mm de diámetro a 67 m/s. . . . .	87
5.6. Fuerza máxima frente a velocidad de impacto. . . . .	88
5.7. Secuencia de imágenes de la simulación del impacto de una esfera de 40 mm de diámetro a 115 m/s. . . . .	89
5.8. Imágenes de un laminado de 4 mm de espesor impactado por un proyectil de 50 mm de diámetro a 154 m/s. . . . .	91
5.9. Zona de impacto de un laminado de 4 mm de espesor impactada por un proyectil de 50 mm de diámetro a 200 m/s. . . . .	92
5.10. Corte transversal de una probeta de 4 mm de espesor impactada por un proyectil de 40 mm de diámetro a 193 m/s. . . . .	93
5.11. B-Scan de una probeta de 4 mm de espesor impactada por un proyectil de 40 mm de diámetro a 193 m/s. . . . .	94
5.12. Area deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 4 mm de espesor. . . . .	95
5.13. Area deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 6 mm de espesor. . . . .	96

5.14. Área deslaminada medida por la técnica de ultrasonidos C-scan. . . . .	96
5.15. Evolución durante el impacto del desplazamiento del punto central para los laminados. . . . .	97
5.16. Sincronización entre imágenes obtenidas por la cámara de alta velocidad y medida del desplazamiento del punto central obtenida por el láser en un ensayo de impacto de un proyectil de 50 mm de diámetro a 173 m/s contra un laminado de 4 mm de espesor. . . . .	98
5.17. Área deslaminada frente a $\frac{E_c}{E_{max}} \frac{L^2}{\phi^2}$ . . . . .	101
5.18. Comparativa deslaminación entre simulación numérica y experimental de un impacto de un proyectil de 40 mm de diámetro contra un laminado de 4 mm de espesor a una velocidad de 157 m/s. . . . .	102
5.19. Comparativa de la deslaminación entre simulación numérica y experimental de un impacto de un proyectil de 40 mm de diámetro contra un laminado de 4 mm de espesor a una velocidad de 215 m/s. . . . .	103
5.20. Área deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 4 mm de espesor. . . . .	104
5.21. Área deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 6 mm de espesor. . . . .	105
5.22. Comparativa entre resultados obtenidos en las bandas extensométricas y simulaciones experimentales para un laminado de 4 mm impactado por una proyectil de 40 mm a 157 m/s. . . . .	106
5.23. Posición en el laminado del punto de integración en estudio. . . . .	107
5.24. Evolución de $\sigma_z$ , $\tau_{zx}$ y $\tau_{yz}$ registrado en el punto de integración de un elemento de la lámina más alejada del impacto, situado en el centro del laminado, en una simulación de un impacto de un proyectil de 40 mm a 250 m/s contra un laminado de 6 mm de espesor. . . . .	107
5.25. Posición de los elementos estudiados durante la simulación numérica. . . . .	108
5.26. Atenuación de la onda de compresión a lo largo del espesor de $\sigma_z$ registrada en una simulación de un impacto de un proyectil de 40 mm a 200 m/s contra un laminado de 4 mm de espesor, en diferentes elementos situados en el centro del laminado. . . . .	108

# Lista de Tablas

2.1. Propiedades de diferentes fibras [29, 33]. . . . .	20
2.2. Propiedades de las resinas [29, 33]. . . . .	22
2.3. Propiedades de diferentes arquitecturas de laminados (Hexcel comp.). . . . .	23
3.1. Secuencia de apilado de los laminados empleados. . . . .	38
3.2. Frecuencias propias experimentales de la estructura de impacto. . . . .	46
3.3. Valores de las masas y muelles del sistema simplificado. . . . .	47
4.1. Número de elementos del mallado de los proyectiles esféricos. . . . .	72
4.2. Parámetros para el modelo de hielo. . . . .	73
4.3. Propiedades del acero. . . . .	74
4.4. Número de elementos del mallado de los laminados de fibra de carbono. . . . .	77
4.5. Parámetros para el modelo de fibra de carbono. . . . .	78
4.6. Parámetros de la definición del material. . . . .	78
4.7. Parámetros de la interacción cohesiva. . . . .	79
5.1. Energías críticas a partir de las cuales es posible observar visualmente los daños para cada uno de los laminados y proyectiles. . . . .	93
5.2. Velocidades y energías críticas a partir de las cuales los laminados presentan deslaminación. . . . .	94

Esta página esta en blanco de manera intencionada.

---



# Capítulo 1

## INTRODUCCIÓN

### 1.1. Motivación

La industria aeronáutica, así como recientemente la industria ferroviaria de alta velocidad o la del transporte por carretera, representan campos de la ingeniería en los cuales el desarrollo de estructuras cada vez más ligeras resulta un factor determinante. El alto precio de la energía que los propulsa hace que cualquier reducción de peso en su estructura provoque un abaratamiento en los costes de explotación de dicho medio de transporte. El sector de la aviación civil es muy sensible a este factor, ya que el consumo de combustible representa una de las facturas más importantes que las aerolíneas han de pagar; además, dada la gran cantidad de combustible que transportan las aeronaves (hasta un 40 % de su peso total), el aligeramiento de la estructura redundaría en una menor carga de combustible, reduciéndose todavía más el peso total del aparato. Otro sector donde el peso es un factor crítico es el sector aeroespacial, donde cada kilogramo transportado al espacio supone un elevado coste; este hecho junto con las estrictas especificaciones de esta industria, hacen del sector aeroespacial una de las industrias donde el diseño de estructuras más ligeras es primordial.

Para diseñar una estructura, y en particular una estructura aeronáutica, es necesario conocer las solicitaciones a las que se va a ver sometida durante su vida útil. Los estados de carga a los que están habitualmente sometidas estas estructuras están ampliamente estudiadas; sin

embargo, existen estados de carga eventuales, como los impactos, que pueden producir efectos catastróficos. Ejemplos de accidentes causados por estos eventos son el producido en el Concorde en el año 2000, provocado por el impacto de un fragmento de neumático contra un tanque de combustible, o el accidente del transbordador espacial, donde el desprendimiento de parte de la espuma de poliuretano que protegía los tanques de combustible produjo el impacto contra el borde del ala, dañando algunas losetas de protección. Estos ejemplos y las elevadas especificaciones en materia de fiabilidad impuestas por la industria conllevan que uno de los requerimientos más importantes sea la tolerancia frente al impacto de fragmentos, ya sea de baja o de alta velocidad.

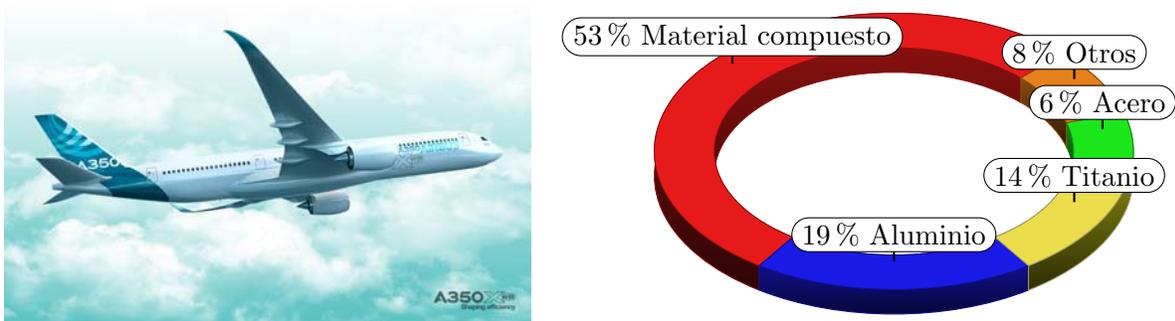


Figura 1.1: A350 XWB y la distribución en peso de materiales empleados en su fabricación [1].

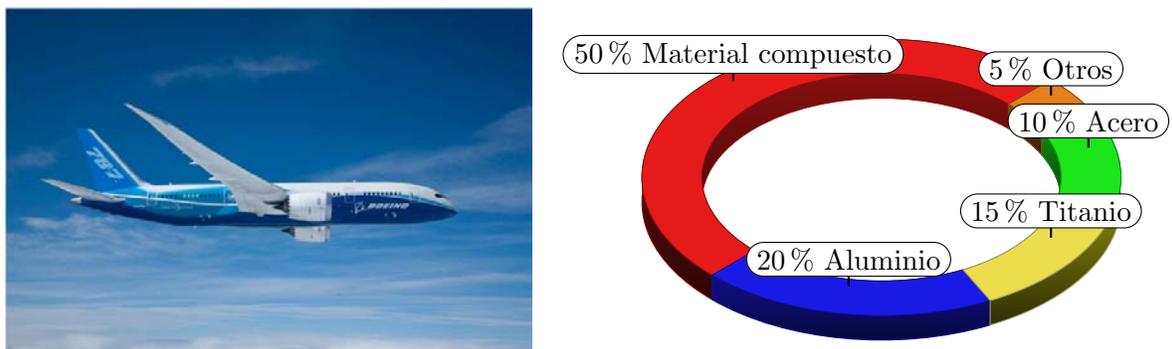


Figura 1.2: Boeing 787 y la distribución en peso de materiales empleados en su fabricación [2].

Para solventar la problemática de reducir el peso de las estructuras, los sectores más innovadores de las industrias anteriormente citadas han aumentado el uso de los materiales compuestos. Los más empleados actualmente en la industria aeronáutica son los laminados de fibra de car-

bono y matriz epoxi, que poseen unas excepcionales propiedades mecánicas específicas; con una densidad de alrededor de  $1500 \text{ kg/m}^3$  su resistencia a tracción, por ejemplo, es superior a la de la mayoría de aleaciones metálicas. Ejemplos de este uso son los nuevos diseños de aeronaves civiles, como son el *A350 XWB* de Airbus o el *787* de Boeing (figuras 1.1 y 1.2), en los cuales aproximadamente el 50 % del peso de la estructura está realizada empleando materiales compuestos laminados; esto reduce en aproximadamente un 25 % el consumo de combustible por pasajero además de reducir los costes de montaje y mantenimiento. A pesar de estos avances se puede decir que aún existe margen para reducir el peso disminuyendo el uso de metales<sup>o</sup> al mínimo en partes como los bordes de ataque o en ciertos componentes de los motores (figura 1.3). Uno de los factores limitantes a la hora de usar los materiales compuestos en los componentes anteriormente expuestos es su baja tolerancia al impacto, cuando éste se produce de forma perpendicular a su plano. Este tipo de solicitaciones pueden provocar deslaminaciones que pueden crecer de forma sustancial si el laminado en cuestión estuviese sometido a cargas de cortadura o compresión en el plano, ocasionando un riesgo de fallo en la estructura ya que estas deslaminaciones provocan una disminución considerable de la rigidez y de la resistencia del material.



Figura 1.3: Álabe fabricado de CFRP.

Entre todos los posibles objetos que pueden impactar contra una aeronave civil, en este tra-

---



Figura 1.4: Boeing 737 Impactado por granizo.

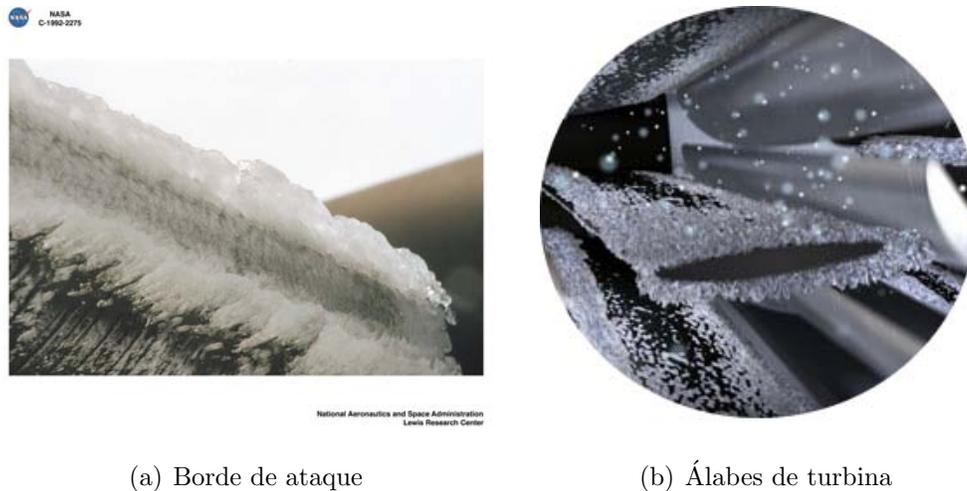


Figura 1.5: Acumulación de hielo en diferentes partes de una aeronave [75].

bajo se van a abordar los impactos de fragmentos de hielo. Un ejemplo de este tipo de fenómeno lo constituye el impacto de granizo, que puede llegar a tener unas dimensiones considerables (de hasta 50 mm de diámetro) y además suele ser bastante común en determinadas latitudes. En la figura 1.4 se puede apreciar el daño que sufrió una aeronave poco tiempo después de despegar, cuando atravesaba una tormenta de granizo. El granizo no es el único fragmento de hielo que puede impactar sobre una aeronave; dada la baja temperatura atmosférica, característica de las altitudes a las que operan los aviones comerciales, es habitual que se acumule hielo en zonas convexas tales como borde de ataque, timones de dirección y de profundidad y entradas de aire hacia las turbinas (figura 1.5). Este hielo se suele desprender y puede impactar sobre otras zonas

del fuselaje. Otro ejemplo importante es el de las aeronaves propulsadas por hélices; en este caso la formación de hielo en las palas es inevitable por lo que éstas están provistas de calentadores cuya misión es producir regularmente el desprendimiento del hielo. Los fragmentos habitualmente impactan sobre el fuselaje del avión a una alta velocidad, ya que esta es proporcional a la velocidad angular del rotor.

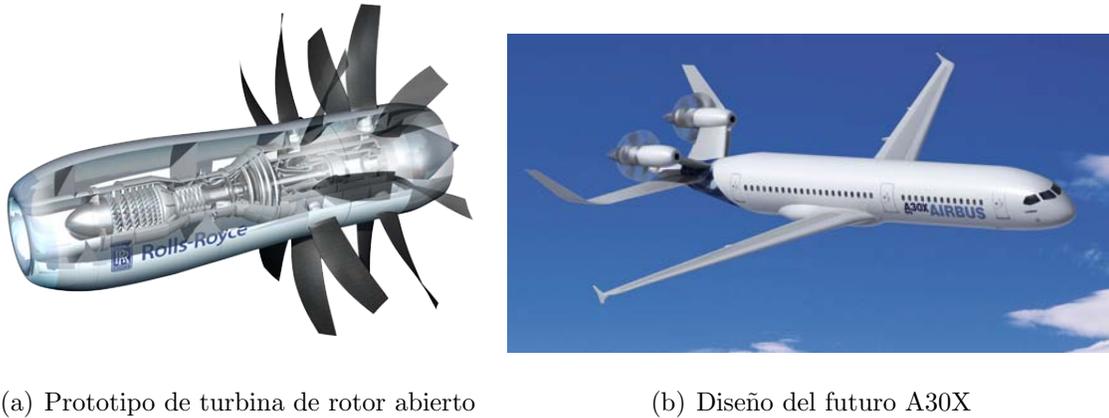


Figura 1.6: Prototipo y diseño conceptual de turbina openrotor y A30X.

Este último ejemplo es uno de los que más preocupan en el sector aeronáutico para la implementación de nuevos sistemas de propulsión de aeronaves. En la actualidad las empresas aeronáuticas están trabajando en el desarrollo de una nueva generación de aeronaves que sustituyan, para el año 2025, a los actuales modelos de un solo pasillo y de corto y medio alcance (Airbus *A320* y Boeing *737NG*). En estos nuevos desarrollos parece asumido que se van a dejar de emplear los actuales motores de turbohélice, para pasar a utilizar los llamados “open-rotor” como el que aparece en la figura 1.6(a). Además, la disposición de los motores va a modificarse, trasladándose hacia la parte posterior de la aeronave (figura 1.6(b)). Como se puede apreciar, estos motores poseen una serie de palas de hélices contrarrotatorias en las que con seguridad se formará hielo que, al desprenderse, impactará con frecuencia sobre las últimas secciones del fuselaje. Este nuevo sistema de propulsión obliga a rediseñar completamente la cola del avión, de tal forma que el fuselaje sea tolerante al impacto de hielo.

## 1.2. Objetivos

La presente tesis doctoral tiene como primer objetivo analizar como se comporta el hielo a altas velocidades de deformación, en particular cuando es impactado a alta velocidad. Para ello se han empleado tanto metodologías experimentales como numéricas, los factores analizados, elegidos por su significativa influencia en el proceso del impacto, han sido la *velocidad* y la *masa* del proyectil.

El segundo objetivo está orientado al estudio del impacto de hielo contra laminados de cinta de fibra de carbono en matriz epoxi. Con este fin, se han realizado tanto ensayos experimentales como modelos numéricos de impacto que permitan realizar un estudio en profundidad del proceso de impacto, y puedan emplearse en el futuro como herramientas de predicción del daño y ayuden al diseño de los componentes estructurales de laminados de fibras de carbono.

Para la consecución de los objetivos propuestos, ha sido necesario completar las siguientes tareas:

- Diseño de una metodología de fabricación de proyectiles de hielo.
  - Diseño de los cartuchos empleados en el lanzamiento de los proyectiles a diferentes velocidades. Éstos deben permitir la impulsión de los proyectiles de hielo sin que se produzca el colapso del material, y deben aislar de la fricción con el cañón el material. Además debe diseñarse un proceso de fabricación que permita obtener cartuchos para las diferentes geometrías que se emplearan en este trabajo.
  - Puesta a punto de los sistemas de medición necesarios en la realización de los ensayos experimentales, tales como: célula de carga, cámara de filmación a alta velocidad y láser de medición.
  - Realización de ensayos de impacto sobre célula de carga, variando la velocidad de los proyectiles y el diámetro de los mismos.
-

- Realización de ensayos de impacto de proyectiles de hielo sobre laminados de fibras de carbono, variando velocidad de impacto, el diámetro de los proyectiles y el espesor de los laminados.
- Inspección destructiva y no destructiva de las probetas ensayadas y análisis del daño.
- Análisis de los resultados de impacto.
- Implementación en un código comercial de elementos finitos de un modelo de comportamiento mecánico a altas velocidades de deformación para el hielo y su validación.
- Desarrollo de un modelo numérico para la simulación del impacto de hielo contra laminados de fibras de carbono.

### 1.3. Contenido

Esta tesis se ha dividido en 6 capítulos, siendo este el primero de ellos.

En el segundo capítulo se realiza una introducción al comportamiento del hielo, haciendo hincapié en su comportamiento mecánico a altas velocidades de deformación, se realiza un análisis acerca de los diferentes modelos de comportamiento que se han encontrado en la literatura. La segunda parte de este capítulo se centra en la descripción del comportamiento de materiales compuestos laminados atendiendo a sus componentes y sus métodos de fabricación; así mismo, se realiza una breve introducción a los diferentes modelos de comportamiento que se emplean para simular los laminados de fibras.

El tercer capítulo esta dedicado al desarrollo experimental. En este capítulo se detalla cada uno de los sistemas empleados en la realización de los ensayos experimentales y los procesos de fabricación de los proyectiles de hielo y los cartuchos empleados; también se describe la metodología empleada para la realización de los ensayos de impacto.

---

En el cuarto capítulo de esta tesis doctoral se detalla el modelo de comportamiento mecánico empleado para el hielo y para el material compuesto. Se describe el desarrollo teórico del modelo para el hielo y su implementación en un código comercial de elementos finitos, se presenta también el modelo de comportamiento para los laminados de fibras de carbono en matriz epoxi. Por último, se expone el modelo numérico empleado para la realización de las simulaciones.

En el quinto capítulo se analizan y discuten los resultados obtenidos mediante los ensayos experimentales y las simulaciones numéricas. Y se presenta la validación de los modelos numéricos empleados.

Finalmente, el último capítulo se recogen las conclusiones fundamentales de la tesis y se proponen líneas de desarrollo futuro de los trabajos realizados.

---

# Capítulo 2

## ANTECEDENTES

### 2.1. Introducción

En este capítulo se incluye una descripción general del hielo y de los materiales compuestos de matriz plástica y refuerzo de fibras a través de su microestructura, sus propiedades mecánicas y los mecanismos de daño. Se describen los modelos de comportamiento mecánico más destacados para ambos materiales. Por último, se realiza una revisión sobre el comportamiento frente a impacto de estructuras de material compuesto.

### 2.2. Antecedentes sobre el comportamiento mecánico del hielo

En esta sección se va a realizar una descripción acerca de la microestructura, de las propiedades mecánicas del hielo y de la influencia de diferentes factores en el comportamiento mecánico del hielo. También se realizará una revisión acerca de los diferentes modelos numéricos empleados para simular el comportamiento del hielo bajo condiciones de carga dinámicas.

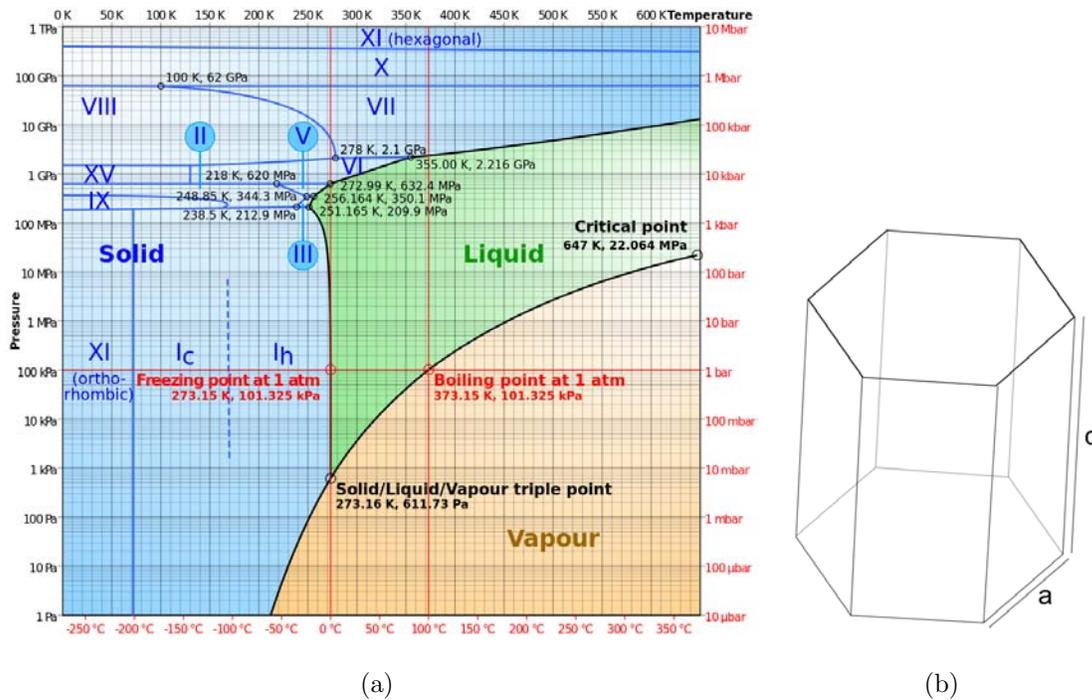


Figura 2.1: Diagrama de fases y estructura hexagonal del hielo [8].

### 2.2.1. Naturaleza y estructura cristalina del hielo

El hielo puede presentar diferentes estructuras cristalinas, conservándose en todas ellas la estructura de la molécula del agua: dos átomos de hidrógeno y uno de oxígeno unidos entre sí por enlaces covalentes fuertes. Las diferentes estructuras cristalinas aparecen en función de las condiciones de presión y temperatura durante el proceso de congelación, estos estados cristalinos se representan en el diagrama de fases de la figura 2.1(a) mediante los diferentes números romanos. No obstante, la estructura cristalina más común del hielo en la naturaleza es hexagonal  $Ih$ . Esta estructura está formada por planos apilados con una relación de aspecto  $c/a = 1,629$  ( $a = 0,452 \text{ nm}$  y  $c = 0,737 \text{ nm}$ ), siendo  $c$  el eje vertical de la celdilla unidad y  $a$  el eje horizontal (figura 2.1(b)). Estos cristales hexagonales se agrupan formando granos policristalinos que conforman el sólido que denominamos hielo. El tamaño y la agrupación de estos granos depende del proceso de congelación [11, 65], pudiendo variar su tamaño entre el milímetro y las decenas de milímetros. El proceso de agrupación de estos granos puede dar lugar a diferentes microestructuras, siendo las más comunes la granular y la columnar. La primera microestructu-

ra está formada por una distribución aleatoria de granos redondeados, mientras que la segunda se genera en procesos de congelación lentos: el calor se extrae de forma unidireccional por lo que los granos crecen según una dirección preferente [11]. Es de esperar que tanto la microestructura como la estructura cristalina que presente el hielo afecte a sus propiedades mecánicas; no obstante, el hielo que se estudia en este trabajo es el más común en la naturaleza, que como ya se ha indicado presenta una estructura hexagonal.

El comportamiento del hielo granular es isótropo debido a la diversidad de orientaciones de los granos y de la estructura cristalina dentro de estos. En cambio, en la microestructura columnar el comportamiento del hielo se verá afectado en función de la orientación de los granos con respecto a la estructura hexagonal, atendiendo a esta orientación la microestructura columnar se puede clasificar en 3 tipos:

- *Hielo-S1*: la orientación de los granos es paralela al plano cristalográfico representado por el *eje c* (figura 2.1(b)).
- *Hielo-S2*: la orientación de los granos es perpendicular al plano cristalográfico representado por el *eje c* (figura 2.1(b)).
- *Hielo-S3*: el crecimiento de los granos no tiene una dirección predominante, y los granos crecen aleatoriamente.

El *Hielo-S1* y *Hielo-S2* únicamente se dan bajo determinadas condiciones de congelación por lo que usualmente el hielo columnar presentará la microestructura *Hielo-S3*, debido a esto no se considera la influencia en las propiedades mecánicas del hielo de la orientación de la estructura hexagonal con respecto del grano [11].

Por las razones anteriormente citadas el hielo en estudio se considera isótropo. No se considerará por tanto relevante incluir el efecto de la estructura cristalina ni su orientación en el estudio que se realiza en esta tesis doctoral. En lo referente a la microestructura en la sección 2.2.2 se presenta la influencia del tamaño de grano en el comportamiento mecánico del hielo.

---

### 2.2.2. Comportamiento mecánico del hielo

El comportamiento mecánico del hielo ha sido ampliamente estudiado desde el punto de vista geológico principalmente por las industrias relacionadas con las prospecciones de gas y petróleo, así como en la investigación de glaciares; existen diferentes estudios acerca del comportamiento del hielo en condiciones de carga cuasiestáticas y estados de fluencia. Sin embargo, los trabajos acerca del estudio del hielo en las condiciones de carga dinámicas, en los que se centra esta tesis doctoral son mucho más escasos.

Dado que uno de los objetivos principales de esta tesis es el estudio del comportamiento mecánico del hielo es necesario estudiar sus propiedades mecánicas y los principales parámetros que influyen en éstas. Los estudios acerca del comportamiento del hielo encontrados en la bibliografía [14, 15, 31, 37, 59, 61, 65, 66] muestran que los principales parámetros que influyen en sus propiedades son: la velocidad de deformación, la temperatura y la microestructura. A continuación se presenta las propiedades mecánicas del hielo diferenciando entre propiedades elásticas y resistentes, y la dependencia de éstas con los parámetros anteriormente citados.

#### Propiedades elásticas

Las propiedades elásticas del hielo no muestran dependencia con la velocidad de deformación [11, 59, 65]. El coeficiente de Poisson ( $\nu$ ) apenas se ve influenciado por la microestructura y la temperatura; en cambio estos parámetros si afectan al módulo de Young ( $E$ ). A continuación se muestra la dependencia del módulo de elasticidad con estas dos variables:

- Hielo granular:

$$E = E_m + c(T_m - T) \quad \text{donde} \quad \begin{cases} E_m = 8,93 \text{ GPa} \\ c = 1,2 \cdot 10^{-2} \text{ GPa} \cdot \text{K}^{-1} \end{cases} \quad (2.1)$$

- Hielo columnar:

$$E = E_m + c(T_m - T) \quad \text{donde} \quad \begin{cases} E_m = 9,61 \text{ GPa} \\ c = 1,1 \cdot 10^{-2} \text{ GPa} \cdot \text{K}^{-1} \end{cases} \quad (2.2)$$

donde  $T_m$  es la temperatura de fusión del hielo [59, 68] a presión atmosférica.

### Propiedades resistentes

Las propiedades resistentes del hielo muestran un comportamiento diferente a tracción y a compresión [59, 65], de tal manera que tanto los valores y como las dependencias con los parámetros para la resistencia a tracción ( $\sigma_T$ ) y a compresión ( $\sigma_C$ ) son diferentes.

- Dependencia con la velocidad de deformación:

El comportamiento del hielo a compresión y a bajas velocidades de deformación se asemeja al de un material dúctil, mientras que a altas velocidades de deformación a un material frágil. Este cambio de comportamiento del hielo entre dúctil y frágil sucede a una velocidad de deformación comprendida entre  $10^{-4} \text{ s}^{-1}$  y  $10^{-3} \text{ s}^{-1}$ , denominada de transición ( $\dot{\epsilon}_{trans}$ ); ésta varía en función del tamaño de grano y de la temperatura [65]. A bajas velocidades de deformación se producen microfisuras, que deslizan y re-congelan debido a la baja temperatura; a medida que se aumenta la velocidad de deformación, se imposibilita el proceso de re-congelación de las microfisuras, produciéndose la rotura frágil. El valor de resistencia a compresión aumenta conforme aumenta la velocidad de deformación, alcanzándose valores de  $20 - 24 \text{ MPa}$  a velocidades de deformación del orden de  $10^3 \text{ s}^{-1}$  [31, 37, 66].

El comportamiento a tracción del hielo es frágil y no muestra dependencia con la velocidad de deformación [31, 32] presentando un valor aproximado de  $\sigma_T = 1,72 \text{ MPa}$ .

- Dependencia con la temperatura:
-

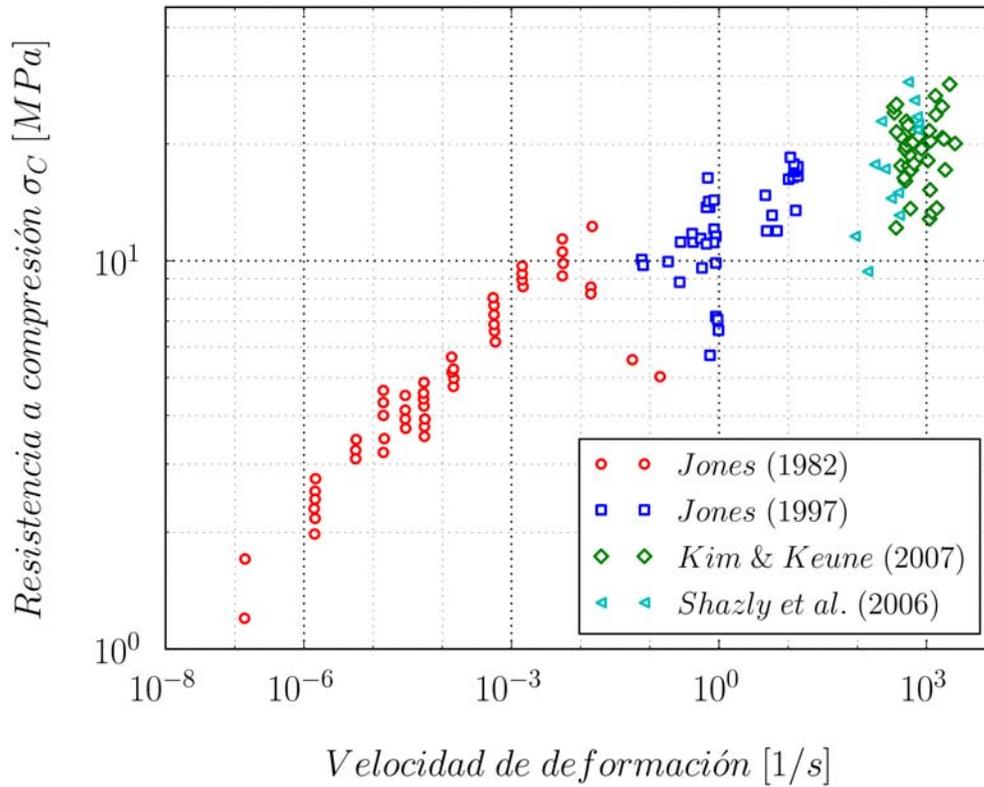


Figura 2.2: Dependencia de la resistencia a compresión del hielo con la velocidad de deformación [31, 37, 66].

Los datos experimentales (figura 2.3) muestran que la resistencia a compresión del hielo aumenta conforme disminuye la temperatura; sin embargo, la resistencia a tracción del hielo no muestra dependencia con esta variable (figura 2.3) [59, 66].

- Dependencia con la microestructura:

Con el fin de estudiar la influencia de la microestructura en las propiedades mecánicas del hielo, algunos investigadores han realizado estudios sobre el comportamiento del hielo monogranular; Cole en 2001 [11] estudió el comportamiento del hielo monogranular para eliminar el efecto de la microestructura en las propiedades del hielo. Hooke et al. [27] y más tarde Schulson [65] analizaron la influencia de la microestructura en las propiedades mecánicas del hielo comparando diferentes microestructuras y tamaños de grano de hie-

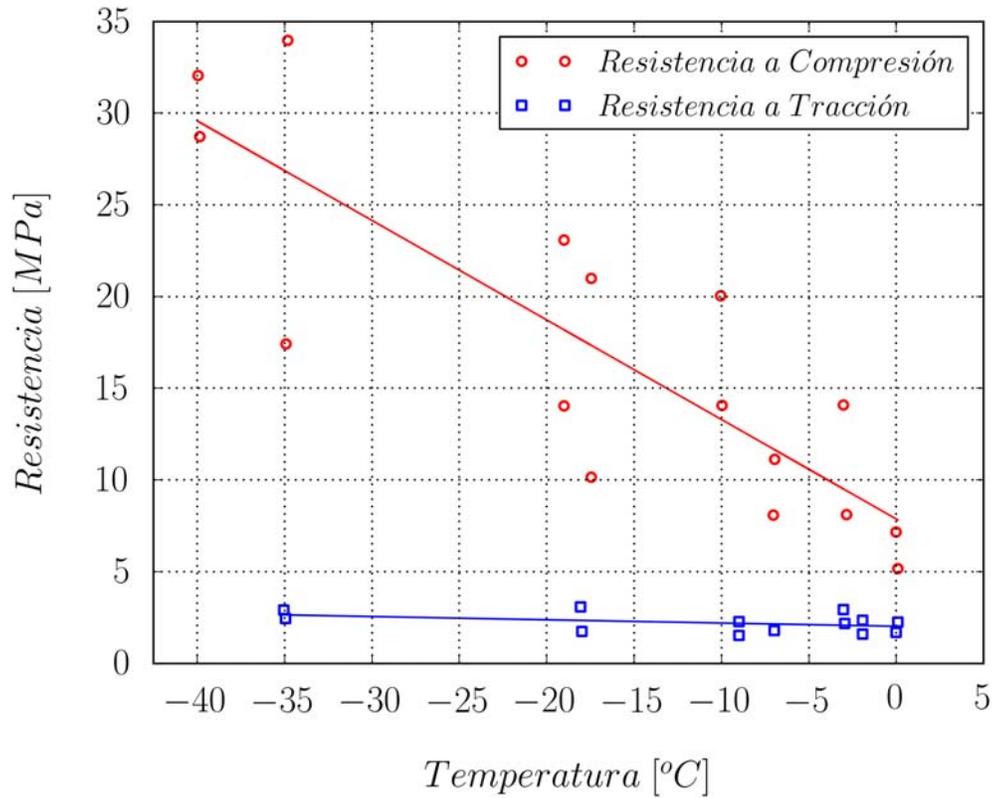


Figura 2.3: Dependencia de las propiedades resistentes del hielo con la temperatura a  $10^{-3} s^{-1}$  [24, 59].

lo. De estos trabajos se puede concluir que la microestructura afecta a la resistencia del hielo, debido a que su rotura se produce principalmente a través de la creación de fisuras intra-granulares. La resistencia a compresión disminuye conforme aumenta el tamaño de grano (figura 2.4); la resistencia a tracción en cambio, no muestra dependencia con esta variable [59].

