



Universidad de Jaén

Escuela de Doctorado

TESIS DOCTORAL

•

**OPTIMIZACIÓN DEL PROCESO DE INFUSIÓN
DE RESINA MEDIANTE EL CONTROL DE LA
VELOCIDAD DEL FRENTE DE FLUJO EN
MATERIALES COMPUESTOS REFORZADOS
CON FIBRA**

*OPTIMISING THE VACUUM ASSISTED RESIN INFUSION
PROCESS BY COMPUTER VISION FLOW-CONTROL APPROACH
FOR COMPOSITE MATERIALS*

**PRESENTADA POR:
ALMAZÁN LÁZARO, JUAN ANTONIO**

**DIRIGIDA POR:
DÍAZ GARRIDO, FRANCISCO ALBERTO
LÓPEZ ALBA, ELÍAS**

JAÉN, DICIEMBRE 2020

ISBN

Agradecimientos

A:

Mi familia: Miguel y Antonia, Miguel Ángel y Gloria.

Tutor y Directores, Francisco Alberto Díaz y Elías López, y compañeros del Departamento de Ingeniería Mecánica y Minera de la Escuela Politécnica Superior de Jaén en la Universidad de Jaén.

Compañeros de estancia, Sebastian Schmeer, Benedikt Hannemann, Oliver Rimmel y David May, del Institut für Verbundwerkstoffe (IVW).

Centro Tecnológico del Plástico, Fundación Andaltec I+D+i. A los mejores compañeros de equipo, Ángel, José Ángel, Gaspar, Carmelo y Alejandro.

Resumen

Las técnicas de fabricación de materiales compuestos mediante Moldeo Líquido de Compuestos (*Liquid Composite Moulding* o LCM) han sido desarrolladas y optimizadas durante décadas, mientras que la detección y análisis de defectos intrínsecos al proceso sigue siendo uno de los objetivos principales perseguidos por los investigadores para mejorar el comportamiento mecánico y fiabilidad de los materiales. Concretamente, los atrapamientos de aire constituyen una de las principales causas que afectan negativamente a las propiedades mecánicas de los materiales compuestos. En consecuencia, numerosos estudios han reportado distintos factores asociados al proceso de fabricación que influyen sobre la generación de defectos, y entre ellos, destaca la influencia de la velocidad a la que tiene lugar la impregnación de la fibra inicialmente seca. Estudios previos han mostrado una relación directa entre la velocidad del frente de flujo y la cantidad de atrapamientos de aire y, en consecuencia, también sobre las propiedades mecánicas. Así, velocidades muy elevadas o muy pequeñas aumentan la cantidad de atrapamientos de manera significativa, determinando la existencia de un punto óptimo de velocidad para la cual los atrapamientos se minimizan. Se deduce así que el uso específico de la velocidad óptima durante todo el proceso garantizará resultados óptimos desde el punto de vista mecánico. En este contexto, el control de la velocidad de impregnación durante el proceso constituye una de las vías más efectivas para maximizar el comportamiento mecánico de los materiales compuestos fabricados por técnicas de moldeo líquido.

Por su parte, la técnica de refuerzo tridimensional basada en stitching ha sido ampliamente utilizada para mejorar el comportamiento mecánico de esfuerzos fuera del plano del laminado. El hilo transversal aumenta la capacidad del material para soportar esfuerzos interlaminares que de otra manera provocarían delaminaciones. En otras ocasiones se ha utilizado el stitching para mejorar la capacidad de los procesos de

fabricación, de tal manera que se crean canales preferentes para el flujo, aumentando su permeabilidad y capacidad de ser impregnado.

En este trabajo, la velocidad óptima del frente de flujo es evaluada y controlada utilizando un sistema de visión artificial específicamente desarrollado, de manera que la velocidad de impregnación se mantenga constante durante todo el proceso de fabricación. Al mismo tiempo se analiza el efecto del stitching sobre el proceso, cómo éste modifica la velocidad óptima y su comportamiento mecánico frente a cargas fuera del plano del laminado.

Como resultado, se ha reportado una influencia positiva desde el punto de vista del proceso, con aumentos de permeabilidad de entre un 700 % y 2700 % en función del tipo de tejido, asociados a la generación de canales adicionales para la circulación de resina.

Asimismo, mediante la optimización de la velocidad de impregnación se han obtenido notables mejoras generales en las propiedades mecánicas, concretamente para los resultados de los ensayos de tracción e impacto. Los ensayos a tracción han mostrado la existencia de una velocidad óptima en el rango 4.5 mm/s a 6.5 mm/s, donde se reportan incrementos de 18% y 3.3% en la tensión de rotura y 18.4% y 8.7 % para el módulo elástico para probetas ensayadas a 0° y 90°, respectivamente.

Por su parte, los ensayos a impacto muestran igualmente mejoras sustanciales en los valores de fuerza máxima durante el impacto y una reducción en el área dañada cuando se realiza la impregnación al valor de velocidad óptima hallada, alrededor de 6.0 mm/s. En el rango de velocidades analizadas, los resultados reportan mejoras de entre el 1.5 % y 3.8 % en los valores de fuerza máxima de reacción. El área dañada se reduce entre un 17% y un 10%.

El hecho de añadir stitching por sí mismo aumenta los valores de fuerza máxima en aproximadamente un 8 %, y el área dañada se reduce en un 6 % para los casos de mayor

energía. El stitching no impide la aparición de delaminaciones, pero sí evita su propagación más allá de la distancia entre líneas de cosido. La tenacidad de los laminados frente a delaminaciones mostró también un valor máximo en el rango de velocidades indicado. Se han reportado incrementos del 69% cuando se comparan los valores máximos con los correspondientes a otras velocidades analizadas. Éste ha sido también superior en el caso de tejidos con stitching frente a los convencionales, aumentando hasta un 22.5%.

Una vez optimizadas las velocidades de impregnación en todos los ensayos anteriores, pueden enmarcarse en lo que la literatura denomina como ventana de proceso (*process window*). Para los materiales tratados y a los esfuerzos sometidos, abarca el rango desde los 4.5 mm/s a los 7.5 mm/s como el intervalo para en el que se obtienen propiedades mecánicas máximas y contenido de atrapamientos de aire mínimo.

Esta tesis presenta así una metodología basada en el control y análisis de la velocidad de impregnación durante la fabricación de materiales compuestos por moldeo líquido. Ello supone un avance significativo en los métodos de fabricación por medio de la cual se obtendrán materiales con mejores prestaciones y mayor fiabilidad, repercutiendo en una reducción de peso y uso más eficiente de los recursos utilizados. Asimismo, el sistema aporta un cierto grado de automatización al proceso, reduciendo la repercusión de la habilidad del operario y aumentando la repetitividad en los resultados, todo ello soportado por un sistema de bajo coste.

Abstract

Liquid Composite Moulding (LCM) techniques have been developed and optimised for decades. Nowadays, the detection and optimization of the process-induced defects is one of the main goals for researchers as methods to improve the mechanical behaviour and reliability. Specifically, voids have been reported as one of the main factors reducing the mechanical properties. Consequently, several studies have reported some process factors which have influence over the defect generation, among which, the influence of the flow front velocity has been highlighted. They show a direct relationship between the flow front velocity, the amount of voids and the mechanical properties. Thus, very high or very low velocities increase the amount of voids significantly. There is an optimum velocity within these extreme values which minimises the void content. It is concluded that enhanced mechanical properties could be reached if the whole process is performed at the optimum flow front velocity. In this context, the flow front velocity control is one of the most effective ways to enhance the mechanical properties of composites manufactured by liquid moulding techniques.

On the other hand, the three-dimensional reinforcement technique based on stitching has been widely used to improve the mechanical. Specifically, it enhances the mechanical behaviour of out-of-plane loads. Stitches increase the material capacity to manage interlaminar stresses that could otherwise lead into delaminations. Additionally, stitching has been used to improve manufacturing processes as it can increase the permeability. Stitching has been also used to improve the material processability and handling since preforms could be easily created.

In this thesis, the optimum flow front velocity is assessed and controlled by a specifically developed system, based on artificial vision and computing techniques. Thus, the velocity is kept constant throughout the whole impregnation process. At the same time,

the effects of adding stitching have been analysed, as well as how it modifies the optimum velocity and its mechanical behaviour for out-of-plane loads.

As a result, a positive influence has been reported from the process point of view. Permeability has been increased between 700% and 2700%, depending on the type of laminate. It has been associated with the generation of additional resin channels near the mould sides.

Furthermore, enhanced tensile and impact properties have been reported by optimising the flow front velocity. Tensile tests have set the optimum velocity in the range between 4.5 mm/s and 6.5 mm/s, where tensile strength has been increased between 18% and 3.3%. In this range, tensile modulus has been increased between 18.4% and 8.7% when fibres are at 0° and 90°, respectively.

Similarly, impact tests show remarkable improvements. In the range of the analysed velocities, 6.0 mm/s reported the maximum reaction forces and minimums in damaged area. At this velocity, the peak force has been increased by 1.5 % and 3.8 % when the values are compared to other velocities in the range. Additionally, the damaged area has been reduced by 17 % and 10 % when it is impacted at 13 J and 26 J, respectively.

Stitching itself increased the maximum peak force by approximately 8 %, and the damaged area is reduced by 6 % for 26 J impacts. Stitching does not prevent delamination, but it avoids the delamination growing beyond the distance between the stitching lines. The estimated fracture toughness (G_{II}) of the stitched laminates has also showed a maximum at the optimum flow front velocity. Increments of 69% have been reported when maximum is compared with the highest/lowest velocities. Fracture toughness G_{II} is also higher in the case of stitched laminates, increased by 22.5%.

Once an extended range of impregnation velocities has been covered, it could be summarized in a small and slightly diffuse frame in which the optimum properties could

be found. This is the so-called “process windows”. For the materials used in thesis, it covers the range from 4.5 mm/s to 7.5 mm/s as the interval for which maximum mechanical properties and minimum void content have been obtained.

To sum up, this thesis introduces a novel approach to enhance the mechanical properties of composites manufactured by Resin Film Infusion. Based on the control and analysis of the flow front velocity, the void content could be minimised while mechanical properties are enhanced. This means a remarkable development in manufacturing methods. Materials with enhanced performance and higher reliability could be obtained. Weight reduction and a more efficient use of the resources could be reach consequently. Additionally, the approach and the control system brings a certain degree of automation in the process, by reducing the impact of the operator's skill and increasing the repeatability of the results, all supported by a low-cost system.

Abreviaturas y Nomenclaturas

- CFRP: Carbon Fiber Reinforced Polymer, o Polímero Reforzado con Fibra de Carbono
- DIC: Correlación Digital de Imágenes
- GFRP: Glass Fiber Reinforced Polymer, o Polímero Reforzado con Fibra de Vidrio
- LCM: Liquid Composite Molding, o Moldeo Líquido de *Composites*
- MAT: Tejido con orientación aleatoria
- NCF: Tejido no entrelazado
- RTM: Resin Transfer Moulding, o Moldeo por Transferencia de Resina
-
-
- C : pendiente de la curva
- D_{TRAMA} : distancia entre líneas de cosido de la trama [L]
- $D_{URDIMBRE}$: distancia entre líneas de cosido de la urdimbre [L]
- E : energía [$M \cdot L^2 \cdot T^{-2}$]
- E : módulo elástico a tracción [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- E_0 : módulo elástico a tracción de referencia [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- E_a : energía absorbida [$M \cdot L^2 \cdot T^{-2}$]
- $E_{absorbida}$: energía absorbida durante el impacto [$M \cdot L^2 \cdot T^{-2}$]
- $E_{disipada}$: energía disipada durante el impacto [$M \cdot L^2 \cdot T^{-2}$]
- g : aceleración de la gravedad [$L \cdot T^{-2}$]
- G_{II} : tenacidad a fractura en modo II [$M \cdot T^{-2}$]
- h : altura del impactador [L]
- $\vec{K}$: tensor de permeabilidad [L^{-2}]
- K_i : permeabilidad a lo largo de la dirección i [L^{-2}]
- K_{insat} : permeabilidad insaturada [L^{-2}]
- K_{sat} : permeabilidad saturada [L^{-2}]
- $L_{laminado}$: longitud total del laminado [L]
- $L_{laminado\ máxima}$: longitud máxima impregnable [L]
- P : presión [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- p : presión como campo escalar [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- p_{ATM} : presión atmosférica [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- p_{fibra} : presión en la fibra [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- p_{resina} : presión en la resina [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- P_{TRAMA} : paso de puntada de la trama [L]
- $P_{URDIMBRE}$: paso de puntada de la urdimbre [L]
- $\vec{q}$: vector velocidad promediada en el volumen [$L \cdot T^{-1}$]

- R : radio [L]
- R : coeficiente de correlación [-]
- Re : número de Reynolds [-]
- t : tiempo [T]
- $t_{infusion}$: tiempo del proceso de infusión [T]
- u : velocidad del flujo [$L \cdot T^{-1}$]
- $\vec{u}$: vector velocidad efectiva [$L \cdot T^{-1}$]
- u_i : velocidad del flujo a lo largo de la dirección i [$L \cdot T^{-1}$]
- u_{opt} : valor de velocidad óptima de impregnación [$L \cdot T^{-1}$]
- u_{VPA} : velocidad para una posición parcialmente abierta de la válvula [$L \cdot T^{-1}$]
- u_{VTA} : velocidad para una posición totalmente abierta de la válvula [$L \cdot T^{-1}$]
- v_i : velocidad de impacto [$L \cdot T^{-1}$]
- v_f : fracción volumétrica de fibra [-]
- x : posición del frente de flujo [L]

- δ : desplazamiento del impactador [L]
- ε : deformación unitaria [-]
- $\emptyset$: porosidad [-]
- λ : coeficiente de pérdidas de presión [-]
- ΔP : gradiente de presión [$M \cdot L^{-2} \cdot T^{-2}$]
- ΔP_{bomba} : presión aplicada por la bomba [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- $\Delta P_{laminado}$: presión aplicada sobre el laminado [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- ΔP_{tubos} : pérdida de presión en conductos [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- ΔP_{valv} : pérdida de presión en la válvula [$M \cdot L^{-2} \cdot T^{-2}$]
- μ : viscosidad dinámica [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-1}$]
- ρ : densidad [$M \cdot L^{-3}$]
- σ : tensión a tracción [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- σ_0 : tensión aplicada, o tensión de rotura a tracción de referencia [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- σ_{adm} : tensión admisible a tracción de la probeta [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]
- σ_u : tensión de rotura del material a tracción [$M \cdot L^{-1} \cdot T^{-2}$]

Contenido

1. Introducción	17
1.1. Objetivos	21
1.1.1. Objetivos generales	21
1.1.2. Objetivos específicos	22
1.2. Hipótesis y consideraciones.....	22
1.3. Estructura de contenidos.....	24
1.4. Aportaciones relevantes de este trabajo.....	25
2. Estudio del estado del arte	28
2.1. Materiales compuestos	28
2.1.1. Fibras	30
2.1.2. Matrices.....	34
2.1.3. Interfases	35
2.2. Infusión de resina: fabricación de materiales laminados.....	35
2.2.1. Descripción del proceso de infusión de resina	35
2.2.2. Parámetros del proceso de infusión	43
2.2.3. Modelos físicos para el proceso de infusión.....	47
2.2.3.1. Velocidad del flujo en función del tiempo	49
2.2.3.2. Posición del frente de flujo en función del tiempo	50
2.2.3.3. Longitud impregnable máxima por infusión	51
2.2.3.4. Adición de pérdida de presión controlable.....	52
2.2.3.5. Permeabilidad insaturada y saturada	55
2.2.3.6. Influencia de la deformación del laminado	57
2.2.4. Defectos asociados a los procesos de fabricación	59
2.2.4.1. Defectos asociados al flujo.....	62
2.2.4.2. Atrapamientos por desequilibrio entre flujo macroscópico y microscópico	69
2.2.4.2.1. Escalas geométricas de los tejidos	69
2.2.4.2.2. Huecos en los tejidos	71
2.2.4.2.3. Variaciones de permeabilidad.....	72
2.2.4.2.4. Generación de micro-flujo y macro-flujo	73
2.2.4.2.5. Huecos por diferencia de flujos.....	75
2.2.4.2.6. Reducción de huecos por flujo homogéneo.....	78

2.2.4.2.7.	Caracterización del desequilibrio entre flujo macroscópico y microscópico	82
2.2.4.3.	Influencia sobre el comportamiento mecánico y mecanismos de fallo asociados	84
2.2.5.	Métodos de control de los atrapamientos de aire	89
2.3.	Stitching: técnica de refuerzo transversal.....	92
2.3.1.	Definición.....	92
2.3.1.	Defectos asociados al stitching.....	96
2.3.1.	Efectos del stitching sobre los parámetros de proceso	100
2.3.2.	Efectos del stitching sobre los atrapamientos de aire	101
2.3.3.	Efectos del stitching sobre las propiedades mecánicas.....	102
2.3.3.1.	Propiedades a tracción y compresión	103
2.3.3.2.	Propiedades de resistencia a impacto	104
2.4.	Necesidad de control del proceso de infusión	105
3.	Metodología de infusión basada en el control del flujo	110
3.1.	Introducción	110
3.2.	Procedimiento general de detección, evaluación y control	111
3.2.1.	Detección del frente de flujo mediante visión artificial	114
3.2.2.	Calibración y corrección de distorsiones en la imagen.....	122
3.2.3.	Interfaz de control	124
3.3.	Diseño y fabricación del actuador	125
3.3.1.	Sistema motriz de control de válvula	127
3.3.2.	Sistema de iluminación controlada	129
4.	Análisis experimental	132
4.1.	Plan y desarrollo general de ensayos	132
4.2.	Materiales y equipamiento.....	133
4.2.1.	Tejidos y resinas.....	133
4.2.2.	Equipamiento	136
4.2.2.1.	Equipamiento para el proceso de infusión	136
4.2.2.2.	Equipamiento para stitching	139
4.2.2.3.	Equipamiento para la preparación de probetas	140
4.2.2.4.	Equipamiento para realización de ensayos mecánicos.....	140
4.2.2.5.	Equipamiento de microscopía óptica.....	141
4.2.2.6.	Equipamiento para evaluación de área dañada	141

4.3. Métodos	142
4.3.1. Fabricación de materiales por infusión	142
4.3.1.1. Fabricación de probetas para tracción	146
4.3.1.2. Fabricación de probetas para impacto	150
4.3.2. Ensayos. Análisis de impregnación, propiedades mecánicas y defectos	155
4.3.2.1. Efecto del stitching sobre la impregnación	155
4.3.2.2. Ensayo a tracción	157
4.3.2.2.2. Set-up y procedimiento ensayo de tracción	158
4.3.2.2.3. Cálculo de deformaciones por Correlación Digital de Imágenes (DIC)	159
4.3.2.3. Ensayo de resistencia al daño por impacto	160
4.3.2.3.2. Set-up y procedimiento de ensayo de impacto	165
4.3.2.3.3. Determinación del área dañada	168
4.3.2.4. Evaluación de atrapamientos de aire	173
5. Resultados y discusión	178
5.1. Impregnación y efecto del stitching	178
5.2. Análisis de laminados a tracción	192
5.2.1. Resultados de impregnación	192
5.2.2. Relación entre las propiedades a tracción y la velocidad del frente de flujo	195
5.2.3. Relación entre la cantidad de huecos y la velocidad del frente de flujo	202
5.2.4. Resultados con la metodología propuesta	206
5.3. Análisis de laminados a impacto. Laminados simples	209
5.3.1. Resultados de impregnación	209
5.3.2. Relación fuerza máxima y velocidad de impregnación	210
5.3.3. Relación entre el área dañada y la velocidad de impregnación	217
5.4. Análisis de laminados a impacto. Laminados reforzados con stitching	229
5.4.1. Resultados de impregnación	229
5.4.2. Relación entre la fuerza máxima y la velocidad del frente de flujo	233
5.4.3. Relación entre el área dañada y la velocidad del frente de flujo	235
5.4.4. Efecto del stitching en la resistencia a impacto y daño	239
6. Conclusiones/Conclusions	255
6.1. Conclusiones	255
6.2. Trabajo futuro	267
6.3. Conclusions	271

6.4. Future work	281
7. Referencias.....	285

Capítulo 1

Introducción

1. Introducción

Los materiales compuestos, que se han venido utilizando desde mitad del siglo pasado [1], han experimentado en las últimas décadas un auge en cuanto a su uso y desarrollo, especialmente motivado por una industria cada vez más exigente en cuanto a prestaciones y/o propiedades específicas, en las que el peso es una variable determinante. Principalmente se han desarrollado en el campo de la aeronáutica y aeroespacial, que lejos de utilizar los materiales que marcaron hitos en los siglos pasados, requieren de elevados valores de resistencia y rigidez específica además de diversas combinaciones de propiedades que sólo pueden encontrarse en los materiales compuestos. En la actualidad, su uso ha sido extendido a la generación de energía, al sector deportivo y sector químico, entre otros [2], [3]. Asimismo, se espera un nuevo repunte en el sector de la automoción, en la que la llegada del vehículo eléctrico remarcará la importancia del peso en este transporte [4]–[6]. Un resumen de las tres principales áreas industriales de uso y criterios de selección de materiales compuestos (coste, tamaño de las series y propiedades) fueron ya sintetizadas de forma gráfica por [7], según se muestra en la Figura 1. La industria aeroespacial se basa en materiales de altas prestaciones, de alto coste y bajos niveles de producción, mientras que se requieren altos niveles de automatización con materiales de bajas prestaciones y coste en automoción.

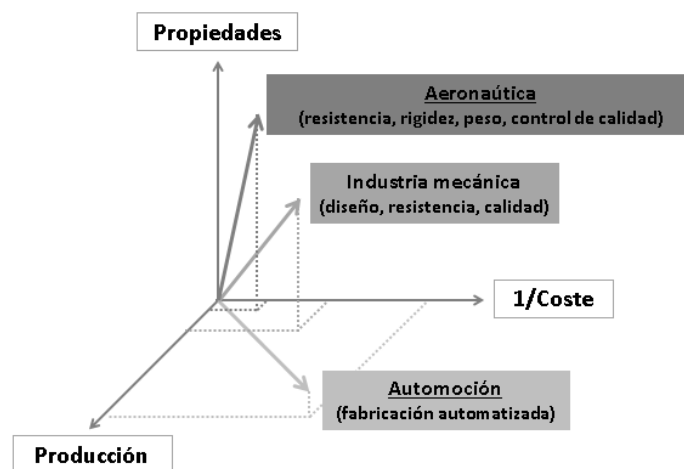


Figura 1. Principales sectores de aplicación y criterios de selección.

Fuente: elaborado a partir de [7].

La industria mecánica, fundamentada de forma general en los elementos de máquinas, engloba un amplio abanico de componentes y aplicaciones, requiere de unos niveles de producción, propiedades y coste intermedios entre las dos anteriores y encuentra en los *composites* un medio de reducir el peso, aumentar la eficiencia y manejabilidad de sus sistemas. En función de estos requerimientos se elegirán los materiales y procesos de fabricación más adecuados, que permitan alcanzar las propiedades finales requeridas.

En cuanto a los procesos de fabricación, se encuentran multitud de técnicas, siendo el autoclave, el moldeo por transferencia de resina (RTM) y la infusión los más extendidos para aplicaciones en aeronáutica y automoción. Otras técnicas, como la pultrusión y el *filament winding*, están reservadas para aplicaciones más específicas. En todas ellas, los parámetros de repetitividad, factores de seguridad y tiempos de ciclo deben ser optimizados para dar respuesta a las necesidades de una industria cada vez más exigente [8]–[11] que permita desarrollar la competitividad de los medios de producción [12], [13]. Aumentar el nivel de integración de componentes y automatización de procesos es otro de los objetivos actuales de la industria de los materiales compuestos, de manera que se reduzcan los tiempos de fabricación, así como la manipulación y ensamblado posteriores [14], [15].

El proceso de infusión de resina se enmarca dentro de los procesos de fabricación de moldeo de resinas líquida (*Liquid Composite Moulding* o LCM), basados en la aplicación de resina sobre tejidos de fibra inicialmente secos aplicando distintas técnicas. El método de infusión ha sido realmente derivado del sistema RTM (*Resin Transfer Moulding*), al reemplazar un semi-molde por una bolsa de vacío, similar a las utilizadas en autoclave. Así, es la presión atmosférica la que ejerce la presión de compactación y el gradiente de presión en el interior produce el llenado, como consecuencia de un vacío generado en el interior. Este proceso permite reducir los elevados costes [16] que implican un doble semi-molde en RTM o la disponibilidad de autoclave, siendo apto para fabricar componentes de gran tamaño [14], [17]–[19] o complejidad [20], en construcción de estructuras [21], [22], para realizar reparaciones [23]–[25], o uniones [26]. Ejemplos de grandes estructuras fabricadas

por el proceso de infusión, como los ángulos de 4.5 metros de longitud de la viga de quilla del fuselaje del Airbus A350XWB (Figura 2), son descritos por [27], el mamparo (*bulkhead*) del Airbus A380 de más de 6.4 metros de diámetro [28] o la puerta de carga del Airbus A400M [29]. Como resultado, las propiedades mecánicas de los materiales fabricados por infusión son comparables a los de otras técnicas LCM [30] a un menor coste [31], si bien el grado de automatización es en la actualidad muy reducido si se compara con técnicas como el RTM.

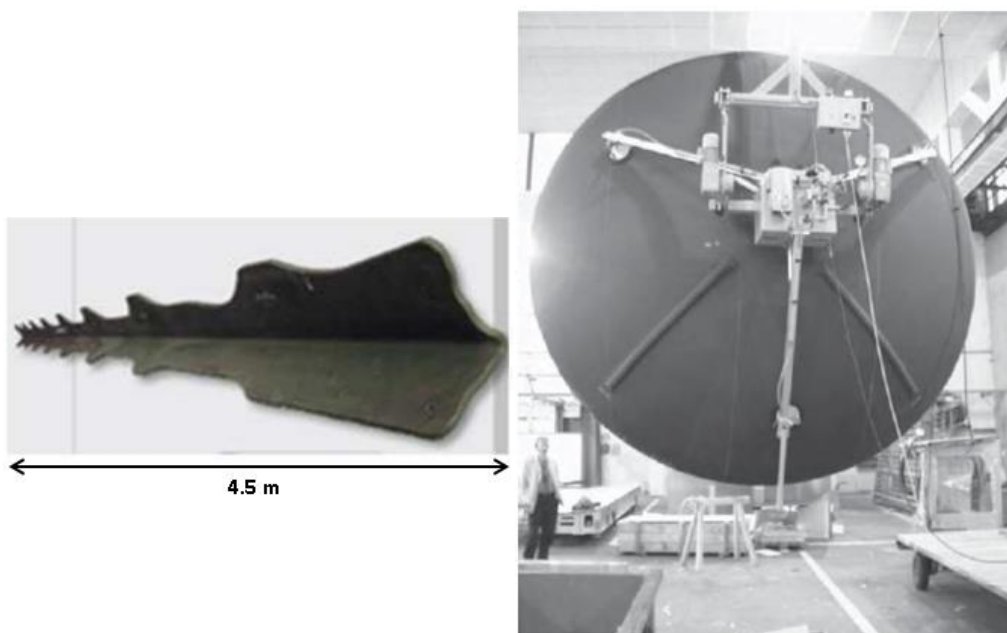


Figura 2. Componentes de grandes dimensiones fabricados por infusión de resina. a) Ángulo de la viga de quilla (keel beam) del Airbus A350 XWB, de 4.5 metros de longitud, y b) mamparo Airbus A380, de 6.4 metros de diámetro. Fuente: extraído de [14].

Por su parte, las resinas, los materiales textiles y las técnicas de refuerzo también han experimentado un desarrollo progresivo a medida que aplicaciones cada vez más exigentes han requerido soluciones más específicas. Así, surge en la década de los 70 la técnica del stitching en los programas de la NASA [32]. Entre otras, la técnica del refuerzo transversal en forma de cosido o stitching implica la existencia de *links* o uniones entre las diferentes capas que forman el laminado que mejoran notablemente las propiedades mecánicas en cargas fuera de plano, tal como se define la Figura 3 de forma esquemática.

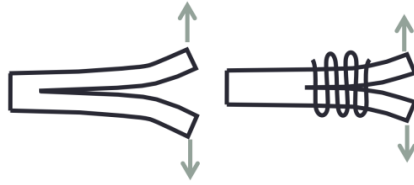


Figura 3. Esquema del refuerzo transversal por stitching cuando se aplican cargas fuera de plano. Fuente: elaboración propia.