Comparando las figuras 2.2, 2.3 y 2.4 la resistencia a compresión muestra una dependencia notable con la velocidad de deformación y la temperatura pudiendo variar su valor órdenes de magnitud en función del valor de estos parámetros; en cambio la influencia con el tamaño del grano es menor, haciendo variar su valor desde  $\sim 6 MPa$  hasta los  $\sim 9 MPa$ . La resistencia a tracción del hielo en cambio puede considerarse independiente de los diferentes parámetros.

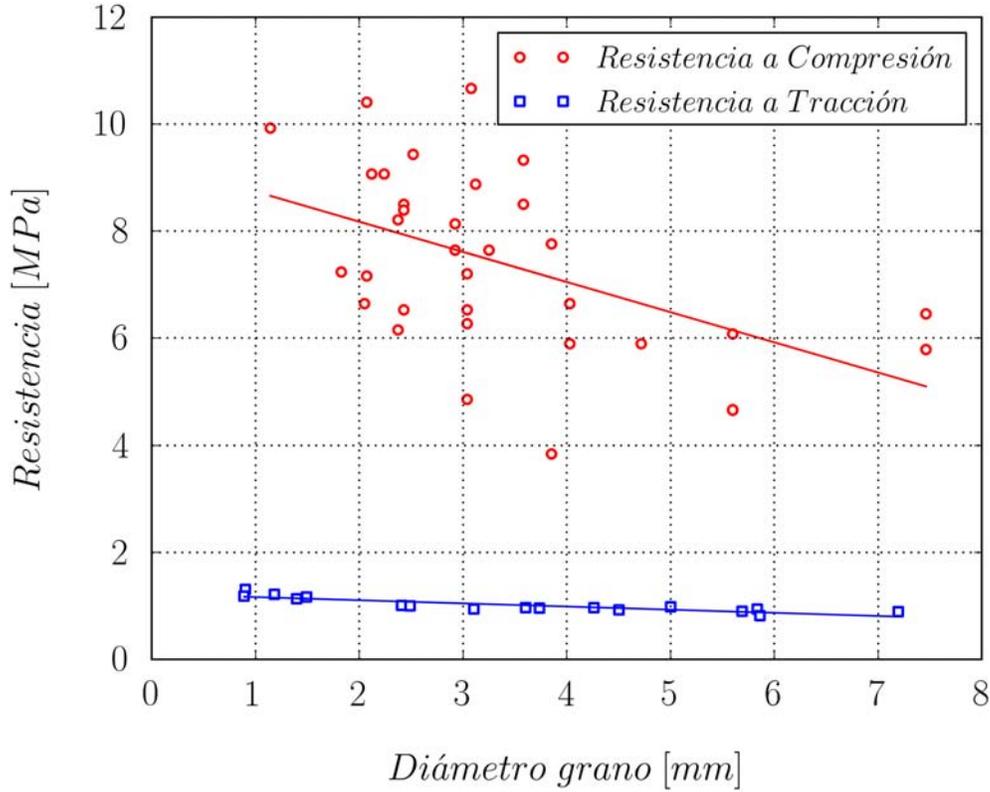


Figura 2.4: Dependencia de las propiedades resistentes del hielo con el tamaño de grano, ensayos realizados a  $-10^{\circ}\text{C}$  y  $10^{-5} \text{ s}^{-1}$  [59].

### 2.2.3. Modelos de Comportamiento para el hielo

Los primeros modelos de comportamiento para el hielo datan de mediados de los años 80. En 1986, Nadreau y Michel [53] propusieron un modelo elástico hasta rotura. Este modelo define una superficie de rotura que tiene en cuenta la influencia de la presión hidrostática y el cambio de fase que sufre el hielo a altas presiones (figura 2.1(a)). Esta superficie de fallo para el hielo está definida en función de los invariantes del tensor de tensiones y del tensor desviador de tensiones:

$$f(\sigma_{ij}) = aI_1^3 + bI_1^2 + cI_1 + dJ_2 - 1 = 0$$

donde  $I_1$  es el primer invariante del tensor de tensiones,  $J_2$  el segundo invariante del tensor desviador de tensiones y  $a, b, c, d$  son constantes dependientes de la velocidad de deformación y de la temperatura (figura 2.5). Este modelo no proporcionaba buenos resultados a altas veloci-

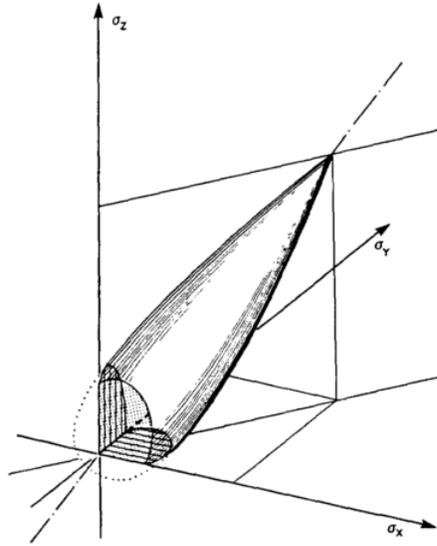


Figura 2.5: Superficie de fallo para el hielo según Nadreau y Michel [53].

dades de deformación puesto que el modelo no contempla velocidades de deformación superiores a  $10^{-2} s^{-1}$ , ni tampoco contempla ninguna variable de daño interna en el material.

Posteriormente en 1999, Kim et al. [36] propusieron un modelo de comportamiento elasto-plástico con fallo para modelizar el hielo a altas velocidades de deformación. Estos autores consideraban que el material falla una vez que la deformación plástica equivalente o la presión alcanzan su valor límite; el material fallado sólo soportaba tensión hidrostática, como si se tratase de un sólido granular. El modelo de comportamiento utilizado por Kim et al. [36] se basa en un modelo de plasticidad  $J_2$  y por lo tanto no distingue entre el diferente comportamiento a tracción y a compresión del hielo; tampoco considera la sensibilidad a la velocidad de deformación de las propiedades resistentes; estas características limitan en gran medida la validez del modelo.

Anghileri et al.[3] en 2005, haciendo uso del modelo propuesto por Kim et al. [36], realizaron un análisis numérico del impacto de esferas de hielo contra placas de aluminio 2024-T4, midiendo la deflexión de la placa producida por el impacto. En las simulaciones se modelizó el

proyectil de hielo empleando diferentes métodos: lagrangiano, “Arbitrarian Lagrangian Eulerian” (ALE) y “Smoothed-Particle Hydrodynamics” (SPH). Las simulaciones realizadas con el método lagrangiano y SPH predijeron adecuadamente la deflexión final de la placa; mientras que con el método ALE se obtuvieron peores resultados.

En 2006, Carney et al. [6] propusieron un modelo de comportamiento para el hielo en el cual éste se modelizaba como un material elasto plástico con fallo, recogiendo la dependencia con la velocidad de deformación y diferenciando el comportamiento a tracción y a compresión. Los autores emplearon este modelo de comportamiento para simular impactos de cilindros de hielo contra una célula de carga [56] y ensayos de torre de caída modificada donde un impactador de acero comprimía un cilindro de hielo [15]. Para obtener una correcta correlación con los datos experimentales tuvieron que adaptar los valores de resistencia del material, poniendo de manifiesto que el modelo no representaba adecuadamente el comportamiento del hielo.

Chuzel et al. [9, 10] en 2009 emplearon una ecuación constitutiva para el hielo basada en el modelo de daño de Mazars [50]. El modelo de comportamiento de Mazars fue modificado para mejorar su comportamiento mecánico ante cargas dinámicas e incluir la degradación del material. Con éste simulaban impactos de proyectiles cilíndricos con punta cónica de hielo contra una célula de carga y contra láminas de aluminio. Las simulaciones fueron llevadas a cabo empleando la técnica sin malla *SPH* para el proyectil de hielo, esta técnica habitualmente conlleva un alto coste computacional, y debido a esta limitación la precisión de los resultados obtenidos no fue adecuada.

En un reciente artículo de investigación (2010), Sherburn et. al. [67] propusieron un modelo Bammann-Chiesa-Johnson (BJC) para el hielo en el rango de la hipervelocidad; éste considera un comportamiento elasto plástico dependiente de la velocidad de deformación y de la temperatura. Emplearon una ecuación de estado Mie-Grüniesen para definir la relación entre la presión y la densidad. Como aplicación práctica, estos autores realizaron simulaciones numéricas para reproducir el fenómeno de la creación de un cráter en el hielo por un impacto de un proyectil de

---

aluminio. Con estas simulaciones los autores fueron capaces de predecir el diámetro y forma del cráter en función de la velocidad de impacto del proyectil, identificando diferentes etapas en la formación del cráter en el hielo asociadas a diferentes procesos que se dan durante el impacto. La principal desventaja de este modelo es que sólo contempla altas velocidades de deformación y no incluye ninguna variable de daño interno en el material.

## **2.3. Antecedentes sobre los materiales compuestos**

Un material compuesto se define comúnmente como la combinación de dos o más constituyentes con el fin de obtener otro con mejores propiedades. Se tiene constancia del uso de este tipo de materiales con fines estructurales desde varios siglos a.C. [51]. Actualmente se fabrican materiales compuestos de altas prestaciones para sustituir los materiales tradicionales en diferentes aplicaciones estructurales. El verdadero auge en el uso de estos materiales no se produce hasta el s. XX, gracias a las necesidades de la industria aeronáutica: los altos requerimientos de rigidez y resistencia frente a la necesidad de baja densidad hacen estos materiales idóneos para la industria de la aviación. En general, se habla de dos constituyentes básicos, la matriz y el refuerzo, a los que se le pueden sumar aditivos como componentes minoritarios para mejorar alguna de las propiedades específicas. De entre los diversos tipos de materiales compuestos los más utilizados son los materiales laminados de fibras largas. El refuerzo de fibra aumenta la rigidez y la resistencia del material, la matriz se encarga de distribuir las cargas y soportar las fibras. Este tipo de configuración proporciona una elevada anisotropía al material compuesto, característica que permite optimizar el diseño de la estructura en función de las solicitaciones a las que estará sometida.

### **2.3.1. Materiales compuestos laminados de matriz polimérica**

En el estudio realizado en la presente tesis se han utilizado laminados unidireccionales de fibras de carbono en matriz epoxi. Por esta razón la información referente a este tipo de mate-

---

Propiedad	Fibra de carbono	Fibra de vidrio	Kevlar 49
Diámetro [ $\mu m$ ]	7 - 9.7	8-14	11.9
Densidad [ $Kg/m^3$ ]	1750 - 1950	2560	1450
$E$ [ $GPa$ ]	250 - 390	76	125
$X_t$ [ $GPa$ ]	2.2 - 8.7	1.4-2.5	2.8 - 3.6

Tabla 2.1: Propiedades de diferentes fibras [29, 33].

riales será la más extendida.

## Fibra

Para la fabricación de laminados de material compuesto con matriz polimérica se emplean en la industria diferentes tipos de fibras: carbono, vidrio, boro, aramida o polietileno, en función de los requerimientos de diseño. De estas fibras, la que posee mejores propiedades mecánicas, es la fibra de carbono.

La microestructura de las fibras de carbono se compone de un apilamiento de redes hexagonales de átomos de carbono. Los enlaces de estas redes son covalentes fuertes mientras que los enlaces entre planos apilados son fuerzas débiles de Van der Waals lo que provoca una alta anisotropía. Por esta razón, para obtener un valor elevado de módulo de elasticidad y resistencia a tracción, los planos deben estar orientados paralelamente a la fibra; esta orientación depende del proceso de fabricación [29]. En la tabla 2.1 se puede ver el rango de variación de los valores de las propiedades de las fibras debido a diferentes métodos de fabricación. El modulo de Young ( $E/\rho$ ) y la resistencia a tracción ( $X_t/\rho$ ) específicas de las fibras de carbono son superiores a las propiedades de las otras fibras, esto hace que se empleen habitualmente en sectores donde el peso sea un factor determinante.

## Matriz

Las matrices poliméricas pueden ser clasificadas en dos grandes grupos: las termoestables y las termoplásticas. Esta clasificación se hace en función del comportamiento de la matriz frente a la temperatura.

Las matrices de resinas termoestables ofrecen muy buenas propiedades en cuanto a rigidez, resistencia al calor y a los disolventes, pero sus principales desventajas son la dificultad en su reparación y su difícil reciclaje. Estas matrices son estables hasta que alcanzan la temperatura de distorsión, a partir de la cual sus propiedades se degradan. Las propiedades de estas resinas dependen del proceso de fabricación o curado. Durante éste las resinas líquidas se solidifican mediante la formación de redes tridimensionales de enlaces de polímeros. La formación de estas redes se puede controlar variando su composición y proceso de fabricación (temperatura, tiempo de curado, etc. . . ); esto confiere a las propiedades de las matrices termoestables una gran adaptabilidad en función del uso deseado.

Las resinas termoplásticas presentan buenas características de tenacidad y resistencia al ataque de químicos, además de tener una fabricación con costes menores y ser reciclables. Estas matrices no presentan redes tridimensionales de polímeros, por lo que sus propiedades dependen del monómero del que se componen, reduciendo así la adaptabilidad de sus propiedades

A la vista de las propiedades específicas resultantes de la tabla 2.2, las resinas epoxi son superiores al resto. Así mismo, estas resinas presentan una gran adaptabilidad en función del uso deseado puesto que sus propiedades pueden controlarse en función del proceso de fabricación. Además, su baja viscosidad, su baja volatilidad durante el curado, su estabilidad frente a la temperatura y su alta resistencia en la adhesión con fibras hacen de estas resinas las más utilizadas.

---

Propiedad	Resinas epoxi	Resinas poliéster	Polipropileno	Policarbonato
Tipo de matriz	Termoestable	Termoestable	Termoplástica	Termoplástica
Densidad [ $Kg/m^3$ ]	1100 - 1400	1200 - 1500	900	1060 - 1200
$E$ [ $GPa$ ]	3 - 6	2 - 4.5	1 - 1.4	2.2 - 2.4
$X_t$ [ $MPa$ ]	35 - 100	40 - 90	25 - 38	45 - 70
Temp. distorsión [ $^{\circ}C$ ]	50 - 300	50 - 110	–	–
Temp. fusión [ $^{\circ}C$ ]	–	–	60 - 65	110 - 140

Tabla 2.2: Propiedades de las resinas [29, 33].

### 2.3.2. Arquitectura de las láminas

Los materiales compuestos laminados presentan diferentes arquitecturas. Las láminas pueden presentarse en diferentes configuraciones, que junto con la secuencia de apilamiento, facilitan el control sobre la anisotropía de las propiedades. Las arquitecturas más empleadas son:

- Laminado de cinta o unidireccional: en esta arquitectura las fibras están alineadas en una sola dirección, por esta razón presentan una dirección preferencial, lo cual redundará en una alta anisotropía. Es habitual apilarlas en una determinada secuencia para conseguir una mayor isotropía del laminado.
- Tejido bidireccional: en esta arquitectura las fibras están tejidas entre sí y orientadas perpendicularmente. Por esta razón, estas láminas presentan menor anisotropía en el plano que los laminados de cinta. Existen diferentes tipos de tejidos en función de la forma de entrecruzamiento, dando lugar a tejidos tipo: tafetán, satén, etc. . . .

Dependiendo de la arquitectura de las láminas, el laminado presentará diferentes propiedades. En la tabla 2.3 se muestran algunas de las propiedades de dos tipos de arquitecturas para el mismo tipo de fibras y matriz. El laminado unidireccional presenta valores más elevados de rigidez y resistencia en dirección de las fibras ( $E_1$ ,  $X_T$  y  $X_C$ ) que los laminados de tejido; tal y como se puede ver en la tabla 2.3.

Propiedad	AS4/8552	AGP193-PW
Tipo de arquitectura	Unidireccional	Tejido
Fibra	AS4	AS4
Espesor lámina [ $mm$ ]	0.13	0.195
Densidad [ $Kg/m^3$ ]	1100 - 1400	1570
$E_1$ [ $GPa$ ]	141	68
$E_2$ [ $GPa$ ]	8	66
$X_T$ [ $MPa$ ]	2207	828
$Y_T$ [ $MPa$ ]	81	793
$X_C$ [ $MPa$ ]	1586	883

Tabla 2.3: Propiedades de diferentes arquitecturas de laminados (Hexcel comp.).

### 2.3.3. Procesado de laminados carbono/epoxi

En la actualidad existen diferentes formas de fabricar materiales compuestos laminados en función del tipo de resina y de la interacción refuerzo-matriz. Debido a que los laminados empleados en este trabajo son de resina termoestable y fibras largas, se exponen aquí sus principales métodos de fabricación. Existen dos formas principales:

- Método húmedo:** en este método se impregnan las fibras con una resina de baja viscosidad. La impregnación se puede realizar de diferentes maneras: mediante rodillos y posteriormente prensada (*contacto húmedo*), haciendo pasar las fibras por un baño de resina antes de ser enrolladas en un mandril (*enrollado húmedo*) o colocando las fibras en un molde cerrado en el cual se inyecta la resina (*inyección de resina*). La idoneidad de estos métodos depende de la viscosidad y de la adhesión entre fibra y matriz.
- Método preimpregnado:** este método se compone de dos etapas. En la primera las fibras se impregnan curándose parcialmente. En la segunda etapa se disponen las capas del producto impregnado siguiendo la secuencia de apilado de diseño, finalizando el proceso con un curado para obtener el laminado final. El proceso de curado se lleva a cabo en auto-

claves o en bolsas de vacío donde se somete al conjunto a diferentes ciclos de temperatura y presión.

### 2.3.4. Mecanismos de fallo y su detección en materiales compuestos

Los materiales compuestos, como resultado de su complejidad estructural, presentan una gran variedad de mecanismos de fallo. Estos modos de fallo pueden ser clasificados en: intralaminares e interlaminares. Aquellos mecanismos de fallo que ocurren en el interior de la lámina serán intralaminares: la rotura y el pandeo de fibras (*fiber kinking*), agrietamiento de matriz y falta de adherencia entre fibra y matriz (*fiber debonding*). El daño interlaminar o deslaminación es la propagación de una fisura entre láminas adyacentes, lo cual ocasiona la separación de las láminas. En la figura 2.6 se puede observar una representación de los daños anteriormente comentados, inducidos por un impacto a baja velocidad [57].

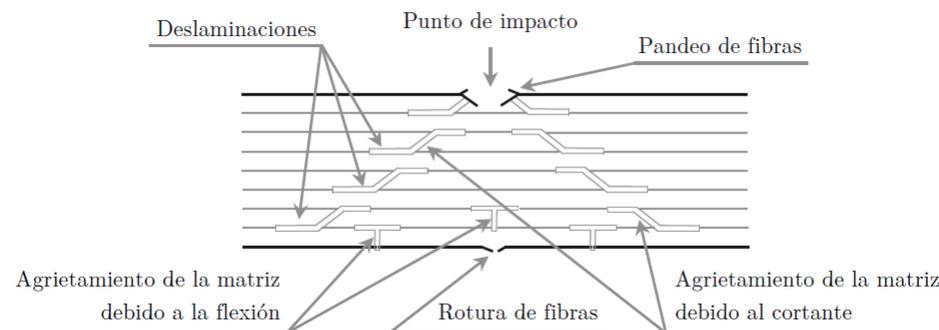


Figura 2.6: Ejemplo de daños producidos en un laminado de fibras de carbono por un impacto a baja velocidad [57].

La detección y caracterización del daño es primordial para valorar la integridad del componente realizado en material compuesto. Conscientes de la importancia de cuantificar e identificar el daño, se han desarrollado diferentes técnicas de inspección capaces de detectar de forma precisa el estado del laminado. Las técnicas de inspección pueden clasificarse en *destructivas* y *no destructivas*. Usualmente las técnicas no destructivas son más utilizadas, puesto que permiten la reutilización del componente si no está dañado o si se puede reparar, algunos ejemplos son:

- *Inspección mediante radiografía*: se basa en la diferencia de absorción y transmisión del material sobre el que incide una radiación electromagnética (rayos X).
- *Inspección ultrasónica*: consiste en la medida de la velocidad de propagación de las ondas de alta frecuencia a través de un medio continuo. Esta técnica ha sido utilizada en la inspección de los laminados empleados en esta tesis y se describe de manera más extendida en el capítulo 3.
- *Termografía infrarroja*: se basa en la heterogeneidad de la transmisión de calor en especímenes con daños; la conducción del calor en zonas dañadas es diferente que en las zonas intactas.
- *Estudio de la respuesta dinámica*: debido a que el daño induce cambios en la geometría de los laminados (deslaminaciones), existen técnicas que permiten evaluar la extensión del fallo mediante el análisis de su respuesta dinámica. Este método realiza un análisis modal de los especímenes ensayados, y mediante la comparación de las frecuencias propias obtenidas con especímenes intactos se determina la extensión del fallo. La principal ventaja de este método es su fácil aplicación pero su principal inconveniente es la dificultad en determinar la localización del daño [57].

### 2.3.5. Comportamiento de materiales compuestos frente a impacto

Los materiales compuestos laminados de fibras largas están diseñados para tener elevadas propiedades mecánicas en el plano donde se apilan las láminas. Sin embargo a lo largo de su vida útil pueden estar sometidos a cargas fuera de ese plano de trabajo, produciéndose roturas que pueden originar una modificación de su comportamiento en servicio e incluso el fallo catastrófico. Este tipo de cargas fuera del plano pueden ser producidas por el impacto de diferentes objetos y a diferentes velocidades generando diferentes tipos y extensiones en el daño. Es necesario comprender y analizar el alcance del daño, puesto que las propiedades resistentes del laminado pueden reducirse sensiblemente. Diversos estudios han afrontado el estudio del daño producido desde el punto de vista experimental, mientras que otros lo han hecho desde el punto de vista

---

numérico. A continuación se presentan diferentes estudios realizados en este campo, haciendo hincapié en aquellos que usan el hielo como proyectil.

### **Estudios Experimentales**

Los primeros estudios experimentales sobre el comportamiento de los materiales compuestos frente a impacto balístico datan de los años 60. Estos estudios buscaban determinar el espesor necesario para poder detener un proyectil a una determinada velocidad; en ningún caso estudiaban el tipo o la extensión del daño producidos. En la siguiente década se realizaron diferentes estudios de impacto en el ámbito militar, muchos de ellos clasificados y por tanto no accesibles a la comunidad científica. No es hasta el año 1973, donde Friedrich y Preston [18] realizaron un estudio acerca del daño causado en laminados por diferentes proyectiles (uno de ellos de hielo). Analizaron diferentes ángulos de impacto y velocidades, determinando la capacidad de penetración de los diferentes proyectiles y el daño producido en los diferentes tipos de laminados. Concluyendo que el impacto de hielo es el que requiere de mayor energía para causar daños en los laminados y que la técnica de inspección no destructiva por ultrasonidos es la más adecuada para identificar la localización y extensión del área deslaminada durante el impacto.

A medida que se extendía el uso de los materiales compuestos laminados en diferentes componentes aeronáuticos, se hizo necesario ampliar el conocimiento de su comportamiento frente a impacto. Así durante finales del siglo XX y principios del siglo XXI han surgido diversas investigaciones [4, 5, 38, 43, 49, 64]. Entre ellos cabe destacar el trabajo de Kim et al. [38], que realizaron impactos de esferas de hielo contra laminados de fibra de carbono, variando el diámetro y la velocidad de los proyectiles; identificaron diferentes tipos de daño en función de la velocidad y energía del impacto (figura 2.7).

En 2011, Gareth J. Appleby-Thomas et al. [4] estudiaron el comportamiento de laminados de fibra de carbono sujetos a impactos de proyectiles hemiesféricos de hielo; los laminados en estudio fueron sometidos a múltiples impactos y el daño causado fue evaluado mediante 3 técnicas: inspección visual, inspección por ultrasonidos y mediante la realización de ensayos de

---

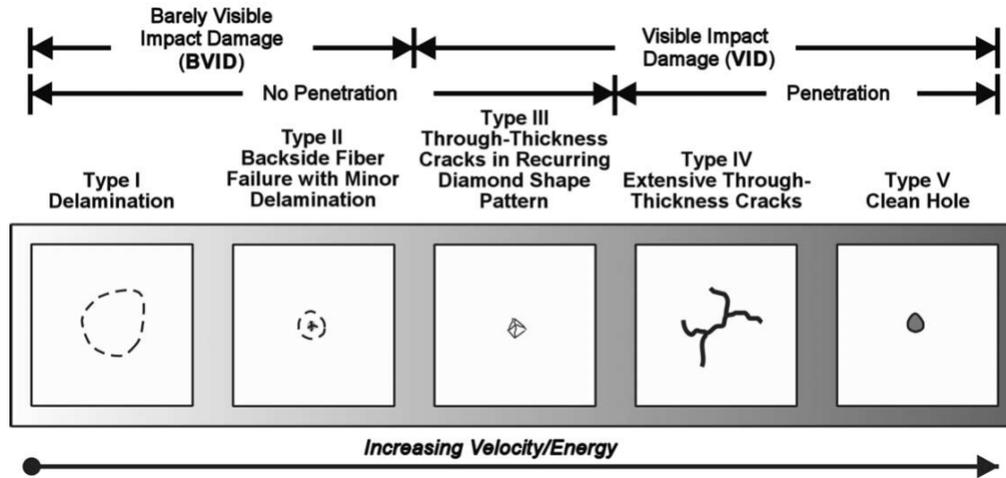


Figura 2.7: Tipos de daño en laminados de fibra de carbono/epoxi sometidos a impacto de hielo [38].

compresión después de impacto. Estos ensayos e inspecciones les permitieron concluir que la resistencia de los laminados disminuye conforme aumenta la deslaminación producida por el impacto.

En estudios más recientes, Rhymer et al. [64] investigaron la tolerancia al daño de laminados de fibra de carbono con una capa superpuesta de fibra de vidrio (GFRP), sometiendo a las probetas a sucesivos impactos hasta la detección del daño; de esta forma determinaron el umbral de energía que son capaces de absorber los laminados antes de producirse deslaminaciones. En la figura 2.8 se puede observar en la secuencia de imágenes de uno de los impactos.

De los estudios anteriormente citados se puede concluir que el impacto de hielo en laminados produce principalmente daño por deslaminación debido a su baja capacidad de penetración [18]. En el caso de que el laminado sea de espesor delgado existen otros tipos de daño como aplastamiento de matriz o incluso rotura de fibras [4].

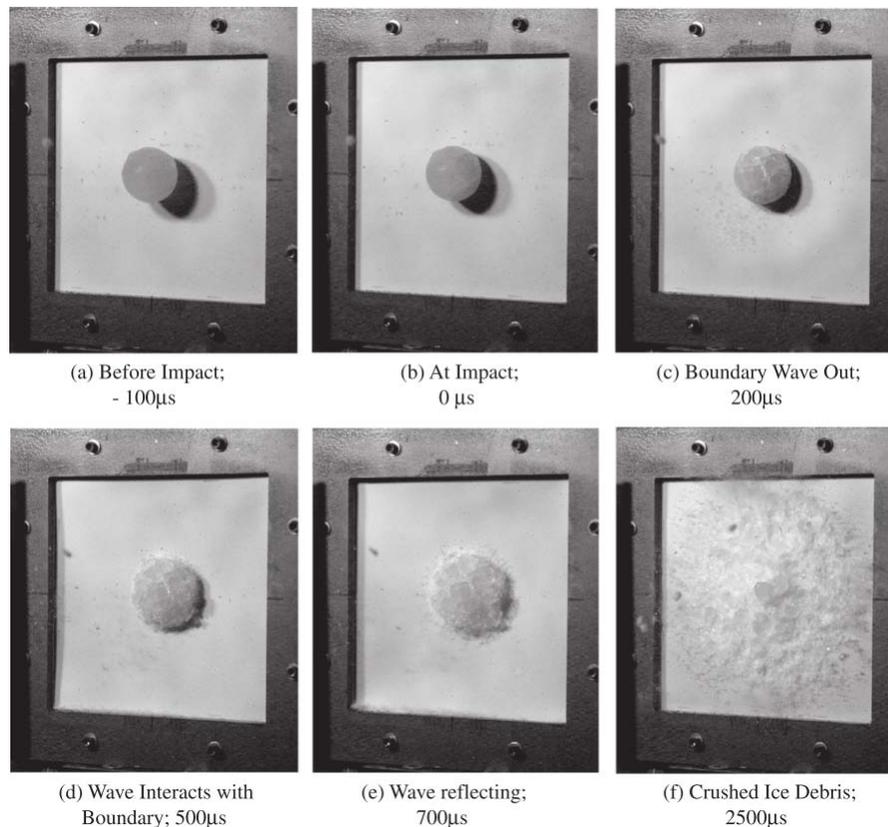


Figura 2.8: Secuencia de imágenes de impacto de una esfera de hielo de 61 mm de diámetro impactando sobre un panel mixto de GFRP/CFRP de 1.59 mm de espesor a 72 m/s [64].

### Modelización de materiales compuestos

La modelización de los materiales compuestos se puede abordar de manera analítica y numérica. El complejo estado de cargas al que están sometidos estos materiales durante un impacto provoca que los modelos analíticos deban asumir diversas hipótesis que derivan en la pérdida de su aplicabilidad para la mayor parte de las condiciones de carga.

Debido al auge que han experimentado las herramientas de simulación numérica durante los últimos años, se han desarrollado diversos modelos de comportamiento para los materiales compuestos [23, 28, 43, 44, 45, 57, 60, 62, 63]. Ante la diversidad de modelos y la falta de unificación en los criterios, se realizó un ejercicio de comparación entre los modelos llamado *World Wide Failure Exercise* (Composite Science and Technology vol. 58 (1998), 62 (2002) y 64 (2004)), el

cual demostró que no existe ningún criterio de rotura capaz de predecir correctamente el fallo de un laminado bajo cualquier tipo de carga. Por esta razón es necesario investigar en el desarrollo de modelos numéricos de comportamiento para laminados que sean capaces de reproducir la respuesta de éstos en diferentes estados de carga.

Los modelos numéricos propuestos para los materiales compuestos pueden clasificarse atendiendo a como incluyen la variable de daño en el modelo, considerando esta variable como la degradación interna del material. Aquellos modelos en los cuales el daño es considerado un parámetro interno de las ecuaciones constitutivas del material se denominarán *modelos acoplados* o *de daño continuo* (CDM en sus siglas en ingles). Estos modelos habitualmente se basan en el comportamiento micromecánico del material, lo cual permite recoger comportamientos que de otra manera serían difíciles de modelizar; su mayor dificultad está relacionada con la obtención de los parámetros que los definen. Los *modelos de daño desacoplados* son aquellos en los cuales el daño afecta al fallo del material pero no a sus ecuaciones constitutivas, por lo que el parámetro del daño no es considerado como una variable interna del material. Muchos de estos modelos son puramente fenomenológicos, lo que los hace muy útiles para su aplicación práctica. Su mayor ventaja es que la obtención de los parámetros es más sencilla; su principal desventaja es que al no influir el parámetro del daño en la ecuación constitutiva del material no existe ablandamiento o debilitación por lo que el fallo sucede de manera abrupta. Esto se traduce en una caída repentina en la curva tensión-deformación, lo cual no representa el comportamiento de los materiales dúctiles pero si el de los frágiles. Estos modelos son por lo tanto sumamente prácticos para la modelización de los laminados de fibras de carbono, donde el fallo sucede de manera frágil. Se exponen a continuación los modelos más extendidos:

- **Modelos de Tsai-Hill y Tsai-Wu [70, 71]:** ambos modelos son desacoplados y proponen una única función polinómica basada en tensiones ( $\sigma_{ij}$ ) para definir el fallo. Tanto en el criterio de fallo de Tsai-Hill (ecuación 2.3.5) como en el propuesto por Tsai-Wu (ecuación 2.3.5) aparecen diferentes coeficientes ( $X, Y, S_{12}, F_{ij}$ ) que representan las tensiones de rotura del laminado o funciones de ellas. En ambos criterios cuando el índice de fallo ( $I_f$ ) alcanza la unidad se produce la pérdida de capacidad resistente del material. La principal

diferencia entre ambos modelos es la diferenciación que realiza el de Tsai-Wu entre estados de tracción y de compresión.

- Modelo de Tsai-Hill:

$$I_f = \frac{\sigma_{11}^2}{X^2} - \frac{\sigma_{11}\sigma_{22}}{X^2} + \frac{\sigma_{22}^2}{Y^2} + \frac{\sigma_{12}^2}{S_{12}^2} \quad (2.3)$$

Donde  $X$  e  $Y$  son respectivamente las tensiones de rotura en dirección paralela y perpendicular a las fibras;  $S_{12}$  es la tensión a cortadura en el plano de la lámina.

- Modelo de Tsai-Wu:

$$I_f = F_1\sigma_{11} + F_2\sigma_{22} + F_{11}\sigma_{11}^2 + F_{22}\sigma_{22}^2 + F_{66}\sigma_{12}^2 + 2F_{12}\sigma_{11}\sigma_{22} \quad (2.4)$$

En este criterio en lugar de aparecer las tensiones de rotura explícitamente, aparecen funciones de ellas ( $F_{ij}$ ), las cuales difieren en estados de carga a compresión o a tracción.

- **Modelo de Chang-Chang [7]:** este modelo, también desacoplado, distingue entre diferentes criterios de fallo, formulando diferentes funciones basadas en tensiones para cada uno de los mecanismos que originan el fallo:

- Rotura de fibras: la ecuación asociada a este criterio es:

$$e_f^2 = \left(\frac{\sigma_{11}}{X_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 \quad (2.5)$$

donde  $X_t$  es la resistencia a tracción en la dirección de las fibras, y  $S_{12}$  es la resistencia a cortadura en el plano de la lámina. Este criterio es una extensión del de tensión máxima, al cual se ha incluido la contribución de la cortadura en el plano.

- Rotura de matriz a tracción y compresión: las ecuaciones asociadas son:

$$e_m^2 = \left(\frac{\sigma_{22}}{Y_t}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 \Leftrightarrow \sigma_{22} > 0 \quad (2.6)$$

$$e_m^2 = \frac{1}{4} \left(\frac{-\sigma_{22}}{S_{12}}\right)^2 + \frac{Y_C\sigma_{22}}{4S_{12}^2} - \frac{\sigma_{22}}{Y_C} + \left(\frac{\sigma_{12}}{S_{12}}\right)^2 \Leftrightarrow \sigma_{22} < 0 \quad (2.7)$$

siendo  $Y_t$  e  $Y_c$  las resistencias del laminado a tracción y a compresión en dirección perpendicular a las fibras.

- **Deslaminación:** este criterio de fallo fue implementado en el modelo para contemplar estados de cargas tridimensionales fuera del plano de la lámina, la ecuación asociada es:

$$e_l^2 = \left( \frac{\sigma_{33}}{Z_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{23}}{S_{23}} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{13}}{S_{13}} \right)^2 \quad (2.8)$$

donde  $Z_t$  es la resistencia a tracción en dirección perpendicular al plano, y  $S_{13}$  y  $S_{23}$  las resistencias a cortadura fuera del plano de la lámina.

En todos estos criterios de fallo  $e_i$  representa el nivel de daño siendo 0 intacto y 1 completamente dañado. De acuerdo con este criterio, el material es elástico ortótropo hasta el fallo ( $e_i = 1$ ), tras el cual pierde la capacidad resistente en la dirección de la tensión predominante en el mecanismo de fallo. La pérdida de la resistencia se realiza mediante la degradación de las propiedades.

Existen diferentes modificaciones de este modelo como la de Hou et al. [28] o la de López-Puente et al. [43] para su aplicación a laminados de arquitectura de tejido; esta modificación incorpora funciones de degradación suaves de las propiedades, con el fin de evitar inestabilidades numéricas.

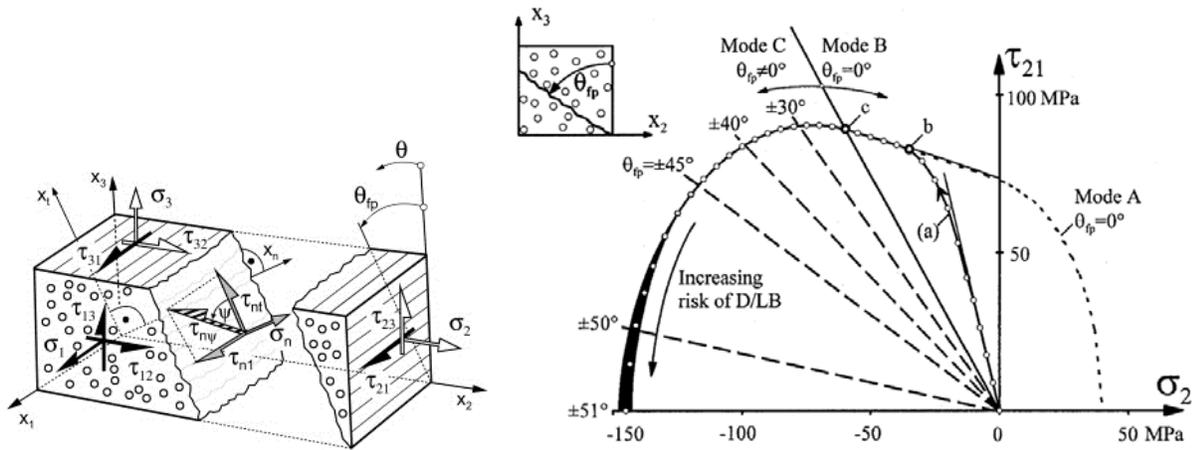
- **Modelo de Hashin-Rotem [22, 23]:** este modelo desacoplado basado en tensiones estaba desarrollado inicialmente para laminados unidireccionales bajo cargas cíclicas de tracción. Posteriormente, Hashin [22] amplió el modelo para tener en cuenta diferentes mecanismos de fallo relacionados con la compresión. Los mecanismos de fallo para la rotura a tracción de fibras o matriz coinciden con los propuestos por Chang-Chang en las ecuaciones 2.5 y 2.6; en este modelo se amplía el criterio a compresión de las fibras y de la matriz de la forma:

$$e_f^2 = \frac{|\sigma_{11}|}{X_C} \quad (2.9)$$

$$e_m^2 = \left( \frac{\sigma_{22}}{S_{23}} \right)^2 + \left[ \left( \frac{Y_C}{2S_{23}} \right)^2 - 1 \right] + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{13}} \right)^2 \quad (2.10)$$

donde  $X_C$  es la resistencia a compresión en dirección de las fibras y  $S_{13}$  y  $S_{23}$  las resistencias a cortadura en dirección 13 y 23 respectivamente.

- Modelo de Puck [62, 63]:** este modelo desacoplado, al igual que el criterio de Chang-Chang o el de Hashin-Rotem, propone diferentes ecuaciones para los diferentes modos de fallo. La principal diferencia es la manera de afrontar el fallo entre fibras y matriz. Debido a que este fallo se produce de manera frágil [23], en este modelo se emplea el criterio de Mohr-Coulomb para determinar el plano de fallo. En la figura 2.9 se puede observar tanto el plano de fallo como la superficie de fallo en el plano de la lámina. De esta manera este modelo de comportamiento, identificando el plano de fallo, es capaz de determinar diferentes modos de fallo en función del estado tensional ( $\sigma_{22}, \sigma_{12}$ ); en la figura 2.9(b) se muestra como el modelo distingue entre 3 modos de fallo (A, B y C) gracias a la determinación de este ángulo o plano de fallo (figura 2.9(a)). Esta distinción entre diferentes modos de fallo hace que este modelo prediga de manera más realista el comportamiento de los laminados.



(a) Plano de fallo determinado por Puck mediante el uso del criterio de Mohr-Coulomb. (b) Superficie de fallo para estados combinados de  $\sigma_{22}, \sigma_{12}$ .

Figura 2.9: Criterio de fallo interlaminar propuesto por Puck et al.[63].

- **Modelo de LARC04 [60]**: este modelo parte de un profundo estudio micromecánico de los procesos que envuelven cada uno de los mecanismos de fallo para proponer diferentes funciones de activación del daño para los diferentes modos de fallo; este daño se tiene en cuenta como una variable interna del material por lo que es un modelo acoplado o de daño continuo. Este modelo incorpora el concepto de tensiones “*in situ*”, las cuales tienen en cuenta el aumento “*aparente*” de resistencia que sufren las láminas por estar embebidas en el interior del laminado. La otra aportación de este criterio es la consideración del fallo longitudinal a compresión (pandeo), proponiendo como causa la desalineación inicial de las fibras.
- **Criterio de Martinez et al.[44, 45]**: este modelo a diferencia de los anteriores considera dos escalas: una macroscópica y una microscópica. El daño se produce en la microescala, y afecta a la macroescala mediante el uso de la teoría de las mezclas, por lo que puede ser considerado como un criterio acoplado o de daño continuo. De esta forma las propiedades de la matriz o de las fibras se degradan por separado.

Algunos de los modelos de comportamiento anteriormente citados contemplan el daño intralaminar proponiendo diferentes criterios para determinar si el material ha fallado [7, 43], o degradan el material incluyendo de manera acoplada el daño [57]. Otros modelos de comportamiento lo afrontan mediante la inclusión de interacciones o elementos cohesivos en el modelo de elementos finitos, simulando el fallo por deslaminación mediante la separación de los elementos del mallado [25, 72, 74]. Esta separación de los nodos del mallado está controlada mediante un modelo constitutivo de cohesión que determina la iniciación y evolución de la misma; éstos a su vez están determinadas por la tasa de liberación de energía y por el valor máximo de tracción que es capaz de soportar la interfase para cada uno de los modos de apertura.



# Capítulo 3

## MATERIAL Y MÉTODO EXPERIMENTAL

### 3.1. Introducción

En este capítulo se presentan los ensayos experimentales y los materiales empleados durante la realización de esta tesis doctoral. Se han realizado dos tipos de ensayos: impactos de hielo sobre placa rígida e impactos de hielo sobre laminados de carbono/epoxi. Los primeros han servido para evaluar la fuerza ejercida por el hielo durante el impacto, y para validar el modelo de comportamiento de hielo desarrollado. Los segundos se han empleado para analizar el comportamiento del material compuesto frente a impactos de alta velocidad de esferas de hielo. Los ensayos han sido llevados a cabo en las instalaciones del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras de la Universidad Carlos III de Madrid.

### 3.2. Materiales empleados en los ensayos experimentales

#### 3.2.1. Projectiles de hielo

La fabricación de los proyectiles de hielo ha resultado ser una tarea de elevada complejidad. Después de numerosas pruebas, el proceso de fabricación de los proyectiles de hielo se ha

realizado en dos fases: la fabricación de un bloque matriz de hielo y la obtención de la forma esférica requerida (figura 3.1). La fabricación en un sólo paso no ha sido factible debido a que no es posible obtener esferas sin fisuras mediante su congelación en un molde. La diferencia de densidades entre la fase sólida y líquida del agua provoca que, durante la congelación, la expansión del hielo cree tensiones que fisuran la esfera, haciendo que los proyectiles no sean válidos para la experimentación.



Figura 3.1: Esfera hielo de 30 *mm* de diámetro.

La congelación del bloque matriz de hielo debe ser preferentemente direccional con objeto de obtener hielo libre de burbujas; éstas aparecen debido a que la cantidad de aire que es capaz de disolver el hielo es menor que la del agua. La congelación direccional favorece que las burbujas queden agrupadas y por tanto puedan ser eliminadas de forma sencilla. La microestructura del hielo que se obtiene es diferente al que se forma en la naturaleza (sección 2.2.1), pero de los resultados obtenidos por estudios realizados por Kim et al. [38] se puede concluir que la microestructura no afecta a las propiedades mecánicas a altas velocidades de deformación.

Una vez obtenido el bloque matriz libre de burbujas es necesario obtener el proyectil esférico; para esto se han utilizado moldes de aluminio (figura 3.2(a)) que funden el bloque matriz en esferas del diámetro deseado. Estos moldes consisten en dos cilindros macizos de aluminio en los cuales se han mecanizado dos semiesferas; el bloque de hielo es introducido entre los dos moldes (previamente calentados), los cuales mediante el calor y el peso derriten el bloque hasta conseguir el proyectil esférico deseado (figura 3.2(b)). Mediante el uso de esta técnica se han obtenido proyectiles de 30, 40 y 50 *mm* de diámetro, con masas medias de 12, 29 y 56 *g* respec-

tivamente.

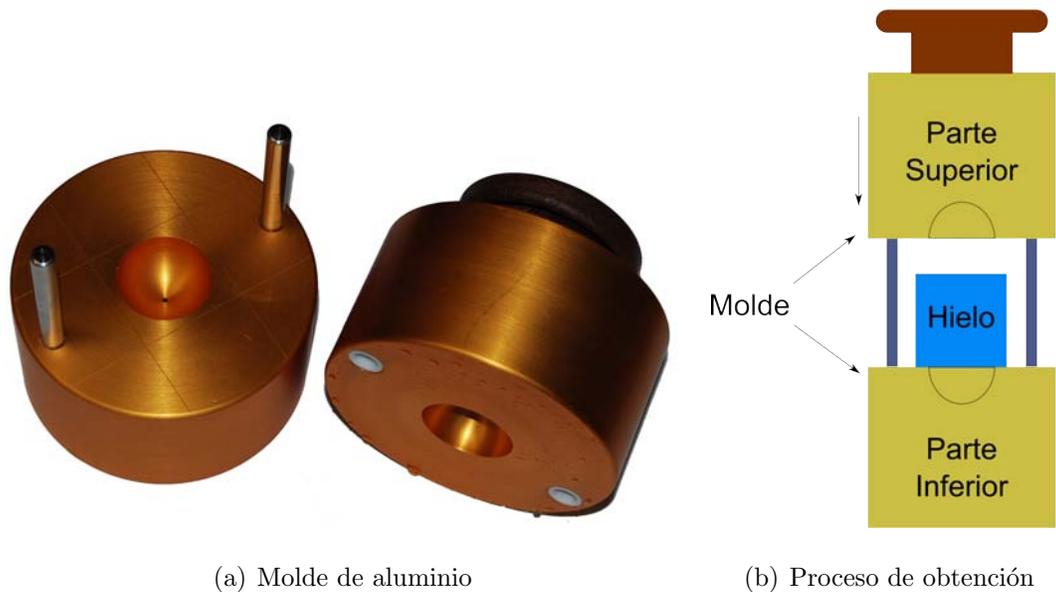


Figura 3.2: Molde de aluminio y método de obtención para fabricar esferas de hielo.

### 3.2.2. Laminados de fibra de carbono

Una de las tareas de esta tesis ha sido seleccionar el tipo de fibra y de matriz, así como su secuencia de apilamiento y arquitectura. A la hora de realizar esta selección, se han escogido los parámetros de diseño habituales en las industrias aeronáutica y aeroespacial; es en estas industrias donde con mayor probabilidad las estructuras de CFRP están sometidas a impacto de hielo. Por esta razón se ha seleccionado fibra de carbono AS4 en matriz epoxi 8552 fabricadas por Hexcel composites. La arquitectura de la láminas escogidas es de tipo unidireccional o cinta que se usa habitualmente en estructuras sometidas a estados de carga de tracción o de compresión en el plano.

La fabricación de los laminados, a partir de láminas pre-impregnadas suministradas por el fabricante, ha sido llevada a cabo por el Instituto Nacional de Técnicas Aeroespaciales (INTA)

mediante autoclave. Se han seleccionado dos espesores con diferentes secuencias de apilado (tabla 3.1) con el fin de estudiar su influencia en las deslaminaciones producidas por el impacto de hielo. El tamaño de los especímenes es de  $300 \times 300 \text{ mm}^2$ , distancia habitual entre las costillas del fuselaje de una aeronave civil, ya que esta zona es una de las más susceptibles de recibir el impacto de hielo.

Laminado	Secuencia de apilamiento	Espesor
21 Láminas	$(45/ - 45/90/0/90/ - 45/45/90/0/90/0)S'$	4 mm
32 Láminas	$(45/ - 45/90/0/90/ - 45/45/90/0/90/45/ - 45/90/90/ - 45/45)S$	6 mm

Tabla 3.1: Secuencia de apilado de los laminados empleados.

### 3.3. Dispositivos experimentales

Los ensayos realizados se pueden dividir en dos grupos: aquellos cuya finalidad es el estudio de la fuerza ejercida por el impacto de hielo y los ensayos en los que se estudia el efecto de este impacto en laminados carbono/epoxi. Para acelerar las esferas de hielo se ha empleado un lanzador neumático que utiliza aire comprimido para impulsar los proyectiles. En todos los ensayos se ha usado también una cámara de alta velocidad para registrar el proceso de impacto. En los impactos de hielo contra placa rígida, se ha utilizado una célula de carga conectada a un sistema de adquisición de datos que ha permitido registrar la fuerza del impacto. Además, y con el objetivo de medir la deflexión del laminado durante el impacto del proyectil de hielo, se ha empleado un sistema de extensometría láser. La respuesta dinámica de la estructura en la que se disponen tanto la célula de carga como los laminados se ha estudiado mediante el empleo de un analizador de frecuencias y por último, se ha medido el daño interno de los laminados ensayados mediante un sistema de inspección no destructiva por ultrasonidos. A continuación se describe en profundidad cada uno de los sistemas y equipos empleados.

### 3.3.1. Lanzador neumático de impulsión

El dispositivo fundamental para la realización de esta tesis ha sido un sistema neumático fabricado por la empresa VTI (figura 3.3). Este equipo emplea aire a presión que se almacena en un depósito de 120 l de volumen a una presión máxima de 6 bar; el gas impele el proyectil por un cañón de 5 m de longitud alcanzándose velocidades superiores a los 200 m/s, para una masa de 57 g. La velocidad de impacto del proyectil se ha variado modificando la presión del sistema neumático de impulsión.

A la salida del cañón están situados dos sensores láser a lo largo de la trayectoria del proyectil, separados una cierta distancia, que captan su paso y envían señales a un ordenador que calcula la velocidad del mismo.

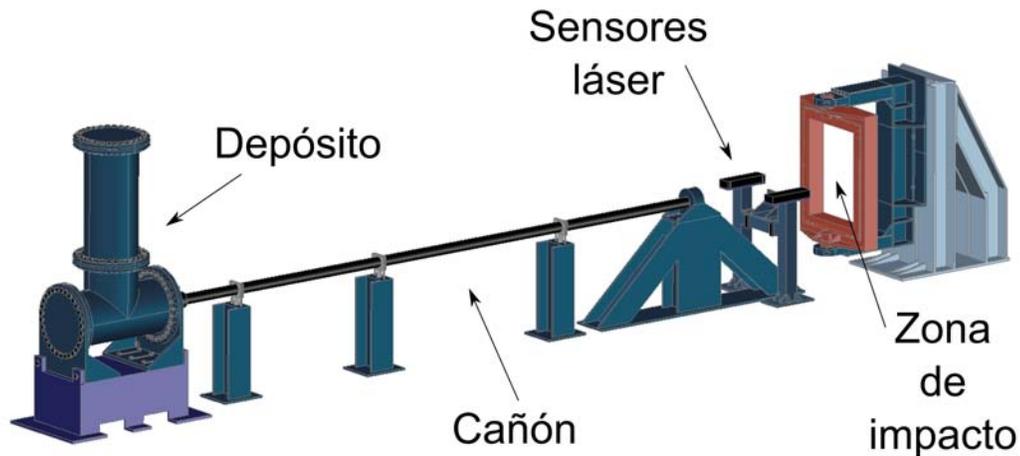


Figura 3.3: Sistema neumático de impulsión.

El diámetro interno del cañón es de 60 mm; debido al menor diámetro de los proyectiles ha sido necesario el uso de un cartucho que impulse y guíe el proyectil por el interior del cañón. El diseño del cartucho debe contemplar dos aspectos fundamentales: el peso y su capacidad de aislamiento. El cartucho debe ser lo más ligero posible, para poder conseguir mayores velocidades.

des de impacto; además debe aislar el proyectil del rozamiento producido durante la aceleración para evitar que el hielo se funda por fricción. Por estas razones el cartucho se ha fabricado con espuma de poliuretano tal y como se puede observar en la figura 3.4. La distancia de vuelo entre la salida del cañón y la probeta es inferior a 2 metros, por lo que es necesario que el cartucho se separe y cambie de trayectoria en una distancia menor a 2 metros, para evitar que impacte en la célula de carga o en el laminado de CFRP e invalide el ensayo. A tal fin, el diseño del cartucho incorpora un chaflán y unos cortes longitudinales para que, debido a la resistencia que opone el aire, se separe del proyectil y cambie su trayectoria.

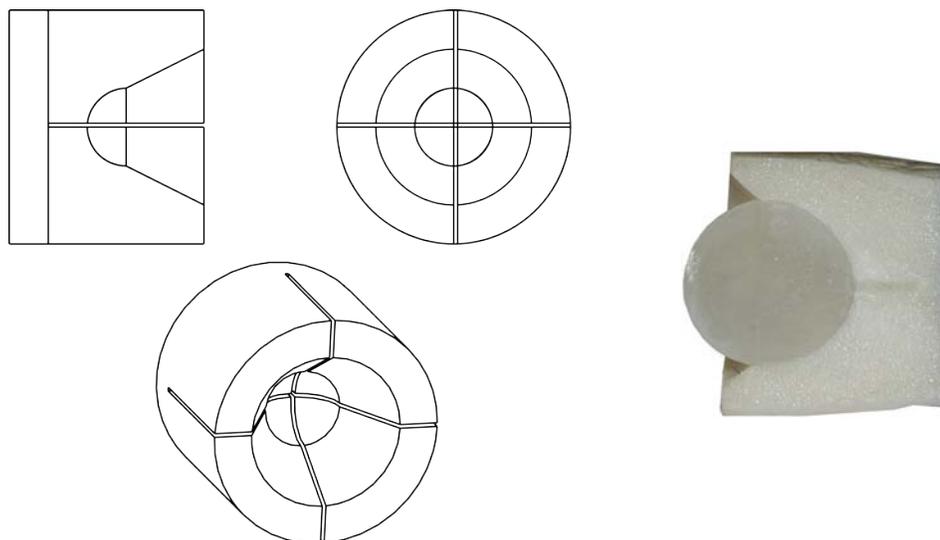


Figura 3.4: Ejemplo de cartucho para proyectil de 30 *mm* de diámetro y conjunto proyectil cartucho.

Enfrentado con la boca del cañón se encuentra una estructura metálica que está unida solidariamente a la solera de hormigón. Tal y como se puede observar en la figura 3.5, la estructura está realizada con diferentes perfiles de acero y su función es la de soporte de la célula de carga y de los laminados.

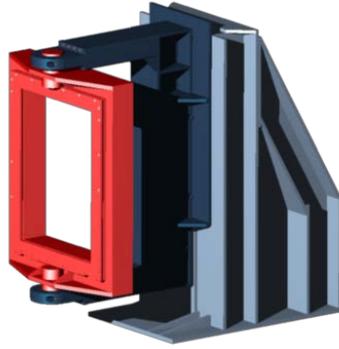


Figura 3.5: Estructura de impacto donde se aloja tanto la célula de carga como los laminados.

### 3.3.2. Cámara de alta velocidad y sistema de iluminación

Todos los ensayos han sido grabados empleando una cámara digital de alta velocidad. Con las imágenes captadas es posible determinar si el proyectil de hielo llega intacto al impacto, corroborar la velocidad de impacto del hielo obtenida por los sensores láser y analizar el proceso de impacto.

La cámara digital de alta velocidad empleada es una Photron Ultima APX-RS (figura 3.6(a)). Esta cámara se ha configurado para tener 18000 imágenes por segundo con una resolución de  $512 \times 288$  *pixels*. Dado que la memoria interna de la cámara es de tipo circular con una capacidad de almacenamiento de 1 s, no fue necesario sincronizar el disparo de la cámara y el impacto de hielo. La disposición de la cámara ha permitido observar parte del vuelo del proyectil previo al impacto.

La grabación de impactos con este tipo de cámaras requiere de una iluminación de alta intensidad. Para los ensayos se ha empleado un foco Arrisun 12 Plus con una lámpara HMI (Hydrargyrum Medium Arc-length Iodide) de 1200 W (figura 3.6(b)) que proporciona luz no pulsada; su encendido se ha realizado justo antes del ensayo para evitar que el calentamiento de la probeta o de la célula de carga influyan en su respuesta.

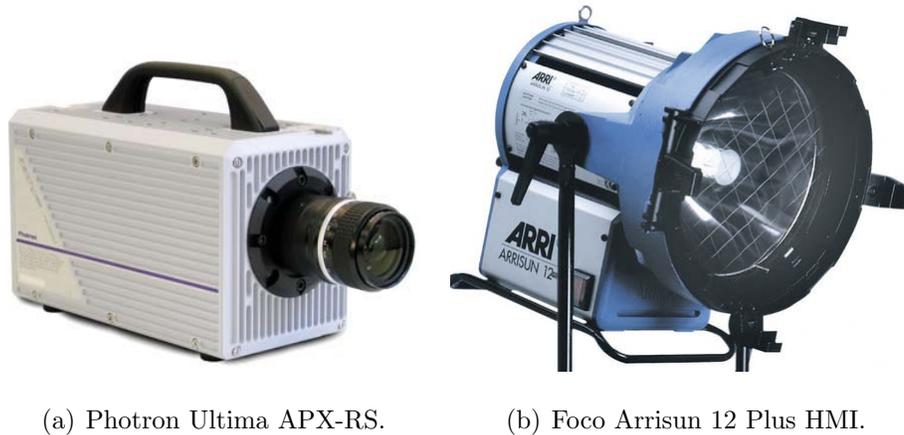


Figura 3.6: Sistema de grabación e iluminación.

### 3.3.3. Célula de carga

En los ensayos realizados para estudiar la fuerza de impacto del proyectil de hielo, se ha empleado una célula de carga fabricada por Microtest (modelo PB2/100); ésta ha sido diseñada específicamente para ensayos dinámicos y es capaz de registrar hasta un valor máximo de 100 KN. La rigidez de la célula de carga es de  $3,7 \cdot 10^8 N/m$  y la masa asociada al modo de vibración correspondiente a la dirección en la que la célula registra la fuerza es de  $2,39 Kg$ ; ambos datos han sido suministrados por el fabricante. Se ha añadido un útil a la célula de carga que funciona como mártir de impacto, con objeto de proteger la célula de carga y proporcionar una superficie donde puedan impactar los proyectiles. El conjunto de mártir y célula ha sido atornillado a una placa de acero de  $8 mm$  de espesor (figura 3.7), la cual se encuentra empotrada a la estructura metálica de la figura 3.5.

### 3.3.4. Extensometría

En los ensayos de impacto de hielo contra laminados de fibra de carbono se ha empleado un dispositivo de extensometría láser para medir el desplazamiento del punto central de la parte posterior del laminado durante el impacto (figura 3.8(b)). Se utilizó un láser MEL M27L/20, mostrado en la figura 3.8(a) el cual tiene un rango de medición de  $20 mm$ ; este rango nos permite

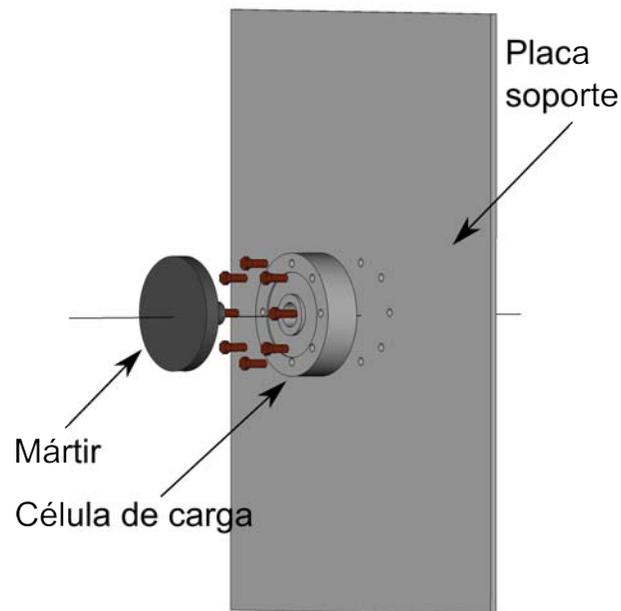


Figura 3.7: Mártir de impacto, célula de carga y placa soporte.

capturar la deflexión de la lámina incluso en los casos de mayor desplazamiento.

Algunos de los laminados ensayados se han instrumentado con bandas extensométricas en la superficie anterior al impacto, tal y como se muestra en la figura 3.9, con el fin de obtener la deformación en esos puntos para la posterior validación del modelo numérico.

### 3.3.5. Sistema de adquisición de datos

La adquisición de datos de los ensayos tanto de la célula de carga (sección 3.3.3) como de la extensometría (láser y bandas (sección 3.3.4)) se ha realizado mediante el uso de un equipo Dewetron DEWE-800; este equipo está diseñado para la captación sincronizada a alta



Figura 3.8: Láser MEL M27L/20 y su disposición.

frecuencia de diferentes entradas. La frecuencia de muestreo se ha seleccionado en 500000 datos por segundo; además, gracias a la sincronización entre cámara y sistema de adquisición, se ha podido relacionar la fuerza registrada por la célula de carga y la evolución del proyectil de hielo durante el impacto.

### 3.3.6. Analizador de frecuencias

Con objeto de estudiar los modos propios de la estructura que soporta la célula de carga se ha empleado un analizador de frecuencias, éste es una herramienta capaz de representar las componentes espectrales de una determinada señal a partir de su transformada de Fourier. De esta manera es posible realizar el análisis modal que determine las frecuencias propias de una estructura mediante la obtención de su respuesta ante una excitación.

Este estudio se debe realizar debido a que la célula de carga no estaba unida a una estructura infinitamente rígida, por lo que ha sido necesario emplear este equipo para modelar la estructura que soporta la célula de carga y poder comparar la medida experimental y numérica de forma adecuada. El conjunto que forman la estructura soporte y la célula de carga se ha

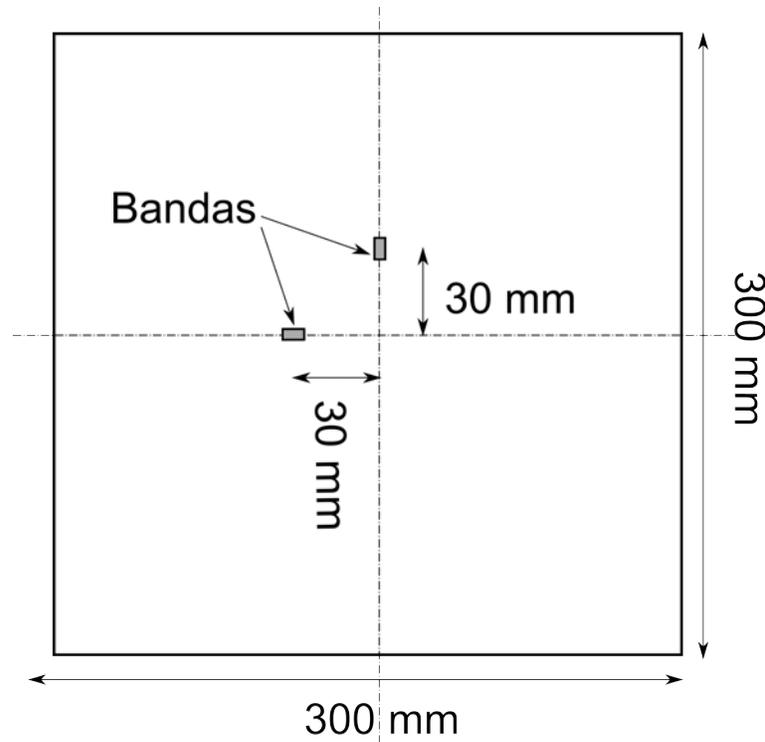


Figura 3.9: Colocación de las bandas extensométricas en los laminados

modelado como un sistema de 3 masas y 3 muelles cuya respuesta dinámica es análoga a la de la estructura completa. El analizador de frecuencias se ha empleado para obtener las frecuencias propias de la estructura, y a partir de ellas determinar los valores de las masas y de los muelles del modelo. Este modelo es análogo al realizado por Carney et al. [6] para la simulación de los ensayos realizados por Pereira et al. [56] de impactos de cilindros de hielo contra célula de carga.

Para el análisis modal se han empleado dos canales del sistema de adquisición de datos del equipo OROS-25, uno para la excitación y otro para la respuesta. Para el post-proceso de las señales se ha empleado la herramienta OR773 suministrada por la empresa OROS. El rango de frecuencias en estudio es de 0 - 20 KHz.

La excitación de la estructura se ha realizado mediante un martillo instrumentado, con el cual se golpea la estructura en el lugar donde impactan las esferas de hielo. La respuesta de la

estructura a esta excitación es captada usando un acelerómetro translacional adherido magnéticamente a la estructura, el peso de este acelerómetro se considera despreciable con respecto al peso de la estructura por lo que se supone que no afectará a los valores obtenidos. Tanto el acelerómetro como el martillo han sido fabricados por la empresa PCB Piezotronics. La selección de la ubicación de referencia del acelerómetro es fundamental en el análisis modal, por esta razón se ha dispuesto el acelerómetro en diferentes posiciones de adquisición para ponderar los valores adquiridos. Mediante el análisis se ha determinado que la estructura presenta 3 frecuencias propias principales en el rango de estudio (tabla 3.2).

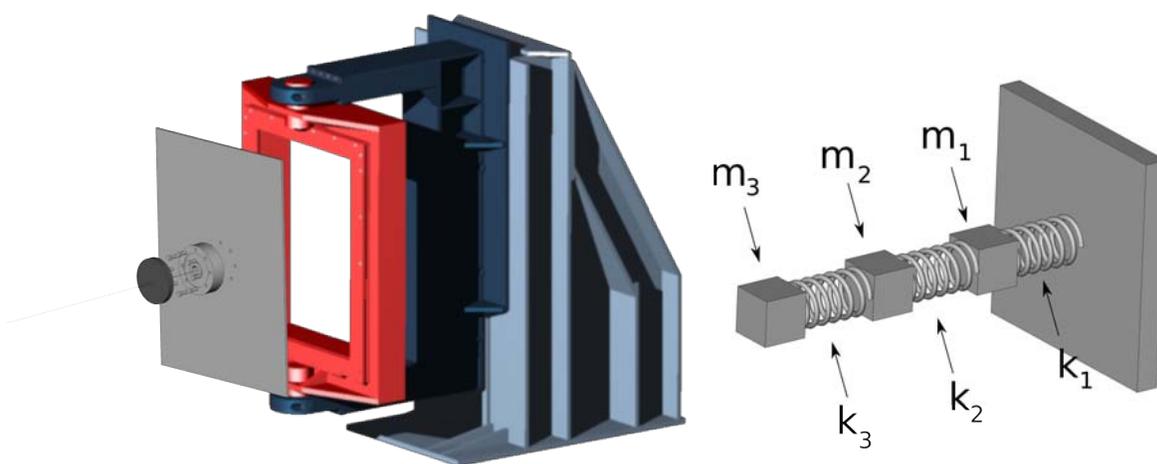


Figura 3.10: Sistema de masas muelles representativo de la estructura de impacto.

$\omega_1$	295 Hz
$\omega_2$	4757 Hz
$\omega_3$	11506 Hz

Tabla 3.2: Frecuencias propias experimentales de la estructura de impacto.

El sistema equivalente a la estructura tendrá 3 grados de libertad, que serán los desplazamientos del sistema de masas y muelles que se muestra en la figura 3.10. El movimiento de este sistema de masas y muelles queda determinado con 3 ecuaciones con 6 incógnitas, al cual es necesario imponer las condiciones conocidas para obtener un sistema determinado:

- Ya que este sistema de masas-muelles representa el conjunto experimental debe tener las 3 frecuencias propias determinadas mediante el análisis modal.
- La masa  $m_3$  es conocida ya que está compuesta por la masa del mártir (3,155 Kg) y la masa asociada de la célula de carga en ese modo de vibración.
- La rigidez de la célula de carga  $k_3$  es conocida.
- La rigidez de la placa de acero sobre la que se atornilla la célula de carga es conocida  $k_2 = 10 \cdot 10^7 \text{ N/m}$ .

se obtiene así, un sistema de 3 ecuaciones con 3 incógnitas; que determinan los valores desconocidos de  $m_2$ ,  $m_1$  y  $k_1$  (tabla 3.3).

$m_1$	16,2 Kg
$m_2$	17 Kg
$m_3$	5,545 Kg
$k_1$	$1,61 \cdot 10^8 \text{ N/m}$
$k_2$	$10 \cdot 10^7 \text{ N/m}$
$k_3$	$3,7 \cdot 10^8 \text{ N/m}$

Tabla 3.3: Valores de las masas y muelles del sistema simplificado.