Dado el gran número de variables involucradas en los procesos de fabricación de materiales compuestos, supone un reto para el diseñador de proceso seleccionar la configuración de las mismas que dará las propiedades óptimas [33]. Durante el proceso se inducen numerosos tipos de defectos en el material, siendo los más comunes los atrapamientos de aire, que se manifiestan como pérdida de propiedades mecánicas. Tanto es así, que cierta cantidad de atrapamientos siempre debe ser admitida incluso en las aplicaciones más estrictas. Reducir la defectología más de lo convenientemente establecido supone un excesivo e innecesario coste de fabricación y control de calidad. Si por el contrario, se subestiman sus efectos, los defectos pueden incurrir en el fallo prematuro y catastrófico del material, debiendo utilizarse factores de seguridad generosos en el diseño de componentes y estructuras [34]. En materiales compuestos avanzados, es posible obtener el 90% de las propiedades mecánicas del material con el 60% del coste, requiriéndose el 40% del coste restante para alcanzar el 10% restante de propiedades [35]. En las aplicaciones más exigentes quedará justificado ese notable incremento de coste a cambio de una ligera reducción en el peso total del componente.

En este sentido, este trabajo se fundamenta en la optimización de variables del proceso de infusión con el objetivo de maximizar las propiedades mecánicas. En concreto, se estudiará la influencia de la velocidad de impregnación y sus valores óptimos en tejidos 2D (sin stitching) como 3D (con stitching).

Así, de manera resumida, se plantea desarrollar en esta tesis:

- Aportar control sobre ciertas variables del proceso, reduciendo la aleatoriedad de resultados.
- Optimizar e implementar los valores de velocidad óptima atendiendo a sus propiedades a tracción e impacto.
- Estudiar el efecto del refuerzo transversal en forma de stitching sobre el proceso.

El desarrollo de la presente tesis se basa en la influencia, ya reportada en bibliografía [36], [37], que tiene la velocidad del frente de flujo sobre la cantidad de aire atrapado en el material en procesos LCM. Estos atrapamientos se manifiestan en forma de defectos y, en consecuencia, afectan negativamente a sus propiedades mecánicas. Así, una vez estudiada la velocidad óptima de impregnación, a través de distintos ensayos mecánicos y microscopía, se desarrollará un sistema basado en el reconocimiento de la velocidad del flujo en tiempo real, como primer paso para posteriormente adaptarla a su valor óptimo durante todo el proceso. De esta manera, las propiedades del material serán homogéneas y tendrán un valor superior si éstas se comparan con las del proceso convencional no controlado, dado que se reducirá la cantidad de defectos.

1.1. Objetivos

1.1.1. Objetivos generales

De forma global, en esta tesis se pretende establecer una metodología de control del proceso basada en sistemas de visión artificial que permitan establecer de manera continuada en el proceso aquéllos parámetros que optimicen el resultado. El objetivo es que ésta se traduzca en un incremento de las propiedades mecánicas de los materiales fabricados mediante el proceso de infusión de resina, además de aumentar la repetitividad en éstos. Más allá del contexto de esta investigación, el objetivo es que ésta sea extendida y aplicada al sector industrial, actualmente ajeno a cualquier metodología de control de velocidad del proceso.

1.1.2. Objetivos específicos

Entre los objetivos específicos establecidos en esta tesis:

- Estudio de los parámetros que definen el proceso de fabricación mediante infusión de resina y su repercusión sobre las propiedades del material final. Se hará especial hincapié en la velocidad de impregnación, por su repercusión directa sobre la generación de defectos.
- Optimización de las propiedades mecánicas atendiendo a la velocidad del frente de flujo. En este sentido se evaluarán propiedades mecánicas:
 - o Tracción.
 - o Impacto.
- Estudio de la relación entre la cantidad de atrapamientos de aire y la velocidad de impregnación y correspondencia con el valor óptimo de velocidad.
- Estudio de la influencia de la orientación de fibra (i.e. dirección del flujo) en la generación de atrapamientos de aire.
- Efectos asociados al stitching sobre el proceso de impregnación. Influencia del stitching sobre los valores de óptimos de velocidad.
- Efecto mecánico del stitching en relación a tejidos no reforzados tridimensionalmente sobre los ensayos mecánicos realizados.

1.2. Hipótesis y consideraciones

Se han asumido ciertas afirmaciones que a su vez establecen el alcance de esta tesis, según se enumeran a continuación:

a. Homogeneidad del frente de flujo a través del espesor

Se asume que la velocidad de frente de flujo cerca de la superficie externa del tejido se corresponde aproximadamente con la velocidad a la que se impregna el laminado completo. Esto no ocurrirá en laminados de gran espesor o en aquéllos que incorporen tejidos de alta permeabilidad, donde la permeabilidad K_3 (a través del espesor) jugará un

papel importante, y capas más alejadas de los medios de alta permeabilidad serán impregnados con un cierto retardo respecto al tiempo observado en la superficie. En tales casos, el uso de la metodología propuesta será igualmente válido, aunque los valores de velocidad óptima obtenidos no serán aplicables a tejidos de pequeño espesor o a aquéllos que no incorporen tejidos de alta permeabilidad, debiéndose analizar nuevamente los valores óptimos para éstos últimos. La gran mayoría de trabajos relativos a fenómenos de impregnación admiten la hipótesis de homogeneidad del frente de flujo a través del espesor [38]–[40]. Algunos trabajos han estimado que existe un atraso del flujo de unos 10 mm en tejidos de 2.5 mm de espesor [38].

En geometrías complejas o laminados de gran espesor esta hipótesis no sería cumplida, como han demostrado los trabajos de [41], [42].

b. Las variaciones de espesor en un mismo laminado no son significativas en el material curado.

Aunque el proceso de infusión no garantiza un espesor constante en todo el material fabricado, se puede asumir que éste es constante en laminados de pequeñas dimensiones y espesor, en las que el flujo no debe recorrer grandes distancias y por tanto las pérdidas de presión son reducidas. En estas condiciones, la compactación será aproximadamente homogénea en todo el laminado, lo que se traduce en un espesor también homogéneo.

En cuanto a las hipótesis que pretenden encontrar respuesta en esta tesis:

- Existe una velocidad óptima de impregnación en el proceso de infusión de resina para fabricación de materiales compuestos.
- Es posible implementar un sistema de control de velocidad basado en la velocidad del frente de flujo en la cara más superficial del laminado durante su impregnación.

- El control de la velocidad de impregnación mediante un sistema automático en la regulación de caudal permitirá maximizar y homogeneizar las propiedades mecánicas de los laminados fabricados mediante infusión.
- Los defectos mecánicos por atrapamiento de aire en los laminados pueden reducirse mediante el control de la velocidad de impregnación, existiendo igualmente un valor óptimo para la cual éstos se minimizan.
- Las propiedades a tracción pueden optimizarse mediante el control de la velocidad de impregnación en el proceso de infusión.
- El refuerzo tridimensional por stitching puede alterar el proceso de impregnación, desde el punto de vista de permeabilidad y posibles defectos generados.
- El refuerzo tridimensional por stitching modifica las propiedades mecánicas a impacto y la forma de fallo.

1.3. Estructura de contenidos

En primer lugar, se llevará a cabo una revisión bibliográfica centrada en el proceso de fabricación por infusión de resina y el efecto del stitching. Se reflejará cómo la ausencia de control sobre el proceso en general puede influir negativamente sobre las propiedades mecánicas al generarse múltiples defectos. Más específicamente, se analiza cómo la velocidad del frente de flujo influye en el resultado final. Posteriormente se analizan los modelos que definen la velocidad de infusión y de qué manera es posible controlarla. Por otro lado, se describe la influencia del stitching sobre el proceso y propiedades mecánicas de tejidos reforzados tridimensionalmente.

Como punto fundamental de este estudio, en el tercer capítulo se expone la metodología propuesta para fabricar materiales con propiedades optimizadas mecánicamente una vez controlada la velocidad del frente de flujo durante el proceso.

En el siguiente capítulo se describirá el desarrollo experimental del estudio, materiales y metodologías seguidas para validar la metodología propuesta. Los experimentos se centrarán en el estudio y optimización de la velocidad de frente de flujo, utilizando para ello tanto laminados simples como reforzados con stitching, además de la influencia de distintos efectos intrínsecos al proceso de stitching.

En el capítulo quinto se analizan y argumentan los resultados obtenidos sobre los laminados fabricados con la aplicación de la metodología de control de velocidad de flujo.

Para finalizar, en el capítulo seis se resumirán los resultados en el apartado de conclusiones, a lo que se añadirán líneas de estudio posteriores detectadas durante el desarrollo de esta investigación.

1.4. Aportaciones relevantes de este trabajo

En este punto se enumeran los distintos resultados derivados de esta investigación:

- Artículo en la revista especializada Materials: Almazán-Lázaro, Juan-Antonio; López-Alba, Elías; Díaz-Garrido, Francisco-Alberto. 2018. *Improving Composite Tensile Properties during Resin Infusion Based on a Computer Vision Flow-Control Approach*. Materials, 11, 2469; doi: 10.3390/ma11122469.
- Proyecto de Innovación Docente: *Metodología Docente para el Estudio de la Fabricación de Materiales Compuestos de Altas Prestaciones y su Aplicabilidad en la Industria*. 2019. López-Alba, Elías; Díaz-Garrido, Francisco-Alberto; Felipe-Sesé, Luis-Antonio; Vasco-Olmo, José-Manuel.
- Publicación *Metodología Docente para el Estudio de la Fabricación de Materiales Compuestos de Altas Prestaciones y su Aplicabilidad en la Industria*. López-Alba, Elías; Almazán-Lázaro, Juan-Antonio; Felipe-Sesé, Luis-Antonio; Díaz-Garrido, Francisco-Alberto. Ed. Universidad de Jaén. ISBN: 978-84-16-81941-6.

- Póster: “Optimización del proceso de infusión de resina asistido por vacío para la fabricación de materiales compuestos avanzados” en I Jornadas Doctorales en Energías Renovables. Universidad de Jaén. 2018.
- Póster: “*Optimización del proceso de infusión de resina asistido por vacío para la fabricación de materiales compuestos avanzados*” en II Jornadas Doctorales en Energías Renovables. Universidad de Jaén. 2019.
- Abstract + Póster “*Optimization of the resin infusion process to manufacture composite materials with stitched reinforcement*” Abstract book of the Doctoral Conference for Young Researchers at the University of Jaén. 2018. ISBN: 978-84-17591-80-9.
- Comunicación Congreso ICERI 2015. Teaching methodology to study and manufacture composite materials and their used in the industry. López-Alba, E.; Felipe-Sesé, L.; Almazán-Lázaro, J.A.; Vasco-Olmo, J.M.; Díaz-Garrido, F. A.

Para concluir este capítulo, puede concretarse que este trabajo se fundamenta en establecer las condiciones óptimas de velocidad para realizar el proceso de impregnación en procesos de fabricación basados en moldeo líquido de materiales compuestos (LCM) de forma que se minimiza la cantidad de defectos internos y se maximicen sus propiedades mecánicas. Se aplicará así sobre laminados bidimensionales y tridimensionales (*stitching*).

Capítulo 2

Estudio del estado de arte

2. Estudio del estado del arte

Tras una breve introducción a los materiales compuestos, en este capítulo se estudiará en profundidad el proceso de infusión de resina y los fundamentos del stitching. Se remarcará cómo la ausencia de control sobre el proceso de infusión repercute sobre las propiedades del material. Asimismo, se analizan las metodologías y resultados de investigaciones realizadas hasta la fecha sobre la generación y control de huecos en materiales compuestos laminados bidimensionales y reforzados tridimensionalmente.

2.1. Materiales compuestos

Los materiales compuestos se definen como un sólido en el cual dos o más materiales diferentes actúan en conjunto frente a solicitudes o acciones externas. Cada uno de los materiales que conforman el compuesto mantiene sus propiedades y características individuales; sin embargo, se produce una sinergia en su comportamiento como conjunto. Generalmente, la estructura del compuesto consiste en dos fases: matriz y refuerzo. La matriz es la fase continua y el refuerzo la discontinua, quedando ésta última dispersa en el primero. Existe gran variedad de materiales compuestos y criterios de clasificación en función de su naturaleza, forma geométrica u otras características.

Atendiendo a la geometría en la que se encuentra la fase dispersa o refuerzo, se encuentran tres categorías principales:

- Materiales reforzados con partículas en las que el refuerzo puede considerarse puntual y, por tanto, sin dirección predominante.
- Materiales reforzados con fibra corta o *whiskers*, con longitudes de unos pocos milímetros y utilizados principalmente como refuerzo de termoplásticos en componentes fabricados por inyección.
- Materiales reforzados con fibra larga orientada, en los que las fibras tienen direcciones claramente definidas y longitudes suficientemente elevadas como para ser consideradas continuas. La misión de las fibras es proporcionar rigidez

y resistencia, mientras que la de la matriz es distribuir los esfuerzos entre las fibras y conformar una geometría en las mismas.

Otros criterios consideran la naturaleza de la matriz y fibra, pudiendo ser éstas cerámicas, metálicas o poliméricas (termoplástica o termoestable) y cualquier combinación de las mismas; o bien según su origen, como las orgánicas e inorgánicas.

Entre las configuraciones más comunes, se encuentran típicamente matrices poliméricas termoestables reforzadas con fibra larga, siendo ampliamente utilizado el poliéster reforzado con fibra de vidrio (GFRP) en aplicaciones estructurales de exigencia baja o media, mientras que se reserva la resina epoxi reforzada con fibra de carbono (CFRP) para aquéllas aplicaciones más exigentes.

Concretamente, en materiales poliméricos reforzados con fibra larga, la función principal del refuerzo es soportar las acciones mecánicas, mientras que la de la matriz es mantener unido al refuerzo y distribuir los esfuerzos al mismo tiempo que aporta protección para la superficie de la fibra y minimiza la difusión de especies tales como el oxígeno y humedad que podrían degradar las propiedades mecánicas de la fibra. La relación de cantidades de cada uno de los componentes se evalúa mediante la fracción volumétrica de fibra (v_f), la cual se define como la cantidad de volumen ocupado por la fibra por unidad de volumen. La unión de ambos consigue propiedades mecánicas (rigidez, resistencia, densidad u otras) que no serían posibles si se utilizasen los componentes por separado. Al analizar sus variables, se observa que este efecto sinérgico depende de:

- Las propiedades de cada componente por separado.
- La cantidad relativa de los diferentes materiales de los que se compone.
- La orientación y adherencia de los materiales componentes.
- El tamaño, la forma y distribución del refuerzo.
- El proceso de fabricación, en relación a la tecnología empleada, sus parámetros y posibles defectos que se puedan generar.

Atendiendo a éste último punto, en este trabajo se reforzará la idea de la fuerte influencia que el proceso y sus variables puede tener sobre las propiedades del material o componente. Enmarcado en las clasificaciones anteriores y por razones de extensión, los análisis se limitan al uso de resina de poliéster reforzada con fibra larga de vidrio, siendo totalmente aplicable, como se mostrará, a otros sistemas resina-refuerzo de fibra larga.

2.1.1. Fibras

Mecánicamente, la fibra es el componente fundamental de este tipo de materiales, aportando rigidez y resistencia con una densidad relativamente pequeña. En todos los casos, el material en forma de fibra muestra una resistencia superior al material origen del que provienen, debido principalmente a una orientación preferente de las moléculas a lo largo de la dirección de la fibra y la reducción del número de defectos y dislocaciones presentes en la fibra en comparación con el material base [43]. Así, es menos probable encontrar un defecto a lo largo de su longitud [44]. Mientras que la resistencia del vidrio E es de 1.5 GPa, este material en forma de fibra alcanza los 3.5 GPa [45]. En la mayoría de los materiales, la resistencia de una fibra o filamento supera a la del material origen de forma destacable, llegando a ser hasta 20 veces superior [46], [47]. En función del material, el diámetro de las fibras puede variar entre 2.5 μm y 13 μm [48], apareciendo típicamente el valor de 11 μm [43]. En la Tabla 1 se muestran las propiedades típicas de fibras no orgánicas, no siendo éstos utilizables industrialmente, dado que en las etapas de producción, manipulación y transporte, se generan daños que reducen la resistencia hasta un 50% de los valores originales [34].

Las fibras pueden tener origen mineral u orgánico. Entre las minerales se encuentran las metálicas (acero, tungsteno o aluminio), inorgánicas (polietileno, poliéster o *Kevlar*) y cerámicas (carburo de silicio, SiC, u óxido de aluminio), siendo en éstas últimas en las que se engloban las de vidrio y carbono. Una revisión en cuanto a sus tipos y configuraciones puede encontrarse en [49].

Tabla 1. Propiedades mecánicas típicas de fibras inorgánicas. Fuente: extraído de [34].

Fibra	Módulo [GPa]	Tensión rotura [GPa]	Alargamiento [%]	Densidad [g/cm³]	Conduct. térmica [W/m·K]	Resistividad [$\mu\Omega\cdot m$]
Fibra de vidrio						
E-glass	72	3.5	4.4	2.55	1.05	-
S-glass	85	4.8	5.3	2.48	1.05	-
R-glass	86	4.4	5.2	2.55	1.00	2·10 ⁶
Fibra de carbono						
Torayca T1000 (PAN)	294	7.1	2.5	1.80	-	-
Torayca M50 (PAN)	490	2.5	0.5	1.91	54.4	8
Hexcel IM7 (PAN)	276	5.3	1.7	1.78	8.70	16
Thornel P100 (pitch)	758	2.4	0.3	2.16	520	2.5
Fibras metálicas						
Acero	210	4.0	-	7.9	-	-
Wolframio	380	3.7	-	19.3	-	-
Otras						
Boro	400	3.2	0.8	2.57	38	-
Mullita NCS-6	427	3.2	0.6	3.00	10	-

Cuando se analizan sus propiedades mecánicas de resistencia y rigidez en relación a su densidad (lo que se conoce como propiedades específicas), éstas son muy superiores a los materiales metálicos comúnmente usados según se muestra en la Figura 4, obtenida de la referencia [44].

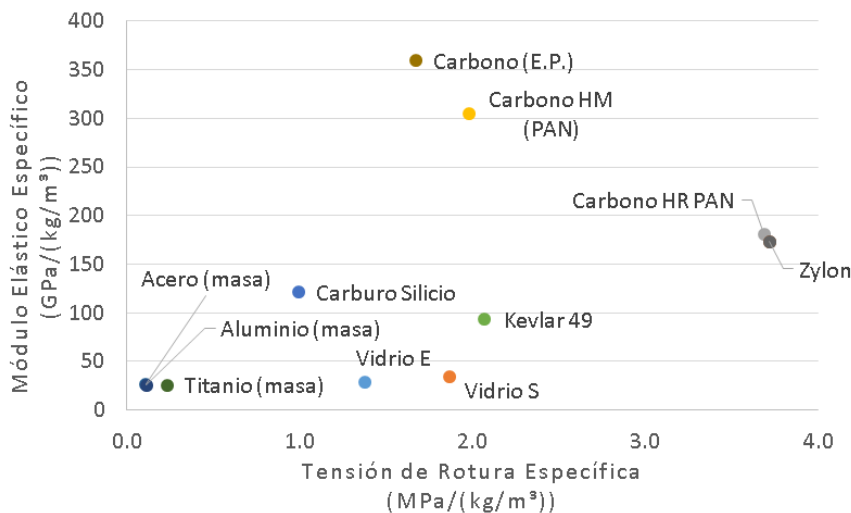


Figura 4. Propiedades específicas de las fibras seleccionadas y metales comunes. Fuente: elaborado a partir de datos de [44].

La fibra de vidrio constituye en la actualidad una parte muy importante del mercado de los materiales compuestos, en el que aproximadamente un 90-95% de los materiales poliméricos reforzados con fibra utilizan fibra de vidrio [4], [50]. Presenta una buena

combinación de propiedades (adherencia fibra-matriz, resistencia mecánica, estabilidad dimensional, aislante eléctrico y térmico) a un costo reducido [51]:

Existen diversos tipos de vidrio e igualmente de fibras en función de su composición, propiedades mecánicas y resistencia a corrosión. El más utilizado en la fabricación de materiales compuestos es el Vidrio E (vidrio eléctrico, por su histórico uso en aplicaciones de aislamiento eléctrico), del que se componen más del 90% de los refuerzos de vidrio [51]. El vidrio E es el más sencillo de fabricar por estiramiento y muestra valores razonables de resistencia, rigidez, desgaste y propiedades eléctricas, además de tener un coste reducido. Sus diámetros pueden oscilar entre los 9.5 μm y 25 μm [52], mostrando propiedades isotrópicas dado su carácter amorfo.

Por su parte, la fibra de carbono se caracteriza por su baja densidad, rigidez y resistencia, encontrándose un abanico de valores en función del proceso de fabricación y tratamientos aplicados [44] utilizando poliacrilonitrilo (PAN) o pitch como precursores. Dada su estructura cristalina, sus propiedades son ortotrópicas, quedando las conexiones atómicas más fuertes orientadas a lo largo del eje de la fibra. La mayor limitación de su aplicación se debe a su elevado coste, quedando su uso reservado a aplicaciones más exigentes. Fibras de distinta naturaleza, como las poliméricas (principalmente aramida) tienen un uso creciente en la actualidad dadas sus elevadas propiedades mecánicas y su baja densidad, aunque su principal inconveniente radica en su uso a alta temperatura [53]. Otras fibras, como las de boro, cerámica, basalto y metálicas son utilizadas en aplicaciones que requieren mantener las propiedades mecánicas por encima de los 500 °C [54].

Según las configuraciones comerciales disponibles, se encuentran típicamente distintas disposiciones de fibra, siendo las más comunes:

- Sarga: el entrecruzamiento se realiza de forma que se obtienen líneas diagonales características (Figura 5a).

- Satén: como variante del anterior, el entrecruzamiento no sigue un orden alternativo sino un patrón determinado, permitiendo obtener mayores flexibilidades. Junto a los anteriores, son también llamados *woven fabric*.
- Bidireccional deformable: se superponen distintas capas de unidireccionales unidas por un pequeño hilo. Así, no hay entrecruzamiento de las fibras y el tejido resulta más flexible (Figura 5b). Son también llamados *non-woven*.

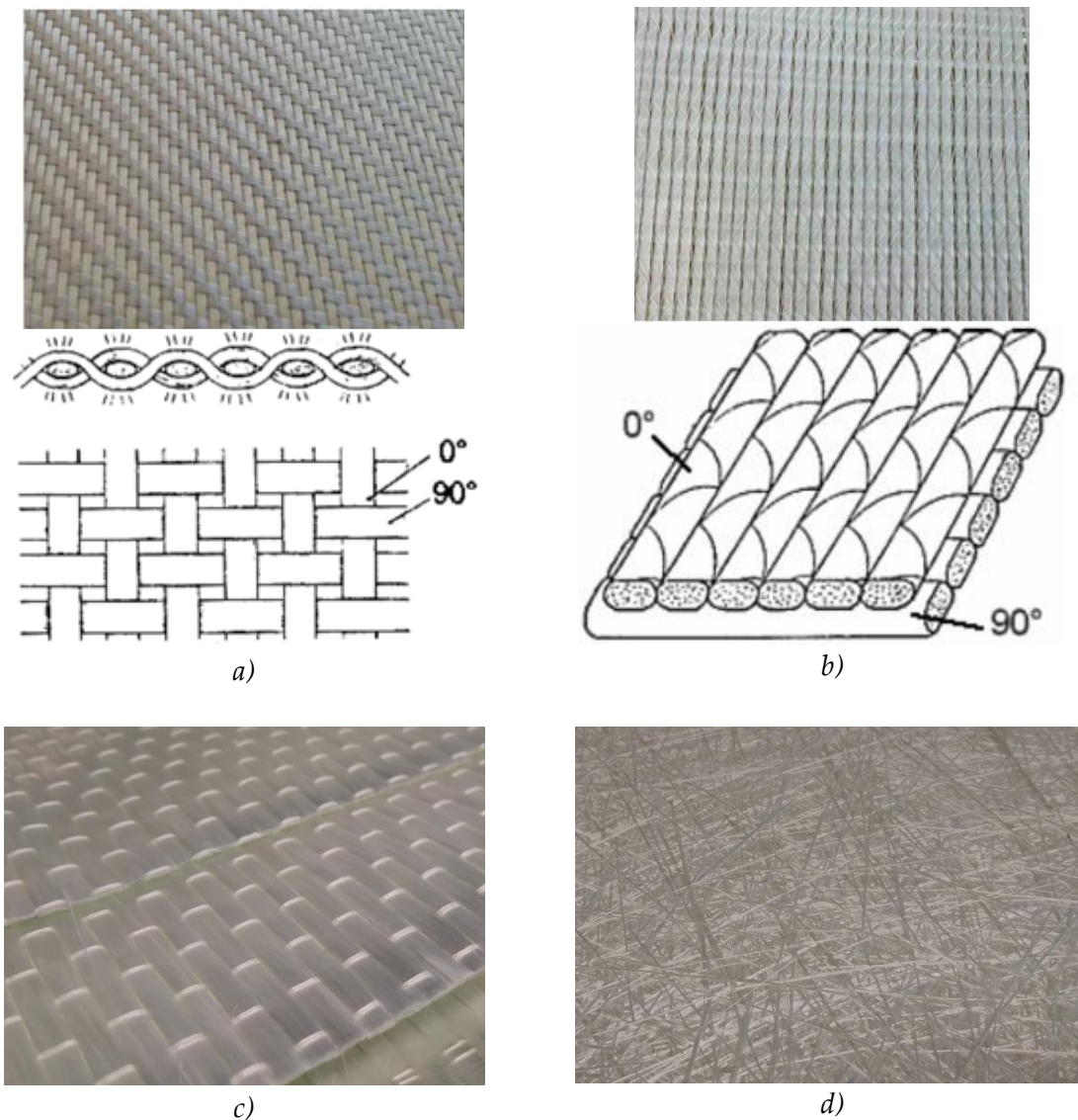


Figura 5. Laminado [0,90] en (a) disposición tejida (Woven fabric), (b) disposición no tejida. (Non-Crimped Fabric, NCF); c) tejido unidireccional y d) tejido aleatorio (mat). Fuente: extraído de [55] y elaboración propia.

- Unidireccionales: los hilos se distribuyen de forma que se tiene una dirección preferente de los mismos. En el caso límite, se tienen hilos en una sola dirección unidos por cordones de otro material textil. Estos han sido utilizados en este trabajo como base de los ensayos en materiales unidireccionales (Figura 5c).

MAT: tejido con distribución aleatoria de fibras, con propiedades macroscópicas que pueden ser consideradas isotrópicas en el plano (Figura 5d). Junto a los anteriores, éstos han sido utilizados en los estudios realizados en la presente tesis.

Para una revisión más extendida sobre tejidos y sus características se recomienda la lectura de [56].

2.1.2. Matrices

La matriz cumple funciones de mantener las fibras unidas y distribuir las cargas entre ellas. Según su naturaleza se clasifican en poliméricas (termoestables, termoplásticas), metálicas y cerámicas. Entre las matrices de tipo termoestable más utilizadas se encuentran las basadas en resina de poliéster y las de epoxi, y, más recientemente se están usando las termoplásticas (PVC, polietileno, policarbonato, etc.). Entre las metálicas, destacan aquéllas que tienen metales ligeros como base o como aleantes (aluminio, magnesio o titanio); y el carbono y carburos en las matrices cerámicas.

Las resinas termoestables son líquidas a temperatura ambiente y, mediante la adición de un agente catalítico, reaccionan en el llamado proceso de curado, por el que solidifican y endurecen hasta alcanzar las propiedades mecánicas de uso. Durante el curado forman un retículo tridimensional de enlaces covalentes, los que confieren al material unas determinadas propiedades mecánicas, térmicas y de resistencia química de manera irreversible. En función del tipo de resina, este procedimiento puede realizarse a temperatura ambiente o bien en un horno y a diferentes niveles de presión, lo que constituye el curado en autoclave. Durante el proceso de curado, se define la temperatura de gel como aquélla a la que la resina tiene una viscosidad suficientemente baja como para no poder ser

manipulada, parámetro de vital importancia durante el proceso de fabricación. Al tratarse de reacciones exotérmicas, elevados niveles de calor son disipados por el material. Así, se experimentan cambios volumétricos en la masa de la resina por cambio de fase y de temperatura durante el curado, lo cual podría generar tensiones internas y deformaciones en el laminado final.

A nivel mecánico, conviene tener en cuenta que lejos de comportarse de forma lineal (como ocurre con la fibra de vidrio y carbono), las resinas de poliéster y epoxi muestran una fuerte tendencia no lineal en su curva de tensión – deformación, tal como se describe en los trabajos de [57], [58]. Ello implica que el comportamiento de la mezcla fibra-matriz tampoco sea lineal, acentuándose el efecto a medida que se tengan mayores proporciones de resina.

2.1.3. Interfases

La zona de interfaz entre la matriz y la fibra juega un papel crucial en el comportamiento mecánico del material compuesto. Siendo la región intermedia entre la fibra y la matriz, muestra realmente una zona de transición de propiedades y comportamiento mecánico de un tamaño entre los nanómetros y los micrómetros, siendo el medio de transmisión desde la escala atómica a la escala micrométrica. La eficiencia de transferencia de carga está determinada por la interacción molecular y resistencia de la zona de la interfase [59], [60]. Existen cuatro mecanismos principales por los cuales se produce la adhesión entre la matriz y la fibra [43], [61]: interdifusión, atracción electrostática, enlace químico y adhesión mecánica, sobre los cuales el proceso en sí mismo y sus condiciones tienen escasa influencia.

2.2. Infusión de resina: fabricación de materiales laminados

2.2.1. Descripción del proceso de infusión de resina

Para introducir el proceso de infusión conviene realizar una breve revisión de los procesos de fabricación de materiales compuestos que actualmente se encuentran en la industria. En su forma más general, pueden englobarse en procesos en molde cerrado y en

molde abierto, en función de que el material sea procesado en el interior de un molde completo o en un semi-molde, respectivamente, durante el proceso completo o parte del mismo.

En cuanto a los procesos de molde abierto, sólo se hará referencia al laminado manual, por ser el precursor del proceso de infusión, los cuales serán descritos más adelante. En los procesos de molde cerrado se hará referencia a los clasificados como LCM (*Liquid Composite Moulding*, o moldeo líquido de compuestos), donde se ubicará al proceso de infusión de resina, como objeto de estudio de esta tesis. Los procesos LCM se fundamentan en la impregnación de un tejido preformado inicialmente seco, posicionado sobre el molde; y es en la forma de impregnación del tejido donde se encuentran distintos tipos de técnicas. Una revisión más detallada de los procesos descritos en la Figura 6 puede verse en [62].

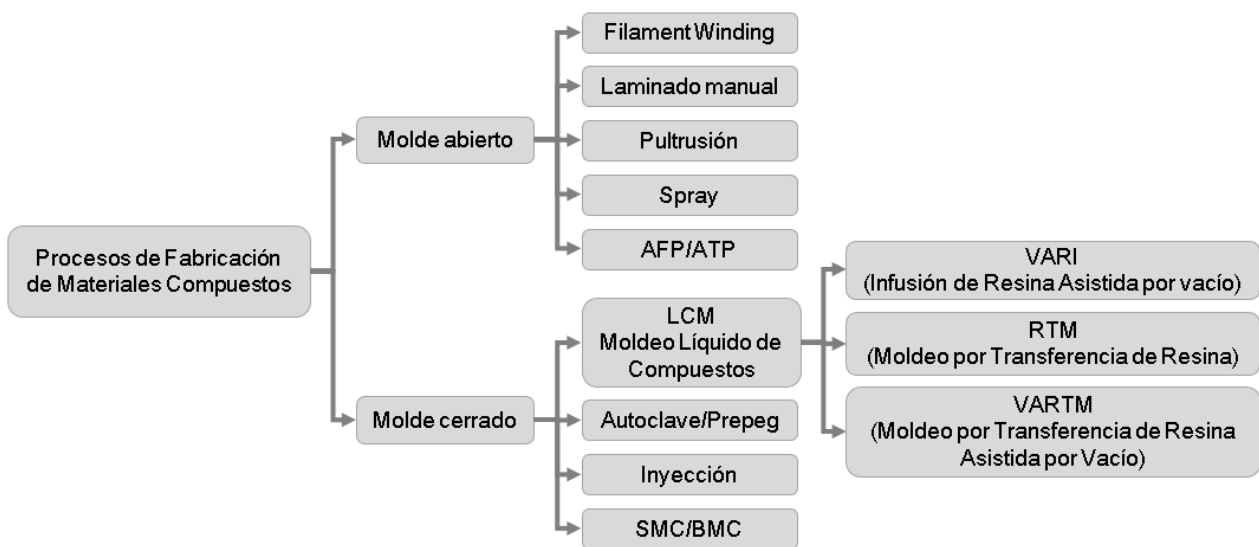


Figura 6. Clasificación general de los procesos de fabricación de materiales compuestos más comunes.
Fuente: elaboración propia.

La laminación manual o *Hand lay-up* constituye el método más simple, mediante el cual se ubica la fibra seca en un molde de una cara, y posteriormente se aplica la resina líquida catalizada sobre la fibra mediante un rodillo, brocha o spray (Figura 7). Posteriormente, se inicia la fase de curado. Es, con diferencia, el método más económico y queda reservado para aplicaciones poco exigentes mecánica y estéticamente. Sólo

proporciona buen acabado en una cara, la proporción fibra/resina es reducida, el espesor final no es fácilmente controlable [19], y acumula gran cantidad de huecos y defectos además de emitir gran cantidad de volátiles [63].

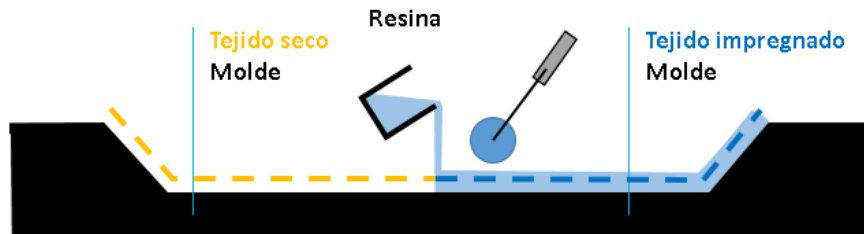


Figura 7. Esquema general del proceso de laminación manual.
Fuente: elaboración propia.

El método de *laminación manual con vacío* supone una mejora tecnológica sobre el anterior. Una vez realizada la laminación manual, y previo a la fase de curado, se cubre el material impregnado con un separador y con un tejido absorbente, y se cubre el conjunto con una bolsa hermética con sellante a la que se le aplica vacío (Figura 8). Mediante una válvula en la bolsa, se aplica en el interior un alto nivel de vacío, que reduce la cantidad de defectos y mejora la compactación, consiguiendo así mayores niveles de fibra y mayor control sobre el espesor. El exceso de resina es absorbido por la manta absorbente durante la fase de compactación y curado. Los volátiles generados por el curado y su expulsión pueden ser más fácilmente controlados.

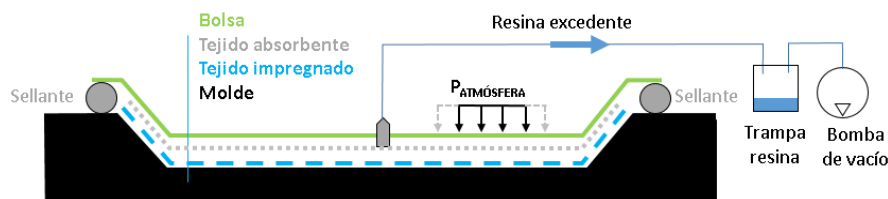


Figura 8. Esquema general del proceso de laminación manual con vacío.
Fuente: elaboración propia.

El proceso de infusión de resina, también conocido como *Vacuum Assisted Resin Infusion* (VARI) en terminología inglesa, supone un paso más allá sobre los anteriores. Concretamente, el proceso de infusión de resina se caracteriza por dos aspectos principales:

- Sólo una de las partes del molde es rígida.
- Utiliza exclusivamente la fuerza generada por la presión atmosférica para impregnar y compactar el tejido inicialmente seco.

Una vez posicionado el tejido seco sobre el molde, se hermetiza el conjunto con una bolsa que cierra sobre el molde (Figura 9). A través de una válvula en la bolsa se aplica vacío, compactando la bolsa sobre el tejido por acción de la presión atmosférica. Dado que la presión manométrica en el interior es negativa, con valores que oscilan aproximadamente entre los 0 kPa y los -95 kPa (en función del sistema de vacío utilizado), la presión atmosférica actúa sobre el conjunto compactando la fibra del interior. Una vez generado el vacío interior, la presión manométrica en el recipiente de resina será superior a la presión en el punto aplicación de vacío, generándose un gradiente de presión que hará que la resina fluya a través del tejido seco de manera que éste se va impregnando la fibra a su paso. Cuando el flujo de resina alcanza el punto de la toma de vacío, la entrada de resina se cierra para comenzar así la fase de compactación y curado del laminado impregnado, manteniendo la aplicación de vacío en todo momento. Para evitar que un posible exceso de resina pase al sistema de generación de vacío, se interpone entre ellos una trampa de resina. Tras el curado, el ensamblaje puede ser desmontado y la pieza desmoldeada. El proceso de infusión, es considerado como proceso semi-manual, dada la relativa intervención del operario, lo cual puede tener influencia sobre la calidad final del material [64]. Este proceso reduce notablemente los costes del RTM, además de conseguir altas fracciones de fibra, bajo nivel de huecos y emisiones de estireno, tal como describe [65] en su reseña histórica.

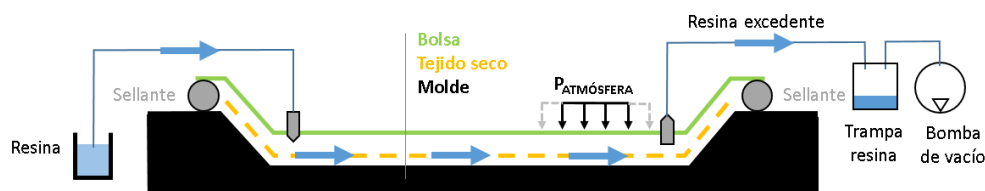


Figura 9. Esquema general del proceso de infusión. Fuente: elaboración propia.

Una variante de este proceso, conocida como *Seemann Composites Resin Infusion Molding Process (SCRIMP)* utiliza un medio de alta permeabilidad desechable, facilitando el avance del flujo a través de la fibra y generando un efecto de infiltración a través del espesor (Figura 9). Por esta razón, esta variante es ventajosa en la fabricación de componentes de grandes dimensiones. El uso de esta rejilla hace que el flujo no pueda ser explicado únicamente mediante el estudio de su movimiento bidimensional en laminados de gran espesor, requiriendo así el análisis del flujo a través del espesor (Figura 10). Según los objetivos de esta tesis, en el análisis experimental una de estas rejillas de alta permeabilidad, de manera que las configuraciones estudiadas reproduzcan a las fabricadas industrialmente.

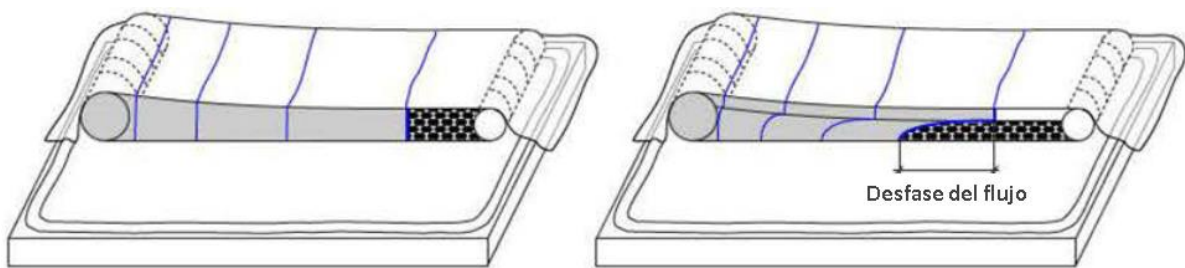


Figura 10. Representación esquemática del proceso de infusión convencional (izquierda) y SCRIMP (derecha), con un medio de alta permeabilidad. Fuente: extraído de [66].

A nivel de comparación entre el proceso de infusión y el de vacío, en la Figura 11 se muestran las propiedades mecánicas de rotura a tracción, como parte de los experimentos llevados a cabo de forma previa a la realización de esta tesis. En ellos se utilizó un mismo laminado en configuración [MAT,0,MAT,0,MAT] fabricado por las técnicas de vacío e infusión cuando es ensayado a 0° , 45° y 90° respecto a la orientación de la fibra. En todos los casos, las propiedades mecánicas de este último proceso son superiores a las del proceso de vacío, lo cual puede asociarse a un aumento de la fracción de fibra, así como a una disminución del número de defectos. Estos mismos resultados fueron reproducidos por [67], [68], remarcando el incremento de propiedades mecánicas que supone el proceso de infusión por vacío.

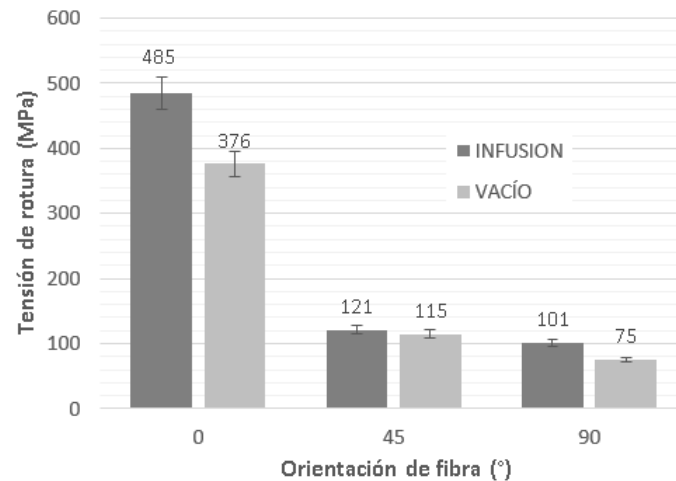


Figura 11. Comparativa de propiedades mecánicas a rotura en tracción de laminados fabricados por infusión de resina y por hand lay-up con vacío.
Fuente: elaboración propia.

Variando además el nivel de presión de vacío aplicado al procesos de infusión, [68] corroboró las ventajas del proceso de infusión y el uso de un alto nivel de vacío (Tabla 2), mediante la comparación de la tensión a rotura, módulo elástico, tensión cortante interlaminar máxima (ILSS) y la fracción volumétrica (v_f) obtenida mediante ambos procesos.

Tabla 2. Comparativa de resultados de tensión de rotura, módulo elástico, tensión cortante interlaminar máxima (ILSS) y fracción volumétrica (v_f) de fibra en el proceso hand lay-up e infusión a 600 y 900 mbar de vacío. Fuente: extraído de (Mahmood, 2015).

Nivel de consolidación	Tensión de rotura (MPa)	Módulo elástico (GPa)	ILSS (MPa)	v_f (%)
Hand lay-up	265	12.1	18.4	23.5
Infusión (600 mbar)	385	17.2	24.7	30.3
Infusión (900 mbar)	398	17.4	31.3	52.1

Es conveniente también hacer referencia al proceso de Moldeo por Transferencia de Resina (RTM). A diferencia de los anteriores, se utiliza un molde rígido de dos caras, y por ello, permite utilizar presiones superiores a la atmosférica para hacer fluir la resina a través del tejido, inicialmente seco (Figura 12). Además, la compactación se debe a la presión del molde sobre el laminado y no a la presión atmosférica. De forma perimetral se disponen varios respiraderos o venteos para facilitar la salida del aire de la cavidad. Dadas las dos

caras rígidas del molde, este proceso sí ofrece mayor control sobre el espesor y acabado superficial. Por el contrario, implica un coste mayor, sólo justificable en grandes series. Una variante más económica del RTM es llamado RTM-Light [69], en el la que la parte superior del molde se sustituye por una cavidad semirrígida, con un espesor de unos pocos milímetros y de materiales usualmente económicos como laminados de fibra fabricados por *hand lay-up*. El control de espesores y la capacidad de utilizar alta presión es más limitada en esta última variante.

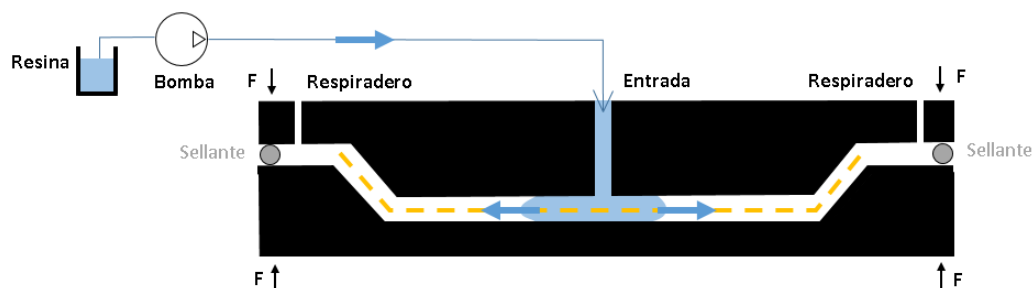


Figura 12. Esquema general del proceso de Moldeo por Transferencia de Resina (RTM).

Fuente: elaboración propia.

En la industria se encuentran otras técnicas fuera de la clasificación de LCM, como son los preimpregnados (*prepregs*). Se trata de las láminas o laminados de fibra impregnados previamente y mantenidos en un estado semicurado bajo condiciones de baja temperatura (Figura 13, izquierda). En el momento de la fabricación del componente final, estas láminas impregnadas se disponen sobre el molde y una prensa o bolsa las compacta al mismo tiempo que se aplica calor para realizar el proceso de curado, generalmente en autoclave (Figura 13, derecha). Se garantizan elevados porcentajes de fibra y bajo nivel de huecos, aunque su coste de mantenimiento e inmovilizado es notablemente elevado.

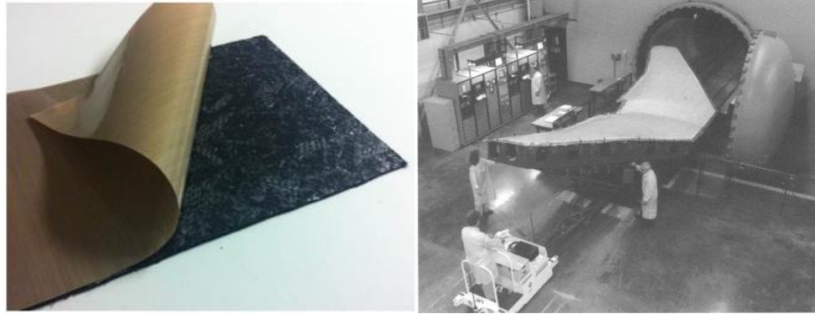


Figura 13. Tejido de fibra de carbono preimpregnado con resina epoxi, previo a su consolidación en autoclave, a la izquierda y autoclave a la derecha.

Fuente: extraído de [70] y [62].

Otras técnicas, según la clasificación de la Figura 6, basadas en la impregnación de las fibras, aunque fuera del objetivo de esta tesis y reservadas para aplicaciones específicas, son las resumidas a continuación:

- La pultrusión, método similar a la extrusión de plásticos o metales.
- Técnicas de spray basadas en la pulverización de resina catalizada junto a fibra corta sobre la geometría a reproducir.
- Técnicas de posicionamiento automático de fibras (AFP) o cintas (ATP).
- El proceso conocido como *filament winding* se basa en el arrollamiento de una hebra continua de fibra sobre un mandril, generalmente de revolución.
- El moldeo por inyección clásica, usado tanto para termoplásticos como para termoestables puede incorporar refuerzo en forma de fibra corta.
- Técnicas de moldeo de láminas (SMC) o bloques (BMC) de material reforzado con fibra larga o corta.

Información ampliada sobre estos procesos y sus resultados puede ser encontrada en diversas fuentes como [27], [67], [71]–[74].

Esta tesis se basa íntegramente en el análisis y optimización del proceso de infusión de resina y a él será referido todo el análisis teórico y experimental que se desarrolla en adelante.

2.2.2. Parámetros del proceso de infusión

En procesos LCM, múltiples parámetros de proceso afectan a la calidad del resultado final de los componentes fabricados, llegando a modificar las propiedades mecánicas más allá de un 40%-50% [75], [76] si éstos no se eligen de forma adecuada. Así, el resultado final es dependiente de la presión de inyección de resina, del nivel de vacío aplicado, de la localización de los puntos de inyección y venteos y de la temperatura del molde, entre otros [77]–[79]. Las características de los materiales utilizados afectan también de manera directa al proceso, como la arquitectura de la fibra, la fracción volumétrica de fibra o la viscosidad de la resina.

Durante el proceso de fabricación mediante LCM, en general, y en infusión de manera específica, multitud de fenómenos físicos de distinta naturaleza tienen lugar de forma simultánea:

- Reológicos: dominados por la viscosidad y tensión superficial de la resina, que definen el llenado del molde e impregnación de la fibra, a su vez influidos directamente por los efectos térmicos.
- Térmicos: sobre los que influyen las temperaturas de inyección, la temperatura ambiental y la del molde, y que tienen efectos notables sobre la reología de la resina, así como su comportamiento durante la fase de curado.
- Mecánicos: en relación al comportamiento de los tejidos durante la impregnación, curado y desmoldeo, pudiendo aparecer contracciones, deformaciones, alabeos o grietas, entre otros defectos.
- Hidrodinámicos: relacionados con el movimiento de la resina en el interior del molde, impregnando los tejidos inicialmente secos, que puede tener lugar tanto a nivel macroscópico o microscópico y que influyen de manera directa en la generación de atrapamientos de aire y zonas secas.
- Químicos: directamente relacionados con la resina, el catalizador y sus aditivos.

Durante el proceso de curado tiene lugar la reacción de polimerización,

gobernada por la temperatura, tiempo y concentración de catalizador, que determinan el tiempo de gel o tiempo disponible hasta que la resina adquiere una viscosidad que impide que sea tratada.

En la Figura 14, extraída de [76], [80], [81], se muestran los principales fenómenos que gobiernan el proceso, así como los cambios físicos que tienen lugar y las variables o parámetros que pueden monitorizarse para caracterizar y controlar el proceso. Se pone de manifiesto la compleja interrelación de parámetros, que raramente actúan de manera independiente sobre el resto. En este contexto surge la necesidad de seleccionar y optimizar aquéllos parámetros de mayor influencia sobre la calidad final del material, de manera que se minimicen los defectos, los cuales serán descritos en el punto 0. Las interrelaciones afectan a todas las fases del proceso, desde la temperatura de inyección antes de comenzar el proceso hasta los ciclos de curado finales, pudiendo así inducirse la creación de defectos en cualquier momento del proceso.

Los parámetros o variables pueden ser controladas, tras su monitorización, mediante el diseño del proceso, o bien, si se monitorizan en tiempo real, pueden llegar a controlar el proceso a medida que éste tiene lugar, como es el objeto de esta tesis, en relación al control de la impregnación mediante el control de la variable “velocidad del frente de flujo”, englobada en el fenómeno físico de la estrategia de transporte de resina. Como apunta [80], la compleja interrelación entre variables podría ser la causa de que a menudo los modelos predictivos mediante simulación resulten ineficaces, al requerirse una amplia heterogeneidad de precisos sensores, además de complejos modelos capaces de tenerlas todas bajo consideración. Dado que las propiedades mecánicas no pueden monitorizarse durante el proceso y éstas son función de multitud de parámetros, se requiere de la fusión de multitud de modelos para controlar el resultado final. Incluso así, el resultado no es siempre el esperado.

La presión, y más concretamente el nivel de vacío y su control, juegan el papel más fundamental del proceso dado que éste es, en esencia, el responsable de que el proceso pueda llevarse a cabo. La influencia de la presión de vacío y la presión de curada ha sido estudiada por diversos autores [82]–[84]. La diferencia de presión entre la atmosférica y el nivel de vacío aplicado es la que genera el movimiento de la resina a través del tejido. El uso de gradientes de presión más pequeños entre la entrada y la salida pueden ayudar a disminuir la cantidad de aire atrapado en el laminado final, aunque incrementa el tiempo de llenado significativamente dado que el llenado es más lento, además de reducir la fracción de fibra del laminado. Por otro lado, un nivel de vacío muy elevado en las fases de llenado produce la ebullición de la resina, generando burbujas que quedan atrapadas tras el curado [85]. En cualquier caso, una vez seleccionado el nivel de vacío, conseguir la total hermeticidad de la bolsa incluso a elevados niveles de vacío es crucial para conseguir laminados de calidad [85]. De otro modo, la entrada indeseada de aire en el molde generará burbujas de aire en el interior del mismo.

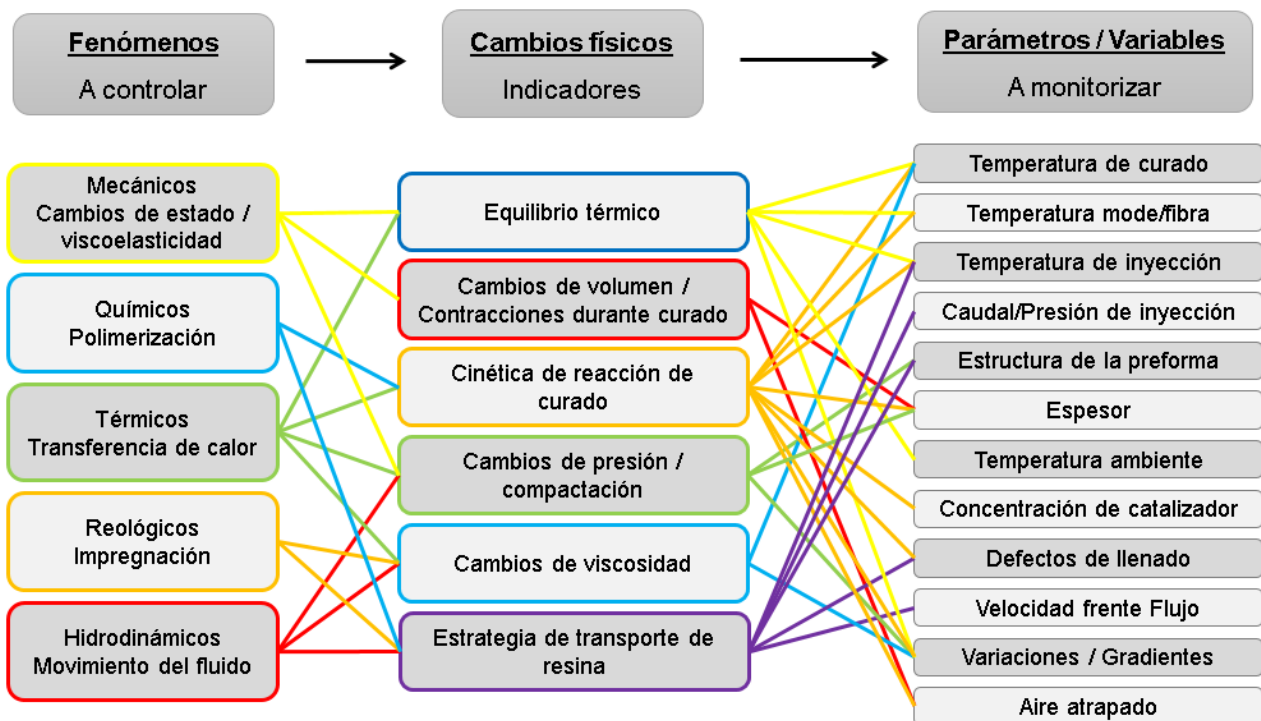


Figura 14. Interrelación de parámetros en procesos LCM, según los fenómenos que los controlan.

Fuente: reproducida de [76], [80], [81].

La temperatura de molde juega también un importante papel dado que modifica directamente la viscosidad de la resina durante la impregnación, lo cual implica a su vez un cambio de fluidez, de velocidad del proceso y de tensión superficial. Sin embargo, atendiendo a los posibles defectos generados y tal como se describe en el punto 0, en un proceso óptimo, la temperatura debe ser controlada de acuerdo al nivel de presión para reducir la cantidad de inclusiones de aire [86]. Por otro lado, si la temperatura del molde es demasiado alta podría inducirse un curado prematuro en la resina de manera que podría impedirse la impregnación completa de todo el molde y las consecuentes zonas secas. El uso de la temperatura adecuada para cada resina puede optimizar las propiedades mecánicas finales [87]. La temperatura de inyección de resina influye de manera similar a la del molde, aunque el tiempo de gel y el de permanencia en el recipiente antes de ser inyectada debe ser tenido en cuenta para evitar la gelificación prematura.

La selección de una adecuada estrategia de llenado, lo cual supone la selección de la posición de entradas y venteos, es también de vital importancia como criterio de evaluación de la forma de llenado, para evitar zonas secas y *racetracking* [88], [89].

El control del curado queda fundamentalmente enfocado a mantener una temperatura homogénea en todo el laminado y un nivel de catalizador adecuado que minimicen las tensiones mecánicas internas y deformaciones acumuladas durante los cambios de fase y temperatura [88], [90].

Como se ha expuesto, la literatura ha dado a conocer múltiples causas por las que se generan defectos en los materiales compuestos. Sin embargo, no se ha actuado de manera correctiva sobre todas ellas, como es el caso de la velocidad del frente de flujo y su capacidad para reducir los atrapamientos de aire, la cual usualmente queda ausente de control alguno en las aplicaciones industriales de estos procesos.

2.2.3. Modelos físicos para el proceso de infusión

En el proceso de infusión de resina convencional, y según el esquema mostrado en la anterior Figura 9, la velocidad de avance de la resina sobre el tejido seco será el resultado conjunto de los parámetros del tejido, parámetros de la resina y de las condiciones exteriores aplicadas al sistema.