### 3.3.7. Equipo de ultrasonidos C-Scan

Con objeto de determinar la extensión del daño causado en los laminados de fibra de carbono por impacto de hielo, se ha empleado la técnica de inspección no destructiva por ultrasonidos. El uso de esta técnica evita generar daños en los laminados, por lo que pueden ser utilizados posteriormente en estudios de tolerancia al daño.

La técnica de inspección por ultrasonidos se basa en la medida de la atenuación que sufren las ondas al atravesar un medio. En esta técnica un cristal piezoeléctrico, contenido en

un transductor, emite pulsos en el rango ultrasónico ( $0,5 - 20 \text{ MHz}$ ) que se transmiten a través del material. Estos pulsos son reflejados al entrar en contacto con superficies de distinta impedancia y son capturados por un receptor; esta técnica recibe el nombre de pulso-eco. Para obtener una transferencia óptima de las ondas, se debe garantizar la continuidad entre el emisor y el material por lo que, habitualmente, se sumerge tanto el emisor como el material en un medio acuoso de baja impedancia acústica. La presencia de discontinuidades en el laminado (deslaminaciones) en el que se transmiten las ondas provoca su atenuación. Manteniendo una superficie de reflexión de referencia (cristal en la figura 3.11) es posible cuantificar la atenuación (en  $dB$ ) que experimentan las ondas debido a las deslaminaciones. A priori no se conoce ni la velocidad de propagación de las ondas ni su atenuación en el material, por lo que se utiliza una probeta intacta para la calibración del equipo.

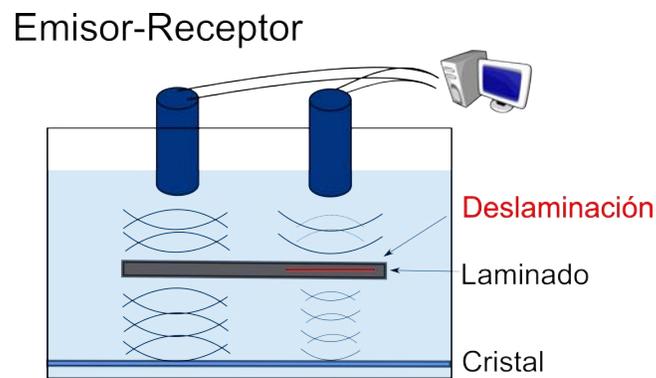


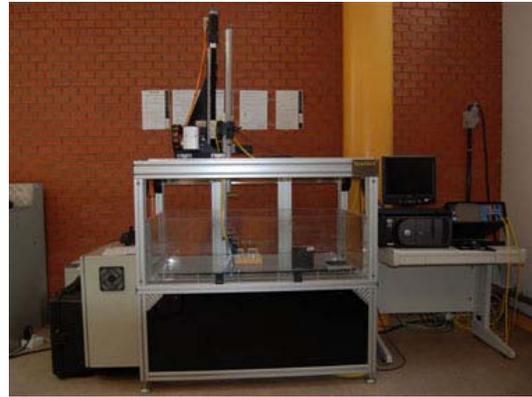
Figura 3.11: Esquema representativo de la técnica ultrasónica de pulso eco por inmersión.

Existen diversas técnicas de ultrasonidos pero las más habituales son el B-Scan y el C-Scan. El B-Scan se basa en el tiempo entre el pulso y el eco de reflexión y la velocidad de propagación de las ondas en el material para determinar la profundidad en el espesor del laminado en donde se encuentra el defecto. Con el C-Scan es posible generar una imagen bidimensional de atenuación de las ondas y por tanto cuantificar el daño en el plano del laminado. El equipo de ultrasonidos utilizado para la realización del B-SCAN ha sido el OmniScan MX fabricado por OLYMPUS (figura 3.12(a)), emplazado en el *Laboratory for the Technological Innovation of Structures and Materials* perteneciente al departamento de *Resistència de Materials i Estructu-*

res a l'Enginyeria de la Universitat Politècnica de Catalunya - BarcelonaTech. Para determinar la extensión del daño mediante C-SCAN se ha empleado un equipo de ultrasonidos fabricado por la empresa TecniTest (figura 3.12(b)). Para garantizar la continuidad del medio donde se propagan la ondas, han sido sumergidos en un contenedor de agua tanto el espécimen como el transductor; la frecuencia de emisión de éste ha sido configurada a  $5\text{ MHz}$  y recorre la superficie del laminado mediante un sistema de posicionamiento basado en motores paso a paso. En las figuras 3.13(a) y 3.13(b) se pueden observar imágenes obtenidas mediante ambas técnicas no destructivas.



(a) Equipo B-scan

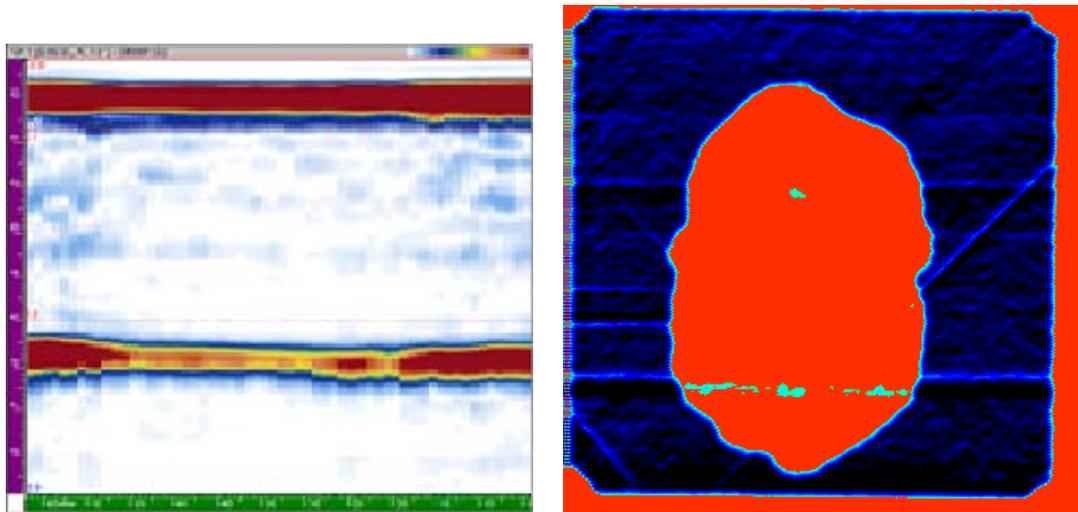


(b) Equipo C-scan

Figura 3.12: Equipos de ultrasonidos B-Scan y C-Scan.

### 3.4. Procedimiento de ensayo

Los ensayos experimentales llevados a cabo en el transcurso de esta tesis se pueden dividir en dos grupos, en primer lugar los ensayos de impacto contra célula de carga (sección 3.4.1) y en segundo lugar los ensayos de impacto de hielo contra laminados de fibra de carbono (sección 3.4.2). En ambos tipos de ensayos es necesario establecer algunas consideraciones previas acerca de la temperatura a la que se realiza el ensayo. Como arrojan los estudios previos [59] las propiedades mecánicas del hielo son dependientes de la temperatura, por esta razón los proyectiles



(a) Imagen obtenida mediante B-Scan

(b) Imagen obtenida mediante C-Scan

Figura 3.13: Ejemplos de imágenes obtenidas mediante las inspecciones no destructivas.

han sido almacenados a  $-12^{\circ}\text{C}$  con el fin de que la temperatura del hielo en el momento del impacto sea de aproximadamente  $-10^{\circ}\text{C}$  [38]. La sala de ensayos se ha mantenido a temperatura ambiente ya que no se espera una dependencia de los resultados con la temperatura de la sala, tal y como demostraron Pan y Render [55].

### 3.4.1. Ensayos de impacto de hielo contra célula de carga

Estos ensayos se han realizado con el fin de estudiar la fuerza ejercida por el impacto de hielo y se han empleado en la validación del modelo de comportamiento mecánico propuesto para el hielo a altas velocidades de deformación. Para ello se han impactado esferas de hielo contra una célula de carga, variando la energía cinética del proyectil a través de estas dos variables:

- Diámetro de proyectil: 30, 40 y 50 *mm*
- Velocidad de impacto: 50  $\iff$  250 *m/s*

### 3.4.2. Ensayos de impacto de hielo contra laminados CFRP

Estos ensayos persiguen cuantificar el daño producido por el impacto de proyectiles esféricos de hielo en laminados de fibra de carbono. Para ello los laminados han sido empotrados mediante el uso de un marco atornillado a la placa de 10 *mm* de espesor (figura 3.14) la cual a su vez es solidaria con la estructura de impacto (figura 3.5); la llave de apriete de los tornillos ha sido tarada a 14 *N · m* con el objetivo de no causar daño en los laminados. Los especímenes se disponen de tal forma que los proyectiles impactan perpendicularmente y en el centro de los mismos. Tal y como se expuso anteriormente, algunos de los laminados han sido instrumentados con dos bandas extensométricas; debido al despegue de éstas provocado por el impacto algunas de las señales experimentales obtenidas por las bandas no son válidas.

En estos ensayos las variables consideradas para su estudio han sido:

- Espesor de laminado: 4 *mm* y 6 *mm*
- Diámetro de proyectil: 40 y 50 *mm*
- Velocidad de impacto: 50  $\iff$  250 *m/s*

No se han utilizado esferas de diámetro menor a 40 *mm*, puesto que ensayos preliminares evidenciaron que la velocidad de impacto necesaria para originar daño en el laminado se encontraba fuera del rango en estudio.

Los laminados impactados no han presentado daños observables a simple vista en la mayoría de las ocasiones; el posterior análisis mediante C-Scan permitió revelar que en la mayor parte de los ensayos se había producido daño interno por deslaminación.

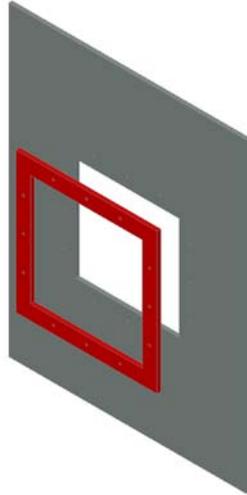


Figura 3.14: Soporte de los laminados.

# Capítulo 4

## MODELIZACIÓN NUMÉRICA

### 4.1. Introducción

La industria aeronáutica y la aeroespacial son unas de las más exigentes a la hora de diseñar componentes estructurales. Los desarrollos de éstos dentro de estas industrias conllevan un elevado número de ensayos experimentales, que implican un elevado coste. Es por este motivo que resulta de gran interés poder emplear herramientas numéricas de diseño que disminuyan los costes de desarrollo. Estas herramientas se basan en modelos matemáticos capaces de reproducir el comportamiento de estructuras a partir de modelos de comportamiento mecánico de los materiales. Por este motivo, es necesario disponer de una extensa base de datos de modelos para definir el comportamiento de cualquier material.

Las aeronaves realizadas con laminados de material compuesto pueden estar en ocasiones sujetas a impactos de hielo, que producen daños no perceptibles a simple vista pero que pueden redundar en un fallo catastrófico de la estructura. Para el estudio de este proceso de impacto y de sus efectos es necesario obtener y validar modelos de comportamiento tanto para el hielo como para los laminados. En este capítulo se presenta el desarrollo del modelo de comportamiento empleado para simular el hielo a altas velocidades de deformación, así como su implementación en un código comercial de elementos finitos; para validar el modelo de comportamiento se han realizado simulaciones de los ensayos experimentales presentados en el capítulo 3. En este

capítulo se presenta también el modelo de comportamiento empleado para simular los laminados de carbono/epoxi.

Las simulaciones han sido llevadas a cabo con el programa comercial de elementos finitos LS-Dyna v.971 [69], desarrollado por la empresa Livermore Software Technology Corporation (LSTC). El software proviene de un código explícito desarrollado en el Lawrence Livermore National Lab por el Dr. Hallquist en los años 70. Se trata de un código especialmente apropiado para la resolución de problemas dinámicos y no lineales; posee además una gran versatilidad ya que permite definir el modelo de comportamiento del material a través de subrutinas de usuario escritas en FORTRAN.

## **4.2. Desarrollo de un modelo de comportamiento mecánico para el hielo a altas velocidades de deformación**

El modelo de comportamiento desarrollado para el hielo sometido a altas velocidades de deformación está basado en el modelo propuesto por Drucker y Prager [13]. Este modelo de comportamiento se desarrolló inicialmente para sólidos granulares por lo que es necesario adaptarlo para que reproduzca adecuadamente el comportamiento mecánico del hielo. La aplicación este tipo de modelos de comportamiento mecánico para materiales frágiles sometidos a impacto fue iniciada por David Fernández Fernández y Ramón Zaera Polo [16, 17], en estos trabajos se modificó el modelo de comportamiento de Cortes et al. [12] para su aplicación en protecciones ante impacto cerámica-metal. La aplicación del modelo de flujo plástico de Drucker y Prager y el algoritmo de integración asociado al comportamiento mecánico del hielo, que se presenta en este trabajo, ha sido propuesto y desarrollado por el profesor Ramón Zaera Polo. En esta tesis se ha implementado este desarrollo en un código comercial de elementos finitos y se ha modificado la sensibilidad con la velocidad de deformación de la resistencias a compresión y a tracción del hielo. La adaptación del modelo de Drucker-Prager y la integración de las ecuaciones del modelo constitutivo para ser implementadas en el código LS-Dyna se describen a continuación.

---

### 4.2.1. Formulación del modelo

El movimiento de un sólido deformable puede ser descrito a través del tensor gradiente de deformaciones ( $\mathbf{F}$ ). Este tensor transforma un vector diferencial de la configuración de referencia ( $d\mathbf{X}$ ) a la configuración actual ( $d\mathbf{x}$ ) de la siguiente manera:

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F}d\mathbf{X} \quad (4.1)$$

Para los materiales frágiles sometidos a condiciones de impacto, las deformaciones ( $\varepsilon^e$ ) y las velocidades de deformación elásticas ( $\mathbf{d}^e$ ) son mucho menores que las deformaciones ( $\varepsilon^p$ ) y velocidades de deformación inelásticas ( $\mathbf{d}^p$ ); teniendo en cuenta la descomposición multiplicativa del tensor gradiente de deformación  $\mathbf{F}$  en sus términos elástico ( $\mathbf{F}^e$ ) e inelástico ( $\mathbf{F}^p$ ) [40, 41], se puede suponer para materiales hipoelasto-plásticos que [34, 54]:

$$\mathbf{d} \approx \mathbf{d}^e + \mathbf{d}^p \quad (4.2)$$

#### Comportamiento elástico

Basándose en las hipótesis anteriores (ecuación 4.2), el comportamiento elástico del material se puede definir mediante la relación entre tensiones y deformaciones elásticas (en forma diferencial):

$$\boldsymbol{\sigma}^\nabla = \mathbf{C} : \mathbf{d}^e = \mathbf{C} : (\mathbf{d} - \mathbf{d}^p) \quad (4.3)$$

siendo  $\boldsymbol{\sigma}^\nabla$  una derivada objetiva del tensor de tensiones de Cauchy y  $\mathbf{C}$  el tensor elástico lineal isótropo definido por:

$$\mathbf{C} = 2G\mathbf{I}_{\text{dev}} + K\mathbf{1} \otimes \mathbf{1} \quad (4.4)$$

donde  $G$  y  $K$  son las siguientes constantes elásticas:

$$G = \frac{E}{2(1-\nu)} \quad K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (4.5)$$

$\mathbf{I}_{\text{dev}}$  es el tensor proyector desviador de 4º orden:

$$\mathbf{I}_{\text{dev}} = \mathbf{I} - \frac{1}{3}\mathbf{1} \otimes \mathbf{1} \quad (4.6)$$

y por último  $\mathbf{I}$  y  $\mathbf{1}$  son los tensores identidad de 4º y 2º orden respectivamente.

### Comportamiento inelástico

Para la descripción del comportamiento inelástico del hielo se ha empleado el modelo de Drucker-Prager [13], el cual propone la siguiente función de fluencia:

$$f = \bar{\sigma} - (\sigma_{0y} + 3\alpha p) \quad (4.7)$$

donde  $\bar{\sigma}$  es la tensión equivalente expresada en forma tensorial ( $\bar{\sigma} = \sqrt{(3/2) \mathbf{s} : \mathbf{s}}$ ) en función del tensor desviador de tensiones  $\mathbf{s}$  ( $\mathbf{s} = \mathbf{I}_{\text{dev}} : \boldsymbol{\sigma}$ ) y  $p$  la presión hidrostática ( $p = (-1/3) \boldsymbol{\sigma} : \mathbf{1}$ ). El parámetro  $\sigma_{0y}$  representa la cohesión del material mientras que  $\alpha$  representa un parámetro relacionado con la fricción interna del material. Ambos pueden relacionarse con las resistencias a tracción  $\sigma_T$  y a compresión  $\sigma_C$  del material, de la siguiente forma:

$$\alpha = \frac{\sigma_C - \sigma_T}{\sigma_C + \sigma_T} \quad \sigma_{0y} = \frac{2\sigma_C\sigma_T}{\sigma_C + \sigma_T} \quad (4.8)$$

De esta forma el criterio Drucker Prager (ecuación 4.7) está totalmente definido una vez son conocidas las tensiones de resistencia uniaxiales (tracción y compresión). De acuerdo con los resultados experimentales de diversos investigadores [31, 32, 37, 66], la resistencia a compresión del hielo para una determinada temperatura depende de la velocidad de deformación plástica equivalente ( $\dot{\bar{\epsilon}}^p = \sqrt{(2/3) \mathbf{d}^p : \mathbf{d}^p}$ ), siguiendo la función potencial (tal y como se muestra en la figura 4.1):

$$\sigma_C(\dot{\bar{\epsilon}}^p) = \sigma_{C0} \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0^p} \right)^m \quad (4.9)$$

donde  $\sigma_{C0}$  y  $\dot{\bar{\epsilon}}_0^p$  son parámetros de ajuste. Los resultados experimentales [59] muestran que la resistencia a tracción ( $\sigma_T$ ) no depende de la velocidad de deformación, por lo que se considera constante.

Para el cálculo de las deformaciones inelásticas se ha empleado una regla de flujo no asociativa:

$$\mathbf{d}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \Psi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \dot{\lambda} \Psi_\sigma \quad (4.10)$$

donde  $\dot{\lambda}$  es el multiplicador plástico o magnitud y  $\Psi_\sigma$  el potencial del flujo, que es formalmente análogo a la función de fluencia descrita por la ecuación 4.7, pero con la inclusión de un cambio

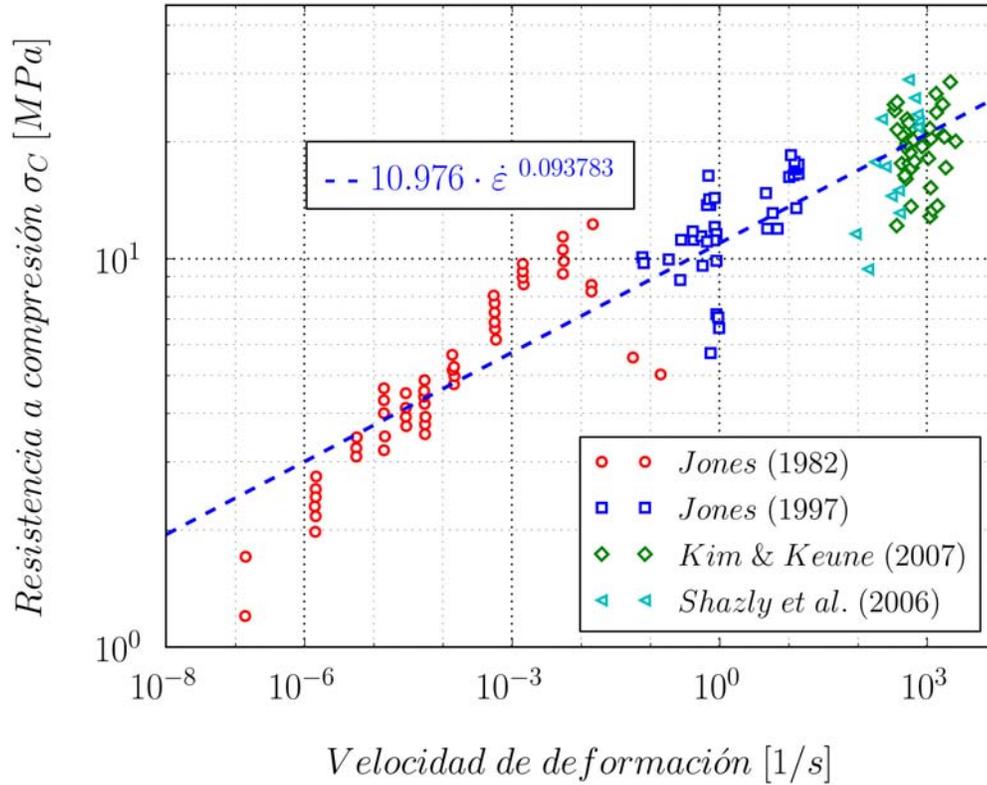


Figura 4.1: Dependencia de la resistencia a compresión con la velocidad de deformación [31, 37, 66].

en la pendiente con la presión  $\alpha_\Psi = k\alpha$ . El flujo no asociado queda:

$$\Psi = \bar{\sigma} - (\gamma + 3\alpha_\Psi p) \quad (4.11)$$

siendo  $\gamma$  una constante que desaparecerá al obtener, mediante diferenciación, la expresión que marca la dirección del flujo inelástico y que se puede escribir como:

$$\Psi_\sigma = \frac{3}{2} \frac{\mathbf{s}}{\bar{\sigma}} + \alpha_\Psi \mathbf{1} \quad (4.12)$$

finalmente la ecuación 4.10 queda:

$$\mathbf{d}^{\mathbf{P}} = \dot{\lambda} \left( \frac{3}{2} \frac{\mathbf{s}}{\bar{\sigma}} + \alpha_\Psi \mathbf{1} \right) \quad (4.13)$$

La solución de las anteriores ecuaciones debe estar sujeta a las condiciones complementarias de carga y descarga de Kuhn-Tucker:

$$\dot{\lambda} \geq 0, \quad f \leq 0, \quad \dot{\lambda} f = 0 \quad (4.14)$$

y a la condición de consistencia:

$$\dot{\lambda} \dot{f} = 0 \quad (4.15)$$

### Condiciones de fallo

El modelo propuesto en esta tesis doctoral hace uso de las condiciones de fallo propuestas por Carney et al. [6]; en este trabajo se proponen dos límites en presiones, uno para tracción ( $P_T^{lim}$ ) y otro para compresión ( $P_C^{lim}$ ). Estos delimitan el rango en el cual el hielo esta intacto. Se considerará fallo si:

$$p < P_T^{lim} = -\frac{\sigma_T}{3} \quad (4.16)$$

o

$$p > P_C^{lim} = \frac{\sigma_C}{3} \quad (4.17)$$

Cuando una de estas condiciones se cumple el hielo se considera fragmentado; por lo que pierde la capacidad de soportar tensiones desviadoras y sólo podrá soportar presiones positivas. Esta presión se relacionará con la deformación volumétrica mediante el módulo de compresibilidad  $K$ .

### Algoritmo de integración

Las ecuaciones 4.3, 4.7, 4.10 y 4.15 constituyen un sistema de ecuaciones diferenciales no lineales que se deben integrar para obtener el estado tenso-deformacional en cada instante. En los códigos de elementos finitos esta integración se realiza de manera local en el espacio (en cada punto de integración de cada uno de los elementos finitos). La resolución de este sistema de ecuaciones se realiza con un algoritmo semi-implícito de retorno radial debido a su eficiencia numérica.

- **Tratamiento del problema en grandes deformaciones**

Para integrar las ecuaciones no lineales anteriormente citadas en el marco de un código de formulación en grandes deformaciones, se puede obtener objetividad incremental reescribiéndolas en una configuración neutralizada o corrotacional [30]. Esto se consigue

---

mediante un grupo de rotaciones  $\mathfrak{R}$  tales que:

$$\dot{\mathfrak{R}} = \varpi \mathfrak{R}, \quad \mathfrak{R}_{(t=0)} = \mathbf{1} \quad (4.18)$$

siendo  $t$  el tiempo y  $\varpi$  un tensor espacial antimétrico. Elecciones típicas de  $\varpi$  incluyen al tensor spin  $\boldsymbol{w}$  y al tensor  $\Omega$  definido como:

$$\Omega = \dot{\boldsymbol{R}} \boldsymbol{R}^T \quad (4.19)$$

donde  $\boldsymbol{R}$  es el tensor de rotación resultante de la descomposición polar del gradiente de deformación (ecuación 4.1). El tensor de tensiones de Cauchy ( $\boldsymbol{\sigma}$ ) y el tensor velocidad de deformación ( $\boldsymbol{d}$ ) son rotados mediante  $\mathfrak{R}$ :

$$\boldsymbol{\sigma}_{\mathfrak{R}} = \mathfrak{R}^T \boldsymbol{\sigma} \mathfrak{R}, \quad \boldsymbol{d}_{\mathfrak{R}} = \mathfrak{R}^T \boldsymbol{d} \mathfrak{R} \quad (4.20)$$

por lo que la derivada temporal del tensor de Cauchy rotado da lugar a:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}_{\mathfrak{R}} = \mathfrak{R}^T (\dot{\boldsymbol{\sigma}} + \boldsymbol{\sigma} \varpi - \varpi \boldsymbol{\sigma}) \mathfrak{R} = \mathfrak{R}^T \boldsymbol{\sigma}^{\nabla} \mathfrak{R} \quad (4.21)$$

$\boldsymbol{\sigma}^{\nabla}$  coincide con la derivada objetiva de Green-Naghdi-McInnis si  $\varpi = \Omega$  o con la derivada objetiva de Jaumann si  $\varpi = \boldsymbol{w}$ . De esta manera las derivadas objetivas pueden ser calculadas como una simple derivada temporal. Teniendo en cuenta la ortogonalidad de  $\mathfrak{R}$ , la simetría del tensor de Cauchy, del tensor de deformación y del tensor elástico ( $\boldsymbol{C}_{\mathfrak{R}} = \boldsymbol{C}$ ), se sigue la identidad formal de las ecuaciones constitutivas de los materiales y la posibilidad de utilizar un algoritmo de pequeñas deformaciones en esta configuración corrotacional. Todas las ecuaciones constitutivas definidas en función de escalares quedan inalteradas. Una vez actualizados los valores necesarios se realiza la rotación hacia la nueva configuración espacial mediante  $\mathfrak{R}_{n+1}$

El incremento de la deformación total en la configuración corrotacional  $\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{\mathfrak{R}}$ , necesaria para el cálculo del estado tensional que permite la actualización de tensiones mediante el esquema de integración, puede ser una aproximación objetiva del tensor de velocidad de deformación  $\boldsymbol{d}_{n+1/2}$  calculada mediante la regla del punto medio [30].

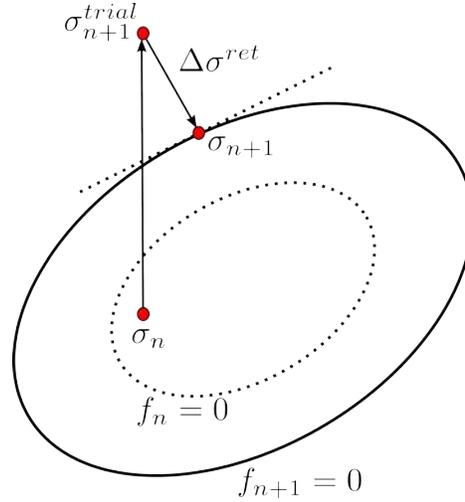


Figura 4.2: Representación gráfica del algoritmo de retorno radial.

#### ■ Integración de las ecuaciones

A continuación se describe el esquema de integración semi-implícito que se ha empleado para la actualización del estado tensional, no se ha empleado un esquema implícito debido a su alto coste computacional.

El algoritmo de integración se basa en el cálculo de un estado tensional trial ( $\sigma_{n+1}^{trial}$ ) calculado mediante la expresión:

$$\sigma_{n+1}^{trial} = \sigma_n + \mathbf{C} : \Delta \epsilon \quad (4.22)$$

siendo  $\sigma_n$  el tensor de tensiones en el tiempo  $n$  y  $\Delta \epsilon$  el incremento de deformaciones total entre los instantes  $n$  y  $n + 1$ . Se puede calcular el estado tensional actual (tiempo  $n + 1$ ) mediante la adición del estado tensional trial ( $\sigma_{n+1}^{trial}$ ) y tensor de tensiones de retorno ( $\Delta \sigma^{ret}$ ) (figura 4.2) tal que:

$$\sigma_{n+1} = \sigma_{n+1}^{trial} + \Delta \sigma^{ret} \quad (4.23)$$

El tensor de tensiones de retorno  $\Delta \sigma^{ret}$  que define el regreso desde el estado trial a la

nueva superficie fluencia ( $f_{n+1}$ ) viene dado por:

$$\begin{aligned} \Delta \boldsymbol{\sigma}^{ret} = -\mathbf{C} : \Delta \boldsymbol{\varepsilon}^p = -\mathbf{C} : \Delta \lambda \left( \frac{3}{2} \frac{\mathbf{s}_{n+1}}{\bar{\sigma}_{n+1}} + \alpha_\Psi \mathbf{1} \right) = \\ -3G\Delta\lambda \frac{\mathbf{s}_{n+1}}{\bar{\sigma}_{n+1}} - 3K\alpha_\Psi \Delta\lambda \mathbf{1} \end{aligned} \quad (4.24)$$

por lo que, el estado actualizado de tensiones será:

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial} - 3G\Delta\lambda \frac{\mathbf{s}_{n+1}}{\bar{\sigma}_{n+1}} - 3K\alpha_\Psi \Delta\lambda \mathbf{1} \quad (4.25)$$

cuyas incógnitas son  $\Delta\lambda$ ,  $\mathbf{s}_{n+1}$  y  $\bar{\sigma}_{n+1}$ . Sabiendo que se da la proporcionalidad entre tensiones  $\mathbf{s}$  y  $\mathbf{s}^{trial}$ , expresado por:

$$\frac{\mathbf{s}_{n+1}}{\bar{\sigma}_{n+1}} = \frac{\mathbf{s}_{n+1}^{trial}}{\bar{\sigma}_{n+1}^{trial}} \quad (4.26)$$

la ecuación 4.25 puede ser expresada en función del estado tensional trial y las tensiones de retorno, cuya incognita será  $\Delta\lambda$ .

Esta condición de proporcionalidad (ecuación 4.26) junto con la obligación de que la superficie de fluencia debe ser cero durante el comportamiento inelástico  $f = 0$  (ecuación 4.14) y la ecuación de retorno de tensiones (ecuación 4.25), proporciona un sistema de ecuaciones para resolver la integración (ambas ecuaciones han de ser resueltas simultáneamente). Expresado en términos de residuos  $\mathbf{R}_1$  tensorial y  $R_2$  escalar, quedaría:

$$\mathbf{R}_1 = \mathbf{C}^{-1} : \Delta \boldsymbol{\sigma}^{ret} + \Delta \lambda \Psi_\sigma = 0 \quad (4.27)$$

$$R_2 = f(\boldsymbol{\sigma}) = 0 \quad (4.28)$$

Linealizando los residuos, y teniendo en cuenta que  $\delta \boldsymbol{\sigma}^{ret} = \delta \boldsymbol{\sigma}$ , partiendo del estado tensional trial para las subiteraciones, se tiene:

$$\mathbf{R}_1^{(k+1)} \approx \mathbf{R}_1^{(k)} + \mathbf{C}^{-1} : \delta \boldsymbol{\sigma}^{(k)} + \Delta \lambda^{(k)} \left( \frac{\partial \Psi_\sigma}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right)^{(k)} : \delta \boldsymbol{\sigma}^{(k)} + \delta \lambda^{(k)} \Psi_\sigma^{(k)} = 0 \quad (4.29)$$

$$R_2^{(k+1)} \approx R_2^{(k)} + \left( \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \right)^{(k)} : \delta \boldsymbol{\sigma}^{(k)} = 0 \quad (4.30)$$

siendo  $k$  el índice de la subiteración. Estas dos ecuaciones,  $\mathbf{R}_1 = \mathbf{0}$  y  $R_2 = 0$ , permiten obtener las incógnitas  $\delta\boldsymbol{\sigma}^{(k)}$  y  $\delta\lambda^{(k)}$ . Despejando  $\delta\boldsymbol{\sigma}^{(k)}$  de la ecuación 4.29 y sustituyendo en la ecuación 4.30 se obtiene:

$$\delta\lambda^{(k)} = \frac{R_2^{(k)} - \left(\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right)^{(k)} : \mathbf{T}^{(k)} : \mathbf{R}_1^{(k)}}{\left(\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right)^{(k)} : \mathbf{T}^{(k)} : \Psi_\sigma^{(k)}} \quad (4.31)$$

donde  $\mathbf{T}^{-1}$  es el tensor de cuarto orden:

$$\mathbf{T}^{-1} = \mathbf{C}^{-1} + \Delta\lambda \frac{\partial \Psi_\sigma}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \quad (4.32)$$

De la ecuación 4.12 se deduce que la dirección del retorno plástico es constante en todo momento, por lo que la ecuación 4.27 es lineal y su residuo nulo. La expresión 4.31 se puede escribir como:

$$\delta\lambda^{(k)} = \frac{f_{n+1}^{(k)}}{\left(\frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}\right)^{(k)} : \mathbf{T}^{(k)} : \Psi_\sigma^{(k)}} \quad (4.33)$$

y por lo tanto  $\delta\boldsymbol{\sigma}^{(k)}$  se puede definir:

$$\delta\boldsymbol{\sigma}^{(k)} = -\delta\lambda^{(k)} \mathbf{T}^{(k)} : \Psi_\sigma^{(k)} \quad (4.34)$$

El tensor  $\mathbf{T}$  se puede calcular a partir del gradiente de la dirección del flujo (ecuación 4.12) respecto de la tensión, el cual coincide con el Hessiano de la función de plastificación, para plasticidad  $J_2$ :

$$\frac{\partial \Psi_\sigma}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{1}{\bar{\sigma}} \left( \frac{3}{2} \mathbf{I}_{dev} - \mathbf{r} \otimes \mathbf{r} \right) \quad (4.35)$$

siendo  $\mathbf{r}$  la dirección del flujo inelástico, que para plasticidad  $J_2$  está dada por el tensor desviador:

$$\mathbf{r} = \frac{3}{2} \frac{\mathbf{s}}{\bar{\sigma}} \quad (4.36)$$

Así aplicando la fórmula de Sherman-Morrison se tiene:

$$\mathbf{T} = \mathbf{C} - \frac{6G^2\Delta\lambda}{3G\Delta\lambda + \bar{\sigma}} \left( \mathbf{I}_{dev} - \frac{2}{3} \mathbf{r} \otimes \mathbf{r} \right) \quad (4.37)$$

Teniendo en cuenta que el gradiente de  $f$  se expresa de la siguiente forma:

$$\frac{\partial f}{\partial \bar{\sigma}} = \frac{3 \mathbf{s}}{2 \bar{\sigma}} + \alpha \mathbf{1} \quad (4.38)$$

la ecuación 4.33 puede ser escrita como:

$$\delta \lambda^{(k)} = \frac{f_{n+1}^{(k)}}{3G + 9K\alpha \cdot \alpha_{\Psi}} = \frac{f_{n+1}^{(k)}}{3G + 9Kk\alpha^2} \quad (4.39)$$

Puesto que la superficie de fluencia permanece constante durante el retorno, la primera subiteración ( $k = 1$ ) permite calcular  $\Delta \lambda$ ; la tensión se actualiza mediante la ecuación 4.25 considerando la proporcionalidad entre  $\mathbf{s}_{n+1}$  y  $\mathbf{s}_{n+1}^{trial}$  (ecuación 4.26).