Desde el punto de vista macroscópico, el modelo de Darcy [91] para el cálculo de flujos a través de un medio poroso es aplicable a materiales compuestos de fibra larga, en los que se asume un número de Reynolds bajo, un comportamiento newtoniano del flujo y que todas las fibras quedarán saturadas tras la impregnación. El campo de velocidades resultante de un gradiente de presión en un medio poroso viene dado por la Ec. 1:

$$\vec{q} = -\nabla P \cdot \frac{\bar{\bar{K}}}{\mu} \quad \text{Ec. 1}$$

Donde $\vec{q}$ es la velocidad promediada en el volumen o velocidad de Darcy, μ es la viscosidad dinámica del fluido, P es la presión local y $\bar{\bar{K}}$ es el tensor de segundo orden de permeabilidad. Éste último valor tensorial es una propiedad intrínseca al tejido en función de su arquitectura y fracción volumétrica [92], [93], asumida normalmente constante, a pesar de que se han detectado pequeñas variaciones en función de la velocidad del flujo, cuando éste se varía entre valores extremos, como puede ocurrir en RTM [94]. Utilizado a la inversa, y conocido el perfil de velocidad, se puede determinar el valor de permeabilidad [80].

Al ser integrada la ley de Darcy en la ecuación de conservación de la masa para flujo incompresible (Ec. 2), se deriva que el gradiente de presión es lineal siempre que la permeabilidad y la viscosidad sean constantes tal como ocurre en el proceso de infusión de resina.

$$\nabla \cdot \vec{q} = \nabla \cdot \left(-\frac{\bar{\bar{K}}}{\mu} \nabla P \right) = 0 \quad \text{Ec. 2}$$

El campo de velocidades tridimensional, expresado en forma matricial, puede expresarse como se muestra en la Ec. 3:

$$\begin{pmatrix} q_x \\ q_y \\ q_z \end{pmatrix} = \frac{1}{\mu} \cdot \begin{pmatrix} K_{xx} & K_{xy} & K_{xz} \\ K_{xy} & K_{yy} & K_{yz} \\ K_{xz} & K_{yz} & K_{zz} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \partial p / \partial x \\ \partial p / \partial y \\ \partial p / \partial z \end{pmatrix} \quad \text{Ec. 3}$$

Esta matriz puede ser diagonalizada, obteniendo la permeabilidad para los tres ejes principales de un tejido y permitiendo evaluar el campo de velocidad según las direcciones principales (Ec. 4):

$$\begin{pmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \end{pmatrix} = \frac{1}{\mu} \cdot \begin{pmatrix} K_1 & 0 & 0 \\ 0 & K_2 & 0 \\ 0 & 0 & K_3 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \partial p / \partial x_1 \\ \partial p / \partial x_2 \\ \partial p / \partial x_3 \end{pmatrix} \quad \text{Ec. 4}$$

Donde los subíndices 1, 2 y 3 denotan las direcciones principales. La velocidad del frente de flujo se relaciona con la velocidad promedio en el volumen (q) a través de la porosidad del medio, ϕ , según la Ec. 5. La porosidad se define como la cantidad de volumen del material que no es ocupado por la fibra; esto es, la cantidad de espacio disponible para la resina.

$$u = \frac{q}{\phi} \quad \text{Ec. 5}$$

Y por tanto, la porosidad ϕ , está relacionada con la fracción volumétrica de fibra del compuesto v_f , definida como la cantidad del volumen del material que es ocupado por la fibra (Ec. 6):

$$\phi = 1 - v_f \quad \text{Ec. 6}$$

Así, la ecuación de Darcy unidimensional se define según la Ec. 7, donde sólo influye el término unidimensional de la permeabilidad, la viscosidad, porosidad y el gradiente de presión.

$$u = \frac{\Delta P \cdot K}{\Delta x \cdot \mu \cdot \emptyset} \quad \text{Ec. 7}$$

2.2.3.1. Velocidad del flujo en función del tiempo

A partir de la ecuación de Darcy unidimensional, es posible calcular la velocidad del frente de flujo en función del tiempo una vez conocida la viscosidad, porosidad y permeabilidad del medio, que mostrará una evolución temporal característica como la descrita matemáticamente por la Ec. 8 y gráficamente por la Figura 15. En primera instancia, se observa que a medida que el flujo avanza en su posición x , el valor instantáneo de velocidad decrece de manera inversamente proporcional a ésta. Dado que el resto de parámetros son constantes, y que la velocidad decrece, se traduce en que el gradiente de presión aplicado $\Delta p / \Delta x$ también decrece a medida que el flujo avanza. Desde el punto de vista físico, dado que la presión aplicada no varía (su valor es siempre igual a la presión atmosférica menos el nivel de vacío aplicado), pero sí lo hace la posición x , se demuestra que el valor del gradiente $\Delta p / \Delta x$ decrece. De manera similar, si se expresa en función del tiempo, la velocidad decrece proporcionalmente a la raíz inversa de éste, según se describe por la Ec. 8 y gráficamente se muestra en la Figura 15.

$$u = \frac{\Delta P \cdot K}{\Delta x \cdot \mu \cdot \emptyset} \rightarrow u = \frac{\Delta P \cdot K}{\Delta t \cdot u \cdot \mu \cdot \emptyset}$$
$$u = \sqrt{\frac{\Delta P \cdot K}{\Delta t \cdot \mu \cdot \emptyset}} \quad \text{Ec. 8}$$

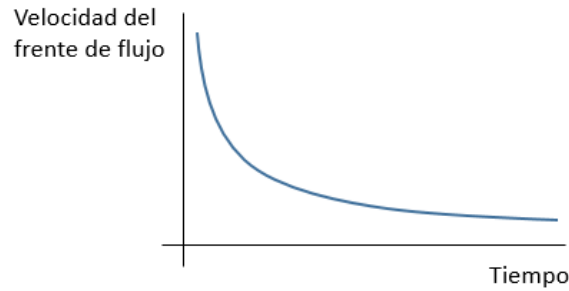


Figura 15. Evolución temporal de la velocidad del frente de flujo durante el proceso de infusión.

Fuente: elaboración propia.

2.2.3.2. Posición del frente de flujo en función del tiempo

De igual manera, puede obtenerse la posición del frente de flujo en función del tiempo (Ec. 9), obteniendo una gráfica tal como la mostrada en la Figura 16, la cual ha sido repetidamente verificada por varios autores usando diversas técnicas [95], [96]. Se llega a una proporcionalidad entre el cuadrado de la posición del frente de flujo y el tiempo, a través de una constante definida según las propiedades del laminado, del fluido y del proceso.

$$x^2 = \frac{\Delta P_{bomba} \cdot K}{\mu \cdot \phi} \cdot t \rightarrow x^2 = cte_1 \cdot t$$

$$x = \sqrt{\frac{\Delta P_{bomba} \cdot K}{\mu \cdot \phi} \cdot t} \rightarrow x = cte_2 \cdot \sqrt{t}$$

Ec. 9

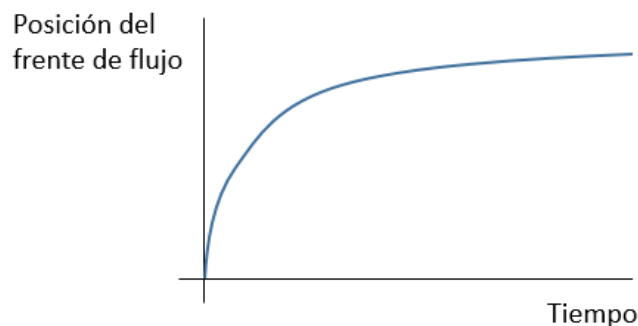


Figura 16. Evolución temporal de la posición del frente de flujo durante el proceso de infusión.

Fuente: elaboración propia.

Adicionalmente, si la viscosidad, la presión total y el tamaño de los laminados son conocidos, la permeabilidad puede ser calculada a partir de la gráfica x^2-t , mediante un ajuste por mínimos cuadrados de los valores experimentales, y obteniendo la pendiente C , y de ésta, extrayendo el valor K (Ec. 10).

$$x^2 = \frac{\Delta P_{bomba} \cdot K}{\mu \cdot \phi} \cdot t \rightarrow x^2 = C \cdot t$$

Ec. 10

$$K = C \text{ (pendiente)} \cdot \frac{\mu \cdot \phi}{\Delta P_{bomba}}$$

A partir de la Ec. 11 es posible calcular el tiempo de impregnación para un determinado tejido del que se conoce su permeabilidad y porosidad, así como la presión aplicada y la viscosidad de la resina:

$$t_{infusion} = \frac{\Delta x^2 \cdot \mu \cdot \phi}{\Delta P_{laminado} \cdot K}$$

Ec. 11

2.2.3.3. Longitud impregnable máxima por infusión

Una vez caracterizado el tejido y conocida su permeabilidad, mediante la aplicación de la ley de Darcy es posible estimar la velocidad mínima del frente de flujo al final del laminado. Esta velocidad mínima tiene un gran interés desde el punto de vista de optimización del proceso. Aunque se analizará en detalle más adelante, esta velocidad mínima será la que tenga la resina durante la impregnación del último tramo de laminado cuando la presión de vacío es máxima (ya se mostró en la Figura 15 cómo esta va decreciendo a medida que avanza el frente de flujo y es mínima al final). El interés de su estudio radica en que una posible velocidad óptima del proceso deberá ser siempre superior a este valor mínimo dado que, de otra manera, no será posible conseguir un llenado a tal

velocidad óptima. Siempre y cuando sea superior, podrán aplicarse reguladores de presión o caudal para reducirla.

$$u_{min} = \frac{\Delta P_{laminado} \cdot K}{L_{laminado} \cdot \mu \cdot \phi} = \frac{\Delta P_{bomba} \cdot K}{L_{laminado} \cdot \mu \cdot \phi} \quad Ec. 12$$

En este punto se deduce que si se pretende regular la velocidad en todo un laminado una vez se conoce experimentalmente su velocidad óptima, éste podrá tener una longitud máxima que haga que la velocidad mínima en el punto final del laminado sea la óptima. Utilizando la presión máxima de la bomba de vacío, ΔP_{bomba} , este valor se alcanza en una longitud:

$$L_{laminado \text{ máxima}} = \frac{\Delta P_{bomba} \cdot K}{u_{optima} \cdot \mu \cdot \phi} \quad Ec. 13$$

Tal valor, $L_{laminado \text{ máxima}}$, no podrá ser superado por la longitud de un laminado en el que podría pretenderse realizar un llenado a una velocidad constante e igual a la óptima, u_{opt} . En tal caso, entradas múltiples (simultáneas o secuenciales) deberán ser usadas, o bien, asumir que cierta parte del laminado será infundido a una velocidad inferior a la óptima.

2.2.3.4. Adición de pérdida de presión controlable

Por otro lado, cuando una pérdida de presión variable se añade al sistema debido a un elemento que implique una pérdida de presión primaria, como una válvula con una caída de presión ΔP_{valv} , la velocidad del frente de flujo unidimensional se ve modificada según:

$$u = \frac{\Delta P_{bomba} - \Delta P_{valv}}{\Delta x} \cdot \frac{K}{\mu \cdot \phi} \quad Ec. 14$$

Como es de esperar, se verifica que la velocidad del frente de flujo es máxima cuando la válvula está completamente abierta (en adelante $u_{VCA}(x)$), $\Delta P_{valv} = 0$, y nula cuando la

válvula está cerrada, $\Delta P_{valv} = \Delta P_{bomba}$. En función del tiempo, cuando la válvula está completamente abierta, la velocidad del frente de flujo es la máxima posible durante todo el proceso, $u_{max}(x)$; mientras que cuando la válvula está parcialmente abierta (en adelante $u_{VPA}(x)$), la velocidad $u_{VPA}(x)$ es inferior a este valor máximo, $u_{max}(x)$, ya que la pérdida de presión ΔP es siempre un valor positivo (Ec. 10). Dado que la velocidad de impregnación va continuamente decreciendo a medida que avanza el flujo (según la Figura 15), la velocidad al final del proceso, con la válvula completamente abierta, $u_{VCA}(x = L)$, debe ser igual o superior al valor mínimo calculado, u_{optima} (Ec. 12). De otra manera, la velocidad óptima no podrá ser conseguida durante la impregnación de todo el laminado, incluso si la válvula estuviera completamente abierta, según la Figura 9.

$$\left. \begin{aligned} u_{VCA} &= \frac{\Delta P_{bomba}}{\Delta x} \cdot \frac{K}{\mu} \\ u_{VPA} &= \frac{\Delta P_{bomba} - \Delta P_{valv}}{\Delta x} \cdot \frac{K}{\mu} \end{aligned} \right\} u_{VCA} - u_{VPA} = \frac{\Delta P_{valv}}{\Delta x} \cdot \frac{K}{\mu} \quad Ec. 15$$

$$\Delta P_{valv} > 0 \rightarrow u_{VCA}(t) > u_{VPA}(t) > u_{VCA}(x = L) \geq u_{optima}(x = L) \quad Ec. 16$$

Asumiendo despreciables las pérdidas de presión del aire en el tejido seco, el nivel de presión aplicada por el sistema de vacío (típicamente de -90 kPa a -95 kPa) se distribuirá a lo largo de la región impregnada del tejido, decreciendo el valor del gradiente de presiones $\Delta P / \Delta x$ a medida que el flujo avanza. Así, al analizar dos posiciones del flujo distintas, se observarán perfiles como los mostrados en la Figura 17, donde una misma presión aplicada a la entrada de resina genera distintos valores de gradiente de presión para distintas posiciones de flujo, cumpliéndose que $(\Delta P / \Delta x)_1 > (\Delta P / \Delta x)_2$.

El hecho de que el gradiente de presión varíe a lo largo del laminado, implica que el grado de compactación de la bolsa sobre el tejido es variable, y proporcional a la diferencia entre la presión atmosférica y la presión interior. Dado que la presión muestra un perfil similar al descrito en la Figura 17, el espesor en cada punto del laminado irá variando [19], lo cual aumenta el grado de dificultad de análisis del proceso.

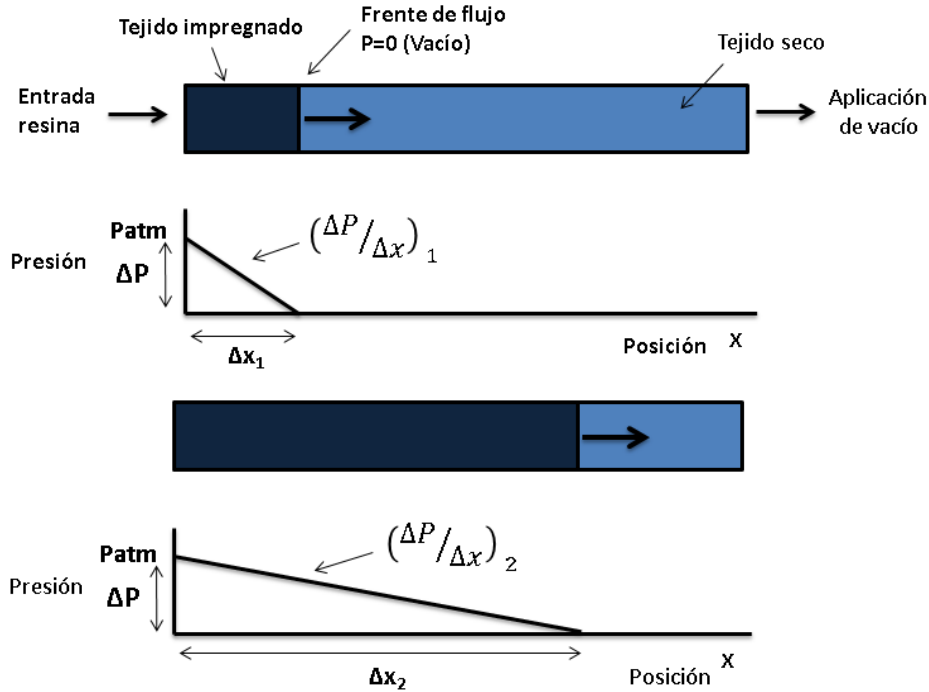


Figura 17. Gradiente de presión en el avance del frente de flujo. A medida que el frente de flujo avanza, el gradiente de presión $\Delta P / \Delta x$ se reduce al ser ΔP constante e ir aumentando el valor Δx . Fuente: elaboración propia.

Se asume que toda la diferencia de presión aplicada actúa sobre el laminado y la válvula, dado que puede deducirse que las pérdidas en el sistema de conductos son despreciables. Mediante la aplicación de la ecuación de Darcy-Weisbach [97], la pérdida de presión en un conducto rectilíneo es:

$$\Delta P = \lambda \frac{L}{D} \frac{v^2}{2} \rho \quad \text{Ec. 17}$$

Donde el factor de fricción de Darcy, λ , puede determinarse para flujos laminares ($Re < 2300$) como:

$$\lambda = \frac{64}{Re} \quad \text{Ec. 18}$$

Sustituyendo valores característicos de set-up y proceso (descritos detalladamente en el punto 4.3.1), se obtienen pérdidas características <0.01 bar, por lo que pueden ser despreciables frente a los niveles de presión generados por la bomba, suponiendo aproximadamente un 1%.

$$\Delta P_{tubos} \ll \Delta P_{bomba} \quad Ec. 19$$

Con una pérdidas de presión externas despreciables y una evolución decreciente de la velocidad con el tiempo y su influencia sobre los atrapamientos de aire (ver punto 2.2.4), se plantea la posibilidad de controlarla y mejorar así las propiedades del material.

Así, concluyendo las ideas principales analizadas de este punto:

- Dificultad de controlar el proceso de infusión por el gran número de parámetros y fenómenos interrelacionados que tienen lugar.
- De manera intrínseca al proceso, la velocidad de avance del flujo muestra una fuerte variación en función del tiempo.
- La fuerte influencia que tiene la velocidad del frente de flujo en la cantidad de atrapamientos de aire en el material (según 2.2.2 y 2.2.4).
- Las pérdidas de presión externas al laminado y la válvula son despreciables.

En este contexto, teniendo en cuenta las conclusiones anteriores, se propone en esta tesis controlar de la forma adecuada las pérdidas de presión en la válvula de entrada de resina para mantener una velocidad constante durante todo el proceso minimizando así la cantidad de defectos y optimizando las propiedades mecánicas finales.

2.2.3.5. Permeabilidad insaturada y saturada

En todos los casos, la permeabilidad incluida en los modelos anteriores se refiere a la permeabilidad insaturada K_{insat} , que bien conviene diferenciarla de la permeabilidad saturada, K_{sat} [98], [99]. Tal y como describe [100], cuando el tejido seco es impregnado por primera vez, la resina tiende a fluir tanto por los canales de mayor permeabilidad

(normalmente situados entre las hebras, donde existen grandes huecos), como por los de menor permeabilidad (por los pequeños huecos entre las fibras, fluyendo por capilaridad). Como describe [101], el movimiento del frente de flujo se puede determinar por la aplicación de la ley de Darcy y la permeabilidad insaturada, en un régimen transitorio dado que el gradiente de presión varía con la posición ($dP/dx = f(x)$).

Sin embargo, cuando la resina fluye a través de una región impregnada, el fenómeno de capilaridad desaparece, moviéndose la resina principalmente por los huecos entre hebras, pasando a ser el macroflujo el que domina el proceso. Esto fue observado por [100], según se muestra en la Figura 18, donde se utilizó un flujo oscuro para remarcar la región saturada, tras ser impregnada previamente por un fluido claro. En este caso, se alcanza un régimen estacionario en el que el caudal se mantiene constante, dado que el gradiente de presión se hace constante ($dP/dx = cte$).

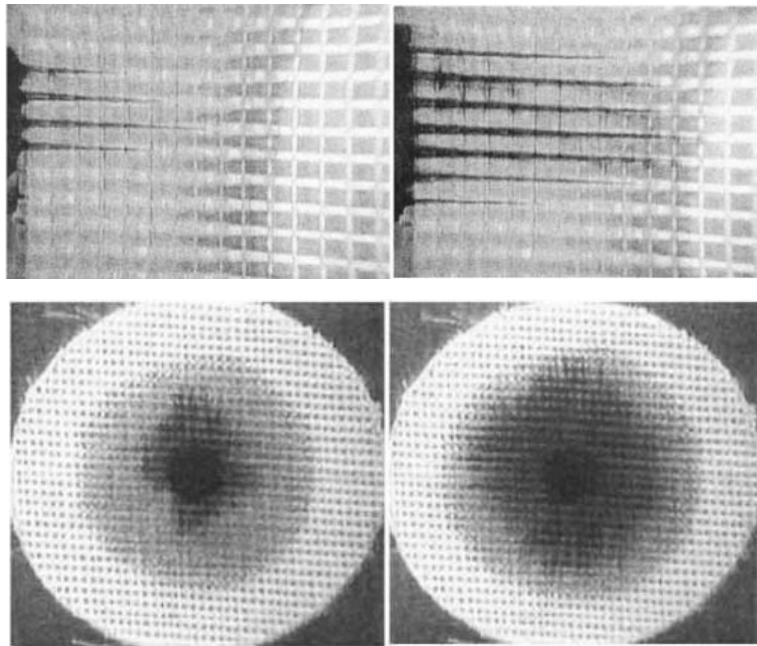


Figura 18. Secuencia temporal, de izquierda a derecha, del avance del flujo por canales de alta permeabilidad (en oscuro) en tejidos [0,90] previamente saturados con fluido más claro. Fuente: extraídas de [100].

Aunque la permeabilidad insaturada es hasta 4 veces mayor que la permeabilidad saturada [102], [103], se han reportado casos en los que la permeabilidad saturada supera a la insaturada, debido al movimiento y distribución de atrapamientos de aire durante la impregnación [102]–[106].

Puesto que en este trabajo se tratará con un tejido inicialmente seco, se tendrá en consideración únicamente la permeabilidad insaturada como aquélla que permite evaluar la velocidad del frente de flujo durante la impregnación. Además, se trabajará con el frente de flujo que determina la impregnación insaturada, que ocurrirá presumiblemente en la capa superior del laminado.

2.2.3.6. Influencia de la deformación del laminado

El proceso de infusión de resina se diferencia de otros procesos LCM en que una de las dos partes del molde es flexible, constituida generalmente una bolsa sobre la que actúa la presión atmosférica. De esta manera, y a diferencia de otros procesos como RTM, el espesor del laminado no queda impuesto por la geometría del molde. El espesor en cada punto del laminado es el resultado del equilibrio de presiones internas (del fluido, p_{resina} , y del tejido, p_{fibra}) y externas (atmosférica, p_{ATM}) (Ec. 20).

$$p_{ATM} = p_{resina} + p_{fibra} \quad Ec. 20$$

Al comienzo del proceso, la diferencia de presión a ambos lados de la bolsa coincide con la diferencia entre la presión atmosférica, típicamente $101.3 \cdot 10^3$ Pa, y la presión de vacío aplicada, idealmente 0 Pa, siendo ésta homogénea en todo el laminado. Cuando el flujo comienza a impregnar, la presión sobre la fibra es transferida al fluido, generando una relajación en la fibra (Figura 19) y observado en otros trabajos [107], [108], lo que incrementa su espesor (este fenómeno es más notable en tejidos entrelazados, con marcada ondulación, mientras que tiene efectos menores en tejidos NCF unidireccionales). Así, existen cambios de permeabilidad y ello influye a su vez sobre la velocidad de impregnación. Como consecuencia, el espesor laminado deja de ser constante durante el proceso de impregnación

y curado, variando en tiempo y posición. La ecuación de continuidad deja de ser exacta en este caso, debiendo incluir modificaciones para la conservación de masa, según el modelo descrito en la Figura 20. Sobre la fibra aparece un efecto *spring-back* [109], equivalente a una pérdida de presión de compactación sobre el mismo, y como consecuencia, aumenta el espesor.

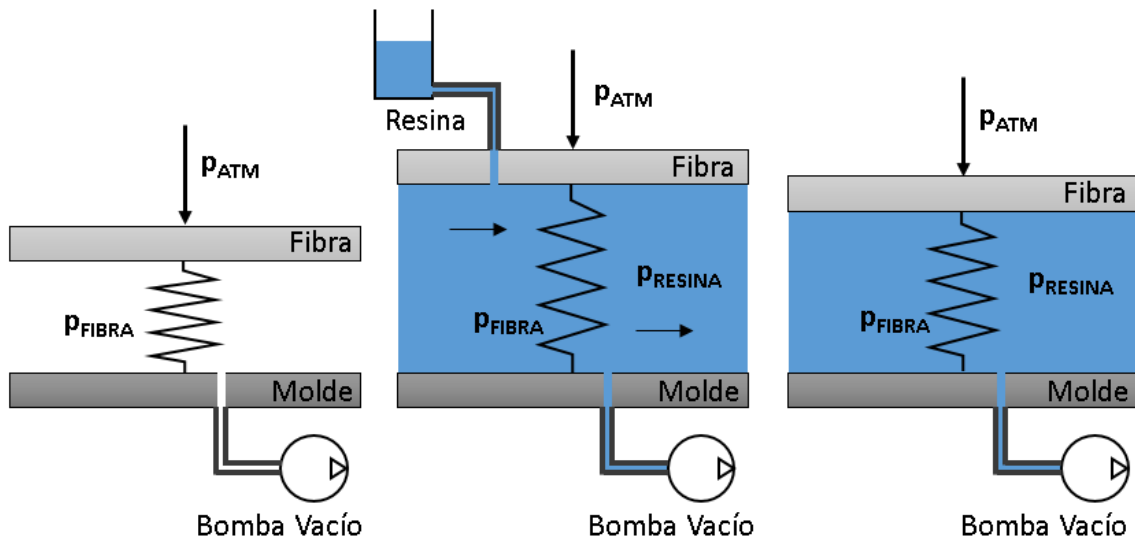


Figura 19. Esquema de los mecanismos de transferencia de la presión atmosférica aplicada sobre (a) el laminado seco sin vacío, (b) laminado seco compactado y (c) laminado en proceso de impregnación. Fuente: elaboración propia.

En la Figura 20 se muestra un esquema del proceso y la variación de espesor en el laminado a medida que el frente de flujo avanza. Teniendo en cuenta la conservación de la masa, el cálculo de variables durante el proceso y finales implican tener un profundo conocimiento del comportamiento del tejido frente a las condiciones del proceso. Entre éstos, implica conocer cómo varía el espesor del tejido en función de la presión aplicada, así como la variación de permeabilidad en función del espesor o fracción volumétrica de fibra; funciones que a priori implican una extensa componente experimental. Estas relaciones han sido estudiadas en numerosos trabajos [109]–[114] aunque sólo para laminados concretos. Como resultado, el perfil de presiones, lejos de ser lineal con el flujo, tiene la forma mostrada en la Figura 20, donde además se compara con un sistema RTM, en el que sí se garantiza un espesor constante, y por tanto un perfil de presión lineal.

Si bien este efecto es inherente a la mayoría de laminados, su efecto será proporcionalmente más acentuado cuando se trate de apilados de gran espesor formados a partir de tejidos entrelazados, siendo asimismo menos notable en láminas delgadas de tejidos NCF unidireccionales, como los que son utilizados en este trabajo.

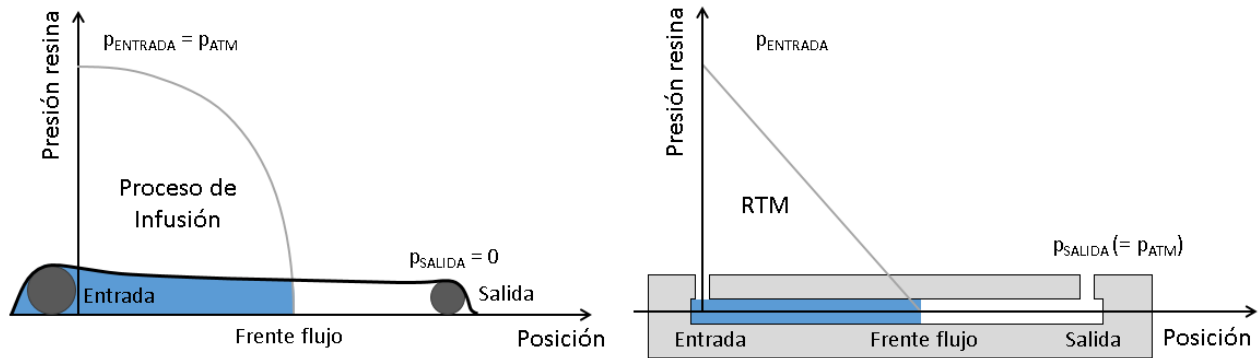


Figura 20. Vista esquemática del proceso de infusión a la izquierda; y de RTM a la derecha, con espesor variable y constante, respectivamente. Fuente: elaboración propia.

Mediante la metodología propuesta se evita la complejidad de análisis del flujo durante el llenado de cara a mantener una velocidad de frente de flujo uniforme de manera espacial y temporal. De otra manera, contemplar estos efectos de manera analítica, si se pretende realizar la infusión a una velocidad de frente de flujo constante, supondría una complejidad excesiva y fácilmente desequilibrada por diversos factores y/o variaciones difícilmente controlables intrínsecas al proceso y al material.

2.2.4. Defectos asociados a los procesos de fabricación

Los defectos que pueden aparecer sobre el material se refieren, en su definición más amplia, a irregularidades en el material compuesto que causan una desviación sobre sus especificaciones previamente definidas. En la industria, exhaustivos y continuados controles de calidad evitan que materiales con alto índice de defectos sean usados en componentes finales [115]–[117]. Estas desviaciones son minimizadas o reducidas mediante estrictos protocolos de control de fabricación, partiendo de la premisa de que estos pueden reducirse o eliminarse. Sin embargo, los defectos pueden ocurrir de forma inesperada durante cualquiera que sea el proceso de fabricación utilizado, abarcando desde

desalineaciones en las fibras de los tejidos a inclusiones o errores en el proceso de impregnación y curado. En función del tipo de proceso de fabricación, distintos tipos de defectos pueden presentar mayor o menor dificultad de ser eliminados. Los procesos LCM presentan típicamente zonas secas, atrapamientos de aire, ondulaciones de fibra en el plano y fuera de plano, micro-grietas y deformaciones [118]–[122]. Como se observa en la Figura 21, los defectos pueden clasificarse en tres grandes tipos: defectos del tejido, defectos inducidos por el flujo y defectos inducidos por el curado.

Los defectos de la preforma se refieren a alteraciones en la forma y geometría del refuerzo. Estas alteraciones incluyen desalineamientos, ondulaciones y arrugas. Los desalineamientos de las fibras son definidos como una desviación angular de la posición nominal, entendiendo ésta como la dirección de la fibra especificada en el diseño. Las ondulaciones son desviaciones descritas en el plano mientras que las arrugas son desviaciones fuera del plano, afectando al espesor y acabado final de la pieza. En el caso de tejidos que incorporan refuerzos transversales, las desalineaciones de fibra resultan inevitables; una revisión más detallada de su efecto se da en el punto 2.3.1.

Los defectos inducidos por el flujo se basan en anomalías causadas por el inadecuado movimiento de la resina en el interior del molde durante la fase de impregnación en procesos LCM, incluyendo tanto huecos como puntos secos. Ambos se presentan como ausencia localizada de resina tras el proceso de impregnación. Algunos investigadores lo denominan “porosidad”, aunque conviene destacar que este último término se utiliza también para referirse al valor complementario de la fracción volumétrica, denotada como $\emptyset = 1 - v_f$. En cualquier caso, atrapamientos de aire y puntos secos tienen distinta naturaleza y mecanismos de formación. Además, ocurren a diferentes escalas dimensionales: los puntos secos son visibles a simple vista mientras que los atrapamientos de aire usualmente requieren ser observados mediante magnificación.

Por su parte, los defectos inducidos por el curado son originados durante las reacciones químicas que tienen lugar entre la resina y el catalizador, por las cuales se forman, crecen y se entrecruzan las redes moleculares que los componen. En este grupo se incluyen las microgrietas, distorsiones y crecimiento de los atrapamientos de aire [122], [123] en función de las variación de propiedades de la resina durante el curado. Las microgrietas ocurren normalmente en la matriz debido a la degradación térmica y tensiones residuales. Las distorsiones se refieren normalmente a deformaciones diferenciales tras el desmoldeo que implican contracciones (*shrinkage*) y efecto *spring-back* por recuperación elástica del material. El crecimiento de los atrapamientos de aire denota el aumento del tamaño de los atrapamientos de aire debido a la liberación de volátiles en el dominio de la resina durante el curado. Antes de la gelificación, los atrapamientos de aire, cualquiera que sea su origen, tienen a expandirse, contraerse o incluso disolverse en función del equilibrio de presiones en la interfase, por lo que la presión de curado juega un papel importante. Durante la gelificación, los volátiles tienden a concentrarse en las partes con un curado tardío, allí donde la viscosidad o temperatura sea todavía baja [122], por lo que el papel de la temperatura durante el curado también es destacable.

De forma esquemática, los defectos inducidos por los procesos de fabricación LCM han sido clasificados por [124] según se muestra en la Figura 21.

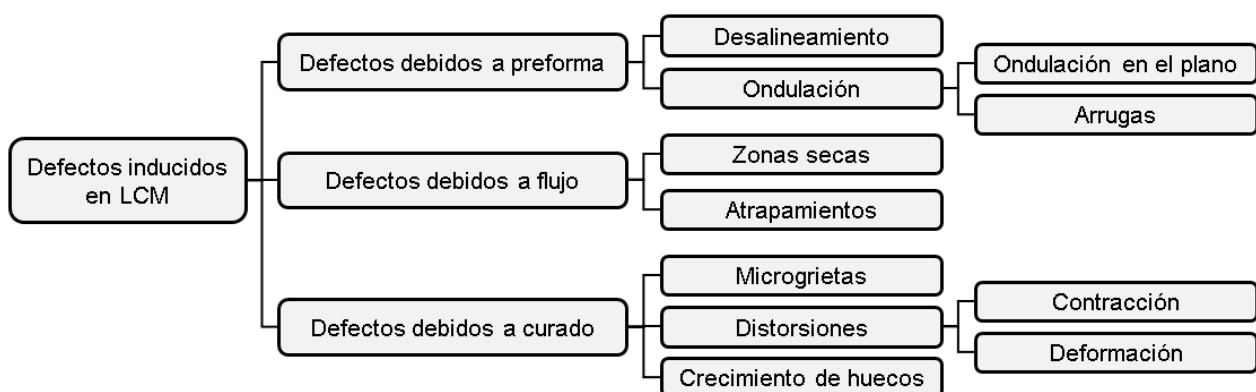


Figura 21. Defectos de fabricación en procesos LCM. Fuente: reelaborado de [124].

2.2.4.1. Defectos asociados al flujo

Multitud de defectos pueden ser encontrados en materiales fabricados por cualquiera de los diferentes métodos de fabricación descritos en 2.2.1, siendo imprescindible tener en cuenta su caracterización y efectos sobre el material y su comportamiento. Los defectos inducidos por el flujo en procesos LCM se deben principalmente a la complejidad del proceso de impregnación de la resina sobre las fibras secas. Los defectos pueden ser generados en cualquiera de los componentes de material compuestos: matriz o fibra; o bien en la interfase entre ambos, tal como resume [125]. En la matriz se presentan en forma de atrapamientos de aire o zonas secas. En la fibra aparecen en forma de desalineaciones, ondulaciones, fibras dañadas o distribución anómala de fibra, mientras que en la interfase suelen aparecer zonas no unidas entre matriz y fibra o entre distintas capas del laminado.

Los huecos o atrapamientos de aire son los principales defectos que se encuentran en los materiales compuestos fabricados por técnicas LCM. Su reducción constituye todo un reto para la ingeniería del proceso, a través del estudio de sus causas y sus efectos [99]. Se conocen sus consecuencias, e incluso muchas de sus causas, pero no se suele actuar en consecuencia de la forma adecuada para reducir su cantidad o efecto. Incluso en los sectores con aplicaciones más críticas cierta cantidad de huecos debe ser admitida: entre un 1% y un 2% en el sector aeronáutico [82], [99], [125]–[127] y alrededor de un 5% para otras aplicaciones [128]. Diversas causas han sido asociadas a su aparición tales como la presión de vacío, la presión de inyección, la velocidad del frente de flujo y la temperatura del molde, entre otros [86], además de parámetros relacionados con el tejido en cuestión [33]. Otras causas, tales como la evaporación de la resina durante el curado, contracciones excesivas o la nucleación del aire disuelto han sido estudiadas en trabajos como [129], [130].

El proceso de impregnación y sus variables tienen vital importancia en la generación de defectos. Los vacíos o zonas secas en el tejido aparecen con diversidad de tamaños, morfología y distribución, como se muestra en la Figura 22, obtenidas de un laminado [0₂,90,MAT]_s de fibra de vidrio y epoxi. Por su parte, en procesos de autoclave, comúnmente

se encuentran atrapamientos con formas elipsoidales entre las láminas como consecuencia de la evaporación y volátiles durante el curado de la resina y las elevadas presiones utilizadas, por lo que no resulta recomendable para fabricación de grandes componentes [125], teniendo en cuenta que a mayor tamaño del laminado, mayor dificultad para evacuar el aire atrapado.

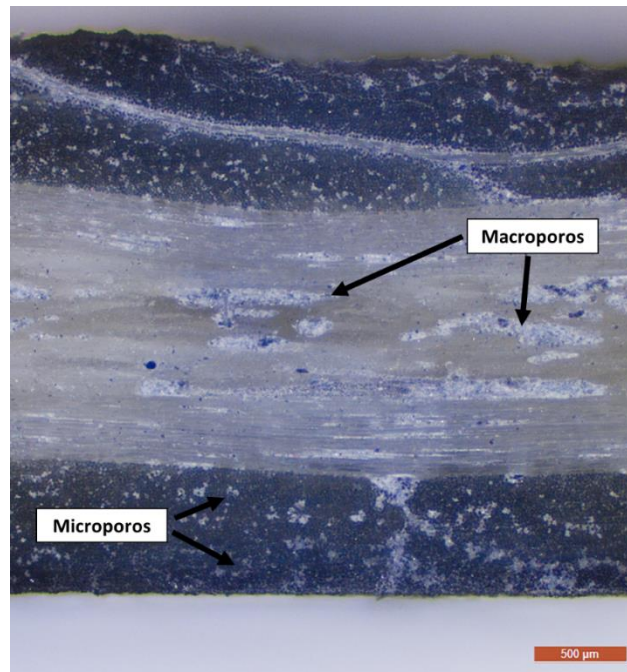


Figura 22. Imágenes representativas de diferentes tamaños y localizaciones d atrapamientos de aire en procesos LCM. Fuente: elaboración propia.

Atendiendo a los atrapamientos de aire y su relación con el proceso de impregnación, existen tres causas principales por los que estos aparecen:

- a) Frente global no uniforme por diferencias de permeabilidad macroscópica en diferentes puntos del laminado (Figura 23a).
- b) Llenado incompleto, por inadecuada estrategia de llenado (Figura 23b).
- c) Desequilibrio entre el macro-flujo y el micro-flujo (Figura 23c).

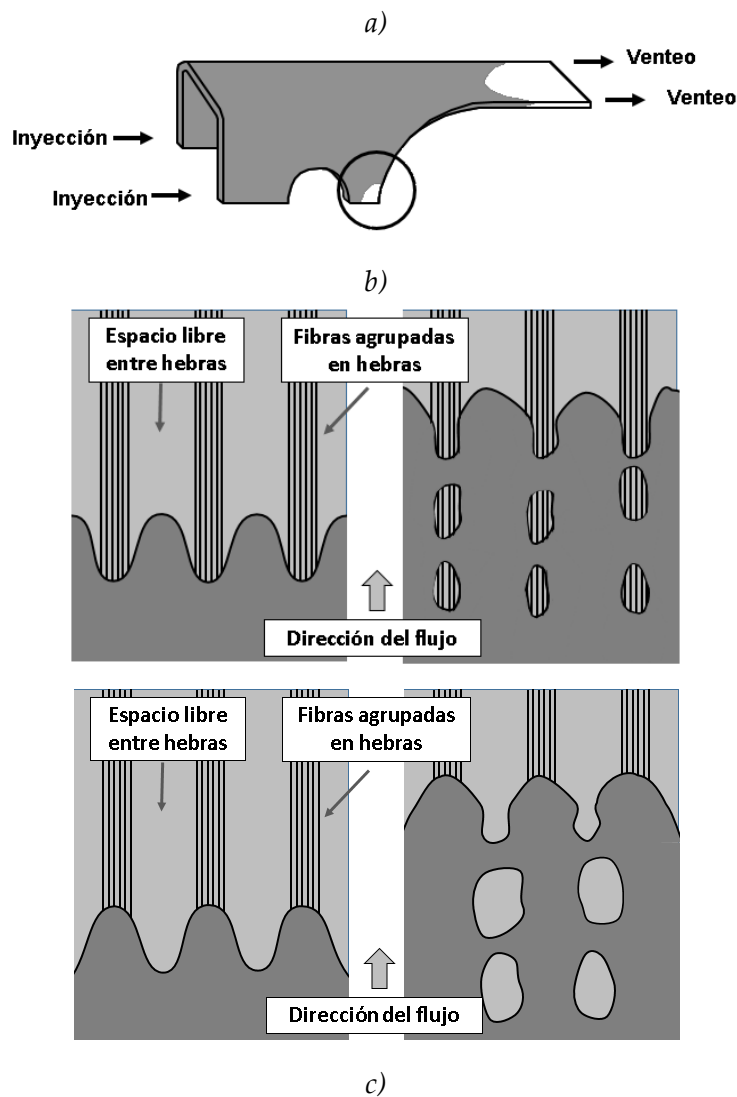


Figura 23. Defectos asociados al flujo: a) Zonas secas por frente de flujo no uniforme, b) llenado incompleto por inadecuada estrategia de llenado y c) microhuecos a la izquierda y macrohuecos a la derecha en un tejido unidireccional. Fuente: elaboración propia.

Estas tres causas comparten una característica común: los vacíos son generados por aire atrapado en el interior. Las dos primeras causas generan zonas secas macroscópicamente visibles, mostrándose como un gran volumen de aire atrapado alrededor de las fibras insaturadas, quedando gran parte del tejido sin ser impregnado por la resina. Por otro lado, la tercera causa genera atrapamientos de aire internos, que suelen ser menos detectables y que requieren un análisis más profundo.

a) Flujo no uniforme

En cuanto al flujo no uniforme, éste se debe usualmente a grandes diferencias de permeabilidad entre distintas zonas del laminado, lo cual puede deberse a tejidos de diferente naturaleza, compactación de la bolsa insuficiente, falta de adaptación de la bolsa y el tejido al molde, aristas vivas, etc. Tal diferencia de permeabilidad llevada al extremo deriva en el llamado efecto *racetracking*. Las diferencias de permeabilidad y en consecuencia, el efecto *racetracking*, pueden ser originadas por un incorrecto posicionamiento de los tejidos en el interior de molde, una inadecuada forma de la preforma, defectos del tejido que incurran en diferencias de permeabilidad o inclusión de materiales extraños en el molde [105], [131]–[133]. De esta manera, el flujo a través ciertos canales de muy alta permeabilidad (i.e. aire o un valor v_f muy reducido) alcanza los puntos de venteo o vacío antes de que las partes de mayor permeabilidad sean impregnadas. Tal y como se mostró en el punto 2.2.3.5 en relación al hecho de que la permeabilidad saturada puede ser superior a la no saturada, el flujo podría no tender a impregnar las partes secas, sino que éste fluiría desde los puntos de inyección a los puntos de venteo o vacío directamente. En esta situación, el efecto de capilaridad puede resultar insuficiente para impregnar el tejido antes del punto de gelificación y bloqueo de la resina. En el mejor de los casos la zona seca se verá reducida en tamaño, aunque no llegará a desaparecer el defecto en forma de aire atrapado.

Trabajos previos realizados en esta investigación, han mostrado efectos locales de *racetracking* durante la impregnación de un tejido de fibra de carbono [+45,-45] de baja permeabilidad como se muestra en la Figura 24. En la figura se observa *racetracking* en cada

uno de los bordes del laminado, y de manera más acentuada en el borde inferior. Además, su desequilibrio se extiende a medida que el frente progresa desde un instante t_1 hasta t_2 .



a) $t = t_1$



b) $t = t_2$

Figura 24. Efecto racetracking por canales rápidos en los bordes de la preforma, acentuándose además su desequilibrio a medida que avanza de a) a b). Fuente: elaboración propia.

Otras causas que dan lugar a atrapamientos por flujo no uniforme pueden estar relacionadas con la resina, de manera que un curado prematuro de ésta puede impedir la impregnación adecuada del tejido. Asimismo, la distribución de temperatura en el molde puede retrasar o adelantar el curado localmente, pudiendo bloquear el avance la resina antes de la impregnación completa. Tanto los atrapamientos de aire como las zonas secas son zonas del tejido no impregnadas o insaturadas. Estos defectos pueden ser diferenciados por su tamaño, de manera que las zonas secas suelen extenderse desde unos pocos milímetros en adelante, lo cual implica rechazo directo en los controles de calidad [134], [135], mientras que los atrapamientos de aire abarcan desde unos pocos micrómetros a varios cientos de micrómetros. Ello implica también diferencias en la detección de ambos, requiriéndose el uso de técnicas de microscopía óptica o electrónica para su observación, utilizándose típicamente magnificaciones de 50X a 1000X [124].

b) Llenado incompleto

El llenado incompleto se debe principalmente a una incorrecta estrategia, derivada de una incorrecta posición de los puntos de inyección y venteos que, combinados con una distribución desfavorable de permeabilidades, hace que la trayectoria descrita por el flujo no alcance determinadas zonas del laminado.

Para controlar y evitar la aparición de estas zonas secas, diversos sistemas han sido propuestos. Se encuentran soluciones basadas en procesos de simulación en tiempo real basados en redes neuronales [136], uso de sensores embebidos y actuadores retroalimentados [137], aplicación localizada de calor mediante inducción para reducir la viscosidad [135], o el uso de láminas de distribución controladas u optimizadas para cada caso [138], [139] lo cual usualmente conlleva elevados costes de montaje, útiles y equipamiento [140]. Además, si los puntos de inyección se disponen de manera inadecuada, distintos frentes de flujo pueden encontrarse de manera desfavorable, de forma que la unión de varios frentes de flujo de manera frontal puede evitar la correcta evacuación del aire, quedando éste atrapado en forma de regiones secas a nivel microscópico [79], [141], [142] según se muestra en la Figura 25.

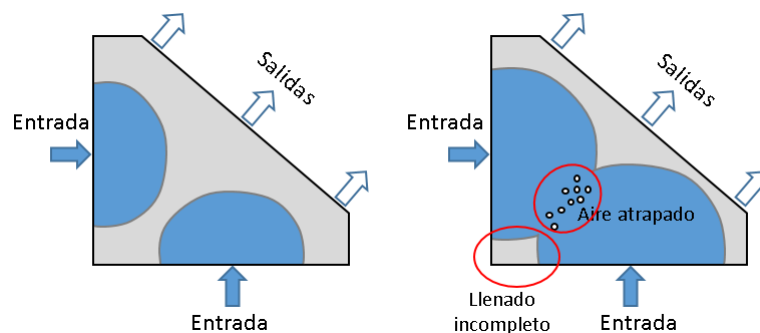


Figura 25. Llenado incompleto como consecuencia de dos entradas incorrectamente posicionadas. Fuente: reelaborado de [142].

c) Desequilibrio entre el macroflujo y el microflujo

Por último, el análisis de la tercera causa resulta más complejo dado que, para analizarlo, la impregnación debe tenerse en cuenta tanto a nivel microscópico como macroscópico. El desequilibrio entre ambos flujos, en adelante macro-flujo y micro-flujo

respectivamente, son causa directa de aire atrapado a nivel microscópico (microhuecos) y macroscópico (macrohuecos), defectos también conocidos como atrapamientos mecánicos [36], [37], [143]–[145]. El macroflujo es generado por las diferencias de presión aplicadas a la resina, que la obligan a fluir a través de los huecos de mayor tamaño (entre hebras). Por otro lado, el microflujo está dominado por las fuerzas capilares, las cuales se ven favorecidas en huecos del orden del tamaño de las fibras individuales, en el interior de cada hebra, ya que actúan en longitudes características del orden del tamaño la fibra. Una visión más completa sobre este tipo de defectos se da en el siguiente punto (0).

Aunque las tres causas anteriores son responsables de la defectología más común e importante en procesos LCM, [146] recopiló además de las anteriores, otras causas de formación de huecos, que son mostradas en la Figura 26. Parte de las ellas están relacionadas con el estado de la resina, tales como la presencia de agua, purga inadecuada, atrapamiento de volátiles durante el curado, o por incompatibilidad entre matriz y refuerzo. En cuanto al tejido, fuertes diferencias de permeabilidad y espesor pueden también dar lugar a atrapamientos de aire.

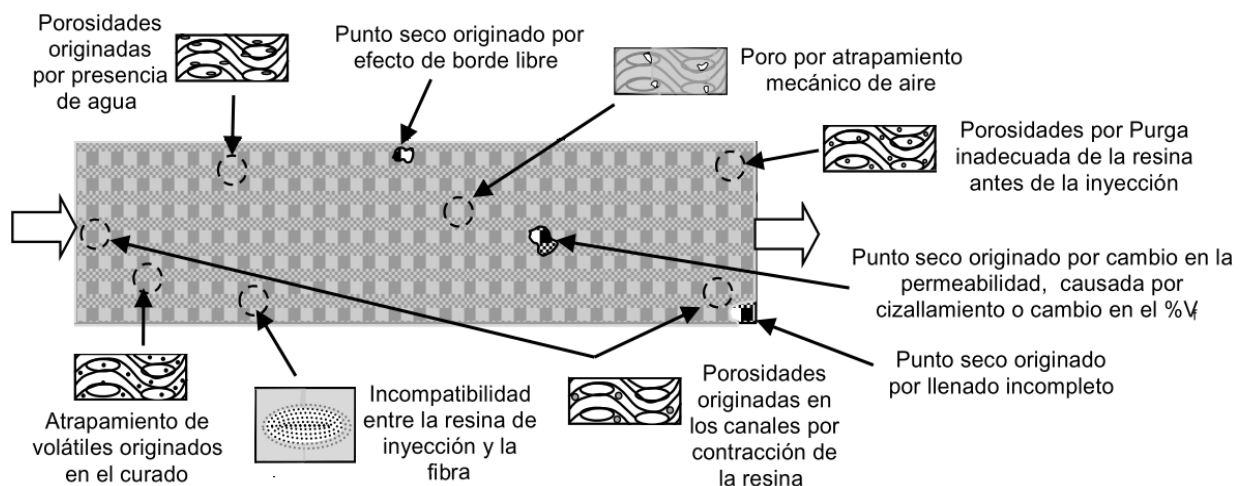


Figura 26. Causas comunes de formación de huecos en procesos LCM. Fuente: extraído de [145], [146].

En los resultados de [146] se destaca igualmente el papel que juega la velocidad de impregnación en tejidos de escala dual. Señala además que la acumulación de atrapamientos mecánicos, en parte es debida a la dificultad de éstos para ser arrastrados

hasta el punto de purga, lo cual se ve acentuado en tejidos de escala dual, como los estudiados en este trabajo.

2.2.4.2. Atrapamientos por desequilibrio entre flujo macroscópico y microscópico

Durante el proceso de impregnación, la resina debe mojar perfectamente la preforma al mismo tiempo que el aire inicialmente presente es expulsado al exterior del molde. El proceso de impregnación ideal implica el llenado completo de todos los huecos existentes en la fibra inicialmente seca. Múltiples factores como la permeabilidad, la viscosidad de la resina y la geometría del molde tienen una fuerte influencia sobre el flujo de resina y la manera en que ésta impregna a los tejidos [147].

2.2.4.2.1. Escalas geométricas de los tejidos

Los tejidos de fibra larga utilizados en procesos LCM, y en concreto en el proceso de infusión, pueden presentar una o múltiples escalas [148], [149] cuando se analizan a distintos niveles de magnificación. De esta manera, según las configuraciones geométricas en las que pueden encontrarse los tejidos comerciales, conviene distinguir entre dos tipos de configuraciones de fibra usuales en LCM (Figura 27):

- Tejidos de una escala. Las fibras no están agrupadas en hebras, y así, la dimensión característica de los huecos existentes entre las fibras individuales puede considerarse homogénea a lo largo de todo el tejido. Todo el dominio del material tiene la misma dimensión característica en sus huecos, del orden del tamaño de la fibra, por lo que el fenómeno de impregnación tiene lugar a nivel microscópico. Como consecuencia, la impregnación de todas las fibras tiene lugar en las mismas condiciones. Ejemplos de estos tejidos son los tejidos aleatorios monofilamento y los tejidos conformados mediante cintas de fibra, según se muestra en la Figura 27a y Figura 27b.
- Tejidos de dos escalas. En estos tejidos, las fibras se agrupan entre ellas para formar hebras, y éstas a su vez se agrupan para formar el tejido, de manera que

existe heterogeneidad en la distribución de fibra y porosidad. Generalmente, se encuentra una dimensión microscópica, del orden de unas pocas micras correspondiente a la dimensión característica de la fibra individual y al espacio que queda entre ellas. Por otro lado, existe una dimensión macroscópica del orden de varios centenares de micras e incluso milímetros que define el tamaño de las hebras (agrupaciones de fibras individuales) y el espacio que queda entre ellas. Sirviendo de ejemplo y de forma esquemática, se muestra en la Figura 28 y Figura 29 un tejido unidireccional formado por fibra unidireccional agrupada en hebras. Una sección transversal, AA', permite valorar la diferencia entre las dos dimensiones características del tejido. Así, los espacios libres disponibles en el tejido seco pueden referirse a aquéllos debidos a los huecos entre fibras (*intra-tow*) o a los existentes entre hebras (*inter-tow*). En este tipo de tejidos se engloban los unidireccionales y los tejidos cosidos (*woven*), ambos mostrados en la Figura 27c y Figura 27d. Estos últimos tejidos contienen grandes huecos entre las hebras debido a la ondulación en los cruces de trama y urdimbre.

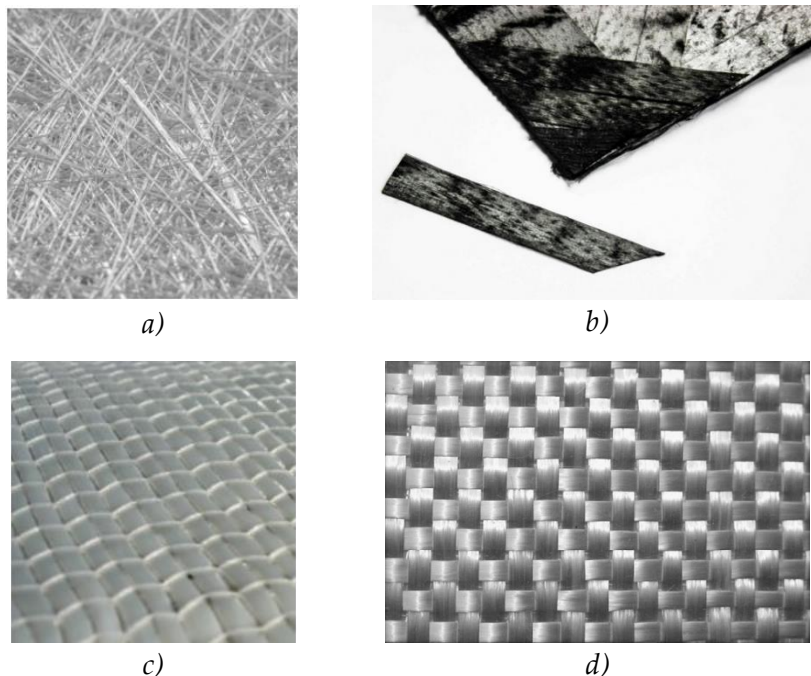


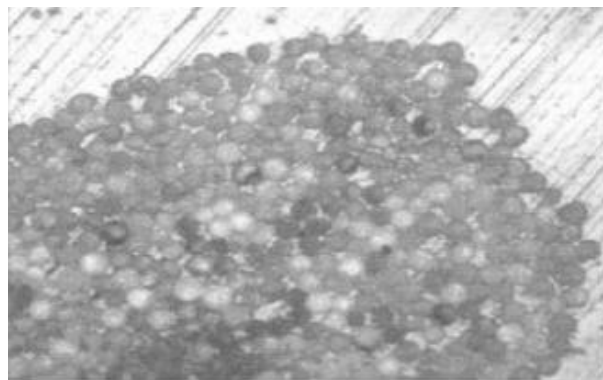
Figura 27. Láminas de fibra de una escala: (a) mat y b) cinta; y de dos escalas: (c) NCF unidireccional y (d) tejido cosido (*woven*). Fuente: elaboración propia.

2.2.4.2.2. Huecos en los tejidos

Al observar al microscopio un tejido de escala dual, tal como un unidireccional o un cosido, se observa un resultado como el mostrado en la Figura 28. A escala macroscópica, utilizando 25 aumentos se observan grandes grupos de forma más o menos homogénea delimitados por un espacio oscuro que corresponde a aire que será ocupado posteriormente por resina tras la impregnación. A una magnificación superior sobre cada uno de tales grupos de fibras, a 50 aumentos, se aprecian las fibras individuales entre las cuales existen inevitablemente pequeños huecos dada la sección cilíndrica de las fibras, de un tamaño similar al de cada fibra individual.



a)



b)

Figura 28. (a) Hebras, a nivel macroscópico y (b) fibras, a nivel microscópico. Fuente: extraído de [150].