De la expresión del retorno plástico  $\Delta \sigma^{ret}$  dada por la ecuación 4.24, se puede descomponer de manera sencilla en su componente esférica y desviadora mediante la proyección en los ejes  $\{p, \bar{\sigma}\}$ :

$$\Delta p^{ret} = -\frac{\Delta \sigma^{ret} : \mathbf{1}}{3} = 3K \Delta \lambda \alpha_{\Psi} \quad (4.40)$$

$$\Delta \bar{\sigma}^{ret} = -\left(\frac{3 \cdot 9G^2 \Delta \lambda^2}{2 (\bar{\sigma}_{n+1}^{trial})^2} \mathbf{s}_{n+1}^{trial} : \mathbf{s}_{n+1}^{trial}\right)^{1/2} = -3G \Delta \lambda \quad (4.41)$$

y la pendiente del retorno radial en el espacio  $\{p, \bar{\sigma}\}$  sería:

$$\kappa^{ret} = \frac{\Delta \bar{\sigma}^{ret}}{\Delta p^{ret}} = \frac{-G}{K \alpha_{\Psi}} \quad (4.42)$$

Por último, se puede actualizar la resistencia a compresión mediante la expresión 4.9, utilizando el valor actualizado de la velocidad de deformación plástica equivalente:

$$\dot{\bar{\epsilon}}_{n+1}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \mathbf{d}_{n+1}^p : \mathbf{d}_{n+1}^p} = \dot{\lambda}_{n+1} \sqrt{1 + 2\alpha_{\Psi}^2} = \frac{\Delta \lambda}{\Delta t} \sqrt{1 + 2\alpha_{\Psi}^2} \quad (4.43)$$

### 4.2.2. Esquema de implementación del algoritmo para LS-Dyna

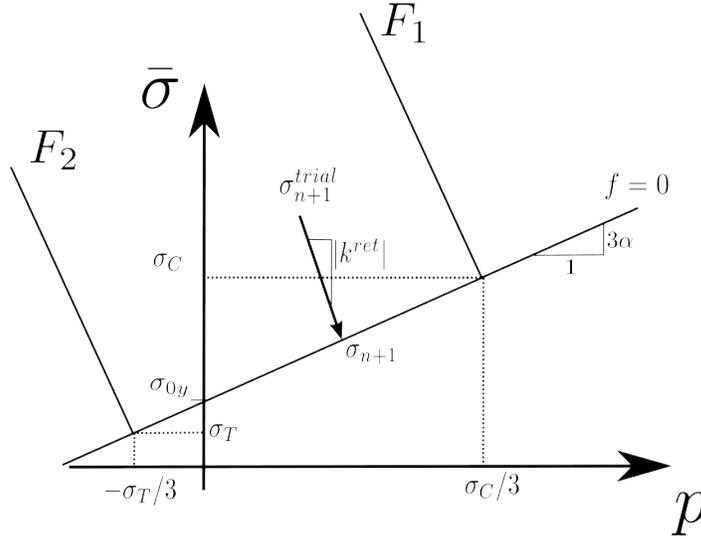


Figura 4.3: Modelo de Druker-Prager en el espacio  $\{p, \bar{\sigma}\}$  y dirección del retorno tensional.

La implementación del modelo de comportamiento mecánico desarrollado anteriormente en un código de elementos finitos permite el cálculo del estado tensional del material sometido a diferentes estados de carga a lo largo del tiempo, para ello es necesario incorporar el modelo al código mediante una subrutina de material. Ésta debe calcular el estado tensional en el instante  $n + 1$  mediante el uso de las diferentes variables que proporciona el código de elementos finitos; los cuales son: tensor de tensiones en el instante anterior ( $\sigma_n$ ), el tensor incremento de deformación ( $\Delta \epsilon$ ), la deformación plástica equivalente del instante anterior ( $\bar{\epsilon}_n^p$ ) y las variables de estado definidas por el usuario. Además de proporcionar el valor de las tensiones actualizadas ( $\sigma_{n+1}$ ), la subrutina de usuario debe suministrar al código las variables definidas por el usuario actualizadas. Las rotaciones de las variables tensoriales entre la configuración espacial y la corrotacional las efectúa el propio código. En la figura 4.3 aparece una descripción gráfica del pseudo-algoritmo de implementación; se puede observar representado en el espacio  $\{p, \bar{\sigma}\}$  las diferentes zonas de comportamiento del material delimitadas por: el criterio de fluencia ( $f = 0$ ), los límites de presión propuestos por Carney et al. [6] ( $\sigma_C/3$ ,  $-\sigma_T/3$ ) y sus delimitaciones asociadas ( $F_1$  y  $F_2$ ) por encima de la función de fluencia. Así mismo, está representado el estado tensional trial ( $\sigma_{n+1}^{trial}$ ) y la pendiente de retorno ( $k_{ret}$ ) a la superficie de fluencia.

### 1. Predictor Elástico

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial} + \Delta\boldsymbol{\sigma}^{ret} \Rightarrow p_{n+1}^{trial} \text{ y } \bar{\sigma}_{n+1}^{trial}$$

### 2. Actualización de tensiones

Si  $f(\bar{\sigma}_{n+1}^{trial}, p_{n+1}^{trial}) < 0$

$$\text{si } p_{n+1}^{trial} > P_C^{lim} \Rightarrow \boldsymbol{\sigma}_{n+1} = p \cdot \mathbf{1}$$

$$\text{si } p_{n+1}^{trial} < P_T^{lim} \Rightarrow \boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \mathbf{0}$$

$$\text{si } P_T^{lim} < p_{n+1}^{trial} < P_C^{lim} \Rightarrow \boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial}$$

sino  $f(\bar{\sigma}_{n+1}^{trial}, p_{n+1}^{trial}) > 0$

$$\text{Calculo de } k^{ret} = \frac{G}{K\alpha_\psi}$$

$$F_1(p) = 3P_T^{lim} - \kappa^{ret} \cdot (P_T^{lim} + p)$$

$$F_2(p) = 3P_C^{lim} - \kappa^{ret} \cdot (p - P_C^{lim})$$

$$\text{si } p_{n+1}^{trial} > P_C^{lim} \Rightarrow \boldsymbol{\sigma}_{n+1} = p \cdot \mathbf{1}$$

$$\text{si } \bar{\sigma}_{n+1}^{trial} < f_1 \Rightarrow \boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \mathbf{0}$$

$$\text{si } \bar{\sigma}_{n+1}^{trial} > f_2 \Rightarrow \boldsymbol{\sigma}_{n+1} = p \cdot \mathbf{1}$$

$$\text{si } f_1 < \bar{\sigma}_{n+1}^{trial} < f_2 \Rightarrow \text{Retorno radial}$$

### 3. Retorno radial

$$\delta\lambda^{(k)} = \frac{f_{n+1}^{(k)}}{3G+9K\alpha\cdot\alpha_\Psi}$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{trial} - 3G\Delta\lambda\frac{s_{n+1}}{\bar{\sigma}_{n+1}} - 3K\alpha_\Psi\Delta\lambda\mathbf{1}$$

### 4.3. Modelo de comportamiento para laminados unidireccionales

Los modelos de comportamiento para laminados carbono/epoxi habitualmente consideran el material elástico anisótropo hasta el fallo, el cual sucede cuando se cumple un determinado criterio, éstos frecuentemente suelen estar basados en el estado tensional del material y en sus propiedades resistentes.

El modelo de comportamiento empleado en esta tesis doctoral para simular los laminados de fibras de carbono en matriz epoxi es una combinación de un modelo de comportamiento implementado en un material en LS-Dyna (MAT ENHANCED COMPOSITE DAMAGE en la notación de LS-Dyna) y una interacción cohesiva. De esta manera es posible obtener un modelo que contemple el mayor número de modos de fallo y que se asemeje más al comportamiento real de los laminados. Mientras que el material contempla los diferentes modos de fallo intralaminares como son la rotura de fibra o de matriz, la interacción cohesiva modela el fallo interlaminar o deslaminación. El fallo interlaminar esta gobernado por diferentes criterios de fallo tensionales derivados de los propuestos por Chang-Chang [7], teniendo en cuenta las consideraciones para el fallo a compresión aportadas por Matzenmiller y Schweizerhof [48]. La deslaminación o fallo interlaminar esta definido en términos de los desplazamientos nodales basándose en los trabajos de Matzenmiller et al. [46, 47].

El comportamiento del material para la actualización de tensiones se basará en la ecuación 4.3; en este caso el tensor  $\mathbf{C}$  contendrá la información de la anisotropía del material en función de las propiedades elásticas del material ( $E_i$ ,  $\nu_{ij}$  y  $G_{ij}$ ) en las diferentes orientaciones. Una vez obtenidas las tensiones actualizadas, en cada instante de tiempo, se comprobará si se cumple las condiciones necesarias para que se produzca el fallo de las fibras o de la matriz ( $e_{i,j}^2 \geq 0$ ), evaluando los distintos criterios considerados (ecuaciones 4.44 - 4.47). En la figura 4.4 se puede observar las componentes de la tensión que intervienen en los criterios de fallo intralaminares. Una vez se ha alcanzado alguno de los criterios de fallo ( $e_{i,j}^2 \geq 0$ ), el material no es capaz de

soportar un incremento de tensión, por lo que la tensión permanece constante hasta un valor de deformación (DFAILx en notación de LS-Dyna) a partir del cual la rigidez del material se anula en la dirección en la que el criterio se ha cumplido. Este comportamiento posterior al daño se basa en las conclusiones obtenidas por Hahn y Tsai [21]. Una vez que el fallo ha ocurrido en todos los puntos de integración del elemento, se produce un descenso repentino de la rigidez del mismo; este descenso puede originar problemas de índole numérico y para solucionarlos se elimina el elemento.

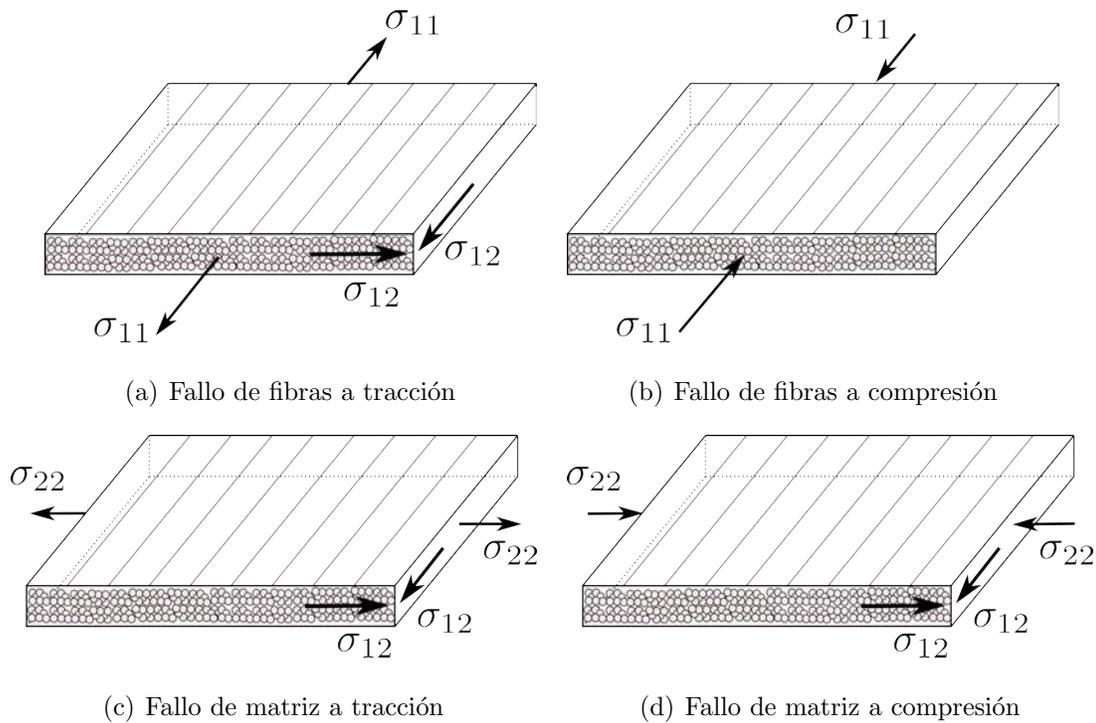


Figura 4.4: Componentes de la tensión que intervienen en los modos de fallo intralaminares.

Se han considerado los siguientes criterios de fallo interlaminar:

- **Fallo de las fibras:**

- *A tracción:* este modo de fallo considera la rotura de fibras a tracción. La ecuación que rige este modo de fallo es:

$$e_{f,t}^2 = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_t} \right)^2 + \beta \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 - 1 \quad (4.44)$$

donde la constante  $X_t$  representa la resistencia a tracción longitudinal del laminado,  $S_{12}$  la resistencia a cortadura en dirección longitudinal y  $\beta$  es el coeficiente de influencia de la cortadura en el fallo de las fibras. Este modo de fallo aparece sólo en el caso que la tensión en dirección de las fibras es de tracción ( $\sigma_{11} > 0$ ). Una vez el material falla debido a este criterio y se alcanza la deformación máxima impuesta, el módulo de Young en la dirección de las fibras y de la matriz se anulan ( $E_1 = E_2 = 0$ ), así como los coeficientes de Poisson y el módulo de cortadura en el plano ( $\nu_{12} = \nu_{21} = G_{12} = 0$ ).

- *A compresión*: este criterio considera el fallo de las fibras a compresión ( $\sigma_{11} < 0$ ), se expresa mediante la ecuación:

$$e_{f,c}^2 = \left( \frac{\sigma_{11}}{X_c} \right)^2 - 1 \quad (4.45)$$

donde la constante  $X_c$  representa la resistencia a compresión longitudinal del laminado. Una vez el material falla debido a este criterio y se alcanza la deformación máxima impuesta, el módulo de Young en la dirección de las fibras se anula ( $E_1 = 0$ ), así como los coeficientes de Poisson en el plano ( $\nu_{12} = \nu_{21} = 0$ ).

#### ■ Fallo de la matriz:

- *A tracción*: este modo de fallo de la matriz considera el fallo en estados tensionales de tracción de la matriz ( $\sigma_{22} > 0$ ), la ecuación que rige este criterio es:

$$e_{m,t}^2 = \left( \frac{\sigma_{22}}{Y_t} \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 - 1 \quad (4.46)$$

donde la constante  $Y_t$  representa la resistencia a tracción en dirección perpendicular a las fibras. Una vez el material falla debido a este criterio y se alcanza la deformación máxima impuesta, el módulo de Young en la dirección de la matriz se anula ( $E_2 = 0$ ), así como el coeficiente de Poisson en el plano y el módulo de cortadura en el plano ( $\nu_{21} = G_{12} = 0$ ).

- *A compresión*: por último este criterio considera el fallo a compresión de la matriz ( $\sigma_{22} < 0$ ), la ecuación que gobierna este modo es:

$$e_{m,c}^2 = \left( \frac{\sigma_{22}}{2S_{12}} \right)^2 + \frac{\sigma_{22}}{Y_c} \left( \frac{Y_c^2}{4S_{12}^2} - 1 \right)^2 + \left( \frac{\sigma_{12}}{S_{12}} \right)^2 - 1 \quad (4.47)$$

donde la constante  $Y_c$  representa la resistencia a compresión en dirección perpendicular a las fibras. Una vez el material falla debido a este criterio y se alcanza la deformación máxima impuesta, el módulo de Young en la dirección de la matriz se anula ( $E_2 = 0$ ), así como los coeficientes de Poisson en el plano y el módulo de cortadura en el plano ( $\nu_{12} = \nu_{21} = G_{12} = 0$ ).

El fallo interlaminar o deslaminación se ha considerado utilizando una interacción cohesiva tal y como se explicó anteriormente. Como cualquier mecanismo de fallo, éste requiere de un criterio de iniciación y una ley de evolución. Ambos definen el desplazamiento relativo ( $\delta$ ) y su evolución entre las superficies (figura 4.5). Este desplazamiento relativo viene dado en función de la separación entre las superficies en dirección normal o en modo I ( $\delta_I = \delta_3$ ) y de la separación en dirección tangencial o modo II ( $\delta_{II} = \sqrt{\delta_1^2 + \delta_2^2}$ ) siguiendo:

$$\delta_m = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2} \quad (4.48)$$

El criterio de iniciación empleado en modo mixto viene dado en función de un desplazamiento de iniciación del ablandamiento ( $\delta^0$ ) definido por:

$$\delta^0 = \delta_I^0 \delta_{II}^0 \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{(\delta_{II}^0)^2 + (\beta \delta_I^0)^2}} \quad (4.49)$$

donde  $\delta_I^0 = T/E_N$  y  $\delta_{II}^0 = S/E_T$  son los desplazamientos de iniciación del ablandamiento en modo simple,  $T$  y  $S$  los valores máximos de tensión de iniciación;  $E_N$  y  $E_T$  las rigideces para los modos simples. Por último  $\beta = \delta_{II}/\delta_I$  es la relación entre los desplazamientos en ambos modos. El desplazamiento último en modo mixto de la interacción ( $\delta^F$ ) que se corresponde con el fallo total viene dado por la siguiente ley potencial:

$$\delta^F = \frac{2(1 + \beta)^2}{\delta^0} \left[ \left( \frac{E_N}{G_{IC}} \right)^\mu + \left( \frac{E_T \cdot \beta^2}{G_{IIC}} \right)^\mu \right]^{-\frac{1}{\mu}} \quad (4.50)$$

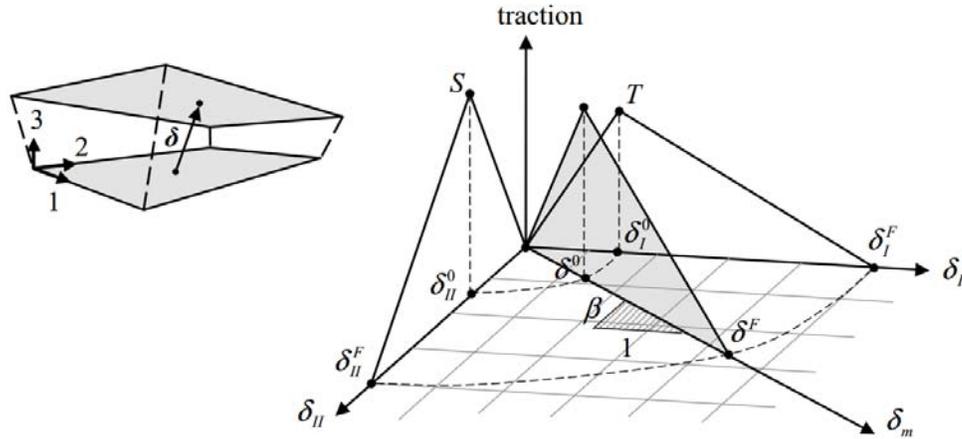


Figura 4.5: Ley de tracción-separación en modo mixto [69].

donde  $G_{IC}$  y  $G_{IIC}$  son las tasas de liberación de energía en modo I y II, y  $\mu$  el exponente del modo mixto.

Debido a que en este trabajo se usa una interacción cohesiva y no elementos cohesivos, no es necesario especificar las rigideces  $E_N$  y  $E_T$  puesto que se calculan a partir de los materiales que intervienen en la interacción. De esta manera se evita la pérdida de rigidez de la estructura a consecuencia de la inclusión de los elementos cohesivos. Este modelo de comportamiento e interacción cohesiva ha sido empleado para simular laminados de fibras de carbono en matriz epoxi obteniéndose buenos resultados [19, 20, 26, 39].

## 4.4. Simulación numérica de impactos de hielo contra célula de carga

En esta sección se va a describir el modelo numérico empleado para simular los ensayos experimentales de impacto de esferas de hielo contra célula de carga (sección 3.4.1). Estas simulaciones se han realizado con el fin de validar el modelo de comportamiento para el hielo a altas velocidades de deformación (sección 4.2).

#### 4.4.1. Modelización de proyectiles esféricos de hielo

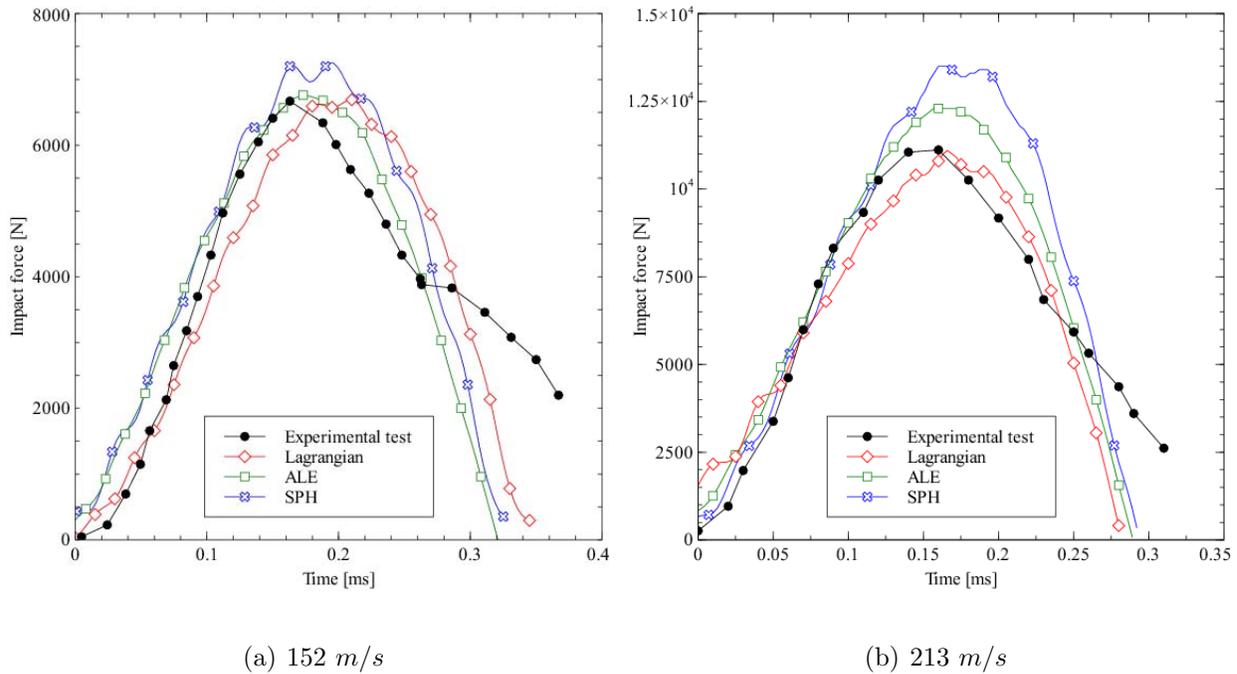


Figura 4.6: Evolución de la fuerza de impacto registrada por la célula de carga a diferentes velocidades para las tres distintas aproximaciones numéricas [58].

La simulación de los proyectiles esféricos de hielo se ha realizado mediante la discretización de esferas sólidas con diferentes diámetros. Para el mallado se han empleado elementos lagrangianos hexaédricos de ocho nodos e integración reducida, con una longitud característica  $l_c \simeq 0,84$  (figura 4.7). El número de elementos empleados para cada una de las esferas se presenta en la tabla 4.1. En un trabajo previo [58] se investigó la posibilidad de emplear diferentes métodos de aproximación para la discretización del hielo. Se analizaron, además del lagrangiano, el método “*arbitrary lagrangian eulerian*” (ALE) y el “*smoothed particle hydrodynamics*” (SPH) para simular el impacto de proyectiles cilíndricos de hielo [6]. En la figura 4.6 se muestran los resultados de fuerza obtenidos para dos velocidades y los tres métodos de aproximación empleados, se puede observar que los resultados numéricos y los experimentales son muy similares; sin embargo, el coste computacional del método ALE y del SPH es muy superior que el del método lagrangiano por lo que se concluyó que los elementos sólidos lagrangianos eran los que proporcionaban los mejores resultados con un menor coste computacional.

---

---

Diámetro	n° de elementos
30 <i>mm</i>	23625
40 <i>mm</i>	56000
50 <i>mm</i>	109375

---

---

Tabla 4.1: Número de elementos del mallado de los proyectiles esféricos.

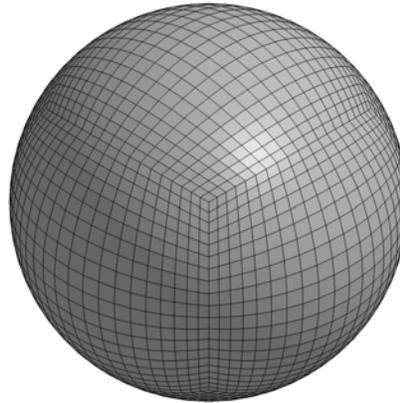


Figura 4.7: Mallado del proyectil de hielo de diametro 30 *mm*.

El material empleado para simular el hielo es el desarrollado en la sección 4.2. El valor de los parámetros del material necesarios en este modelo han sido obtenidos de la literatura (tabla 4.2). Debido a que durante la simulación los elementos del proyectil sufren grandes deformaciones, ha sido necesario implementar un criterio de eliminación de elementos en el modelo de comportamiento para evitar problemas de índole numérico. Este criterio de eliminación está basado en la deformación equivalente ( $\bar{\varepsilon} = \sqrt{2/3\varepsilon : \varepsilon}$ ): una vez alcanzado el valor crítico impuesto el elemento se elimina. El valor crítico se ha determinado de tal manera que la eliminación del elemento no afecte a los resultados numéricos ( $\bar{\varepsilon} = 1,5$ ).

---

Densidad	$\rho$	897.6 $kg/m^3$
Módulo de Young	$E$	9.31 GPa
Coefficiente de Poisson	$\nu$	0.33
Resistencia a compresión inicial	$\sigma_{C0}$	10.976 MPa
Sensibilidad a la velocidad de deformación de la compresión	$m$	0.0093783
Resistencia a tracción	$\sigma_{T0}$	1.72 MPa
Factor de fricción interna	$k$	1.15

Tabla 4.2: Parámetros para el modelo de hielo.

#### 4.4.2. Modelado de la célula de carga

Para poder comparar los resultados experimentales (registro de fuerza) con las simulaciones es necesario incluir el sistema de masas muelles expuesto en la sección 3.3.6. Este modelo de masas muelles debe ser modificado para posibilitar el contacto entre el proyectil de hielo y la estructura simplificada. Para ello, se ha incluido el mártir de acero en el que impactan las esferas de hielo; éste es necesario simularlo como un sólido y no una masa puntual para que el contacto tenga lugar, por lo que la masa  $m_3$  (figura 3.10) estará compuesta por el mártir sólido y una masa puntual solidaria. En la figura 4.8 se puede observar la geometría empleada (análoga a la real); el sólido se ha discretizado mediante 3772 elementos lagrangianos hexaédricos de ocho nodos e integración reducida. Debido a que experimentalmente no se han observado deformaciones plásticas en el mártir, el comportamiento de material empleado ha sido lineal y elástico con los valores de la tabla 4.3. Para la simulación del resto de la estructura simplificada se han empleado elementos unidimensionales tipo muelle y masas puntuales con los valores que se muestran en la tabla 3.3. En la figura 4.9 se puede observar la geometría de una simulación de impacto de un proyectil de 40 mm de diámetro.

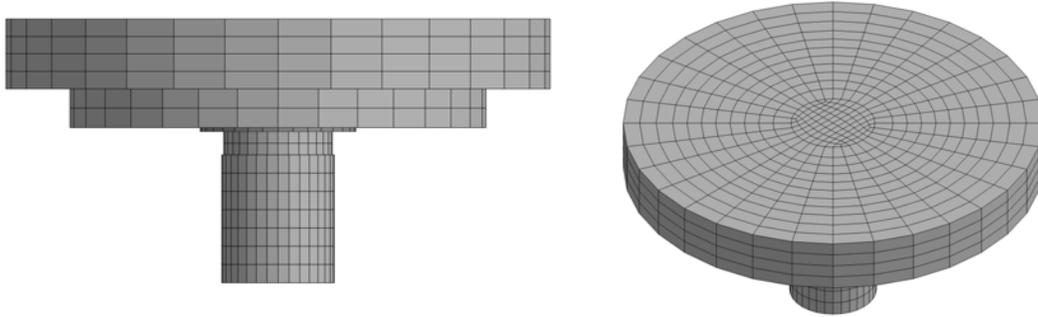


Figura 4.8: Sistema de masas muelles representativo de la estructura de impacto.

Densidad	$\rho$	7850 $Kg/m^3$
Módulo de Young	$E$	210 $GPa$
Coefficiente de Poisson	$\nu$	0,33

Tabla 4.3: Propiedades del acero.

#### 4.4.3. Parámetros empleados en la validación del modelo de comportamiento mecánico para el hielo sometido a altas velocidades de deformación

Para validar el modelo de comportamiento del hielo se han realizado simulaciones de impacto variando el diámetro de la esfera y la velocidad; con el fin de obtener parámetros que puedan ser comparados con los resultados experimentales y así validar el modelo de comportamiento. La validación del modelo numérico se ha realizado desde un punto de vista cuantitativo comparando los valores de fuerza ejercidos por el impacto del proyectil en la célula de carga y desde un punto de vista cualitativo comparando la deformación del proyectil durante el impacto.

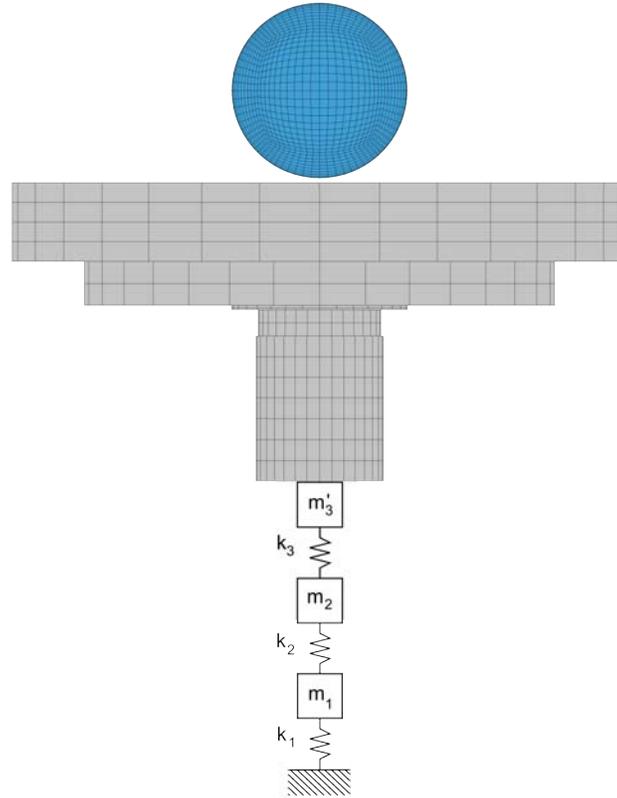


Figura 4.9: Representación de la topología de la simulación de un impacto de una esfera de diámetro 40  $mm$  contra la estructura simplificada.

## 4.5. Simulación numérica de impactos de hielo contra laminados de CFRP

En esta sección se describe el modelo numérico empleado para simular los ensayos experimentales de impacto de esferas de hielo contra laminados de fibra de carbono. Los proyectiles de hielo empleados en estas simulaciones son análogos a los empleados en la sección 4.4.1.

### 4.5.1. Modelado de los laminados de fibra de carbono

La geometría de los laminados reales es de  $300 \times 300 mm$  pero sólo se ha simulado  $280 \times 280 mm$  debido al empotramiento de 10  $mm$  a la que están sujetas por cada lado los laminados en los ensayos experimentales (figura 4.10). En las primeras simulaciones la discretización de los lami-

nados se realizó mediante el uso de elementos hexaédricos de 8 nodos con integración reducida, incluyendo un elemento por lámina. Entre cada una de las láminas se incluyó una interacción cohesiva con el fin de modelar la deslaminación. Debido al alto coste computacional de esta discretización se exploraron formas de reducir el número de elementos sin perder precisión en los resultados.

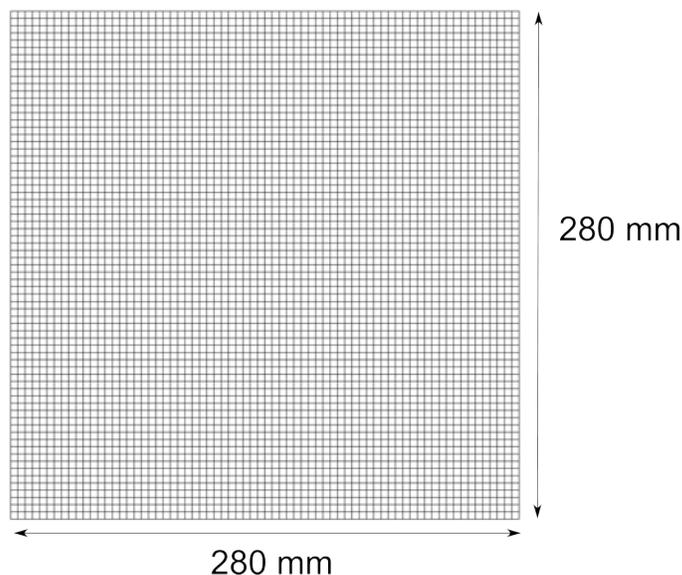


Figura 4.10: Mallado del laminado en el plano.

Para reducir el coste computacional se sustituyeron los elementos sólidos por elementos hexaédricos de ocho nodos tipo placa (Thick shell en la nomenclatura de LS-Dyna), los cuales permiten definir varias láminas en cada uno de ellos. En particular se ha usado un punto de integración a lo largo del espesor para cada una de las láminas; de esta forma cada elemento representa un grupo de láminas, reduciéndose considerablemente el coste computacional.

El inconveniente de esta discretización es que no es posible tener en cuenta el fallo interlaminar entre todas y cada una de las láminas, sólo es posible modelarlo en la interacción de los elementos y por lo tanto en determinados planos interlaminares. Se han analizado diferentes formas de agrupar las láminas disponiendo las interacciones en las zonas donde es más proba-

ble que se produzca la deslaminación y finalmente se ha llegado a la siguiente configuración atendiendo a los resultados obtenidos:

- 21 láminas:  $(45/ - 45/90/0/90/ - 45 / \text{Coh} / 45/90/0/90/0)S'$
- 32 láminas:  $(45/ - 45/90/0/90/ - 45 / \text{Coh} / 45/90/0/90/45/ - 45 / \text{Coh} / 90/90/ - 45/45)S$

En la figura 4.11 se puede observar un esquema de la disposición de las interacciones cohesivas.