Ambas dimensiones de huecos variarán con la fracción volumétrica de fibra (v_f) y del tamaño de las hebras. Así, con elevados niveles de v_f o tamaños pequeños de hebras, el conjunto será más homogéneo, reduciéndose los espacios entre hebras y asemejándose así a un tejido de una escala microscópica. Por el contrario, con bajos niveles de v_f (i.e. baja compactación) los espacios entre fibras se verán ligeramente reducidos, mientras que en el

espacio entre hebras se generarán grandes huecos. De forma esquemática, en la Figura 29 se muestra la existencia de huecos entre fibras y entre hebras.

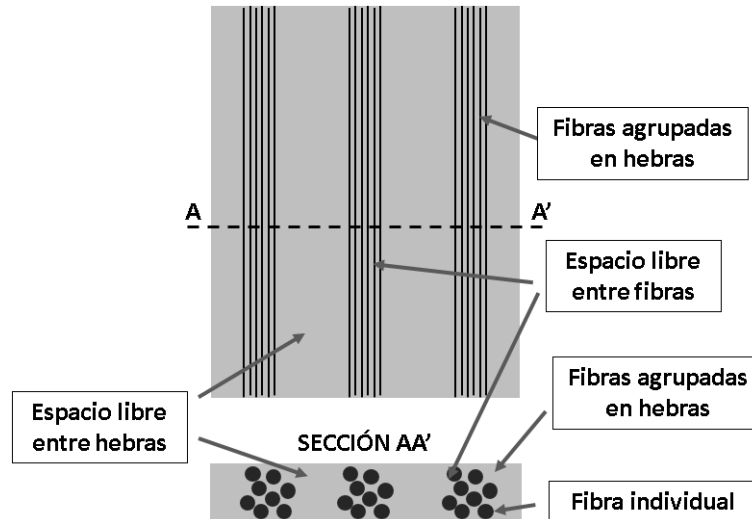


Figura 29. Configuración genérica de un tejido de fibra larga. Fuente: elaboración propia.

2.2.4.2.3. Variaciones de permeabilidad

El efecto de escala dual en los tejidos tiene repercusiones sobre el proceso de fabricación dado que varía la permeabilidad de los mismos. La permeabilidad, medida de facilidad del fluido para circular a través de un medio poroso, se aplica tanto a los microhuecos como a los macrohuecos, de manera que aparece la micro-permeabilidad y la macro-permeabilidad, respectivamente [148], [149]. Según el modelo de Darcy que se presentó en el punto 2.2.3 (Ec. 1), cambios de permeabilidad se traducen en cambios de velocidad del flujo si el resto de parámetros se mantienen constantes.

Así, estas variaciones de tamaño localizadas dan lugar a variaciones locales de permeabilidad, que influyen de manera directa en los fenómenos de impregnación que tienen lugar. Como consecuencia, y en función de las condiciones del proceso, estudios como [127] mostraron que para ser llenados los espacios entre las hebras se requiere hasta 5 veces más tiempo que para el llenado de las regiones entre las fibras o viceversa según las condiciones del proceso.

2.2.4.2.4. Generación de micro-flujo y macro-flujo

Dados distintos valores de permeabilidad, se generan también dos escalas de flujo: el macroflujo y el microflujo; efecto descrito en la bibliografía como “flujo dual” [151]–[153]. Cuando se fuerza a la resina a circular a través de un tejido dual, la impregnación se da también a dos escalas diferentes. Por un lado, los espacios entre hebras actúan a modo de canales preferentes para la resina, dominado este flujo por la viscosidad y modelado por las ecuaciones de Navier Stokes, en función del gradiente de presión aplicado. Por otro lado, los pequeños espacios entre fibras tienen una dimensión característica del orden del tamaño de una fibra individual, entre 8 y 15 μm , por lo que las fuerzas capilares cobran una importancia relevante, tal como predijeron varios modelos como la ley de Jurin [154], y otros derivados [155], influenciadas por parámetros propios del fluido (viscosidad o ángulo de contacto) y geométricos (espacio libre entre fibras) y siendo la influencia del gradiente de presión aplicada mucho más pequeña que en el caso macroscópico en este caso. Aunque ambos flujos tienen lugar de forma simultánea [77], el efecto de uno de ellos puede destacar sobre el otro en función de los parámetros intrínsecos del tejido y el proceso.

La presión capilar, en el caso de procesos RTM, a alta presión o en tejidos de alta permeabilidad resulta despreciable frente al fenómeno macroscópico. Sin embargo, ésta toma importancia en tejidos de escala dual [156]–[160], con fibras agrupadas en hebras, y especialmente cuando éstas se impregnan a baja velocidad, como en el proceso de infusión. Así, el estudio del flujo al nivel microscópico debe incorporar el efecto de las fuerzas capilares a nivel analítico [146], [157], [160]–[162], de manera numérica [163], [164] y experimental [37], [146], [161], [162], [165]–[168].

El comportamiento global del flujo dependerá de la relevancia de cada uno de estos flujos, según la magnitud de sus variables y de acuerdo a los modelos resumidos en la Tabla 3. Así, en función del fenómeno que prevalezca, el flujo puede comportarse de dos maneras diferentes. Por un lado, si el fenómeno viscoso es dominante, impuesto a través de un caudal o gradiente de presión elevado, el flujo de resina tenderá a circular a través de los canales

de mayor permeabilidad. En este caso, la resina encuentra menos pérdidas de carga a través de los huecos entre hebras, por lo que la mayor parte de la resina circula a su través. El fenómeno de la capilaridad, con una relevancia minoritaria, sólo tendrá tiempo para impregnar una pequeña parte del interior de las hebras. Como consecuencia, el flujo se adelanta en el espacio entre hebras y se atrasa en el interior de las hebras, según se muestra en la Figura 30a. El macroflujo dominará la impregnación.

Tabla 3. Modelo y variables que definen el macroflujo y el microflujo. Fuente: elaboración propia.

Flujo	Macroflujo	Microflujo
Modelo	$u = \frac{\Delta P \cdot K}{\Delta x \cdot \mu \cdot \emptyset}$	$P_{capilar} = \frac{2 \cdot \sigma \cdot \cos\theta}{r}$
Variables	u : velocidad del frente de flujo K : permeabilidad del tejido $\Delta P / \Delta x$: gradiente de presión externo μ : viscosidad dinámica $\emptyset$: porosidad del tejido	$P_{capilar}$: presión capilar σ : tensión superficial $\cos\theta$: ángulo de contacto r : espacio entre fibras

Por el contrario, si el caudal es relativamente bajo, debido a un gradiente de presión o caudal reducido, el efecto viscoso en los huecos entre hebras se verá atenuado proporcionalmente de manera que la capilaridad resultará ahora mucho más relevante en los huecos entre fibras, avanzando más rápidamente entre éstas, obteniéndose un frente de flujo como el mostrado en la Figura 30b. El microflujo dominará la impregnación.

A tenor de lo expuesto, existe un determinado valor de caudal o gradiente de presión aplicado que iguala la velocidad del macroflujo y del microflujo. Es en este punto en el que se apoya el desarrollo de este trabajo, dado que como se verá, puede reducirse así la cantidad de defectos en el material.

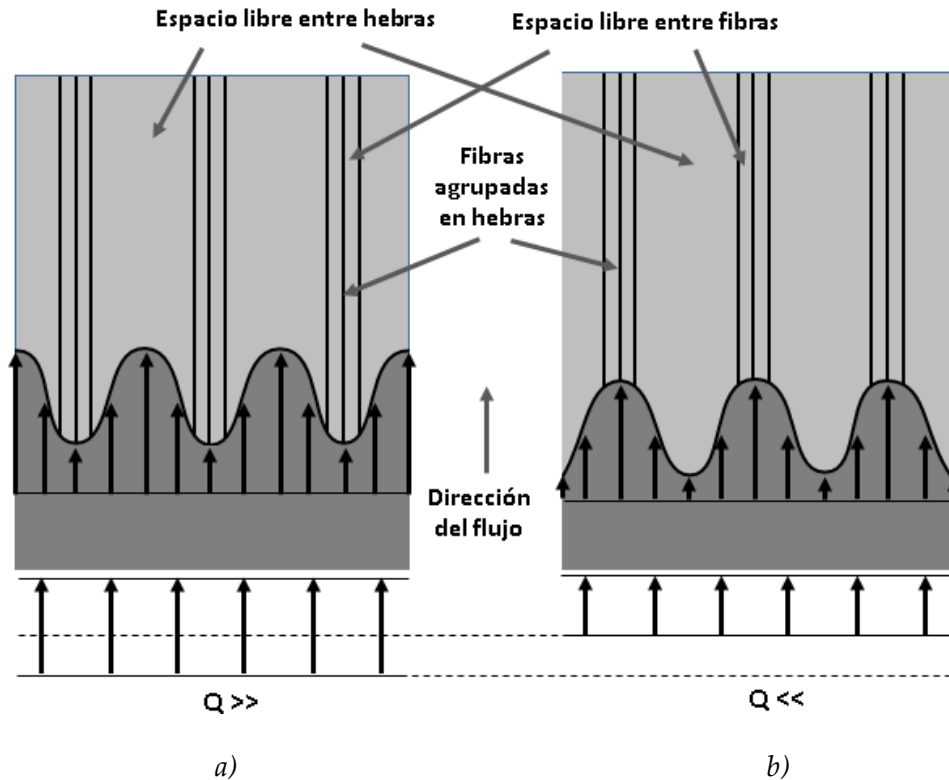


Figura 30. Vista esquemática del perfil de velocidades al usar (izquierda) una velocidad muy baja; (centro) una velocidad muy alta, y (derecha) a una velocidad óptima. Fuente: elaboración propia.

2.2.4.2.5. Huecos por diferencia de flujos

Según ha sido demostrado por múltiples investigadores [37], [99], [129], [143], [144], [169]–[177] aquéllos procesos de impregnación que muestren un fuerte predominio de macroflujo o microflujo son altamente susceptibles de generar atrapamientos de aire en determinados puntos del tejido. Según estos trabajos, el desequilibrio entre el microflujo y el macroflujo es la causa principal de generación de atrapamientos de aire.

En el caso de que el flujo macroscópico, entre las hebras sea más rápido que el microscópico, el hueco entre hebras quedará correctamente impregnado, mientras que el microflujo no tendrá tiempo de impregnar el espacio entre fibras individuales. Esto generará zonas sin impregnar en el interior de las hebras, con dimensiones del orden de la separación entre fibras, lo que se conoce como microhuecos. Este fenómeno se muestra en la parte superior de la Figura 31.

Por otro lado, si el flujo macroscópico es más lento que el generado por la presión capilar, que generará el movimiento entre las fibras individuales, el flujo avanzará más rápido entre éstas, dejando atrás huecos macroscópicos atrapados entre las hebras, que no han tenido fluido suficiente como para ser rellenados. Aunque la presión capilar normalmente tiene valores despreciables respecto a la presión aplicada, cobra importancia en frentes de flujo demasiado lentos [178]. Un esquema de este fenómeno se muestra en la parte inferior de la Figura 31.

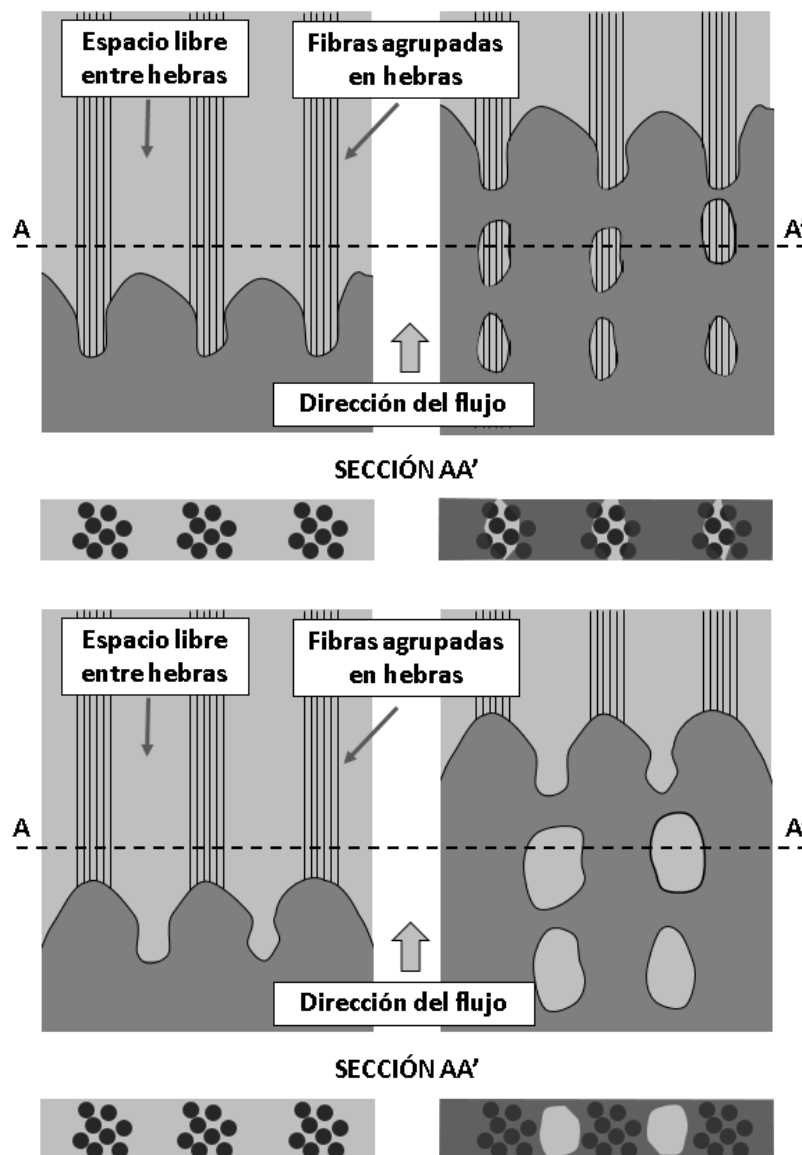


Figura 31. Mecanismos de formación de microhuecos (superior) y macrohuecos (inferior) durante la impregnación a baja velocidad y alta velocidad, respectivamente. Fuente: elaboración propia.

Aunque existen fenómenos que tienden a disipar o desplazar estas burbujas ligeramente [179]–[181], en su mayoría, quedarán atrapadas en el laminado como un espacio vacío, sin resina. Estos huecos tendrán importantes consecuencias a nivel de comportamiento mecánico como se describe en el siguiente capítulo.

Ambos fenómenos pueden ser observados a microscopio óptico, según se muestra en la Figura 32, realizada a una magnificación de 100X. En la parte intermedia y superior se manifiestan macrohuecos atrapados entre las distintas capas unidireccionales de un laminado de fibra de vidrio-epoxi fabricado por infusión. En la parte inferior se observa la presencia de microhuecos atrapados entre las fibras en dos direcciones perpendiculares.

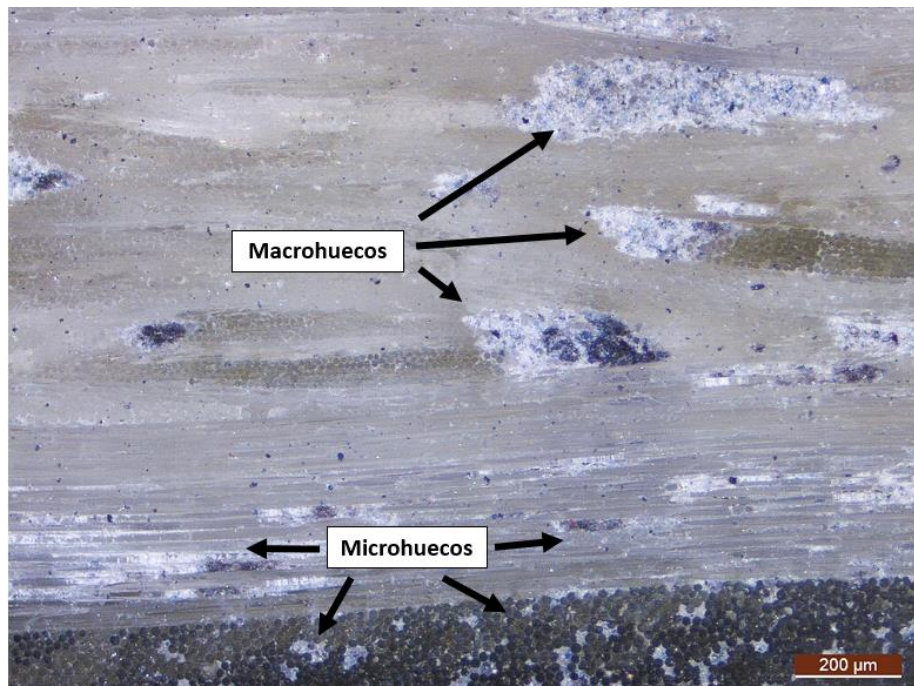


Figura 32. Defectos. Macrohuecos y microhuecos. Fuente: elaboración propia.

Observados a un nivel de magnificación mayor, los microhuecos observados a 500X, tienen el aspecto mostrado en la Figura 33. Su dimensión característica es aproximadamente del mismo orden que las fibras, de aproximadamente 15 μm . Una vez impregnadas las fibras exteriores al atrapamiento de aire, éste queda herméticamente rodeado por fibras y resina. De esta manera, el efecto de arrastre y movimiento de huecos es insuficiente para expulsarlo

hasta los puntos de venteo, dada las fuerzas generadas por la tensión superficial actuando a la escala de la fibra [66].

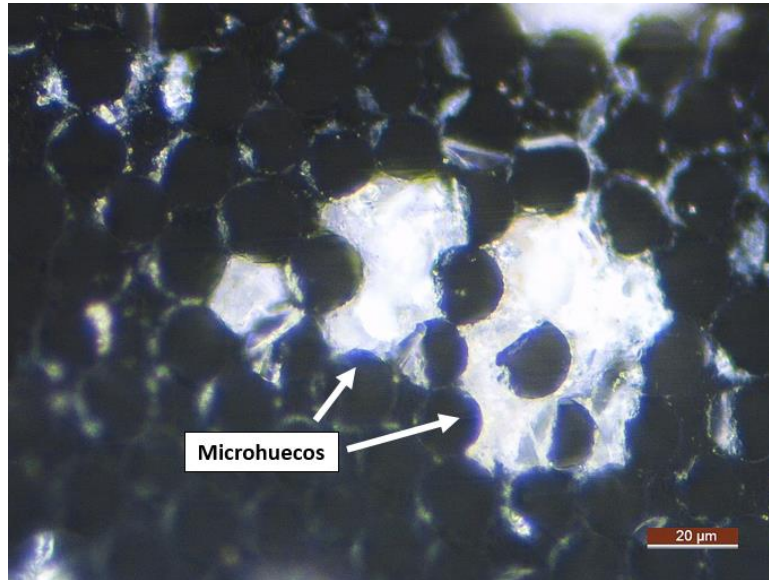


Figura 33. Detalle de microhuecos en un tejido de fibra de vidrio con matriz de epoxi fabricado por infusión. Fuente: elaboración propia.

2.2.4.2.6. Reducción de huecos por flujo homogéneo

Partiendo de la premisa de que a medida que aumenta el desequilibrio entre el macroflujo y el microflujo se propicia en mayor medida la aparición de atrapamientos de aire, surge la necesidad de identificar aquéllos valores en que se minimiza su cantidad. Existe una velocidad en la que ambos flujos se equilibran, de manera que la velocidad del flujo entre las hebras y en el interior de las mismas es aproximadamente igual, y el aire puede ser progresivamente expulsado hasta los puntos de venteo. Tal como se definió en el punto anterior, un caudal demasiado bajo o demasiado alto hace que el flujo avance más rápido entre las fibras o entre las hebras. Sin embargo, un caudal óptimo hará que el frente de flujo sea aproximadamente plano. Estas tres situaciones se muestran en este orden en la Figura 34.

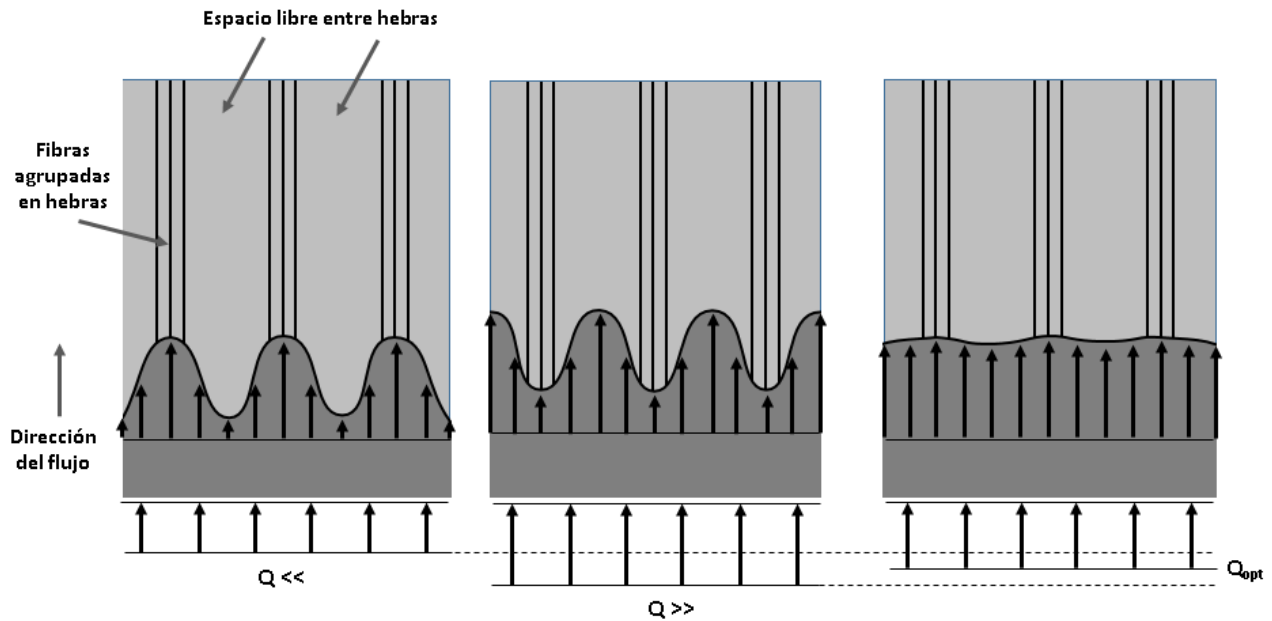


Figura 34. Vista esquemática del perfil de velocidades al usar (izquierda) una velocidad muy baja; (centro) una velocidad muy alta, y (derecha) a una velocidad óptima. Fuente: elaboración propia.

Asimismo, mantenido este caudal durante todo el proceso, el frente de flujo seguirá siendo plano. Un modelo esquemático del flujo en dos instantes de tiempo diferentes es mostrado en la Figura 35, donde en ambos casos el frente de flujo permanece aproximadamente plano.

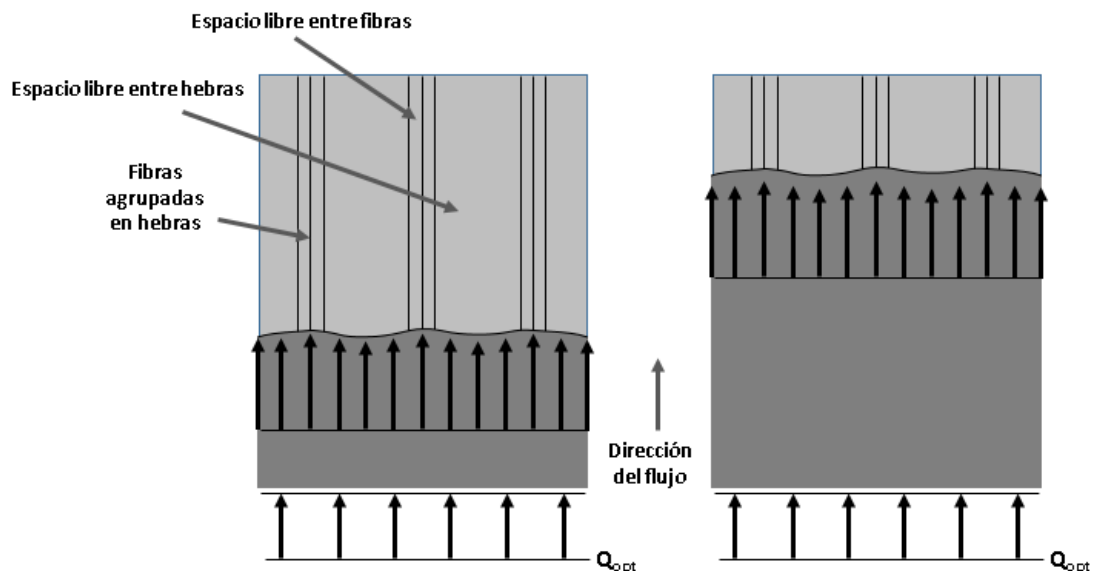


Figura 35. Frente de flujo en el que el efecto del macroflujo y el microflujo han sido equilibrados y aproximadamente iguales. Fuente: elaboración propia.

Para conseguir igualar las velocidades del macroflujo y del microflujo, conviene referirse a las expresiones expuestas en la Tabla 3. Así, ambos efectos se derivan de una velocidad controlable (en función del gradiente de presión aplicada, parámetros de flujo y parámetros del tejido), y otra no controlable (dominada por parámetros del fluido y del tejido), en la cual el parámetro de proceso (la presión aplicada) deja de tener influencia.

En el caso más general de laminados formados a partir de láminas *woven* o NCF en distintas orientaciones, dada la propia naturaleza del tejido, se encuentran grandes espacios entre cada una de las hebras, y éstos no son cubiertos con la fibra de otras capas, dado que la rigidez de cada hebra no le permite adaptarse a la geometría por completo. Igualmente, se observan grandes huecos entre capas consecutivas con la misma orientación, pero colocadas fuera de fase, según la proyección en el plano de cada hebra. Estos casos fueron documentados por [182], [183]. En este contexto, los laminados NCF muestran modos de fallo característicos, en distintos tipos de esfuerzos, como en tracción [184], o compresión [185]. De manera similar, en tejidos *woven* pueden aparecer zonas susceptibles de albergar atrapamientos de aire como consecuencia del efecto de la capilaridad, quedando los atrapamientos en los huecos de las cuadrículas formadas [186]. Además, se han reportado dependencias de la cantidad de atrapamientos en función de la orientación.

Experimentalmente, el comportamiento dual puede observarse fácilmente si se realiza una infusión a una velocidad no controlada, donde se verá que el flujo avanza más rápidamente por los canales entre hebras que por su interior. Estos efectos ya fueron observados por [144], [176], concluyendo que altas velocidades de impregnación generaron macrohuecos entre las hebras, debido a un predominante avance microscópico sobre el macroscópico. En la Figura 36 se muestran resultados similares, llevados a cabo en este trabajo para diferentes orientaciones, pudiendo apreciarse como zonas más oscuras aquéllas que ya han sido saturadas por resina, incluso con una lámina de *mat* sobre el laminado el efecto es apreciable; las zonas parcialmente saturadas en tonos más claros y las zonas completamente secas con tonos más claros. Otros trabajos de investigación han mostrado

resultados similares, remarcando el efecto de escala dual en los tejidos, generando el denominado efecto “*fingering*” [187], mostrado en la Figura 37.

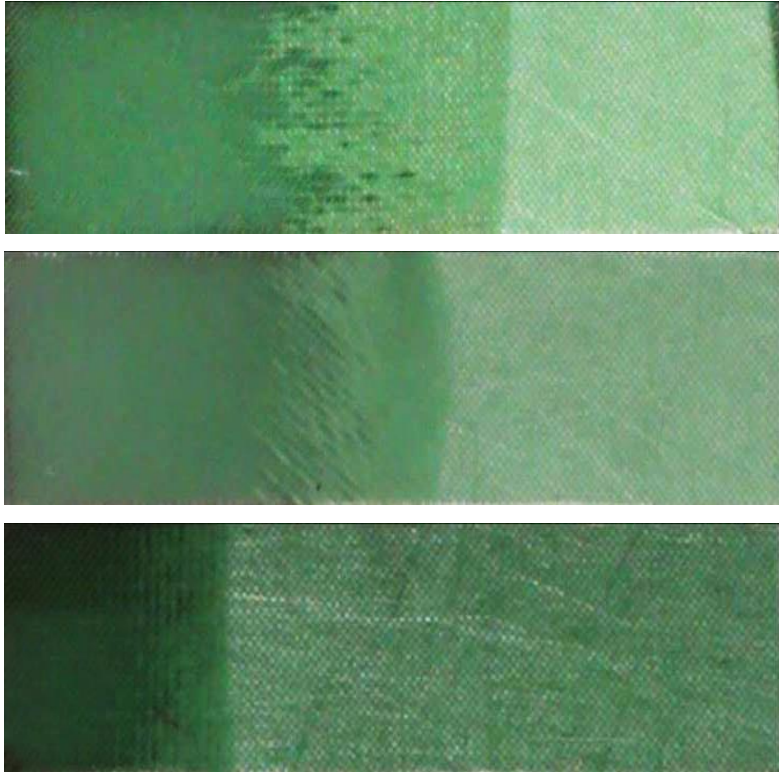


Figura 36. Efecto de flujo dual en laminados con fibra a (superior) 0° , (medio) 45° y (inferior) 90° respecto a la dirección del flujo. Fuente: elaboración propia.

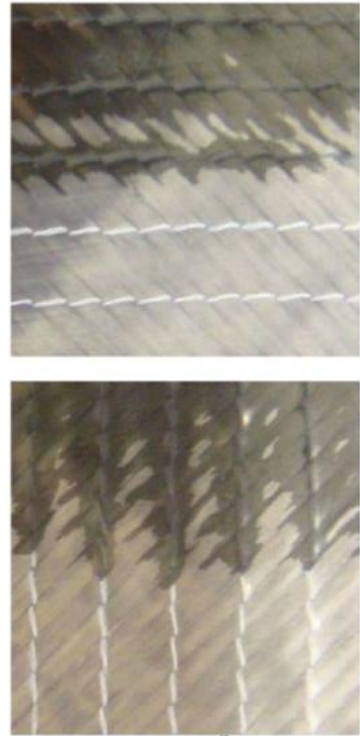


Figura 37. Flujo de escala dual en dos direcciones perpendiculares dominado por el macroflujo. Fuente: extraído de [187].

Por su parte, el efecto de la capilaridad se manifiesta incluso cuando no existe presión externa aplicada a un tejido. En la Figura 38 y Figura 39 puede compararse el efecto que se observa cuando se aplica una gota de colorante sobre un tejido unidireccional (Figura 38) y sobre un tejido aleatorio o *mat* (Figura 39), ambos de fibra de vidrio. El efecto es que la capilaridad es evidente, tendiendo a impregnar las hebras en toda su longitud, aunque el hueco entre hebras evita que el flujo avance de forma transversal a ellas. Este comportamiento hace que los tejidos se comporten de manera muy diferente en función de la orientación de la fibra en relación al flujo, apareciendo diferencias de permeabilidad destacables (ortotropía). En el caso del tejido *mat*, el efecto resulta incluso más complejo en lo que a hebras se refiere. Sin embargo, su distribución a nivel macroscópico resulta

aproximadamente homogénea en todas direcciones, trazando aproximadamente un círculo, equivalente a igualdad de permeabilidades en el plano (isotropía).

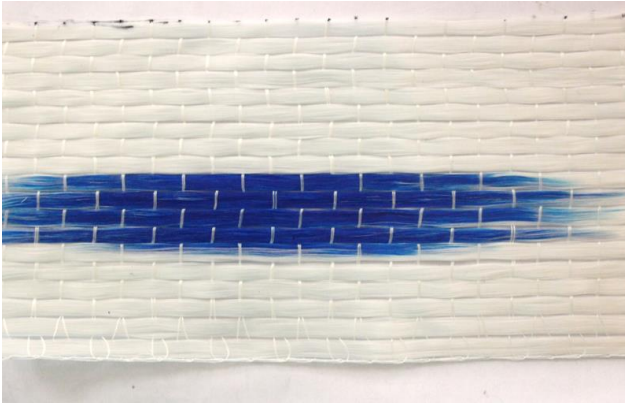


Figura 38. Efecto de la capilaridad impregnando longitudinalmente las hebras y limitando el flujo transversal a ellas. Fuente: elaboración propia.



Figura 39. Efecto de la capilaridad impregnando un tejido aleatorio (mat). Fuente: elaboración propia.

2.2.4.2.7. Caracterización del desequilibrio entre flujo macroscópico y microscópico

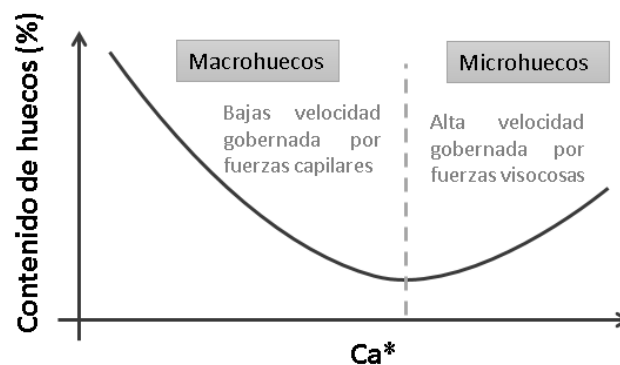
Para tener en cuenta este desbalance entre el flujo macroscópico, dominado por las fuerzas viscosas, y el flujo microscópico, dominado por la capilaridad, se puede recurrir al uso del número capilar, adimensional que relaciona ambas fuerzas de manera adimensional:

$$Ca = \frac{\mu \cdot u}{\gamma} \quad \text{Ec. 21}$$

El número capilar modificado, Ca^* , introducido por [129], [188] y ampliamente utilizado en procesos LCM [124] permite tener en cuenta además el ángulo de mojado de la resina durante la impregnación. De esta manera se relacionan las fuerzas viscosas del macroflujo con las fuerzas capilares del microflujo, por lo que los dos flujos y sus velocidades podían estudiarse de forma conjunta a través de este valor adimensional. La definición del número capilar modificado, Ca^* , según estos últimos autores:

$$Ca^* = \frac{\mu \cdot v}{\gamma_l \cdot \cos(\theta)} \quad \text{Ec. 22}$$

Donde μ es la viscosidad del fluido, v es la velocidad del frente de flujo, γ_l es la tensión superficial del líquido y θ el ángulo de contacto entre la resina y la fibra. Este valor adimensional ha mostrado tener relación con la permeabilidad del tejido [189], [190] y generación de atrapamientos de aire durante procesos LCM [37], [77], [191]. Diversas fuentes han reportado la existencia de un número capilar óptimo para minimizar el contenido final de atrapamientos de aire en la pieza [175], [176], [192]. Atendiendo al número capilar modificado, diversos autores coinciden en la llamada “ventana de proceso” el cual determina el rango de velocidad para las cuales la cantidad de atrapamientos de aire es mínima. En este rango, existe tanto generación de microhuecos como macrohuecos, aunque su cantidad queda minimizada (Figura 40). Así, trabajos como los de [77], [124], [126], [193]–[199] han acotado la ventana de proceso en el intervalo $2.5 \times 10^{-3} < Ca^* < 2.5 \times 10^{-2}$ en el cual los flujos viscosos y capilares avanzan a velocidades comparables, generando un frente de flujo aproximadamente uniforme a una velocidad óptima. Para valores $Ca^* < 2.5 \times 10^{-3}$ los efectos capilares predominan, generando principalmente huecos entre las hebras. Por el contrario, para valores $Ca^* > 2.5 \times 10^{-2}$ el flujo predominante es dominado por la viscosidad, avanzando rápidamente en los espacios entre hebras, y generando atrapamientos de aire en el interior de las hebras, entre las fibras.



*Figura 40. Influencia del número capilar sobre el contenido de huecos.
Fuente: elaborada a partir de [200].*

2.2.4.3. Influencia sobre el comportamiento mecánico y mecanismos de fallo asociados

Han sido ampliamente reconocidos los efectos negativos que los atrapamientos de aire generan en la fase continua de los materiales compuestos. Mecánicamente, en la mayoría de aplicaciones, los atrapamientos implican una reducción en las propiedades de resistencia y rigidez, tanto en régimen estático como dinámico, así como en cargas en el plano y transversales. Reducen de manera importante propiedades mecánicas como la resistencia a fractura interlaminar, la resistencia a flexión y tracción así como las respectivas rigideces, la resistencia a torsión, la resistencia a fatiga e impacto entre otras [37]. En este contexto, cantidades muy bajas de atrapamientos de aire son requeridas en aplicaciones donde se requieran altas prestaciones, como en el sector aeronáutico.

Según resume [201], [202] el daño microestructural de un material compuesto puede atender a cinco fenómenos: rotura de fibra, formación de grietas en la matriz, rotura de la interfase matriz-fibra, pandeo de fibras y delaminación. Los atrapamientos influyen de manera más directa en los relacionados con la matriz, dado que en la mayoría de los casos es ahí donde aparecen. Así, la formación de grietas en la matriz, la rotura de la interfase matriz-fibra y las delaminaciones son las causas directamente asociadas a los atrapamientos de aire. Por su parte, el pandeo de fibras puede darse en regiones con falta de impregnación, especialmente donde se localicen macrohuecos. Dado su efecto como concentradores de tensiones, estudios como los de [203], [204] han mostrado que los atrapamientos de aire, especialmente los de mayor tamaño y formas puntiagudas actúan como nucleantes de grietas en mayor medida que los pequeños y de forma redondeada. Se deduce así que, para una misma cantidad porcentual de huecos, el efecto negativo sobre las propiedades mecánicas es menor cuanto menor sea el tamaño individual de cada hueco, o lo que es lo mismo, los macrohuecos afectan más negativamente a las propiedades que los microhuecos.

Por su parte, [145], puntualiza que la influencia de los atrapamientos sobre las propiedades mecánicas puede enfocarse de dos maneras:

- Enfoque teórico, mediante el uso de modelos que permiten predecir la influencia de los atrapamientos teniendo en cuenta algunas de sus características como su tamaño, forma, localización y distribución. Estos métodos se apoyan en distintos modelos que van desde la reducción del área efectiva hasta la teoría de vigas a flexión y tasa de liberación de energía de deformación consecuencia de la existencia de atrapamientos [119], [205] o la reducción de módulos en las tres direcciones del laminados [140].
- Enfoque fenomenológico, fundamentado en encontrar relaciones entre el nivel de atrapamientos y las propiedades mecánicas macroscópicas de la pieza.

Por otro lado, la presencia de huecos o atrapamientos de aire aumenta la higroscopicidad del material. Los huecos permiten que el agua y la humedad puedan ser retenidos y difundidos a través del material, con la consiguiente pérdida de propiedades mecánicas [193], [206].

En relación al presente estudio, este punto se centrará en aquéllos efectos negativos que supone la existencia de atrapamientos de aire, concretamente a los que afectan a las propiedades a tracción e impacto, que serán estudiados experimentalmente a través del enfoque fenomenológico anteriormente introducido.

2.2.4.3.1. Efecto sobre las propiedades a tracción/compresión

Las propiedades mecánicas en el plano se ven reducidas como consecuencia del nivel de atrapamientos de aire, como es el caso del módulo elástico y tensión de rotura [144], según se reproduce en la Figura 41. El trabajo de [207] mostró que duplicar el contenido de huecos de 0.35% a 0.72% (ambos en el rango aceptable por la industria según el punto 0) reduce un 15% la tensión de rotura a tracción y un 14 % la rigidez en compuestos fibra de vidrio/epoxi. Igualmente, en la dirección del espesor existe una relación lineal entre el módulo elástico transversal E_{zz} y la cantidad volumétrica inducida de huecos, estudiada por [208].

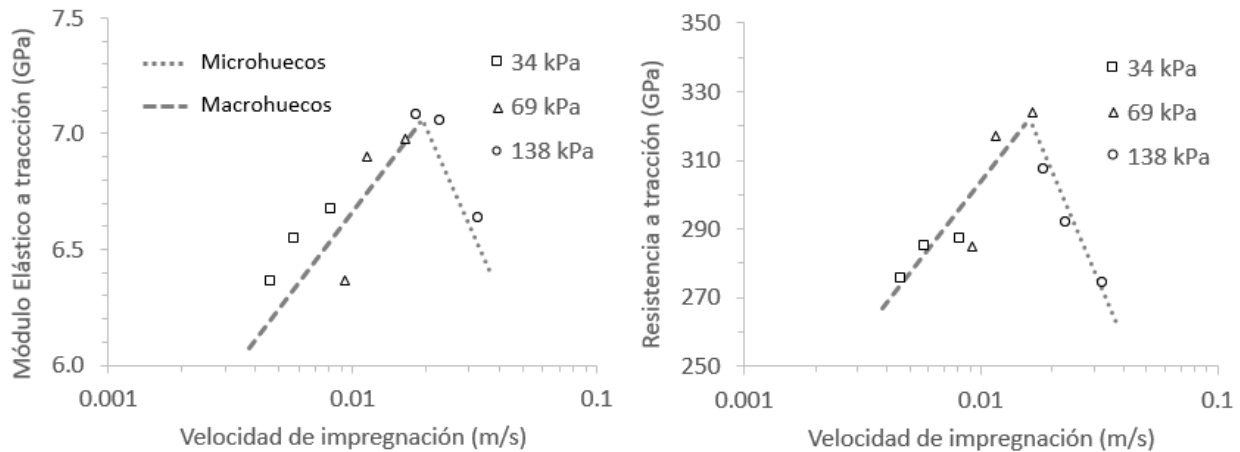


Figura 41. Variación de las propiedades a tracción: módulo elástico (izquierda) y resistencia (derecha), en función de la velocidad de impregnación en un sistema RTM. Fuente: elaborado a partir de [144].

2.2.4.3.2. Efecto sobre las propiedades a impacto

Frente a impacto, conviene considerar la función mecánica de cada uno de los constituyentes en los mecanismos de rotura y propagación de daño. Tanto la fibra como la matriz y la interfase juegan un papel fundamental en la disipación de la energía [209], [210]. Así, también en este caso, los microhuecos y macrohuecos que alberga la matriz serán determinantes para definir el comportamiento a impacto y cómo evoluciona el daño a su través.

Conviene definir y diferenciar los distintos regímenes a los que puede tener lugar un impacto. Se consideran impactos de baja velocidad aquéllos que pueden ser considerados como cuasiestáticos, del orden de pocas decenas de metros por segundo, aunque los márgenes descritos en la Figura 42 son algo difusos entre los investigadores [211]–[214], y dependerá del tipo de material y tipo de daño causado [210], [215]–[217]. Se analizarán posibles influencias de la cantidad de atrapamientos de aire.

En esta tesis se realizará el ensayo de impacto a baja velocidad, considerado para velocidades inferiores a 10 m/s, mediante el standard ASTM D7136/ ASTM D7136M [218].

Según distintos autores, [209], [216], el daño inducido por un impacto es una combinación de tres modos de fallo: delaminación, agrietamiento de la matriz y rotura de fibras.

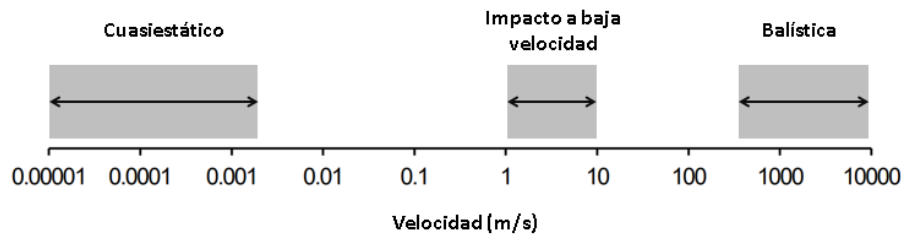


Figura 42. Velocidades características en función del tipo de ensayo de impacto.
Fuente: elaboración propia.

La delaminación y el agrietamiento de la matriz están relacionados con las propiedades de la matriz, mientras la rotura de las fibras depende exclusivamente de las propiedades de la fibra. En una vista de sección transversal, en la Figura 43 se muestra un resumen de los distintos efectos de daño local que se producen a lo largo del espesor, con una distribución aproximadamente cónica, de modo que la zona dañada aparece muy localizada en la cara del impacto y mucho más dispersa en la cara opuesta [219]–[222]. La rotura de fibras se produce principalmente en la cara del impacto por compresión y pandeo, y en la cara posterior como consecuencia del esfuerzo de tracción. El mecanismo de transmisión de la rotura se produce como propagación de grieta a través de la matriz, de donde se deriva una fuerte dependencia de los atrapamientos de aire en el daño por impacto. Dado que en la matriz se encuentra la mayor parte de los huecos y teniendo en cuenta el estado tensional que se genera alrededor de los huecos, [223], el estudio de la matriz resulta primordial.

Durante la primera fase de rotura, aparecen las primeras grietas en la matriz en la zona afectada por el impactador, apareciendo fracturas alineadas con la dirección de la fibra en laminados unidireccionales, coincidiendo con zonas ricas en resina o en la interfaz matriz-fibra.

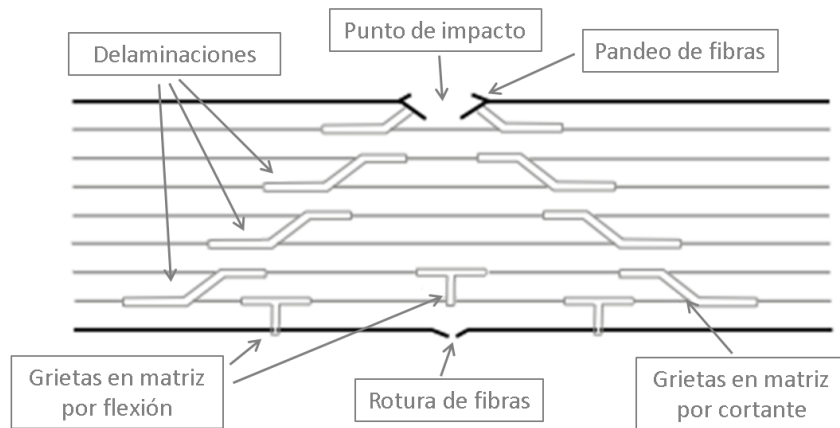


Figura 43. Representación en sección de los distintos efectos de año tras un impacto.
Fuente: elaborado a partir de [221].

Por una parte, estas grietas se deben al efecto local de compresión de fibras y al esfuerzo cortante [224] a través del espesor. Otras fisuras son producidas por la flexión en la cara opuesta al impactador [213]. El tipo de grieta que se forme vendrá determinado por las propiedades de la matriz y de la geometría de la probeta [224], [225]. Igualmente, [226] y [227] también observaron la grietas generadas en la matriz en la cara opuesta al impactador tras el impacto (Figura 44), denotando que el ensayo de impacto está fuertemente dominado por la matriz e influido por sus propiedades y sus posibles defectos.

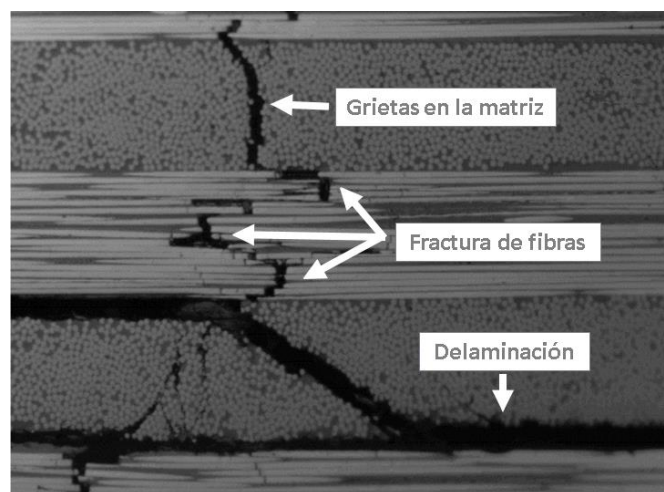


Figura 44. Grietas en la matriz y delaminaciones tras el impacto.
Fuente: elaborado a partir de [226].

Así mismo, [182] observó las grietas formadas por cortante a 45° en probetas de materiales NCF. Los defectos en la matriz podrían tener una fuerte influencia en este tipo

de fallo dado que el principal modo de fallo en materiales NCF es la delaminación y el agrietado de la matriz.

2.2.5. Métodos de control de los atrapamientos de aire

Aunque industrialmente, e independientemente del proceso de fabricación utilizado no es posible eliminar por completo todos los atrapamientos de aire de un laminado, diferentes métodos han sido propuestos en las últimas décadas con el objetivo de reducir o minimizar su aparición. En este contexto, multitud de investigaciones recientes están centradas en la identificación de las variables (descritas en el punto 2.2.2) que influyen en la generación de atrapamientos de aire y su control de manera que se reduzca su cantidad y efectos. Como ya se mostró en el punto 0, la velocidad de impregnación y el equilibrio del macroflujo y microflujo influyen de manera relevante.

Los métodos desarrollados, principalmente centrados en evitar defectos durante la impregnación, pueden englobarse en dos categorías [228]:

- Métodos pasivos. Aquéllos que identifican las condiciones óptimas de las variables de proceso y éstas son aplicadas posteriormente sin realimentación.
- Métodos activos. Basados en la monitorización y procesado de las variables de entrada y en la actuación en tiempo real sobre éstas mediante realimentación.

En cuanto a técnicas de control pasivas se refiere, existen distintas técnicas o metodologías que por sí mismas suponen una reducción en la cantidad de defectos. En la práctica se recurre al uso de matrices y resinas de baja generación de gases y evaporación durante la impregnación y curado, mediante la selección apropiada o uso de aditivos. Otras técnicas se basan en la desgasificación previa de la resina antes de llevar a cabo la impregnación, sometiendo a la resina a vacío durante un tiempo determinado y facilitando la expulsión de las burbujas [229] incluso usando calor para reducir su viscosidad y facilitar la desgasificación [167], aunque existe cierta discrepancia entre autores [230], no llegando a una conclusión determinante acerca de su beneficio. El sangrado (*bleeding*) de resina a través

de los puntos de venteo o vacío es otra técnica que ha mostrado una reducción en la cantidad de huecos [231] a pesar de que se incurre en un coste extra del proceso. Esta última técnica actúa principalmente sobre los huecos entre hebras (*inter-tow voids*), los cuales son susceptibles de ser arrastrados por el efecto de la viscosidad; no así los huecos en el interior de las hebras, usualmente no móviles, y por ello esta técnica pierde su eficacia en aquéllos laminados fabricados a alta velocidad de flujo. La presión de fabricación ha mostrado tener influencia sobre la cantidad de huecos finales de un laminado, de manera que incrementar la diferencia de presiones entre la entrada y la salida, reduce notablemente la cantidad de aire atrapado. En este sentido cantidades muy bajas de aire pueden ser conseguidas mediante el uso de elevados niveles de vacío [130].

Como métodos pasivos pueden incluirse aquéllos modelos de simulación capaces de estimar, de manera previa a la fabricación, la probabilidad de aparición de defectos tales como los atrapamientos. En este contexto, numerosas investigaciones han creado modelos con el objetivo de predecir la formación de atrapamientos formados en el frente de flujo para tejidos sencillos [77], [177], [232]–[236] con aplicación de técnicas numéricas de simulación [126], [194], [237], [238] llegando a precisas correlaciones con los experimentos. En la misma línea, diversos métodos han sido desarrollados para predecir y medir la cantidad de atrapamientos de aire de un determinado laminado, como el trabajo realizado por [239], en el que sus modelos se adecuaron a su experimentación, usando sensores eléctricos para medir la cantidad de atrapamientos de aire, entre otras técnicas [81], [143], [171], [172], [240]–[245]. El análisis microscópico del proceso de impregnación usando fluorescencia ha permitido analizar el efecto de la capilaridad durante éste, de forma que se pueden anticipar las velocidades de impregnación en distintos tejidos en relación a las variables del proceso [36], [200], [230], [246].

Con el objetivo de optimizar las propiedades mecánicas, y conocida la influencia de la velocidad del frente de flujo, varios estudios se han centrado en determinar a priori, mediante simulación numérica, el caudal en función del tiempo en RTM, $q(t)$, que minimiza

el riesgo de aparición de atrapamientos de aire por desequilibrios entre el macroflujo y el microflujo en función de la geometría de pieza a fabricar [247]. Técnicas más recientes están siendo actualmente aplicadas y desarrolladas, las cuales permiten un mayor control sobre el flujo [228], [248]–[253] y la cantidad de atrapamientos de aire generados. Sin embargo, tal velocidad de frente de flujo en ningún caso ha sido controlada de manera activa durante el proceso. El *stitching*, seguidamente descrito en el punto 2.3, dificulta aún más la predicción del comportamiento del flujo, su velocidad y control. La creación de canales preferentes, la variación en el nivel de compactación o la rigidez de las preformas dificultan la caracterización de estos tejidos, y reducen la exactitud de los modelos consecuentemente.

En cuanto a sistemas realimentados que permitan controlar el proceso a tiempo real la bibliografía es notablemente más reducida, quedando además principalmente enfocada a sistemas RTM. Así, controles de presión y caudal para mantener constante un determinado nivel de presión o de caudal durante la inyección han sido desarrollados en sistemas RTM [254], [255]. En la misma dirección, [256] implementaron un control de la viscosidad de la resina a través de la temperatura del molde y el caudal a través del punto de inyección y [257] controlaron el caudal y la temperatura en distintos puntos de inyección mediante una matriz de sensores. En el trabajo de [258] también se optimizó el proceso de impregnación y curado en RTM. Por su parte, [259] mostró un sistema de monitorización del flujo y control del caudal con el objetivo de reducir los huecos macroscópicos. En los trabajos de [136], [260], [261] utilizaron un sistema de control en RTM basado en redes neuronales y lógica difusa para optimizar el frente de flujo mediante el uso de cámaras digitales para capturar la forma de éste en todo momento aunque su eficacia no fue totalmente demostrada. Estos sistemas, basados en gran medida en el control de la presión de inyección, no son aplicables a los sistemas de VARI (al trabajarse a presión de inyección igual a la presión atmosférica), pudiendo mostrar mayor grado de ineficiencia cuando trabajan a presión constante (como ocurre en VARI) como describe [262] en su trabajo. Otros

autores han propuesto el uso de sistemas que por vibración faciliten la expulsión de estos atrapamientos de aire durante la fabricación [263].

En relación a técnicas basadas en el control de velocidad, [264] propusieron una técnica off-line de optimización del caudal previa al proceso para mantener la velocidad de impregnación cercana a la velocidad óptima que minimice la aparición de atrapamientos, aunque la variación de las condiciones de proceso puede hacer que la velocidad final no sea la esperada. En el trabajo de [135] se simuló una técnica online de aplicación local de calor, por inducción, de manera que se pueda reducir la viscosidad en aquellas zonas donde el flujo tienda a circular más lentamente, aunque no se ha aplicado de manera experimental. Otro autores han reportado el uso de sistema de control discreto abierto/cerrado sobre los puntos de venteo [249], [253].

Mediante técnicas no intrusivas y de bajo coste, [228] desarrolló métodos para aumentar el nivel de control sobre el proceso de impregnación, con el objetivo de evitar zonas secas y uniones desfavorables del frente de flujo. Otros autores han monitorizado distintas propiedades del laminado utilizando visión artificial [265], [266], y mediante una disposición matricial de resistencias eléctricas [266], aunque sin control sobre las variables del proceso en tiempo real. Otros autores han introducido técnicas de regulación basadas en el control de presión de inyección/venteo para regular el caudal y mantener las características del frente de flujo en geometrías complejas utilizando sensores embebidos en el molde en procesos RTM [267].

2.3. Stitching: técnica de refuerzo transversal

2.3.1. Definición

El proceso de *stitching*, traducción inglesa de “cosido”, se fundamenta en el hecho de incorporar cierta cantidad de fibra a través del espesor de un laminado de manera que las distintas láminas queden unidas. Para realizarlo, una aguja es usada para perforar el laminado e insertar un hilo de altas prestaciones, generalmente fabricado a partir de fibra

de vidrio, carbono o Kevlar® a través del espesor de laminados. Morfológicamente, pueden encontrarse distintos tipos de stitching, como resume [268] a partir de los trabajos de [269]–[272] y descritos en la ISO 4915 [273], según se muestra en la Figura 45 y entre los que se encuentran las técnicas *lockstitch*, *modified lockstitch* y *chain stitch*. Una amplia descripción de la técnica, así como los tipos de puntada puede encontrarse en la referencia [274].

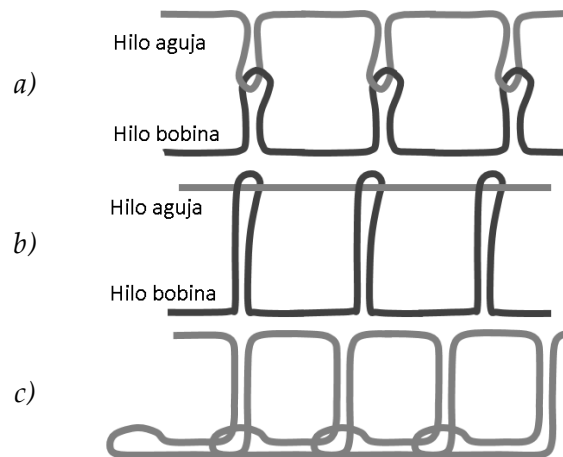


Figura 45. Esquemas de los tipos de stitching más comunes. (a) *lock-stitch*, (b) *modified lock-stitch* y (c) *chain stitch*. Fuente: elaborado a partir de [275].