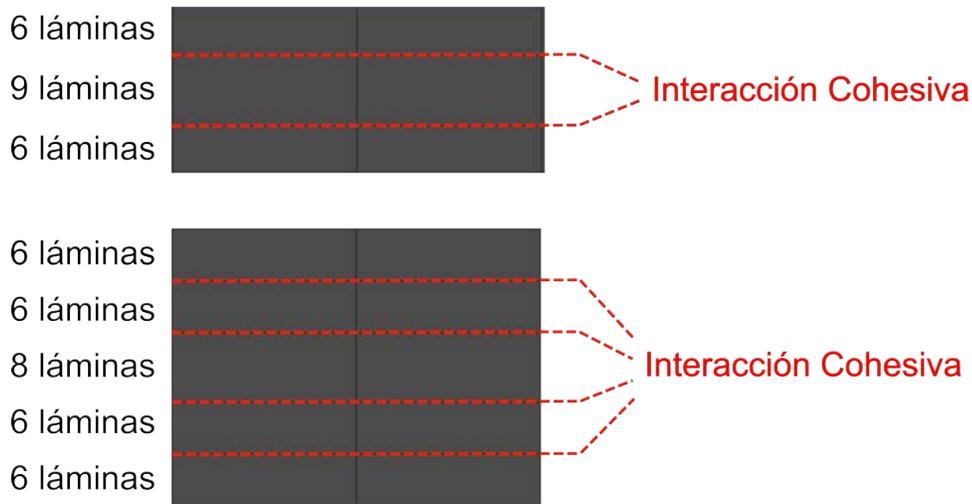


Figura 4.11: Disposición de las interacciones cohesivas en los laminados.

La discretización de las láminas se ha realizado utilizando 4900 elementos en el plano por grupo de láminas (tabla 4.4). El mallado realizado es regular (figura 4.10) ya que se considera que el daño puede alcanzar cualquier punto del laminado [73].

El comportamiento de los laminados de fibra de carbono ha sido modelado mediante el uso del

Espesor Laminado	nº de láminas	nº de elementos
4 mm	21	14700
6 mm	32	24500

Tabla 4.4: Número de elementos del mallado de los laminados de fibra de carbono.

material explicado en la sección 4.3. En la tabla 4.5 se muestran los parámetros del material

Densidad	$\rho$	1580 kg/m <sup>3</sup>
Módulo de Young en dirección paralela a las fibras	$E_1$	139 GPa
Módulo de Young en dirección de perpendicular a las fibras	$E_2$	9.4 GPa
Módulo de rigidez a cortadura	$G_{12}$	4.5 GPa
Coefficiente de Poisson 12	$\nu_{12}$	0.3089
Resistencia a compresión en dirección paralela a las fibras	$X_c$	1656 MPa
Resistencia a tracción en dirección paralela a las fibras	$X_t$	2105 MPa
Resistencia a compresión en dirección perpendicular a las fibras	$Y_c$	175 MPa
Resistencia a tracción en dirección perpendicular a las fibras	$Y_t$	79 MPa
Resistencia a cortadura	$S_c$	114 MPa

Tabla 4.5: Parámetros para el modelo de fibra de carbono.

Coefficiente de influencia de la cortadura en el fallo de fibras	$\beta$	0
Deformación máxima de las fibras	$DFAILT$	0,03
Deformación máxima de la matriz	$DFAILM$	0,03
Deformación maxima a cortadura	$DFAILS$	0,03
Deformación equivalente máxima	$EFS$	0,05

Tabla 4.6: Parámetros de la definición del material.

empleados; los valores de los parámetros han sido suministrados por el fabricante (Hexcel). Los parámetros relativos a la interacción cohesiva han sido extraídos de la literatura [35, 42, 52, 72] y se presentan en la tabla 4.7.

---

---

Tensión máxima de iniciación en Modo I	$T$	35 <i>MPa</i>
Tensión máxima de iniciación en Modo II	$S$	45 <i>MPa</i>
Coeficiente para el modo mixto	$\mu$	1.45
Energía disipada en Modo I	$G_I$	250 <i>J/m</i>
Energía disipada en Modo II	$G_{II}$	750 <i>J/m</i>

---

---

Tabla 4.7: Parámetros de la interacción cohesiva.

#### 4.5.2. Parámetros empleados en la validación del modelo de comportamiento mecánico para los laminados de fibras de carbono en matriz epoxi

Para validar el modelo de material compuesto se realizaron simulaciones de impacto de proyectiles de hielo contra laminados de fibra de carbono variando la velocidad, el diámetro del proyectil y el espesor del laminado, comparando los resultados de deslaminación y microdeformaciones de las bandas extensométricas dispuestas en los laminados. Esta validación se mostrará en el siguiente capítulo.



# Capítulo 5

## RESULTADOS Y DISCUSIÓN

### 5.1. Introducción

En este capítulo se presentan y discuten los resultados obtenidos en los ensayos experimentales y en las simulaciones numéricas. En primer lugar se realiza un análisis de los ensayos de impacto de hielo contra una placa rígida haciendo uso tanto de la fuerza registrada por la célula de carga como de las imágenes captadas por la cámara de alta velocidad. Estos resultados se han empleado también para validar el modelo numérico desarrollado para reproducir el comportamiento del hielo a altas velocidades de deformación. En la segunda parte se estudia la respuesta de laminados carbono/epoxi frente a impactos de hielo empleando las medidas del área deslaminada obtenida por el análisis ultrasónico, la deflexión del laminado registrada por el láser y las imágenes captadas por la cámara. Análogamente, estos resultados se emplearán para validar las simulaciones de impacto de hielo frente a laminados de material compuesto.

## 5.2. Análisis de los impactos de esferas de hielo contra célula de carga

### 5.2.1. Análisis de los resultados experimentales

En primer lugar se analizará el valor de fuerza registrada por la célula de carga durante el impacto; para ello se representará tanto su evolución en el tiempo durante un impacto como el valor máximo para diferentes velocidades y energías. Todos los datos obtenidos en los ensayos experimentales han sido filtrados a 25  $KHz$  con objeto de eliminar ruidos en las señales.

La evolución de la fuerza presenta un carácter sinusoidal amortiguado, tal y como se puede

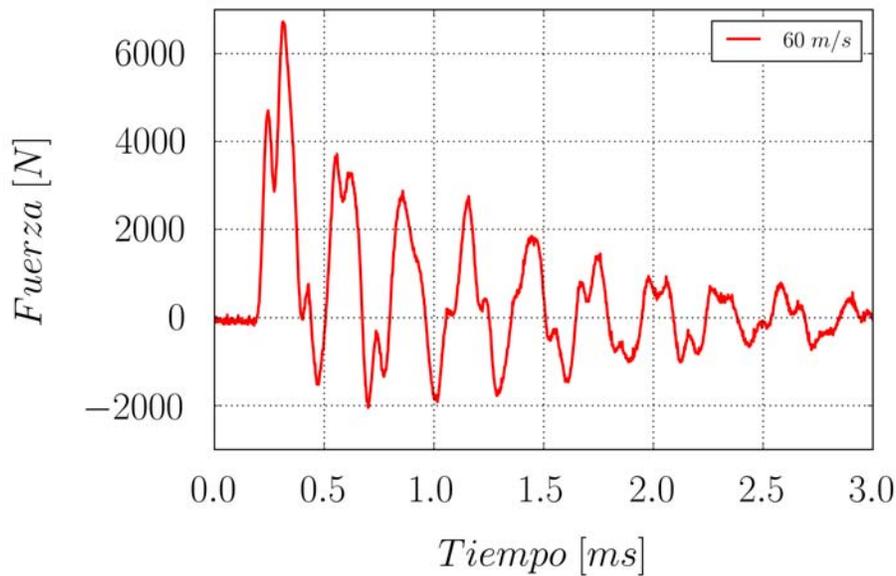


Figura 5.1: Fuerza ejercida en la célula de carga por un proyectil de 40  $mm$  de diámetro a 60  $m/s$ .

observar en la figura 5.1 donde se representa el registro de fuerza de la célula de carga durante un impacto de un proyectil de 40  $mm$  de diámetro a una velocidad de 60  $m/s$ . Este comportamiento observado es acorde a la respuesta dinámica de la estructura soporte, la cual se ha modelizado como un sistema de 3 masas y 3 muelles, tal y como se ha explicado en la sección 4.4.2.

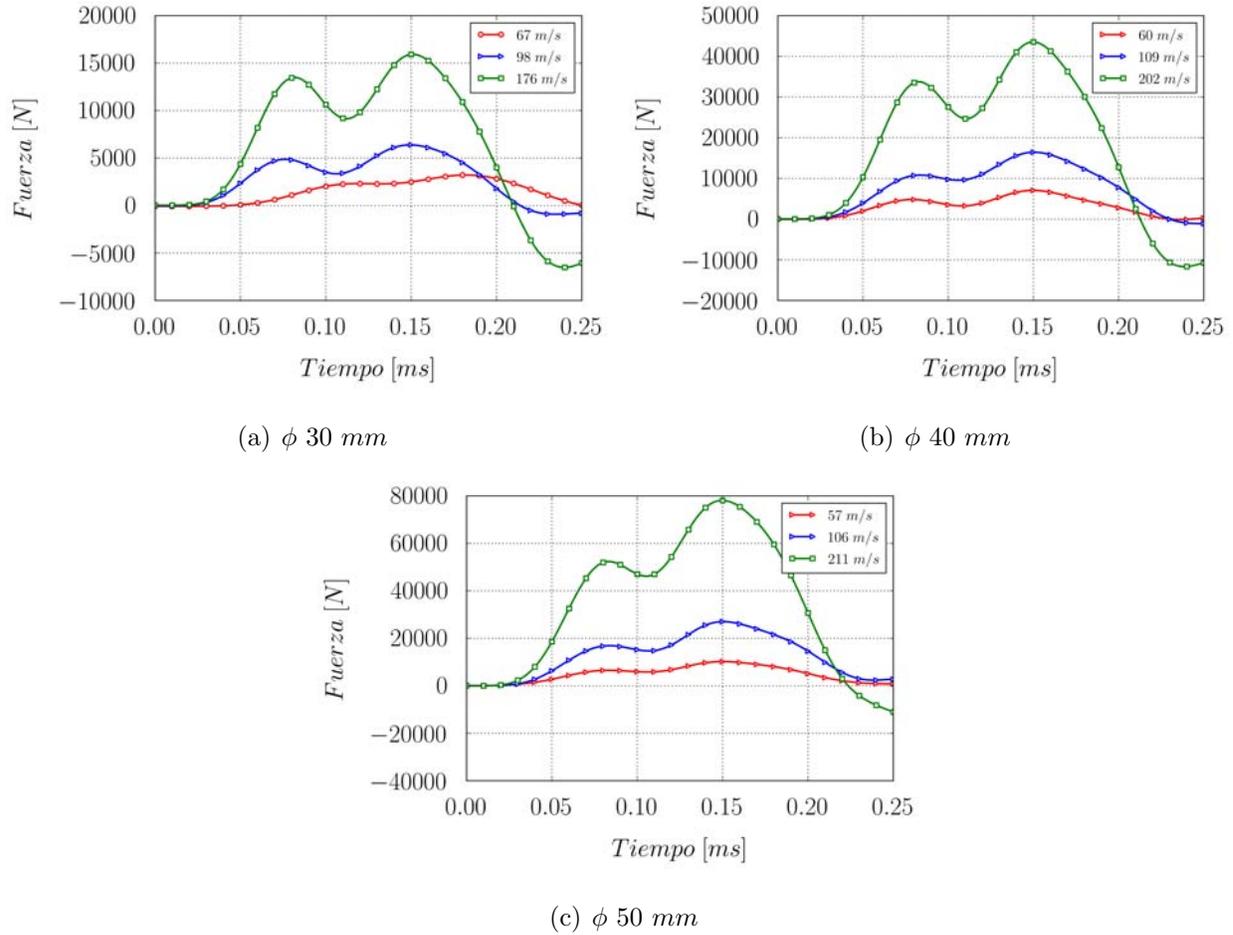


Figura 5.2: Evolución de la fuerza de impacto registrada por la célula de carga a diferentes velocidades para los tres distintos proyectiles.

Estudiando más en profundidad el registro de la célula de carga se puede observar que en los primeros instantes del impacto, cuando se alcanza el máximo de fuerza, los registros de fuerza obtenidos presentan un mismo patrón independientemente de la velocidad de impacto y la masa del proyectil (figura 5.2). Las curvas presentan tres etapas: la primera comprende los primeros instantes del impacto donde la fuerza alcanza un máximo relativo, seguida de un breve periodo de descenso para finalmente alcanzar el valor máximo de la fuerza.

Con objeto de comparar los resultados de los diferentes impactos producidos por los proyectiles de 30, 40 y 50 mm se ha representado en la figura 5.3 el valor máximo de la fuerza ( $F_{max}$ ) obtenida en la célula de carga con respecto a la energía cinética ( $E_c$ ) del proyectil. Se puede

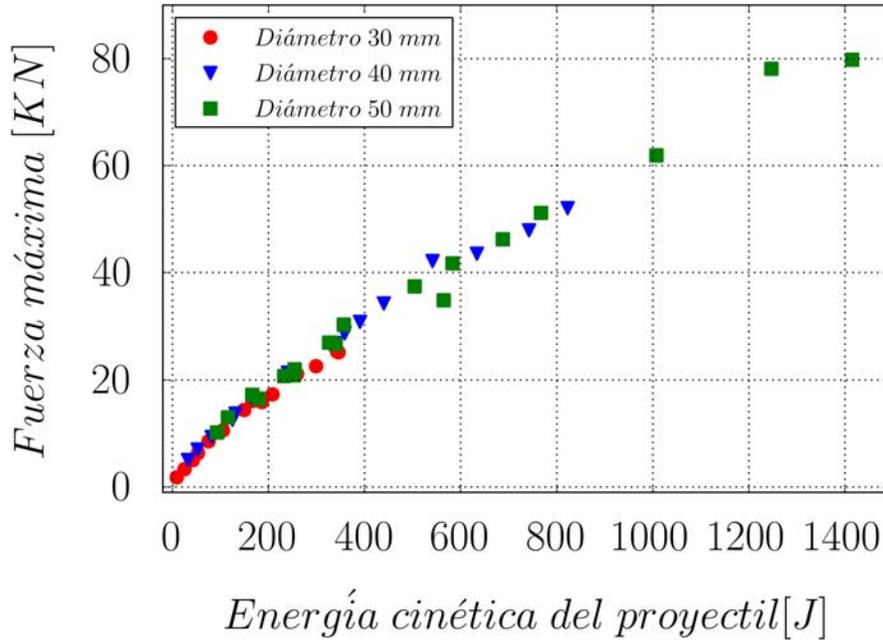


Figura 5.3: Fuerza máxima frente a energía cinética del proyectil

observar una clara dependencia del valor de fuerza máxima obtenida con la energía cinética del proyectil. Los valores obtenidos presentan una única tendencia monótona creciente para los tres diferentes proyectiles, que se puede ajustar a una relación potencial del tipo  $F_{max} = C_1 \cdot E_c^{C_2}$ ; con los parámetros de ajuste  $C_1 = 0,335$  y  $C_2 = 0,754$  se obtiene un ajuste a los datos experimentales con una  $R^2 = 0,995$ . Esto induce a pensar que la fuerza máxima producida por el impacto de un proyectil de hielo depende en mayor manera de la energía cinética del proyectil y en menor medida del área frontal del proyectil.

Durante la realización de los ensayos experimentales, el empleo de un equipo de adquisición de datos (sección 3.3.5) permitió la sincronización de las imágenes captadas por la cámara y la fuerza registrada por la célula de carga. En la figura 5.4 se pueden observar diferentes fotogramas del impacto de una esfera de 40 mm de diámetro a 115 m/s y el registro de fuerza ejercida durante el impacto en diferentes tiempos; se aprecia cómo en los primeros instantes del impacto el hielo se fractura por completo, pasando de la transparencia característica del hielo a la opacidad, debido a la aparición de numerosas fisuras en el interior del proyectil. Del mismo

---

modo, es posible ver cómo los fragmentos de hielo son despedidos de manera concéntrica, sin ninguna dirección preferencial. Atendiendo al registro de fuerza, en los primeros instantes del impacto es posible observar un mayor incremento de fuerza, ejercido por el proyectil durante durante la fragmentación del mismo. El segundo pico donde se alcanza el valor máximo de la fuerza se obtiene cuando el hielo está totalmente fragmentado y ha impactado aproximadamente la mitad del proyectil. Llegado este máximo el resto del proyectil no es capaz de aumentar el valor de la fuerza, y ésta disminuye.

---

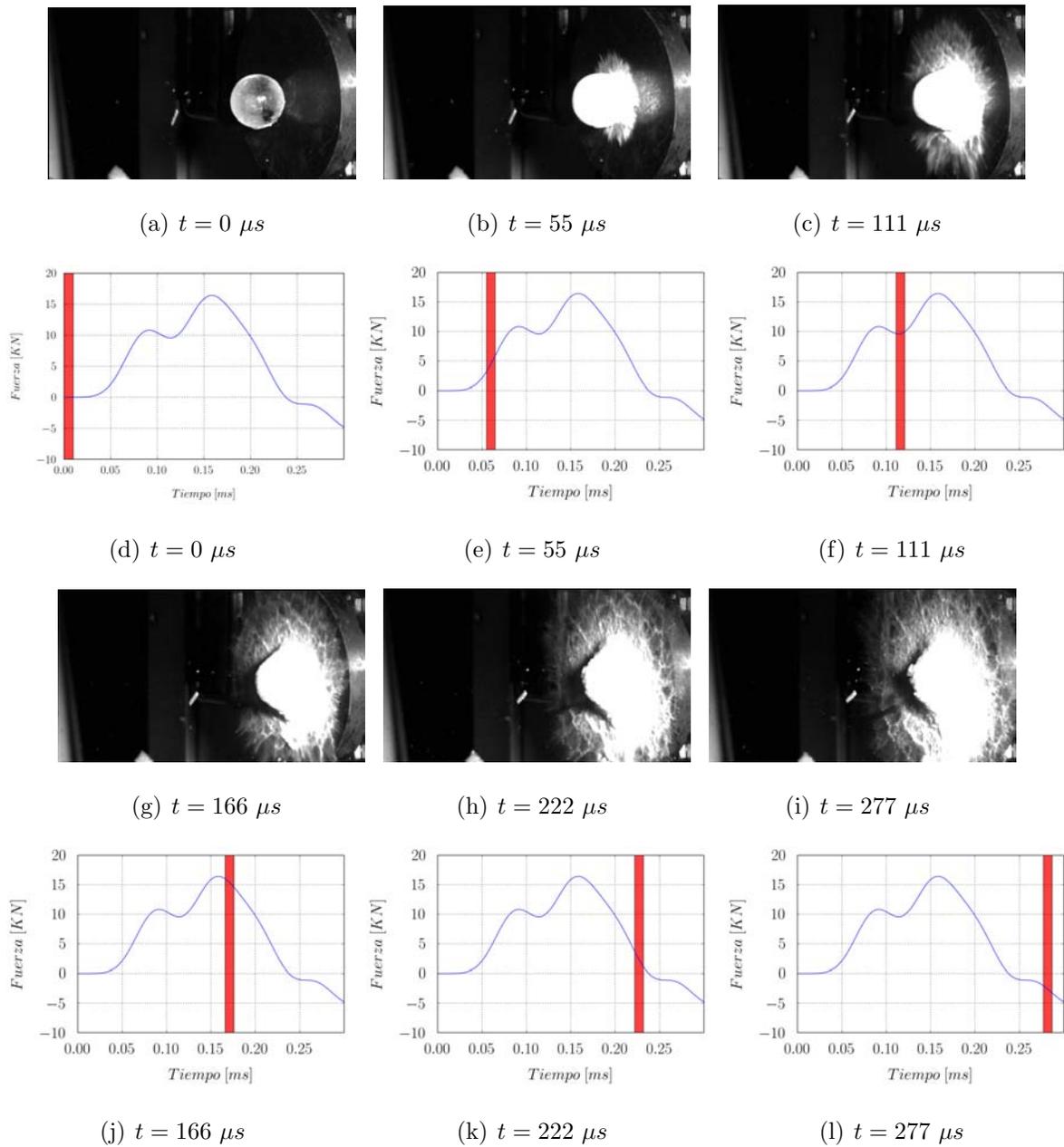


Figura 5.4: Secuencia de imágenes del impacto de una esfera de 40 mm de diámetro impactando contra la célula de carga a una velocidad de 115 m/s sincronizada con el registro de fuerza obtenido durante el impacto.

### 5.2.2. Validación del modelo numérico para el hielo sometido a altas velocidades de deformación

En esta sección se emplean los resultados experimentales para validar el modelo de comportamiento para el hielo sometido a altas velocidades de deformación. Para ello se comparan los valores de fuerza obtenidos experimentalmente con los resultados de las simulaciones, y se emplean las imágenes captadas por la cámara de alta velocidad para comparar la evolución de la rotura del proyectil de hielo. Las simulaciones de impacto de hielo contra la célula de carga han sido llevadas a cabo según se ha explicado en la sección 4.4.1, donde el proyectil de hielo y el mártir donde impacta se han modelizado con elementos lagrangianos hexaédricos, mientras que la célula de carga y la estructura soporte se han modelizado con un sistema de masas y muelles.

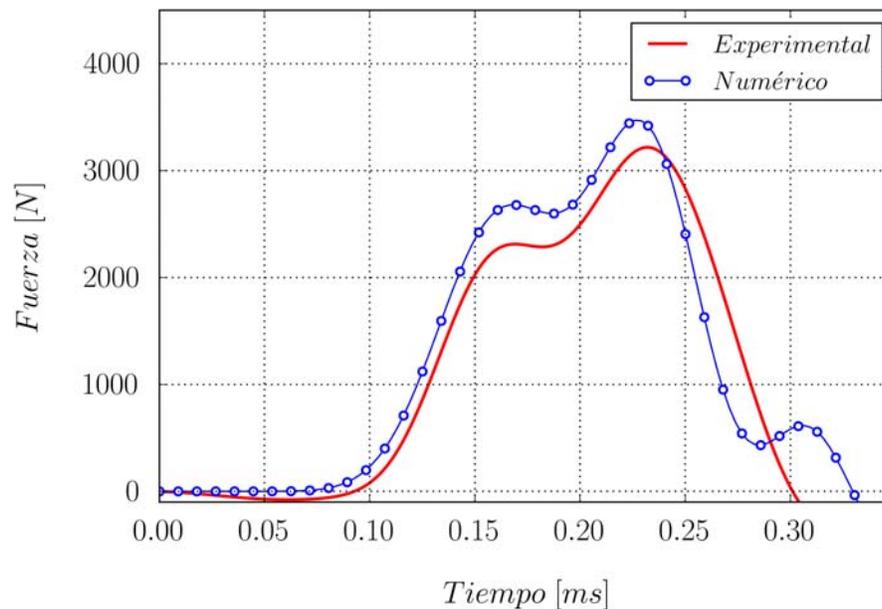


Figura 5.5: Comparativa numérica y experimental de la fuerza ejercida en la célula de carga por un proyectil de 30 mm de diámetro a 67 m/s.

En la figura 5.5 se muestra la evolución del registro de fuerza de un impacto a 67 m/s de un proyectil de 30 mm de diámetro; obtenida a partir de resultados tanto experimentales como numéricos. En esta figura se muestra que la fuerza presenta el patrón de tres etapas ex-

plicado anteriormente. La fuerza obtenida numéricamente reproduce fielmente la evolución y el valor máximo de la fuerza. Las discrepancias entre los resultados numéricos y los experimentales pueden ser debidas a que el modelo numérico no contempla el amortiguamiento del sistema.

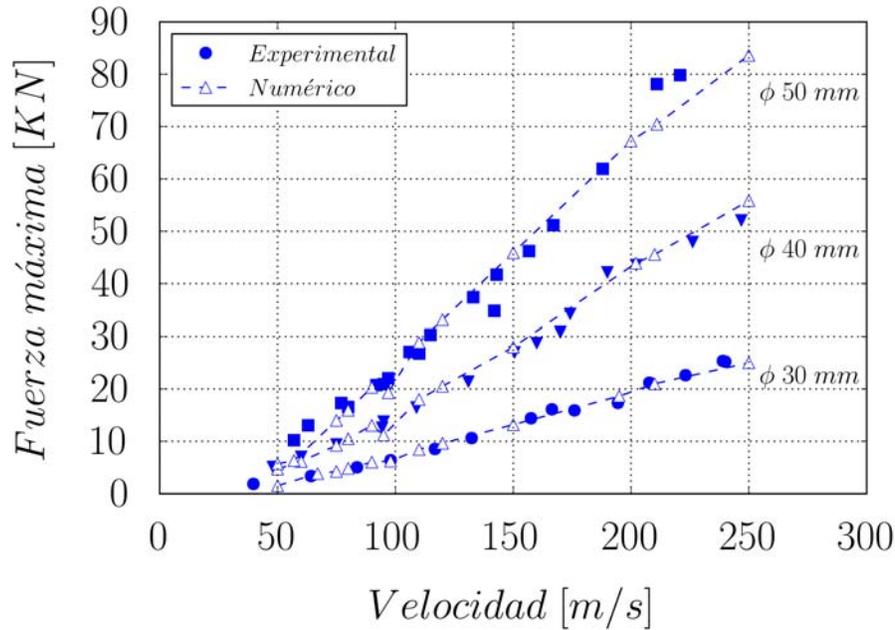


Figura 5.6: Fuerza máxima frente a velocidad de impacto.

Para validar el modelo de comportamiento no es suficiente que reproduzca la evolución para una velocidad sino que debe predecir la fuerza para distintas velocidades y diámetros de proyectil. Por ello, en la figura 5.6 se representa el valor máximo de la fuerza frente a la velocidad de impacto para los tres proyectiles. Se puede observar cómo el valor de la fuerza aumenta conforme se incrementa la velocidad de impacto, y la dependencia del valor máximo de la fuerza con la velocidad es mayor cuanto mayor es la masa del proyectil. Este comportamiento es predicho de manera óptima por el modelo numérico desarrollado.

El modelo de comportamiento propuesto debe reproducir también de manera cualitativa el comportamiento del material, dado que representa el comportamiento mecánico del hielo; esto queda comprobado si se observa la secuencia de imágenes de la simulación de impacto mostrada

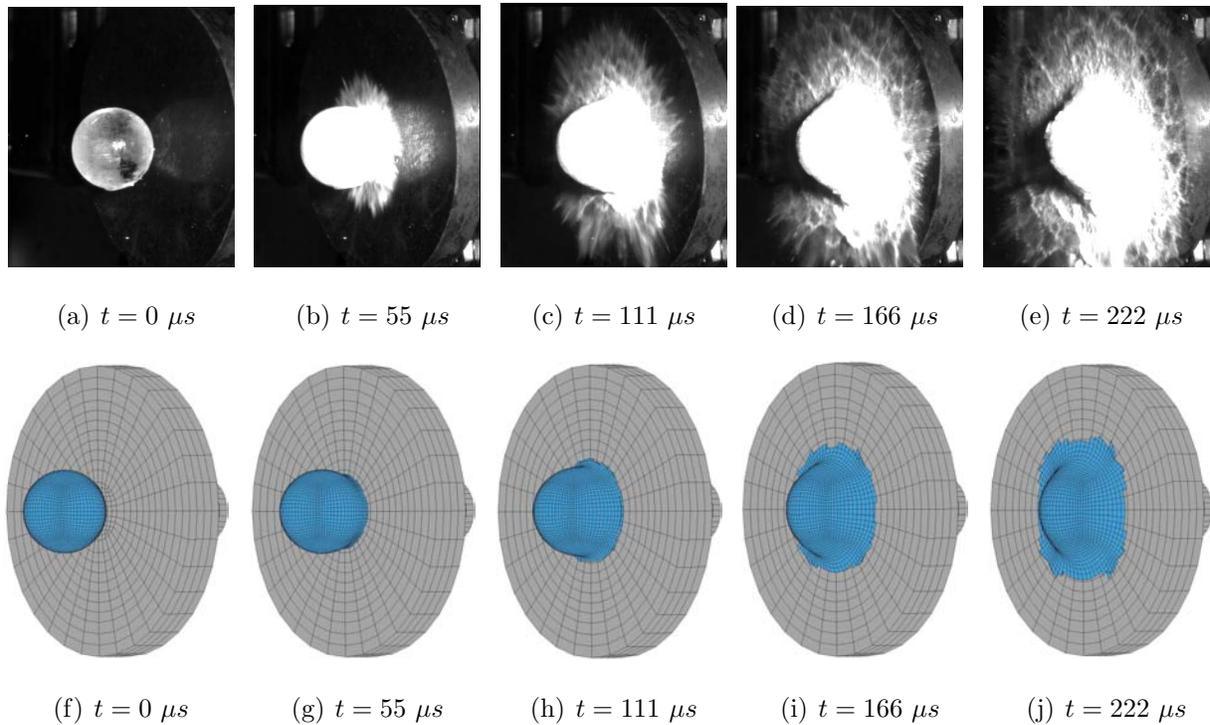


Figura 5.7: Secuencia de imágenes de la simulación del impacto de una esfera de 40 mm de diámetro a 115 m/s.

en la figura 5.7 donde se muestra como la deformación del proyectil de hielo y de los fragmentos es análogo a las imágenes experimentales mostradas en la figura 5.4.

A la vista de los resultados obtenidos por las simulaciones numéricas, es posible concluir que el modelo de comportamiento mecánico propuesto reproduce no solo cuantitativamente sino cualitativamente el comportamiento del hielo a altas velocidades de deformación. Por lo tanto, se puede considerar el modelo propuesto validado.

## 5.3. Análisis de los impactos de esferas de hielo contra laminados carbono/epoxi

En esta sección se analiza el comportamiento de laminados de fibras de carbono en matriz epoxi frente al impacto de hielo, estudiando la influencia de la velocidad de impacto, el diámetro del proyectil de hielo y el espesor del laminado. Para ello, se emplean los resultados experimentales obtenidos del área deslaminada, la evolución del proyectil grabada por la cámara de alta velocidad, el desplazamiento del punto central del laminado registrado por el láser y las deformaciones medidas por las bandas extensométricas. Por último, se muestra la validación del modelo numérico para laminados carbono/epoxi (explicado en la sección 4.5), haciendo uso de los datos experimentales anteriormente citados.

### 5.3.1. Resultados experimentales

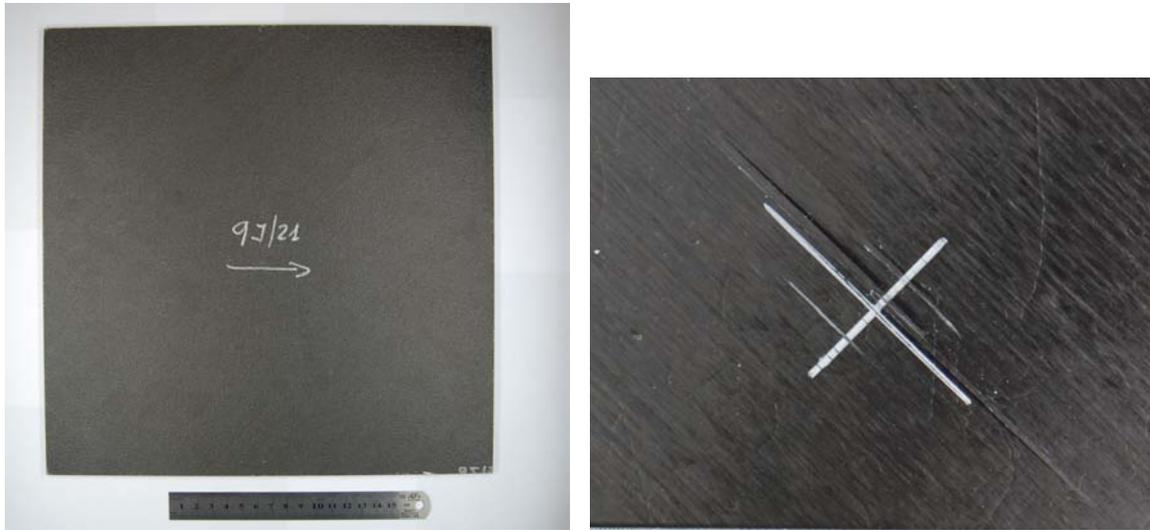
El estudio del daño producido por el impacto de hielo en los laminados carbono/epoxi ha sido realizado mediante 3 técnicas diferentes que permiten analizar tanto el daño interno como el exterior: inspección visual, inspección destructiva e inspección no destructiva. De esta forma se pueden observar tanto los daños externos como internos de los laminados.

La inspección visual de los laminados ensayados permite establecer que para cada espesor de laminado y diámetro de proyectil existe una energía cinética a partir de la cual se produce daño en la cara exterior (anterior o posterior) del laminado.

Según se va incrementando la energía cinética del impacto el primer daño que se puede apreciar es el despegue de algunas fibras en la cara posterior al impacto del laminado. En la figura 5.8 se muestran imágenes de un laminado de 4 mm de espesor impactado por un proyectil de 50 mm de diámetro a 154 m/s, donde no hay fallo en la cara anterior (donde impacta el hielo) pero sí en la cara posterior (se pueden observar el despegue de algunas fibras de la última capa); este efecto posiblemente se ha debido producir a causa del fenómeno de *spalling*<sup>1</sup>. Para

---

<sup>1</sup>El fenómeno de *spalling* se basa en la rotura o desprendimiento de la cara posterior al impacto producida



(a) Zona de impacto

(b) Detalle de la zona posterior al impacto

Figura 5.8: Imágenes de un laminado de de 4 *mm* de espesor impactado por un proyectil de 50 *mm* de diámetro a 154 *m/s*.

observar daños en la cara del laminado donde se realiza el impacto, es necesario incrementar la energía cinética. En la figura 5.9 se observa que en la zona adyacente a la zona de impacto y perpendicularmente a la orientación de las fibras se produce el despegue de las primeras laminas; posiblemente en este caso la rotura es debida a la violenta flexión producida por el impacto, la cual causa la rotura de la matriz dando lugar a una discontinuidad que favorece la deslaminación.

Las energías cinéticas críticas a partir de las cuales es posible observar visualmente los daños se recogen en la tabla 5.1. Estos resultados muestran que, dado un espesor de laminado, es necesaria mayor energía para causar daños observables cuanto mayor es el diámetro del proyectil; probablemente esto sea debido a que cuanto mayor es el diámetro del proyectil mayor es el área en la que se distribuye la energía y por lo tanto menor es la localización, lo que produce menores daños.

Para analizar el daño producido en el interior del laminado se han empleado diferentes técnicas, tanto destructivas como no destructivas (B-Scan y C-Scan). En primer lugar se ha analizado por la reflexión de las ondas de compresión en ondas de tracción en un borde libre.



Figura 5.9: Zona de impacto de un laminado de 4 *mm* de espesor impactada por un proyectil de 50 *mm* de diámetro a 200 *m/s*.

el tipo de daño interno que aparece en los laminados realizando un corte transversal. A modo de ejemplo en la figura 5.10 se muestra un laminado de 21 láminas con este tipo de corte impactado por un proyectil de 40 *mm* de diámetro a una velocidad de 193 *m/s*; el impacto del proyectil se ha realizado por la parte inferior de la imagen y se ha resaltado la deslaminación en color amarillo. Se observa cómo la deslaminación progresa entre las láminas pertenecientes a la mitad más alejada del impacto (entre las láminas 5 y 6 contando desde la cara posterior al impacto); no se observan otros tipos de fallo como la rotura de fibras o aplastamiento de matriz. Un análisis más exhaustivo usando la técnica de inspección no destructiva B-SCAN (figura 5.11), permite observar que la zona empotrada del laminado no presenta deslaminación; en cambio, en el resto del laminado se puede apreciar que la deslaminación aparece también entre las láminas 5 y 6 comenzando a contar desde la cara posterior al impacto.

Una vez realizado el análisis cualitativo del daño, el área deslaminada producida por el impacto de hielo se ha cuantificado empleando la técnica de inspección no destructiva C-Scan; esta

Espesor laminado	$\phi$ proyectil	Energía cinética crítica ( $E_c^{Crit}$ )
4 mm	40 mm	$\sim 575 J$
	50 mm	$\sim 725 J$
6 mm	40 mm	$\sim 850 J$
	50 mm	$\sim 1400 J$

Tabla 5.1: Energías críticas a partir de las cuales es posible observar visualmente los daños para cada uno de los laminados y proyectiles.



Figura 5.10: Corte transversal de una probeta de 4 mm de espesor impactada por un proyectil de 40 mm de diámetro a 193 m/s.

medida permite analizar el efecto de las diferentes variables estudiadas en la extensión del área dañada en el laminado. La figura 5.14 muestra tres imágenes obtenidas con esta técnica donde el color azul indica la zona no dañada y el rojo la zona con deslaminación. De izquierda a derecha se muestran: un laminado intacto, uno con un 50% del área deslaminada y uno completamente deslaminado; en este último caso la zona de contorno sin daño se corresponde con la zona empotrada. Para cuantificar el área deslaminada se ha empleado una herramienta de correlación de imágenes; de esta manera es posible representar el % deslaminado frente a la velocidad de impacto para cada espesor y diámetro de esfera de hielo analizado (figuras 5.12 y 5.13). En estas figuras es posible observar que existe un estrecho rango de velocidades de impacto para cada espesor de laminado y diámetro de proyectil, en el cual la deslaminación pasa del 0% al 100% del área. Por ejemplo, para un laminado de 4 mm y un proyectil de 50 mm de diámetro se tiene un 0% de deslaminación para un impacto a una velocidad de 150 m/s y un 100% para un impacto a 175 m/s. Este incremento abrupto para un pequeño aumento de la velocidad de

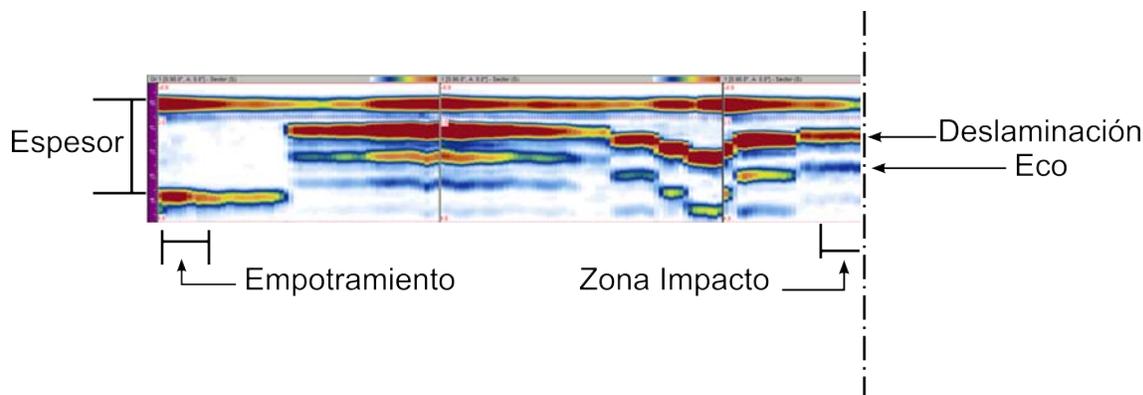


Figura 5.11: B-Scan de una probeta de 4 mm de espesor impactada por un proyectil de 40 mm de diámetro a 193 m/s.

impacto es posible observarlo para los dos laminados y ambos diámetros del proyectil. En la tabla 5.2 se muestran los valores de velocidad y energía cinética medios para los cuales se puede observar deslaminación para cada uno de los espesores de laminado y diámetros de proyectil.

Espesor laminado	$\phi$ proyectil	$\bar{V}_{Crit}^d$	$\bar{E}_c^d$
4 mm	40 mm	$\sim 170$ m/s	$\sim 405$ J
	50 mm	$\sim 160$ m/s	$\sim 715$ J
6 mm	40 mm	$\sim 210$ m/s	$\sim 615$ J
	50 mm	$\sim 185$ m/s	$\sim 960$ J

Tabla 5.2: Velocidades y energías críticas a partir de las cuales los laminados presentan deslaminación.

Tal y como es de esperar los valores correspondientes de energía cinética del proyectil a partir de la cual aparece deslaminación ( $\bar{E}_c^d$ ) (tabla 5.2) son inferiores a los obtenidos para que el daño sea apreciable en la inspección visual de la probeta ( $E_c^{Crit}$ ); el daño interno en los laminados sucede antes de que se observen daños exteriores. Análogamente a lo observado en los daños exteriores, la energía cinética del proyectil (dado un espesor de laminado) necesaria para causar daños es mayor cuanto mayor es el diámetro del proyectil. Además, dado un diámetro del proyectil, la energía cinética de éste necesaria para causar daños es mayor cuanto mayor es el

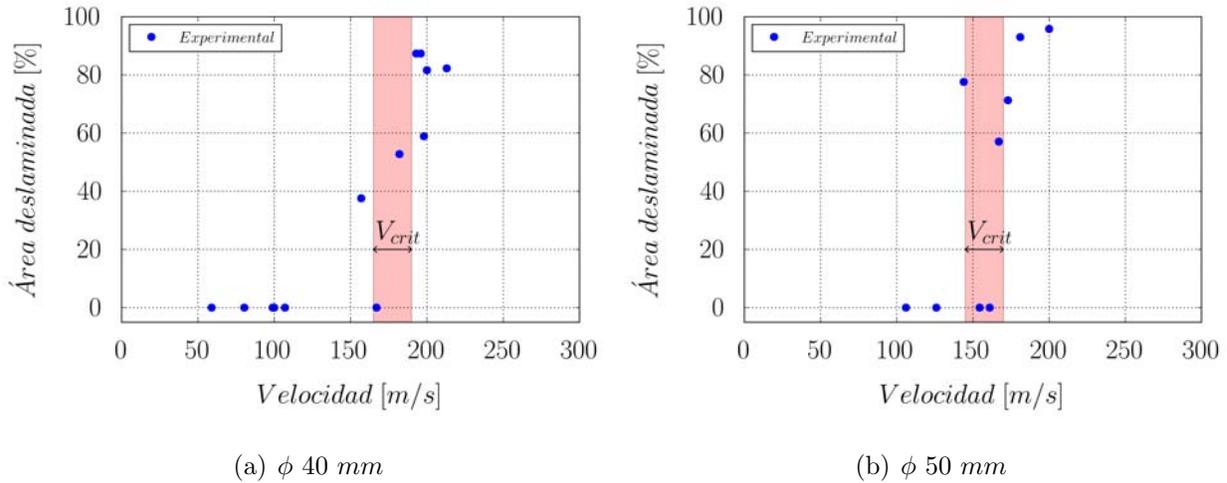


Figura 5.12: Área deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 4 mm de espesor.

espesor del laminado. Se puede concluir que la energía para la que ocurre la deslaminación no solo depende de la energía cinética del proyectil tal y como sucedía en la fuerza ejercida por el proyectil (figura 5.3) sino que depende del diámetro del proyectil y del espesor ( $t$ ) o lo que es lo mismo, del número de láminas ( $p$ ) del laminado.

En los ensayos experimentales se dispuso un equipo de extensometría láser con el fin de medir el desplazamiento del punto central del laminado durante el impacto, a modo de ejemplo en la figura 5.15 se representa el desplazamiento del punto central del laminado frente al tiempo para los casos de 4 mm de espesor impactado por un proyectil de 40 mm de diámetro y el de un laminado de 6 mm de espesor impactado por un proyectil de 50 mm de diámetro. En ambas gráficas se ha representado el desplazamiento para un impacto que no ha causado deslaminación (menor velocidad) y otro que sí lo ha causado (mayor velocidad). El patrón que muestran las curvas es similar en todas las gráficas: un primer incremento seguido de una zona estable, para finalmente alcanzar el valor máximo del desplazamiento. La diferencia existente entre los impactos que han causado deslaminación y los que no, está en el pico en el cual se alcanza el valor máximo de desplazamiento: se puede observar que en aquellos impactos que sufren deslaminación el pico es más pronunciado que en aquellos que no lo causan. Este cambio en el comportamiento ha-

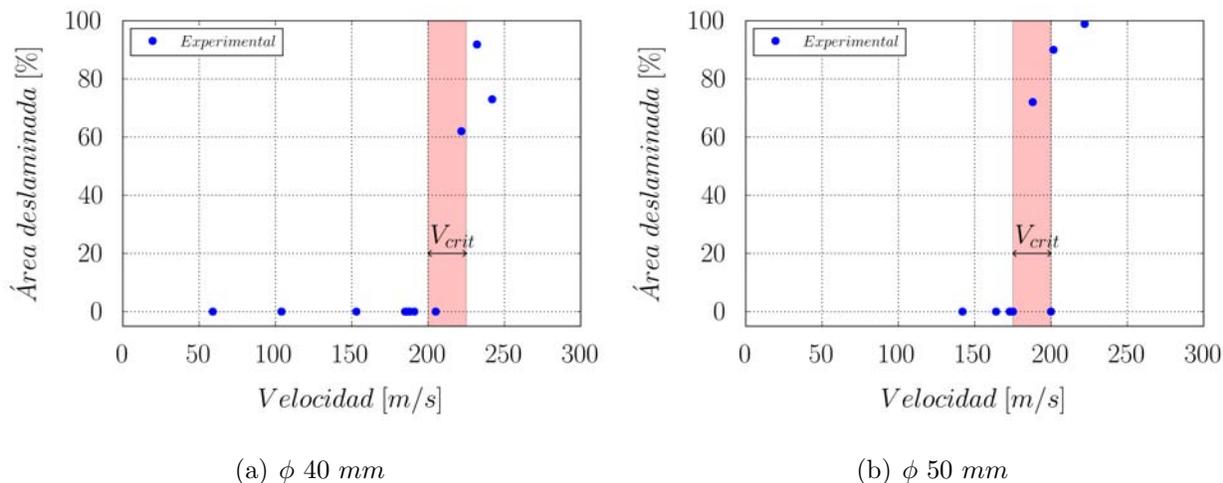


Figura 5.13: Área deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 6 mm de espesor.

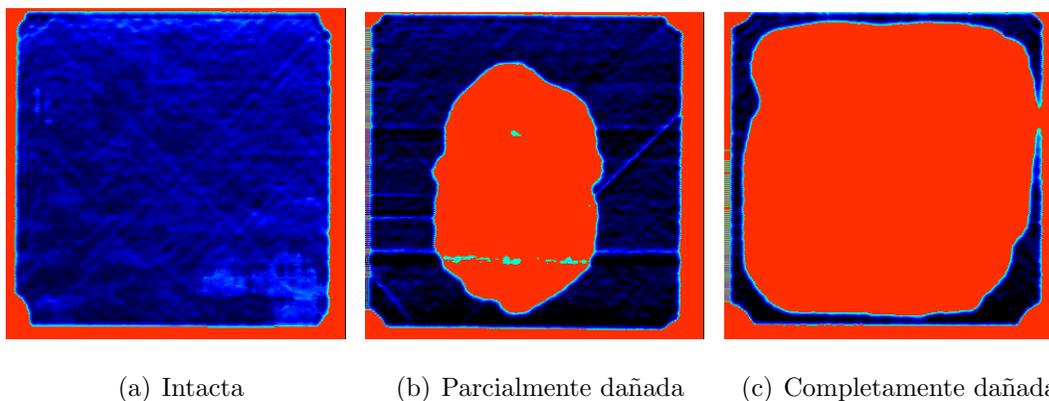


Figura 5.14: Área deslaminada medida por la técnica de ultrasonidos C-scan.

bitualmente esta asociado a procesos de daño; éste en forma de deslaminación repercute en un descenso de la rigidez del laminado que ocasiona un mayor desplazamiento y por lo tanto una mayor flexión.

Análogamente a las medidas de la célula de carga, el vídeo ha sido sincronizado con las medidas de desplazamiento obtenidas con el láser. En la figura 5.16 se representa fotogramas en diferentes instantes de tiempos y el correspondiente desplazamiento del punto central asociado a éstos, para un laminado de 4 mm de espesor impactado por una esfera de 50 mm de diámetro

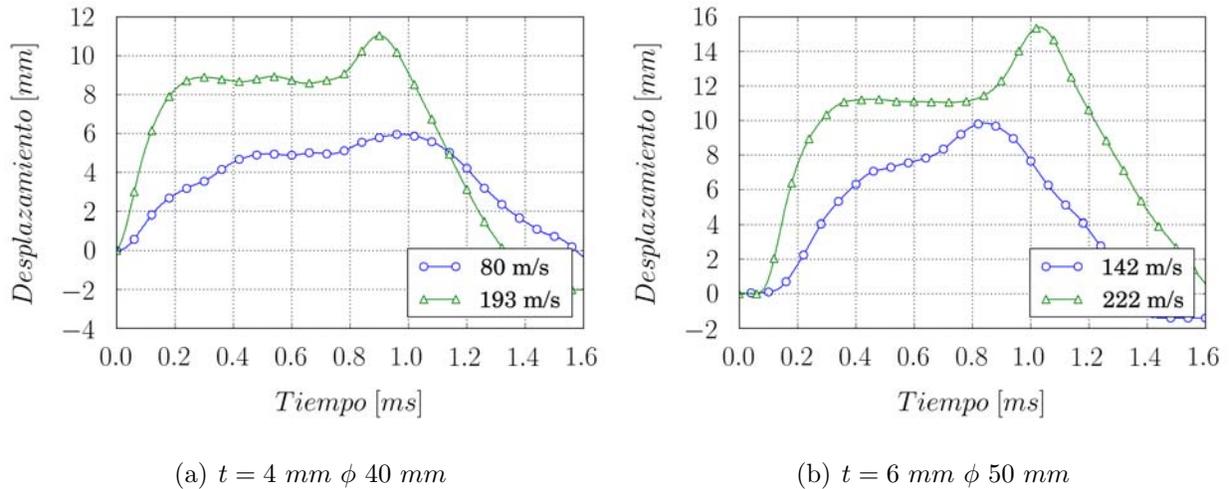


Figura 5.15: Evolución durante el impacto del desplazamiento del punto central para los laminados.

a una velocidad de  $173 \text{ m/s}$ ; el vídeo y el registro del láser han sido sincronizados mediante el empleo del equipo de adquisición de datos (sección 3.3.5). Es posible observar que el primer incremento del desplazamiento se produce en el inicio del contacto entre el proyectil y el laminado; la zona en la que el desplazamiento se estabiliza concuerda con un estado en el cual el proyectil está totalmente fragmentado y ha sido eyectado casi por completo radialmente. Por último, el pico que aparece en la curva del desplazamiento corresponde con la fragmentación total del proyectil y la expulsión radial de todos los fragmentos generados. A la vista de estos resultados se puede concluir que la mayor parte del desplazamiento que sufren los laminados es producido en los primeros instantes del impacto, momento en el cual el proyectil de hielo aún no se ha fragmentado y se comporta como un sólido continuo. Una vez el hielo se ha fragmentado, se comporta como un sólido granular y no es capaz de hacer aumentar sensiblemente el desplazamiento del punto central del laminado.

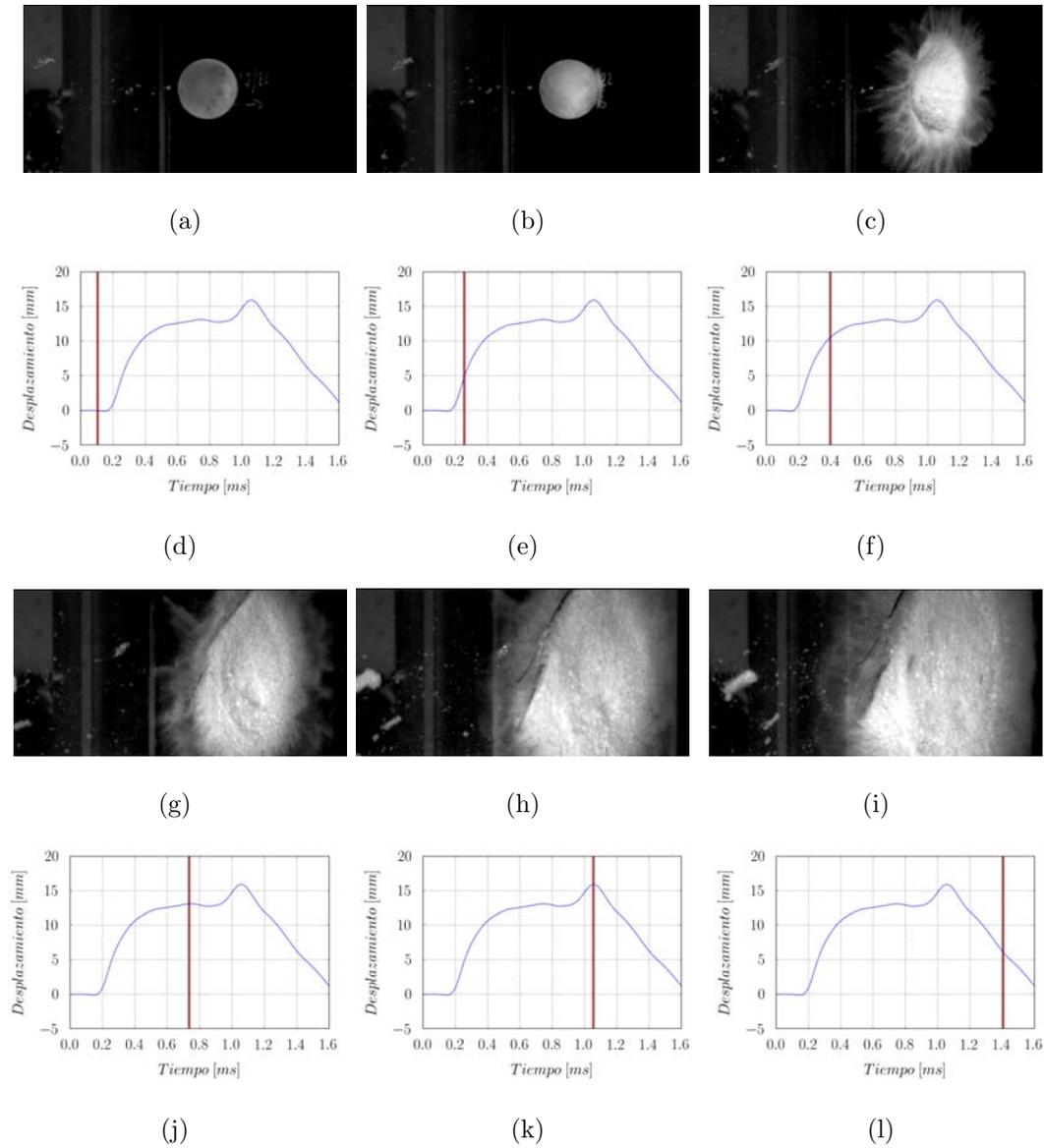


Figura 5.16: Sincronización entre imágenes obtenidas por la cámara de alta velocidad y medida del desplazamiento del punto central obtenida por el láser en un ensayo de impacto de un proyectil de  $50\text{ mm}$  de diámetro a  $173\text{ m/s}$  contra un laminado de  $4\text{ mm}$  de espesor.

Los resultados experimentales muestran que la deslaminación debido al impacto de los proyectiles de hielo esta influenciada por los diferentes parámetros que se han estudiado en este trabajo. En particular sería de gran utilidad para el análisis global de los resultados obtener una variable que aglutine la influencia de todos los parámetros estudiados; para definir esta variable es necesario analizar la influencia de cada uno de los parámetros en la deslaminación.

En los resultados experimentales de impacto de proyectil de hielo contra placa rígida se dedujo que la fuerza ejercida por el proyectil sólo depende de la energía cinética del mismo, de lo que se concluye que proyectiles con la misma energía cinética causan la misma fuerza en la célula de carga (figura 5.3). Sin embargo, en los ensayos de impacto de proyectil de hielo contra laminados, la energía necesaria para causar la deslaminación es mayor cuanto mayor es el diámetro del proyectil ( $\phi$ ) y por lo tanto su área frontal (tabla 5.2); se extrae como conclusión que la deslaminación es inversamente proporcional al área frontal del proyectil. Por otra parte cuanto mayor es el número de láminas del espécimen ( $p$ ) mayor debe ser la energía cinética para causar la deslaminación y por lo tanto su dependencia es inversamente proporcional al espesor del laminado. La influencia de estos parámetros puede ser expresada como:

$$\text{Área deslaminada} = f\left(\frac{E_c}{p\phi^2}\right) \quad (5.1)$$

A continuación se presenta la adimensionalización realizada para contemplar la influencia de los parámetros en estudio.

Dado que en los laminados ensayados no se observa ningún otro mecanismo de fallo, la energía cinética del proyectil que se transmite a los laminados se invierte en su gran mayoría en deformación elástica y en producir la deslaminación. Esta energía invertida en producir la deslaminación está directamente relacionada con el número de interfases que pueden deslaminarse; de esta forma parece razonable definir la energía máxima de deslaminación ( $E_{max}^d$ ) que el laminado puede absorber por deslaminación. Ésta se puede expresar en función del número de interfases ( $p - 1$ ), de la energía específica de deslaminación ( $G_i$ ) y del área del laminado ( $L^2$ )

de la forma:

$$E_{max}^d = G_{II}L^2(p - 1) \quad (5.2)$$

En esta definición se ha escogido la energía específica de deslaminación en modo II ( $G_{II}$ ) dado que es mayor que la energía específica en modo I ( $G_I$ ) y por lo tanto se define un valor máximo de energía. De esta manera se puede definir un ratio de energías adimensional ( $E_c/E_{max}^d$ ) que incluye la influencia de la energía cinética y del espesor del laminado, este ratio contempla la capacidad que tiene el laminado de absorber la energía del proyectil en forma de deslaminación y por lo tanto parece razonable que la variable adimensional buscada lo incluya. Por otra parte dada la influencia del área frontal del proyectil en la deslaminación, podría ser aceptable definir una relación de aspecto areal entre el área frontal del proyectil y del laminado ( $L^2/\phi^2$ ). De tal manera que la definición de la dependencia del área deslaminada adimensionalizada se expresaría como:

$$\text{Área deslaminada} = f\left(\frac{E_c}{E_{max}^d} \frac{L^2}{\phi^2}\right) \quad (5.3)$$

De esta forma es posible contemplar todas las variables en estudio en este trabajo doctoral en una sola variable adimensional. En la figura 5.17 se representa el área deslaminada frente a la variable adimensional anteriormente definida para cada espesor de laminado y diámetro del proyectil. El crecimiento de la deslaminación presenta un incremento abrupto llegado a un valor crítico entorno a 75 de la variable adimensional, independientemente del número de láminas que contenga el laminado o del diámetro del proyectil. Se puede concluir que para impactos de proyectiles esféricos de hielo contra laminados de cinta de fibra de carbono valores superiores a 75 de esta variable adimensional ocasionarán una deslaminación superior al 50% del área del laminado.

Las conclusiones obtenidas a partir de los resultados experimentales explican el valor de la deslaminación, pero no proporcionan suficiente información acerca de cómo se produce el inicio de la deslaminación. Este comienzo de la deslaminación puede estar relacionado con la tensión originada por el impacto en los primeros instantes. Las ondas de compresión generadas se propagan a lo largo del espesor hasta la cara posterior del laminado, donde son reflejadas como

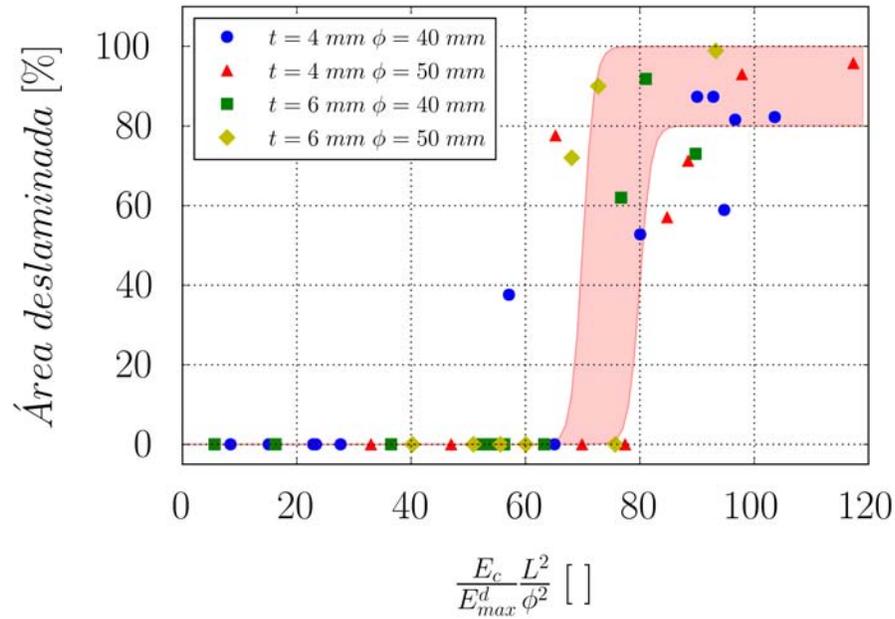


Figura 5.17: Área deslaminada frente a  $\frac{E_c}{E_{max}^d} \frac{L^2}{\phi^2}$ .

ondas de tracción que posiblemente ocasionan el inicio de la deslaminación en modo I. Experimentalmente no es posible obtener información suficiente que sostenga esta suposición por lo que será necesario sustentarse en las simulaciones numéricas realizadas, las cuales deberán ser previamente validadas tal y como se muestra en la siguiente sección.

### 5.3.2. Resultados numéricos

En este apartado se valida el modelo de comportamiento propuesto para los laminados de CFRP frente al impacto de esferas de hielo y se emplea para analizar el comienzo de la deslaminación. Las simulaciones numéricas se han llevado a cabo tal y como se especifica en la sección 4.5; para validar los resultados se han empleado los resultados experimentales de área deslaminada y los datos de las bandas extensométricas con las que se han instrumentado los laminados.

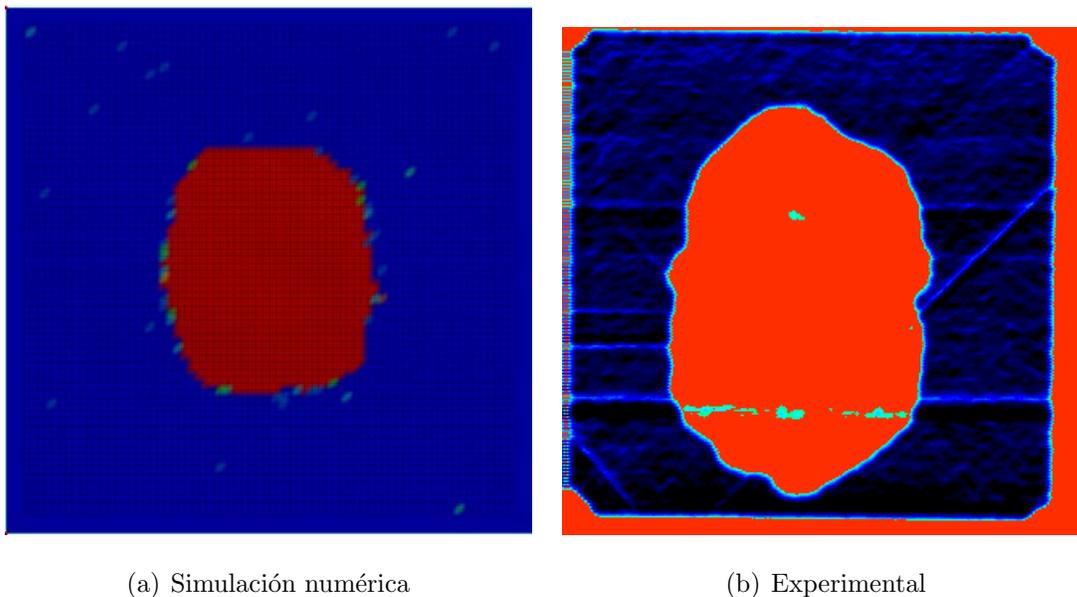
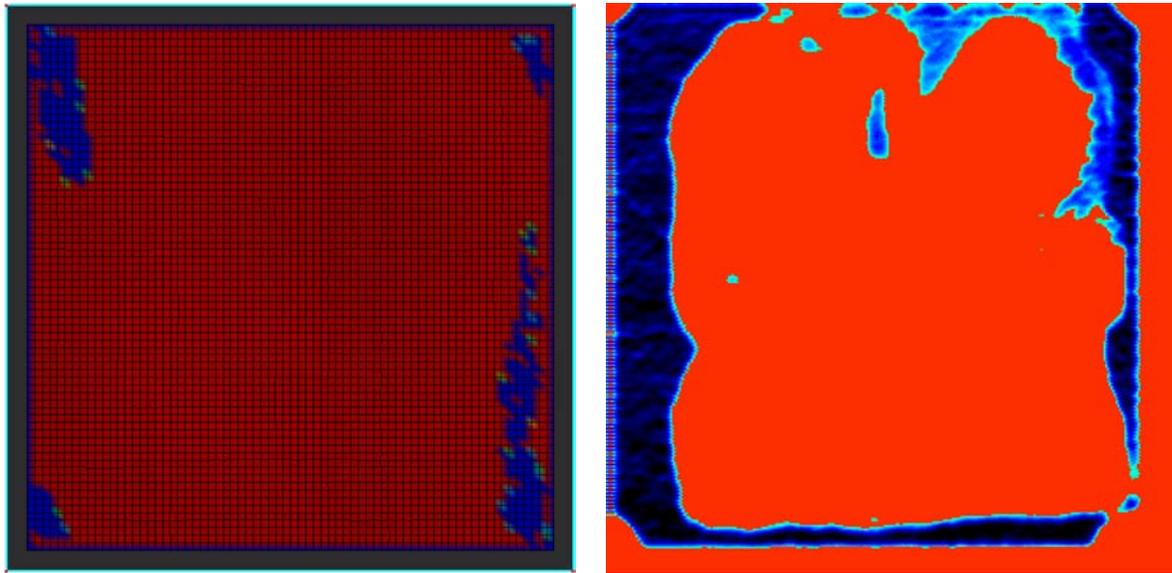


Figura 5.18: Comparativa deslaminación entre simulación numérica y experimental de un impacto de un proyectil de 40 *mm* de diámetro contra un laminado de 4 *mm* de espesor a una velocidad de 157 *m/s*.

Las figuras 5.18 y 5.19 muestran una comparativa del área deslaminada obtenida en la simulación numérica y la obtenida mediante la inspección por C-Scan, en particular la figura 5.19 muestra la comparativa para un laminado de 4 *mm* de espesor impactado por un proyectil de 40 *mm* a una velocidad de 157 *m/s* y a 215 *m/s*; se observa que tanto el área como la forma de la deslaminación son muy similares, siendo la obtenida numéricamente ligeramente inferior. Realizadas las simulaciones para los dos tipos de laminado y proyectiles es posible obtener las gráficas de área deslaminada frente a velocidad de impacto que se muestran en las figuras 5.20 y



(a) Simulación numérica

(b) Experimental

Figura 5.19: Comparativa de la deslaminación entre simulación numérica y experimental de un impacto de un proyectil de  $40\text{ mm}$  de diámetro contra un laminado de  $4\text{ mm}$  de espesor a una velocidad de  $215\text{ m/s}$ .

5.21; en estas es posible apreciar que las simulaciones son capaces de captar el comportamiento de la deslaminación de los laminados frente a la velocidad de impacto, si bien es cierto que el rango de velocidades en el que la deslaminación pasa del 0 % al 100 % es mayor en las simulaciones numéricas.

Como ejemplo de los datos obtenidos por las bandas extensométricas, se muestra en la figura 5.22 la deformación obtenida en un ensayo experimental de un impacto de una esfera de  $40\text{ mm}$  de diámetro contra un laminado de  $4\text{ mm}$  de espesor a una velocidad de  $157\text{ m/s}$ , se puede observar la onda de compresión debida al impacto seguida de la tracción derivada de la flexión del laminado. También se representan la deformación obtenida en las simulaciones numéricas, los datos numéricos representan fielmente las tendencias y valores experimentales.

Los resultados obtenidos de área deslaminada y deformación en las simulaciones numéricas permiten concluir que el modelo numérico para laminados de fibras de carbono representa con

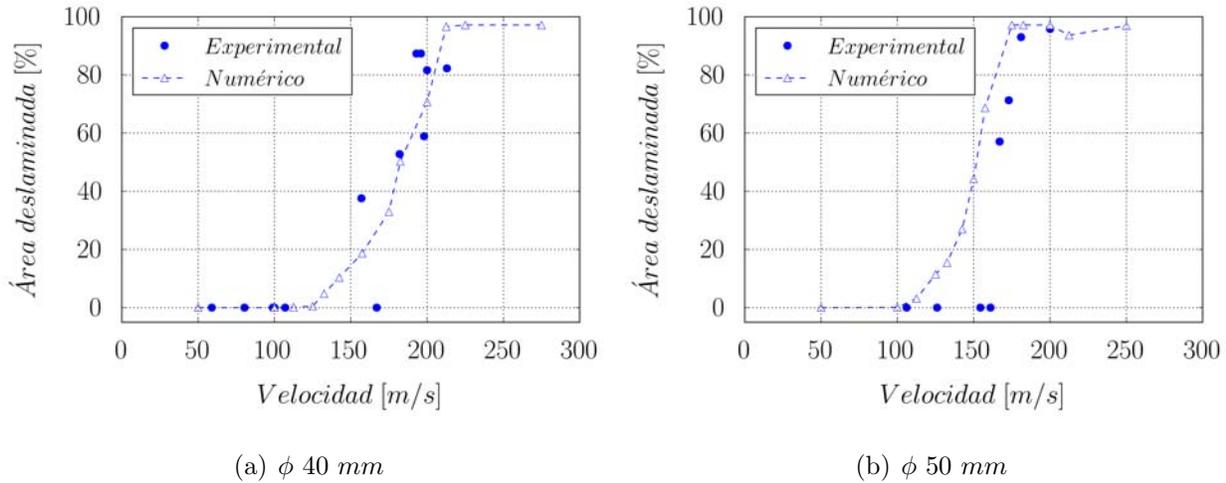


Figura 5.20: Área deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 4 mm de espesor.

fiabilidad el problema de impacto en estudio y por lo tanto puede considerarse validado, obteniéndose una herramienta predictiva y de análisis del suceso de impacto.

### 5.3.3. Análisis del inicio de la deslaminación

Los resultados experimentales sólo permiten cuantificar el daño en los laminados una vez se ha realizado el impacto; sin embargo las simulaciones numéricas permiten analizar el problema durante el impacto, proporcionando información que de otra manera sería imposible obtener. De esta forma es posible analizar el estado tensional de los laminados momentos antes de comenzar la deslaminación en un elemento del interior del laminado y por lo tanto conocer como inicia ésta. A tal fin se ha analizado la evolución de las componentes del tensor de tensiones  $\sigma_z$ ,  $\tau_{zx}$  y  $\tau_{yz}$  a lo largo del espesor, ya que son las involucradas en el modo de fallo intralaminar o deslaminación. A modo de ejemplo en la figura 5.24 se muestra la evolución de  $\sigma_z$ ,  $\tau_{zx}$  y  $\tau_{yz}$  en una simulación de un impacto de una esfera de 40 mm de diámetro a una velocidad de 250 m/s contra un laminado de 6 mm de espesor; los valores se han obtenido en el punto de integración más cercano a la interacción cohesiva más alejada del impacto (figura 5.23). Es posible observar la onda de compresión en  $\sigma_z$  en los primeros instantes del impacto y cómo esta onda es reflejada

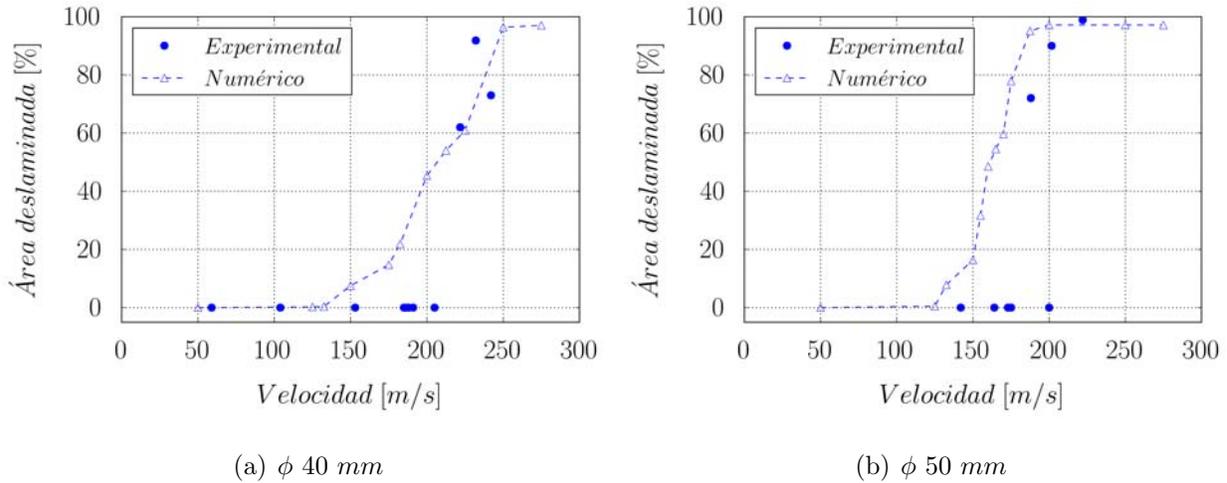


Figura 5.21: Área deslaminada frente a velocidad de impacto para los laminados de 6 mm de espesor.

como una onda de tracción, una vez ha alcanzado la cara posterior al impacto. Las tensiones tangenciales  $\tau_{zx}$  y  $\tau_{yz}$  presentan también este comportamiento pero con un tiempo mayor, ya que la reflexión no sucede en el mismo lugar. Comparando las gráficas es posible observar cómo el valor máximo de la onda de tracción de  $\sigma_z$  es mucho mayor que las de  $\tau_{zx}$  y  $\tau_{yz}$ , lo que origina que la deslaminación se inicie en modo I. Debido a que la zona de impacto es la única zona donde las tensiones normales en dirección perpendicular al laminado alcanzan valores considerables, la progresión de la deslaminación se produce debido a la flexión del laminado y por ello en modo II.

La diferencia entre las energías cinéticas críticas existente entre los dos espesores de laminado (para las cuales sucede el inicio de la deslaminación) está asociada a la atenuación producida en la onda de compresión al atravesar el espesor del laminado; esta atenuación es proporcional al espesor del laminado y por lo tanto laminados con mayor espesor requerirán de una onda de compresión mayor para obtener el valor mínimo en la tracción reflejada para que inicie la deslaminación. Con el fin de estudiar esta atenuación, en la figura 5.26 se muestran las tensiones  $\sigma_z$  registradas para tres diferentes puntos de integración en la simulación de impacto de un laminado de 4 mm de espesor impactado por un proyectil de 40 mm a 200 m/s; los puntos de integración han sido seleccionados en el punto central del laminado y a diferentes alturas a lo

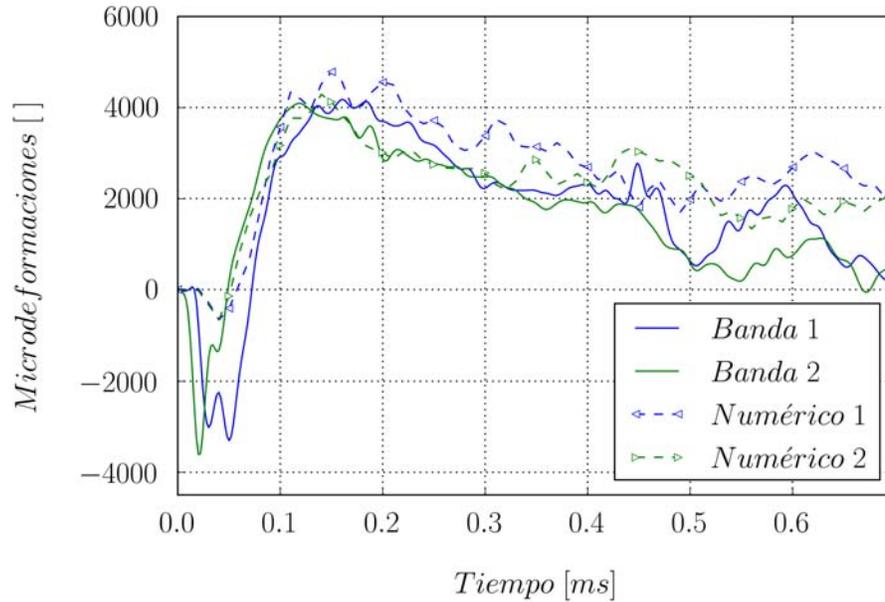


Figura 5.22: Comparativa entre resultados obtenidos en las bandas extensométricas y simulaciones experimentales para un laminado de 4 mm impactado por una proyectil de 40 mm a 157 m/s.

largo del espesor del laminado tal y como se muestra en la figura 5.25. Se observa cómo el valor de la onda de compresión se atenúa a medida que se avanza en el espesor, lo cual concuerda con la hipótesis realizada.

Las simulaciones numéricas realizadas han permitido obtener una herramienta predictiva mediante el empleo de un modelo simplificado de laminado que refleja adecuadamente la física del problema de impacto con un bajo coste computacional. Además este modelo simplificado ha permitido ratificar la hipótesis realizada acerca del inicio del fallo intralaminar.

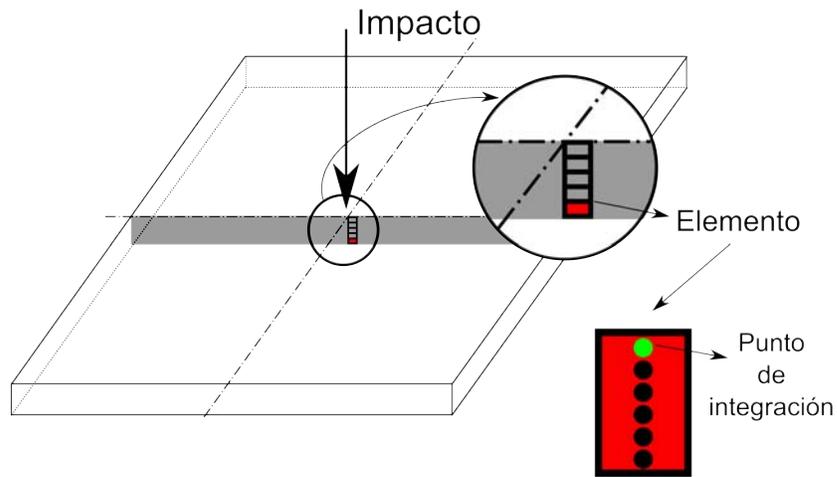


Figura 5.23: Posición en el laminado del punto de integración en estudio.

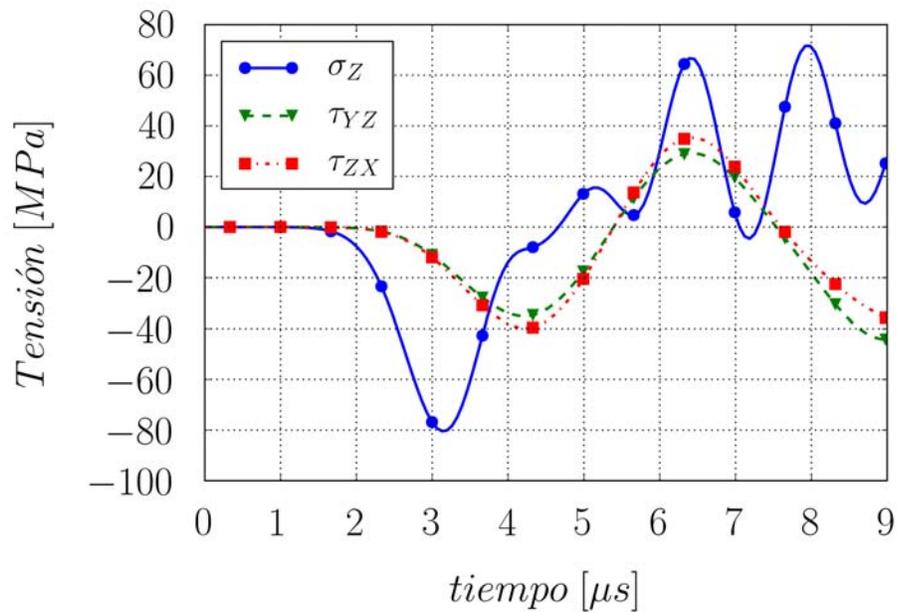


Figura 5.24: Evolución de  $\sigma_z$ ,  $\tau_{zx}$  y  $\tau_{yz}$  registrado en el punto de integración de un elemento de la lámina más alejada del impacto, situado en el centro del laminado, en una simulación de un impacto de un proyectil de 40 mm a 250 m/s contra un laminado de 6 mm de espesor.

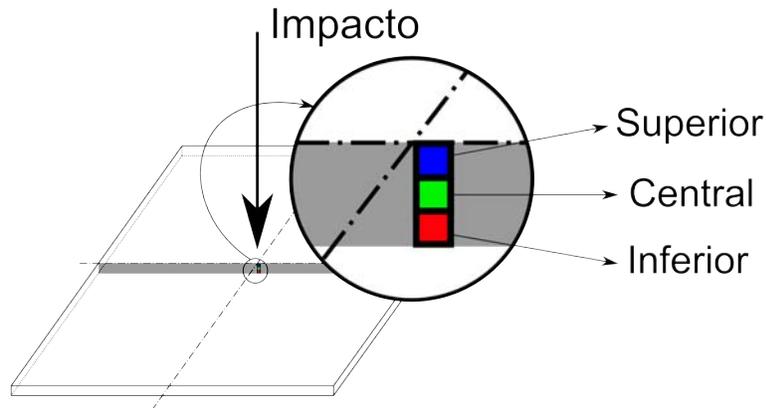


Figura 5.25: Posición de los elementos estudiados durante la simulación numérica.

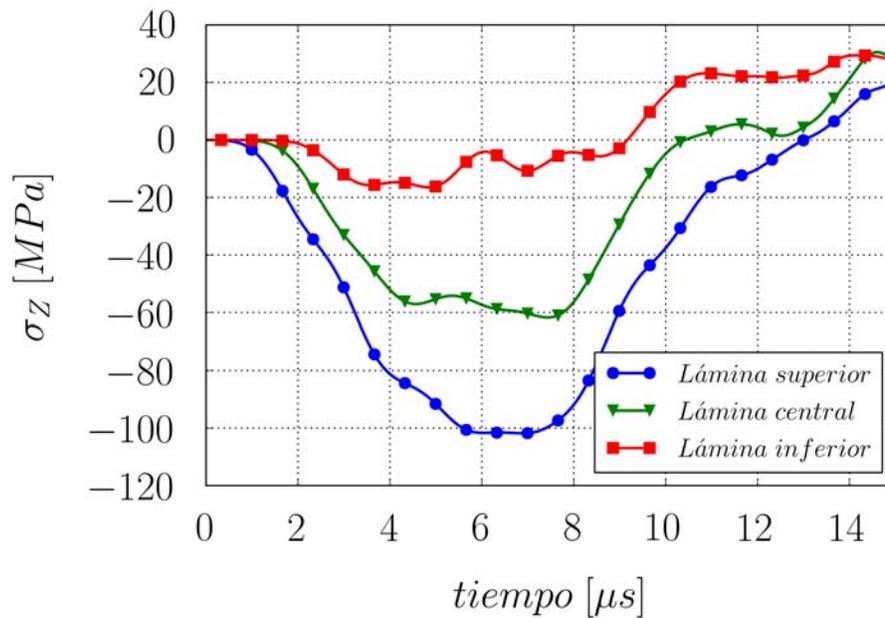


Figura 5.26: Atenuación de la onda de compresión a lo largo del espesor de  $\sigma_z$  registrada en una simulación de un impacto de un proyectil de 40 mm a 200 m/s contra un laminado de 4 mm de espesor, en diferentes elementos situados en el centro del laminado.

# Capítulo 6

## CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

### 6.1. Introducción

En la presente tesis se ha realizado un estudio sobre el impacto de proyectiles esféricos de hielo contra materiales compuestos. Este fenómeno se ha estudiado desde diferentes enfoques: en primer lugar se han realizado ensayos experimentales de impacto de proyectiles de hielo contra una célula de carga, para estudiar la fuerza que ejercen estos impactos y obtener datos experimentales con los que validar el modelo de comportamiento para el hielo que se ha propuesto en este trabajo. En segundo lugar se ha estudiado el impacto de proyectiles de hielo contra laminados de fibras de carbono en matriz epoxi, para lo cual se han realizado tanto ensayos experimentales como simulaciones numéricas. En este capítulo se presentan las principales conclusiones obtenidas.

### 6.2. Conclusiones

En relación con el análisis del comportamiento del hielo sometido a altas velocidades de deformación, las conclusiones más relevantes son:

- Se ha diseñado un proceso de fabricación de proyectiles de hielo, que permite la obtención de proyectiles de diversas geometrías, sin fisurización.
- Se ha diseñado un proceso de fabricación de cartuchos que permiten la impulsión de proyectiles de diversas geometrías. Este diseño permite impeler los proyectiles de hielo sin que se produzca el colapso del material, y además es capaz de aislar los proyectiles de la fricción producida durante el disparo con un peso muy reducido.
- Haciendo uso de los proyectiles de hielo y los cartuchos, se han realizado ensayos experimentales de impacto de esferas de hielo contra célula de carga; de esta forma se ha analizado la influencia de la velocidad de impacto y de la masa del proyectil en la fuerza registrada por la célula de carga. Los resultados muestran que la fuerza registrada en los ensayos experimentales es proporcional a la energía cinética del proyectil independientemente del diámetro del mismo.
- Se ha realizado un modelo simplificado de la estructura que soporta la célula de carga que permite simular su comportamiento con un bajo coste computacional. Para ello se ha empleado un analizador de frecuencias que ha permitido realizar el estudio de los modos propios de la estructura.
- Se ha propuesto, implementado y validado un modelo numérico de comportamiento mecánico para el hielo sometido a altas velocidades de deformación. Este modelo es capaz de reproducir cuantitativamente y cualitativamente el comportamiento mecánico del hielo durante el impacto.

En cuanto al estudio y análisis del comportamiento de laminados de fibras de carbono en matriz epoxi ante impacto de proyectiles de hielo, se puede concluir que:

- Los proyectiles de hielo presentan una baja penetrabilidad, lo que produce que no exista una velocidad de penetración o límite balístico en el rango estudiado. Toda la energía cinética del proyectil se invierte en deformar elásticamente y en algunos casos en dañar el laminado.
-

- Los impactos realizados a baja velocidad o baja energía cinética, dentro del rango en estudio, no producen daños internos ni externos en los laminados, para ningún diámetro de proyectil ni espesor de laminado. Incrementando la energía del impacto se constata que existe un valor crítico para cada laminado a partir del cual se produce exclusivamente daño interno o deslaminación. Por encima del valor crítico anteriormente citado existe un valor de energía cinética a partir del cual es posible observar daños en las caras (tanto anterior como posterior) del laminado.
- La aplicación de técnicas de inspección destructivas y no destructivas (B-Scan y C-Scan) de forma combinada ha demostrado su capacidad para identificar el tipo de daño y su extensión. Resultando imprescindible su utilización para el estudio de los daños producidos en laminados por el impacto de proyectiles de hielo.
- El daño producido en los laminados por el impacto de hielo produce un cambio en el desplazamiento durante el impacto, éste ha quedado constatado mediante la medición del desplazamiento del punto central del laminado utilizando la extensometría láser.
- Del análisis de los resultados experimentales obtenidos, se ha propuesto una variable adimensional capaz de recoger la influencia de los distintos parámetros del problema (espesor de laminado, energía cinética y diámetro del proyectil) en la aparición de la deslaminación en los laminados.

Para analizar en profundidad el fenómeno de impacto de proyectiles de hielo contra laminados de fibra de carbono en matriz epoxi se ha realizado un modelo simplificado para los laminados, el cual incluye los diferentes fallos intralaminares e interlaminares; dicho modelo es capaz de reproducir la física del problema de impacto y ha sido validado haciendo uso de los resultados experimentales de área deslaminada y deformación en las bandas extensométricas. Además el modelo es capaz de predecir el comportamiento de la deslaminación con un coste computacional reducido. Haciendo uso del modelo numérico validado se ha realizado un estudio del estado tensional del laminado durante el impacto; de estas simulaciones se ha podido concluir:

- El inicio de la deslaminación se produce debido a la reflexión de la onda de compresión
-

producida en los primeros instantes del impacto; esta reflexión en la cara anterior al impacto en forma de onda de tracción produce que el inicio de la deslaminación se produzca en modo I.

- El estudio del estado tensional muestra una atenuación de la onda de compresión anteriormente citada proporcional al espesor del laminado, confirmando de esta manera que es necesario mayor energía cinética del proyectil cuanto mayor es el espesor para producir la misma deslaminación.
- El crecimiento de la deslaminación a partir de su inicio en la zona central del laminado se produce en modo II de apertura. Esto se ha podido constatar analizando el descenso de las componentes del tensor de tensiones involucradas en el fallo interlaminar en modo I conforme nos alejamos de la zona de impacto. En regiones alejadas de la zona de impacto las tensiones que intervienen en el modo I son menores que las que intervienen en modo II; y por lo tanto son éstas las que dominan el crecimiento de la deslaminación.

### 6.3. Trabajos futuros

El desarrollo de la metodología experimental y numérica en esta tesis permite ampliar notablemente las posibilidades de estudio del impacto de proyectiles de hielo, de esta manera se proponen en este ámbito como trabajos futuros:

- Estudio de la influencia del ángulo de impacto en la fuerza producida por el impacto de proyectiles esféricos de hielo.
  - Estudio de la influencia de la geometría del proyectil en la fuerza producida por el impacto. Se podrían realizar impactos de proyectiles cilíndricos con cabeza hemiesférica de hielo.
  - Estudiar el impacto de proyectiles de hielo sobre laminados de cinta de diferentes tipos de fibras y matrices, extendiendo así el estudio realizado en este trabajo a otros materiales.
  - Realizar un estudio análogo al realizado para otras arquitecturas de laminados de fibra de carbono como por ejemplo la de tejido.
-

- Estudiar el impacto sobre láminas de aluminio de diferente espesor, analizando la deformación plástica o el daño ocasionado por los proyectiles en estos metales.
- Se propone el estudio del impacto de proyectiles de hielo contra estructuras mas representativas de una estructura real. Debido a que los resultados obtenidos en esta tesis son para una geometría plana, sería interesante realizar un estudio análogo sobre estructuras curvas y rigidizadas.

Por último, se propone como trabajo futuro el desarrollo de una herramienta analítica, que basada en la variable adimensional obtenida en el transcurso de esta tesis, sea capaz de predecir de manera aproximada la deslaminación producida por el impacto de proyectiles de hielo.



# Bibliografía

- [1] Airbus 350xwb web, (<http://www.a350xwb.com>), Marzo 2013.
- [2] Boeing web, (<http://www.boeing.com/commercial/787family>), Marzo 2013.
- [3] M. Anghileri, F. Invernizzi, and M. Mascheroni. A survey of numerical models for hail impact analysis using explicit finite element codes. *International Journal of Impact Engineering*, 31:929–944, 2005.
- [4] G. J. Appleby-Thomas, P. J. Hazell, and G. Dahini. On the response of two commercially-important CFRP structures to multiple ice impacts. *Composite Structures*, 93(10):2619–2627, Sept. 2011.
- [5] W. Cantwell and J. Morton. Geometrical effects in the low velocity impact response of CFRP. *Composite Structures*, 8223(89):198939, 1989.
- [6] K. Carney, D. Benson, P. Dubois, and R. Lee. A phenomenological high strain rate model with failure for ice. *International Journal of Solids and Structures*, 43(25-26):7820–7839, Dec. 2006.
- [7] F. K. Chang and K. Y. Chang. A Progressive Damage Model for Laminated Composites Containing Stress Concentrations. *Journal of Composite Materials*, 21(834), 1987.
- [8] M. Chaplin. Water structures and science, 2012.
- [9] Y. Chuzel. Caractérisation expérimentale et simulation numérique d’impacts de glace a haute vitesse., 2009.

- 
- [10] Y. Chuzel, M. Nucci, S. Villaroche, R. Point, and R. Ravaud. Development Of Hail Material Model For High Speed. In *11th International LS-DYNA ® Users Conference*, number 1, pages 17–26, 2010.
- [11] D. M. Cole. The microstructure of ice and its influence on mechanical properties. *Engineering Fracture Mechanics*, 68(17-18):1797–1822, Dec. 2001.
- [12] R. Cortes, C. Navarro, M. Martinez, J. Rodriguez, and V. Sanchez-Galvez. Numerical modeling of normal impact on ceramic composite armors. *International Journal of Impact Engineering*, 13(3):507, AUG 1993.
- [13] D. C. Drucker and W. Prager. Soil mechanics and plastic analysis or limit design. *Q J Applied Mathematics*, X(2):157–165, 1952.
- [14] P. K. Dutta, D. M. Cole, E. M. Schulson, and D. S. Sodhi. A Fracture Study of Ice Under High Strain Rate Loading Quasi-Static Tests E-Curve. In *International Offshore and Polar Engineering Conference*, volume 5, pages 465–472, 2003.
- [15] E. L. Fasanella and R. L. Boitnott. Dynamic Crush Characterization of Ice. Technical Report February, NASA, 2006.
- [16] D. Fernandez-Fdz, R. Zaera, and J. Fernandez-Saez. A constitutive equation for ceramic materials used in lightweight armors. *Computers & Structures*, 89(23-24):2316–2324, DEC 2011.
- [17] D. F. Fernández. *Desarrollo de una nueva herramienta basada en redes neuronales para el diseño de protecciones ligeras cerámica-metal frente a impacto de alta velocidad*. Thesis, Universidad Carlos III de Madrid, 2007.
- [18] L. A. Friedrich and J. L. Preston. Impact resistance of fiber composite blades used in aircraft turbine engines. Technical report, NASA, 1973.
- [19] H. Ghasemnejad, H. Hadavinia, and a. Aboutorabi. Effect of delamination failure in crash-worthiness analysis of hybrid composite box structures. *Materials & Design*, 31(3):1105–1116, Mar. 2010.
-

- 
- [20] H. Hadavinia and H. Ghasemnejad. Effects of Mode-I and Mode-II interlaminar fracture toughness on the energy absorption of CFRP twill/weave composite box sections. *Composite Structures*, 89(2):303–314, June 2009.
- [21] H. Hahn and S. Tsai. On the Behavior of Composite Laminates After Initial Failures. *Journal of Composite Materials*, 8(3):288–305, Jan. 1974.
- [22] Z. Hashin. Failure criteria for unidirectional fiber composites, journal Applied Mechanics, Volume 47, 1980, Pages 329-334,. *Journal Applied Mechanics*, 47:329–334, 1980.
- [23] Z. Hashin and A. Rotem. A fatigue failure criterion for fiber reinforced materials. Technical report, Department of materials engineering; Technion - Israel institute of technology, Haifa, Israel, 1973.
- [24] F. D. Haynes. Effect of temperature on the strength of snow-ice. Technical report, Department of the ARMY COLD REGIONS RESEARCH AND ENGINEERING LABORATORY, CORPS OF ENGINEERS, HANNOVER, NEW HAMPSHIRE, 1978.
- [25] S. Heimbs. Computational methods for bird strike simulations: A review. *Computers & Structures*, 89(23-24):2093–2112, Dec. 2011.
- [26] S. Heimbs, S. Heller, P. Middendorf, F. Hähnel, and J. Weiß e. Low velocity impact on CFRP plates with compressive preload: Test and modelling. *International Journal of Impact Engineering*, 36(10-11):1182–1193, Oct. 2009.
- [27] R. L. Hooke and M.Mellor. Mechanical properties of polycrystalline knowledge and priorities for research in ice: an assesment of current report prepared for the international commission on snow and ice, with support from the U.S National scientific. *Cold Regions Science and TechnologyScience*, 3:263–275, 1980.
- [28] J. Hou, N. Petrinic, and C. Ruiz. A delamination criterion for laminated composites under low-velocity impact. *Composites Science and Technology*, 61(14):2069–2074, Nov. 2001.
- [29] D. Hull. *Materiales Compuestos*. Editorial Reverté, Barcelona, Spain, 1987.
-

- 
- [30] J.C. Simo and T. Hughes. *Computational inelasticity*. New York Springer, 1998.
- [31] S. J. Jones. High Strain-Rate Compression Tests on Ice. *The Journal of Physical Chemistry B*, 101(32):6099–6101, Aug. 1997.
- [32] S. J. Jones. High Strain-Rate Compression Tests on Ice. *The Journal of Physical Chemistry B*, 101(32):6099–6101, Aug. 1997.
- [33] A. K. Kaw. *Mechanics of Composite Materials*. Taylor & Francis Group, second edi edition, 2006.
- [34] S. Khan and S. Huang. *Continuum Theory of Plasticity*. 1995.
- [35] Z. R. Khokhar, I. a. Ashcroft, and V. V. Silberschmidt. Simulations of delamination in CFRP laminates: Effect of microstructural randomness. *Computational Materials Science*, 46(3):607–613, Sept. 2009.
- [36] H. Kim and K. T. Kedward. AIAA-99-1366 Experimental and numerical analysis correlation of hail ice impacting composite structures. *Composite Structures*, 68(1):1–11, 1999.
- [37] H. Kim and J. N. Keune. Compressive strength of ice at impact strain rates. *Journal of Materials Science (full set)*, (September 2007):2802–2806, 2007.
- [38] H. Kim, D. A. Welch, and K. T. Kedward. Experimental investigation of high velocity ice impacts on woven carbon / epoxy composite panels. *Composites Part A*, 34:25–41, 2003.
- [39] M. Klaus, H.-G. Reimerdes, and N. Gupta. Experimental and numerical investigations of residual strength after impact of sandwich panels. *International Journal of Impact Engineering*, 44:50–58, June 2012.
- [40] E. Kroner. Allgemeine Kontinuumstheorie der Versetzungen und Eigenspannungen. *Archive for Rational Mechanics and Analysis*, 4(1):1959, 1959.
- [41] E. H. Lee. Elastic-Plastic Deformation at Finite Strains. *Journal of Applied Mechanics*, 36(1):1, 1969.
-

- 
- [42] C. Lopes, P. Camanho, Z. Gürdal, P. Maimí, and E. González. Low-velocity impact damage on dispersed stacking sequence laminates. Part II: Numerical simulations. *Composites Science and Technology*, 69(7-8):937–947, June 2009.
- [43] J. López-Puente, R. Zaera, and C. Navarro. Experimental and numerical analysis of normal and oblique ballistic impacts on thin carbon/epoxy woven laminates. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 39(2):374–387, Feb. 2008.
- [44] X. Martinez, S. Oller, F. Rastellini, and A. H. Barbat. A numerical procedure simulating RC structures reinforced with FRP using the serial/parallel mixing theory. *Computers & Structures*, 86(15-16):1604–1618, Aug. 2008.
- [45] X. Martinez, F. Rastellini, S. Oller, F. Flores, and E. Oñate. Computationally optimized formulation for the simulation of composite materials and delamination failures. *Composites Part B: Engineering*, 42(2):134–144, Mar. 2011.
- [46] A. Matzenmiller and M. Fiolka. Delaminationsfortschritt in Faserverbundschalen. In *PAMM Proc. Appl. Math. Mech*, pages 1–6, 2005.
- [47] A. Matzenmiller, S. Gerlach, M. Fiolka, I. Mechanik, and U. Kassel. Progressive Failure Analysis of Adhesively Bonded Joints in Crash Simulations. In *LS-DYNA Anwenderforum*, pages 11–20, Ulm, 2006.
- [48] A. Matzenmiller and J. K. Schweizerhof. *Crashworthiness Considerations of Composite Structures A First Step with Explicit Time Integration in Nonlinear Computational Mechanics State of the Art*. 1991.
- [49] J. A. Mayugo. *Estudio constitutivo de materiales compuestos laminados sometidos a cargas cíclicas*. PhD thesis, Universidad Politécnica de Catalunya, 2003.
- [50] J. Mazars. Application de la mécanique de l’endommagement au comportement non linéaire et ‘a la rupture du béton de structure., 1984.
- [51] A. Miravete. *Materiales compuestos*. Cambridge University, Zaragoza Spain, 2000.
-

- 
- [52] V. Mollón, J. Bonhomme, J. Viña, a. Argüelles, and a. Fernández-Canteli. Influence of the principal tensile stresses on delamination fracture mechanisms and their associated morphology for different loading modes in carbon/epoxy composites. *Composites Part B: Engineering*, 43(3):1676–1680, Apr. 2012.
- [53] J. Nadreau. Yield and failure envelope for ice under multiaxial compressive stresses. *Cold Regions Science and Technology*, 13(1):75–82, Oct. 1986.
- [54] Nemat-Nasser. On finite deformation elasto-plasticity. *International Journal of Solids and Structures*, 18(10):857–872, 1982.
- [55] H. Pan and P. M. Render. Impact Characteristics of Hailstones Simulating Ingestion by Turbofan Aeroengines. *Journal of Propulsion and Power*, 12(3):457–462, 1996.
- [56] J. M. Pereira, S. A. Padula, D. M. Revilock, and M. E. Melis. Forces Generated by High Velocity Impact of Ice on a Rigid Structure. Technical Report July, 2006.
- [57] M. A. M. Pérez. *Evaluación del daño por impacto en laminados de material compuesto mediante la respuesta dinámica Monografía*. PhD thesis, Universidad Politecnica de Cataluña, 2012.
- [58] J. Pernas-Sánchez, D. Pedroche, D. Varas, J. López-Puente, and R. Zaera. Numerical modeling of ice behavior under high velocity impacts. *International Journal of Solids and Structures*, 49(14):1919–1927, July 2012.
- [59] J. J. Petrovic. Mechanical properties of ice and snow. *Journal of Materials science*, 38:1 – 6, 2003.
- [60] S. T. Pinho, C. G. Dávila, P. P. Camanho, L. Iannucci, and P. Robinson. Failure Models and Criteria for FRP Under In-Plane or Three-Dimensional Stress States Including Shear Non-Linearity. Technical Report February, NASA, 2005.
- [61] Piyush K. Dutta (U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory). Compressive Failure of Polycrystalline Ice Under Impact. In *International Offshore and Polar Engineering Conference*, 1993.
-

- 
- [62] A. Puck and H. Schurmann. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. *Composites Science and Technology*, 3538(96), 1998.
- [63] A. Puck and H. Schurmmann. Failure analysis of FRP laminates by means of physically based phenomenological models. *Composites Science and Technology*, 62:1633–1662, 2002.
- [64] J. Rhymer, H. Kim, and D. Roach. The damage resistance of quasi-isotropic carbon/epoxy composite tape laminates impacted by high velocity ice. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 43(7):1134–1144, July 2012.
- [65] E. Schulson. Brittle failure of ice. *Engineering Fracture Mechanics*, 68(17-18):1839–1887, Dec. 2001.
- [66] M. Shazly, V. Prakash, and B. A. Lerch. High strain-rate behavior of ice under uniaxial compression. *International Journal of Solids and Structures*, 46(6):1499–1515, 2009.
- [67] J. A. Sherburn and M. F. Horstemeyer. International Journal of Impact Engineering Hydrodynamic modeling of impact craters in ice. *International Journal of Impact Engineering*, 37(1):27–36, 2010.
- [68] N. Sinha. Elasticity of natural types of polycrystalline ice. *Cold Regions Science and Technology*, 17:127–135, 1989.
- [69] L. S. TECHNOLOGY. LS-Dyna KEYWORD USER ' S MANUAL v.971, 2010.
- [70] S. W. Tsai. Strength characteristics of composite Materials. Technical report, NASA/CR-224, 1965.
- [71] S. W. Tsai and E. M. Wu. A general theory of Strength for anisotropic materials. *Journal of Composite Materials*, 5:58–80, 1971.
- [72] A. Turon, P. Camanho, J. Costa, and C. Dávila. A damage model for the simulation of delamination in advanced composites under variable-mode loading. *Mechanics of Materials*, 38(11):1072–1089, Nov. 2006.
-

- [73] A. Turon, C. Dávila, P. Camanho, and J. Costa. An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models. *Engineering Fracture Mechanics*, 74(10):1665–1682, July 2007.
- [74] D. Varas, J. Artero-Guerrero, J. Pernas-Sánchez, and J. López-Puente. Analysis of high velocity impacts of steel cylinders on thin carbon/epoxy woven laminates. *Composite Structures*, 95:623–629, Jan. 2013.
- [75] J. Wilson. Nasa web, (<http://www.nasa.gov/>), 21 Marzo 2013.
-