El aspecto de un tejido que incorpora stitching es el mostrado en la Figura 46, en la que un laminado [± 45] de fibra de vidrio ha sido cosido con hilo de poliéster.

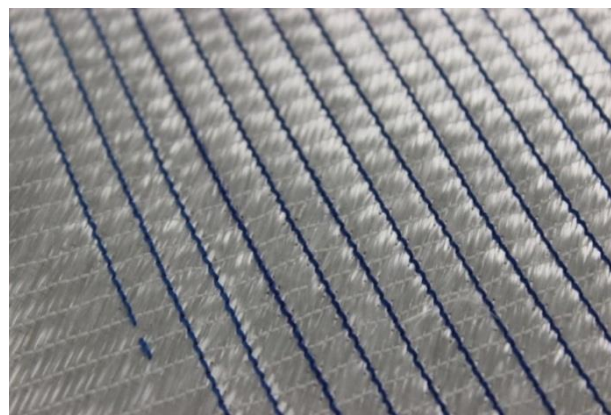


Figura 46. Aspecto de un apilado [± 45] con stitching de hilo de poliéster. Fuente: elaboración propia.

En la actualidad, están siendo ampliamente usadas las técnicas de cosido “one-side”, con las consecuentes ventajas que tiene sobre el proceso, ya que sólo se necesita acceder al

tejido desde uno de los lados. Entre las más comunes, se encuentran las mostradas en la Figura 47, todas ellas usualmente robotizadas, con la capacidad de ser utilizadas en tejidos tridimensionales, que además pueden ser fabricados de manera continua mediante pultrusión del tejido en seco.

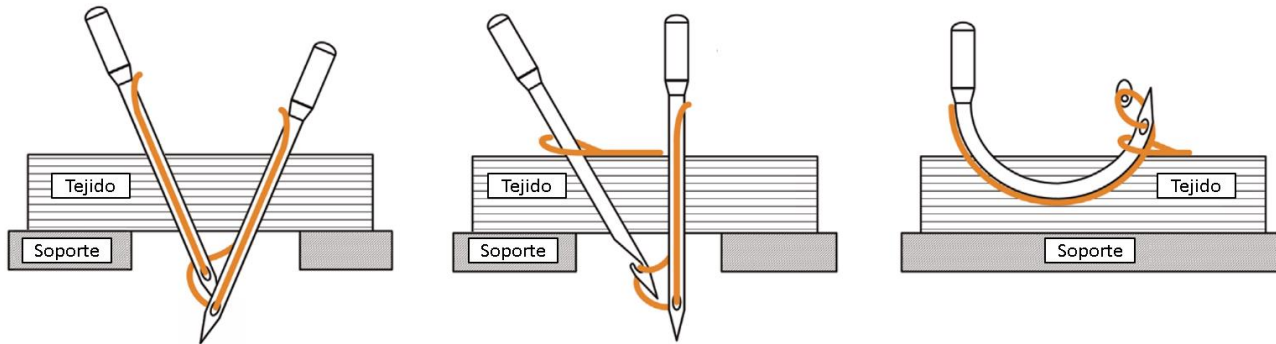


Figura 47. Métodos principales de cosido one-side. (a) y (b) lock-stitch utilizando dos agujas rectas y (c) blind-stitch, utilizando una aguja curva. Fuente: elaborado a partir de [276].

En la Figura 48 se muestra una imagen real del proceso de cosido “one-side” utilizado para fabricar parte de los laminados analizados en este trabajo. Corresponde a una máquina automatizada Pfaff 3574, del Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (Instituto para el Estudio de los Materiales Compuestos), en Kaiserslautern (Alemania).

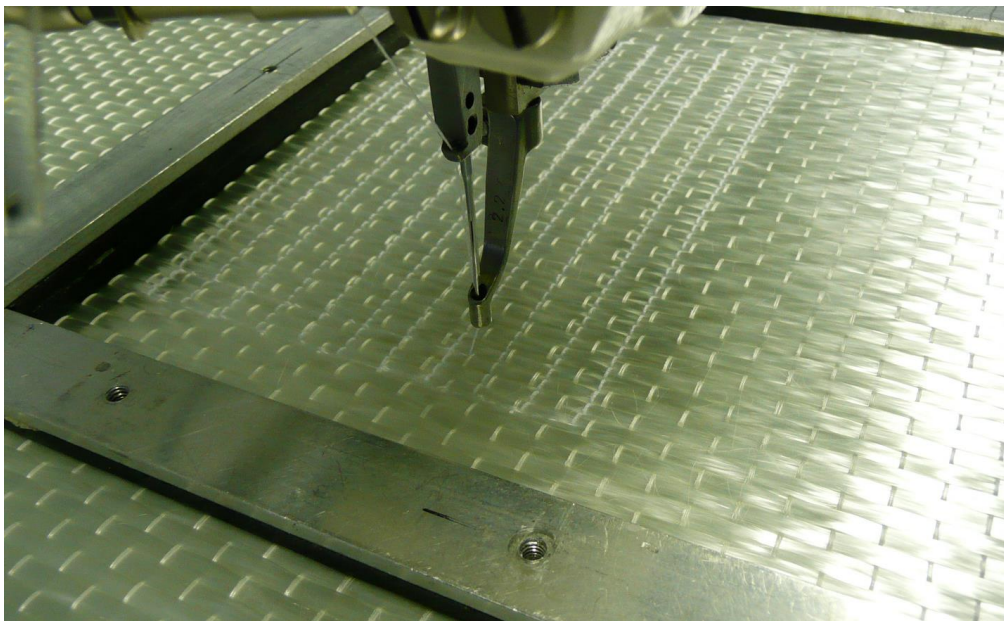


Figura 48. Proceso de cosido one-side lock-stitch utilizando una máquina Pfaff 3574
Fuente: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern.

Esta técnica puede ser igualmente aplicada a materiales compuestos de matriz termoplástica, con las consiguientes ventajas en cuanto a mayor capacidad de unión y reciclabilidad de materiales [277].

Entre las razones por las que se incorpora stitching en los laminados:

- Aumento de las propiedades mecánicas a través del espesor, especialmente las interlaminares e impacto.
- Posibilidad de aumentar la permeabilidad y de esta manera influir positivamente en el proceso.
- Fabricación de preformas en el tejido seco en procesos LCM y como método de unión de geometrías más sencillas.

A nivel general, el stitching viene a suplir las, a menudo insuficientes, propiedades mecánicas fuera del plano de los laminados. Esto puede representarse de forma esquemática según la Figura 49. Como se observa, un mismo material que incorpore stitching será mucho más apto para soportar cargas fuera de plano. Por defecto, las propiedades mecánicas en el plano de los tejidos laminados suelen ser muy elevadas si éstas se comparan con las propiedades en la dirección transversales, dado que entre láminas consecutivas sólo la resina actúa como medio de paso de los esfuerzos. Las consecuencias del stitching sobre el comportamiento mecánico serán descritas en detalle en puntos sucesivos.

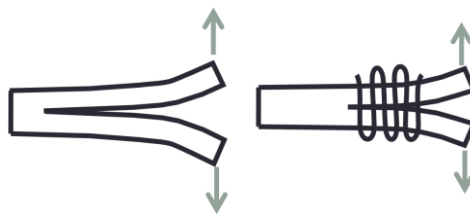


Figura 49. Esquema del refuerzo transversal por stitching cuando se aplican cargas fuera de plano. Fuente: elaboración propia.

El stitching tiene además repercusión sobre la permeabilidad del tejido. Por un lado las láminas se compactan por acción del hilo tensado a su través, lo cual aumenta el nivel de compresión del tejido y reduce consecuentemente la permeabilidad [278]. Por otra parte, las distorsiones locales que genera el hilo del stitching sobre las fibras del laminado actúan a modo de canales de baja pérdida de presión, facilitando la circulación de resina durante la impregnación, lo que se traduce en un aumento de permeabilidad global del tejido.

Por último, se recurre al stitching para la generación de preformas, de manera que los laminados secos mantengan su forma durante todo el proceso de fabricación, especialmente en técnicas LCM. Así, es común en la fabricación de paneles reforzados con largueros (uniones T) [275], según la Figura 50.

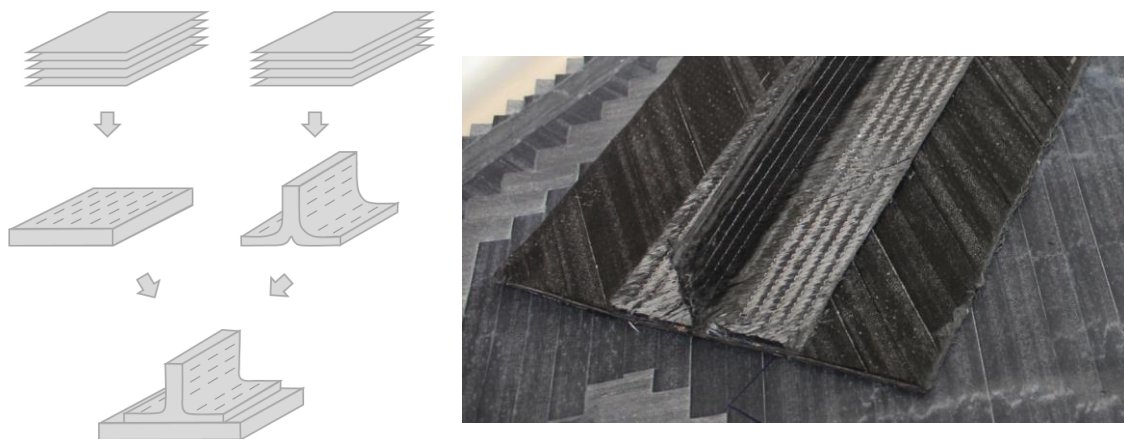


Figura 50. Secuencia de fabricación de una preforma a partir de láminas y usando stitching (líneas punteadas), a la izquierda. A la derecha, el resultado sobre cinta de carbono. Fuente: elaboración propia.

2.3.1. Defectos asociados al stitching

Previo a la descripción de los efectos del stitching sobre las propiedades mecánicas, conviene introducir los tipos de defectos que éste puede generar en los laminados, de manera que disponga de una relación causa-efecto entre ambos. Tal y como resume [275], los principales tipos de defectos causados por el stitching son:

- **Desalineamiento de fibras:** una marcada distorsión aparece localmente en los laminados debido al paso del hilo de cosido. La forma y grado de distorsión

depende principalmente de la densidad de cosido, rigidez y diámetro del hilo. Ángulos de desviación local entre 5° y 20° han sido medidos en diferentes experimentos [279]–[281]. Esquemáticamente, estas desviaciones se muestran en la Figura 51a.

- **Ondulación:** la superficie de los tejidos con stitching queda ondulada como consecuencia de la tensión durante el cosido, lo cual perjudica tanto a sus propiedades superficiales como a su comportamiento mecánico. Un esquema es mostrado en la en la Figura 51b.
- **Regiones ricas en resina:** Las desalineaciones y ondulaciones en la fibra generan regiones con bajo contenido en fibra alrededor de los puntos de cosido, lo cual tiene repercusiones en el proceso y comportamiento mecánico (Figura 51c).
- **Compactación de las láminas:** la aplicación de una elevada tensión al hilo de cosido puede generar un alto nivel de compactación entre las láminas del material. Como consecuencia, la fracción volumétrica puede ser más alta de lo esperado, pudiendo afectar al proceso de impregnación, en las que la resina encontrará mayor dificultad para fluir por estas zonas (Figura 51b).
- **Rotura de fibras:** la rotura ocurre por la fuerza y abrasión generada por la aguja y el hilo de cosido a través de las fibras del laminado, siendo más acentuada cuando mayor fracción volumétrica tengan éstos últimos.
- **Deformación en el hilo de cosido:** los hilos de cosido pueden deformarse por una elevada compactación durante el proceso de impregnación, en función de la presión aplicada por el molde/contramolde o bolsa en LCM (Figura 51d).
- **Microgrietas:** en los puntos en los que localmente se acumule la resina pueden aparecer grietas en la matriz por deformaciones internas acumuladas durante el curado y por cambio de temperatura [282], [283], llegando incluso a despegar el hilo de refuerzo de la matriz.

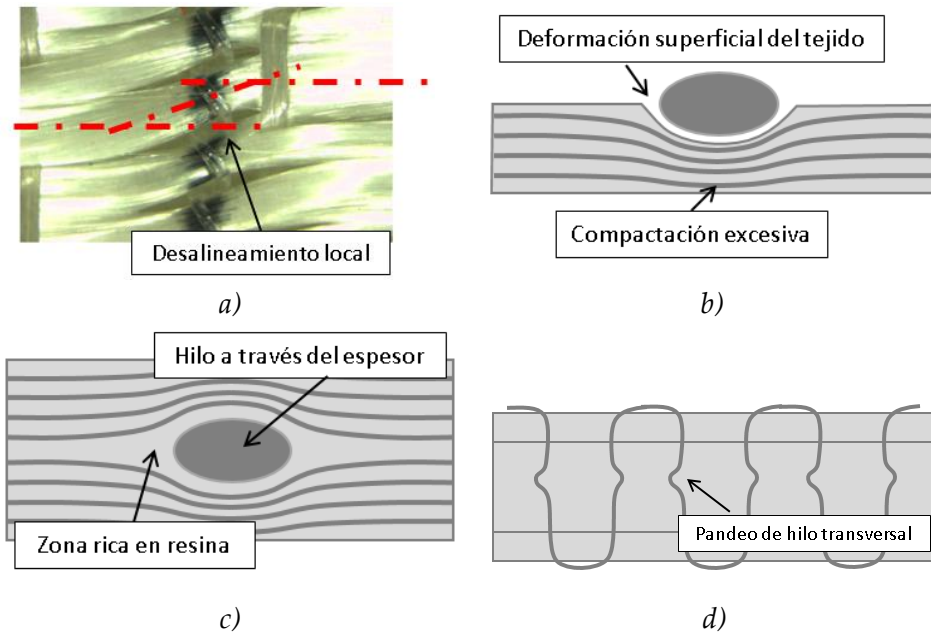


Figura 51. Principales tipos de defectos encontrados en tejidos con stitching: (a) desalineamiento de fibras, (b) ondulación y compactación de láminas, (c) zonas ricas en resina, (d) deformación del hilo transversal. Fuente: elaborado a partir de [275].

Dada la complejidad de las arquitecturas de las preformas usadas como refuerzo, los componentes fabricados con materiales reforzados raramente presentan las orientaciones de fibra de diseño. En cálculo de estructuras como *composites* se asumen normalmente las fibras rectas, paralelas y orientadas en la dirección dada, pero desviaciones globales o locales sobre estos valores reducirán sus propiedades, particularmente la rigidez y las de compresión [284]. Estas desviaciones son típicamente valoradas por el ángulo de desviación [285]–[287]. Las causas de estas desviaciones de las fibras pueden ocurrir durante la infusión por el movimiento de la resina. Parámetros como la viscosidad de la resina, la velocidad de frente de flujo, la presión de inyección y la fracción volumétrica de fibra podrían mover las fibras de su posición original y desalinearlas desde su posición original [285], [288].

Por su parte, la propia arquitectura del laminado induce una inevitable ondulación tanto en tejido 2D como en 3D [288], reduciendo las propiedades en el plano [289] y a impacto [290], entre otras. Concretamente, el stitching ha sido considerado como una forma de ondulación, ya que presenta periodicidad, de manera que en cada uno de los puntos de

cosido se encuentra una misma distorsión repetitiva. La severidad de esta desviación ha sido caracterizada como el ratio de severidad de la desviación δ/λ , donde δ es la desviación de la fibra respecto a su posición sin stitching, y λ es la distancia entre puntadas. Un máximo de $\pm 5^\circ$ es usualmente aceptado por la industria para tejidos unidireccionales [291], [292]. Además de la severidad de la ondulación, otros autores han usado otras relaciones geométricas para relacionarlas con la reducción de propiedades [293], [294].

El análisis y valoración de estas desviaciones puede realizarse mediante distintas técnicas, utilizando técnicas de análisis de imágenes [295], inducción electromagnética [296], [297] o incluso microtomografía computerizada [298]. En este trabajo se utilizarán técnicas de microscopía óptica para determinar su magnitud y defectos generados.

De forma intrínseca, las propiedades mecánicas de los materiales compuestos muestran una fuerte dependencia a la orientación de fibra [120], [285]. Así, se ha reportado reducciones de resistencia [299] y rigidez a tracción [120], [291] flexión, resistencia a compresión [118], [284], [300], resistencia cortante interlaminar y fatiga [283], [291], [301], entre otros, a medida que aumenta el ángulo desalineación de la fibra. En compresión, estas ondulaciones han mostrado ser responsables de delaminaciones prematuras que provocan el colapso de la estructura [284], [302].

En el caso concreto del stitching, sobre el tejido inicial, aparece una deformación local en el laminado generada por el espacio ocupado por el hilo transversal, así como por efectos de la tensión y curvatura del mismo, tanto en el plano del laminado como en el espesor. Esto modifica la orientación local de la fibra y, por tanto, sus propiedades mecánicas en el plano se ven afectadas. En un tejido real, el aspecto de esta distorsión es el mostrado en la Figura 52. La influencia del diámetro del hilo es también notable, reduciendo por lo general las propiedades en el plano a medida que éste aumenta [268].

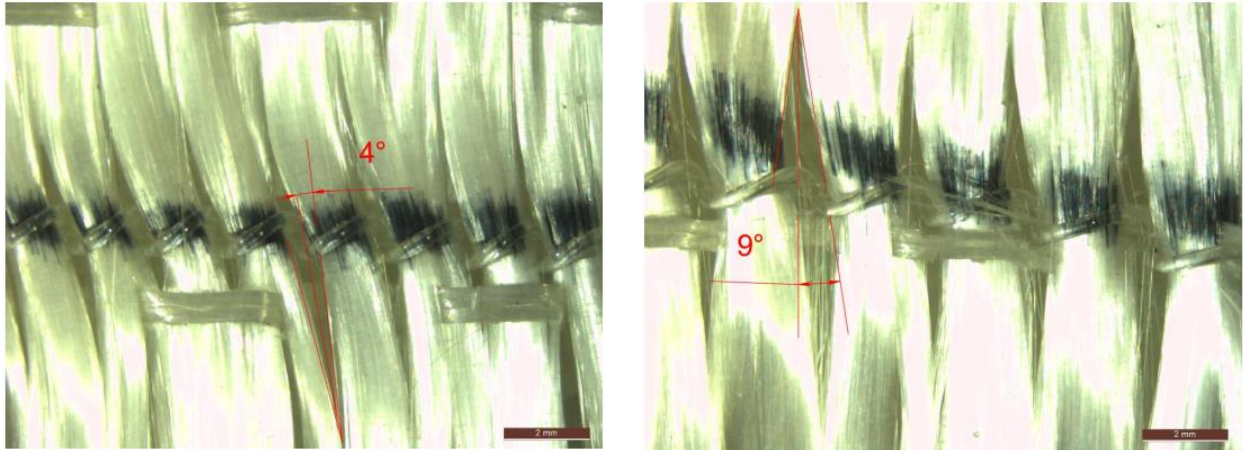


Figura 52. Desalineación de fibra por stitching con paso a) 4 mm y b) 5 mm. Fuente: elaboración propia.

2.3.1. Efectos del stitching sobre los parámetros de proceso

Además de su aporte mecánico, el stitching resulta de gran interés en la fabricación de geometrías complejas, al permitir la pre-consolidación de los tejidos en preformas, y modificar de manera destacable la permeabilidad de los tejidos secos. Así, facilita la manipulación de tejidos y posibilita la fabricación de preformas, reduciendo el trabajo manual, los tiempos de ciclo y los costes [303]–[305].

Existe una vasta bibliografía sobre la influencia del stitching en las propiedades mecánicas, pero no es así en el caso de la capacidad de procesar los tejidos, donde sólo un pequeño número de autores han reportado información [306]–[312]. Según tales investigaciones, el stitching tiene una fuerte influencia sobre el flujo en los procesos LCM, pudiendo modificar la permeabilidad de forma notable. En función de la morfología, densidad y tipología del stitching, el efecto sobre la permeabilidad puede diferir en gran medida. En los trabajos de [313]–[315] se estudian los parámetros geométricos de la interacción del stitching con el laminado. Así, existen discrepancias entre distintos autores, no mostrando una tendencia clara entre los parámetros del stitching y su efecto sobre la permeabilidad en el plano. Existen además una fuerte influencia de las características de los tejidos sobre el flujo [110], [316], como consecuencia de las distorsiones inducidas durante el cosido. Como resultado, algunos trabajos reportan reducciones de los tiempos de impregnación del orden de 200 veces inferior [305].

Por su parte, [307], [310], [311], detectaron en tejidos de permeabilidad ortotrópica una reducción sustancial en la permeabilidad principal, K_1 , cuando se aumentaba la densidad de puntadas en el laminado manteniendo la fracción volumétrica de fibra, asociando el stitching a obstáculos en el avance del flujo. Al mismo tiempo, la permeabilidad K_2 aumentó al aumentar la densidad de puntada. Otros autores como [309] describieron aumentos de permeabilidad con el aumento de la densidad de puntada, incluso usando valores de tensión de hilo superiores. También se han encontrado diferencias en función del tipo de hilo utilizado [311]. El efecto del stitching sobre la permeabilidad se reduce a medida que la fracción volumétrica de fibra aumenta [310]. En lo que respecta al patrón de cosido, aquéllos en forma de rejilla y alineados con el flujo muestran un mayor aumento de permeabilidad que los diagonales [310].

La permeabilidad K_3 , fuera del plano, experimenta un aumento sustancial al incorporar stitching, al generar canales de alta permeabilidad en el tejido original [312], [317]. Los factores con mayor influencia son la configuración del tejido, el diámetro del hilo, la distancia entre puntadas y la distancia entre líneas de cosido, no siendo destacable el efecto de la tensión del hilo ni la distancia entre puntadas [312]. Diversos estudios reportan incrementos de más de un orden de magnitud en la permeabilidad transversal como consecuencia del stitching [318].

2.3.2. Efectos del stitching sobre los atrapamientos de aire

El efecto del stitching sobre la formación de atrapamientos de aire en procesos LCM ha sido reportado en numerosos trabajos utilizando *C-scan* y microscopía [319]. El contenido en huecos fue considerablemente mayor en regiones cosidas debido a la heterogeneidad y anisotropía de estas regiones. El comportamiento del flujo se vuelve también más complejo en estas zonas. Huecos del tamaño 100 μm a 500 μm se encontraron concentrados en regiones con stitching, justificados por una baja consolidación de estas partes del tejido durante la impregnación. Aunque depende de numerosos factores, en todos los casos la cantidad de aire atrapado es superior en las regiones con stitching que en las que no lo tienen

[319]. La generación de microhuecos también se vio afectada como consecuencia de los hilos de stitching en laminados unidireccionales, según el trabajo de [199], alrededor de los cuales el flujo avanza más rápido. Autores como [320], [321] han reportado mayores concentraciones de atrapamientos de aire cerca de los hilos de trama que unen distintas hebras en tejidos unidireccionales (Figura 53).

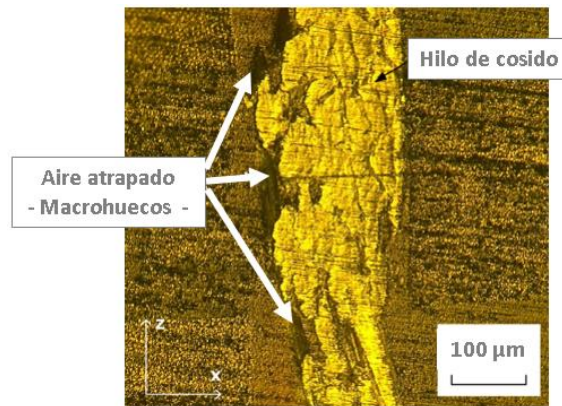


Figura 53 Macrohuecos generados entre el hilo de cosido y la matriz. Fuente: extraído de [321].

La alta velocidad de la resina motivada por los macrohuecos formados en los puntos de cosido proporciona el movimiento de huecos, especialmente el de macrohuecos formados en las zonas ricas en resina [99]. Algunos autores defienden la existencia de un determinado valor de velocidad a partir de la cual se produce el arrastre de macrohuecos [176].

Por otro lado, los valores de velocidad localmente elevados en las zonas de stitching no fomentan el movimiento de microhuecos, que generalmente habrán sido generados en el interior de las hebras, entre fibras, y en los que el efecto de arrastre hidrodinámico tendrá escasa relevancia.

2.3.3. Efectos del stitching sobre las propiedades mecánicas

A nivel general, el stitching supone una sustancial mejora en las propiedades mecánicas de los laminados, especialmente sobre aquellas relacionadas con esfuerzos interlaminares e impacto [268]. Por otro lado, el stitching provoca efectos negativos en

ciertos tipos de cargas en el plano, dado que implica la generación de distorsiones y/o defectos locales en el tejido que actúan como concentradores de tensión y reducen su desempeño mecánico [322], además de generar zonas ricas en resina, susceptibles de albergar huecos y defectos [323]. Según se mostró en la Figura 53, el hilo de stitching puede fomentar la acumulación de macrohuecos. Estos suponen puntos de concentración que, influyen de manera negativa sobre sus propiedades. Una amplia revisión sobre la influencia del stitching en las propiedades mecánicas ha sido hecha por [324].

En balance global del uso de stitching, se deduce que la pequeña pérdida de propiedades en el plano se ven compensadas con el aporte estructural en la dirección transversal [268].

2.3.3.1. Propiedades a tracción y compresión

En cuanto a las propiedades mecánicas en el plano, existe gran discrepancia entre distintos autores, asociándose a la gran cantidad de variables que pueden influir sobre ellas [268], como el tipo de laminado (*woven fabric*, *prepeg*, ...) la técnica de laminación (RTM, infusión, ...), parámetros del stitching (tipo, diámetro del hilo, tensión densidad de puntada, ...) así como el tipo de carga al que se someta el laminado. Como resultado algunos autores han mostrado reducciones en el módulo elástico de un 5% [279] llegando hasta un 20% [275]. Según [279], no se ha observado una relación entre las propiedades a tracción y la densidad de puntada. En la misma línea, las propiedades a compresión han mostrado que no existe una reducción significativa al incorporar stitching [325], aunque otros trabajos sí reportan una significativa reducción en la resistencia [281], [282], [326], en función del tipo y diámetro de hilo y patrones de cosido [325]. Estudios más específicos, señalan una reducción notable cuando las líneas de cosido son normales a la línea de acción del ensayo [327], [328] y una mejora cuando el cosido se realiza en esta dirección [329]. Las propiedades a flexión, según algunos trabajos como [312], muestran una clara reducción a medida que se aumenta la densidad de stitching en la mayoría de materiales, aunque no existe un claro acuerdo entre

experimentos de distintos autores [330]. En este contexto, no se considerará estudio mecánico comparativo entre tejidos convencionales y con stitching en este trabajo.

2.3.3.2. Propiedades de resistencia a impacto

Aunque los laminados 2D muestran excelentes propiedades en el plano en términos de rigidez y resistencia, son sensibles a cargas fuera de plano, apareciendo el fallo por mecanismos de delaminación y fractura interlaminar, con lo que estas propiedades mecánicas pueden verse notablemente afectadas [268].

Durante el impacto normal al laminado se producen fundamentalmente esfuerzos interlaminares que generan fracturas y delaminaciones entre las distintas láminas. Cuando estos materiales están cosidos, las grietas interlaminares son limitadas por los hilos transversales, de manera que las delaminaciones quedan contenidas localmente, no extendiéndose al resto del material.

Así, en laminados con stitching se encuentra hasta un 10% de aumento en la energía absorbida y un área dañada muy inferior al caso sin stitching [330]. La resistencia a impacto y tolerancia al daño han sido estudiadas extensamente, coincidiendo en notables mejoras debidas al refuerzo transversal. Un ejemplo es [331], que estudió diferentes patrones de cosido fabricados por diferentes técnicas, mostrando que los procesos LCM (RTM y RFI) tuvieron menor nivel de daño y mejor resistencia al impacto que los de autoclave. El efecto de la densidad de cosido fue estudiada por [332], mostrando que los laminados de NCF absorbieron menos energía y menor deformación tras el impacto comparado con los compuestos *woven*, aunque el daño fue similar. En la misma línea, en el trabajo [333] se realizaron ensayos de resistencia al daño por impacto en laminados fabricados por infusión y reforzados mediante stitching, usando dos patrones ortogonales diferentes (25.4 mm y 12.7 mm a $pitch = 6$ mm) y una misma separación de puntada. Las energías oscilaron entre 5J y 50J, siendo las más altas soportadas por los tejidos con stitching. El tamaño del daño se

redujo a 1/3 en el tejido con menor densidad de stitching, y a 1/6 en el que tenía mayor densidad de stitching (Figura 54).

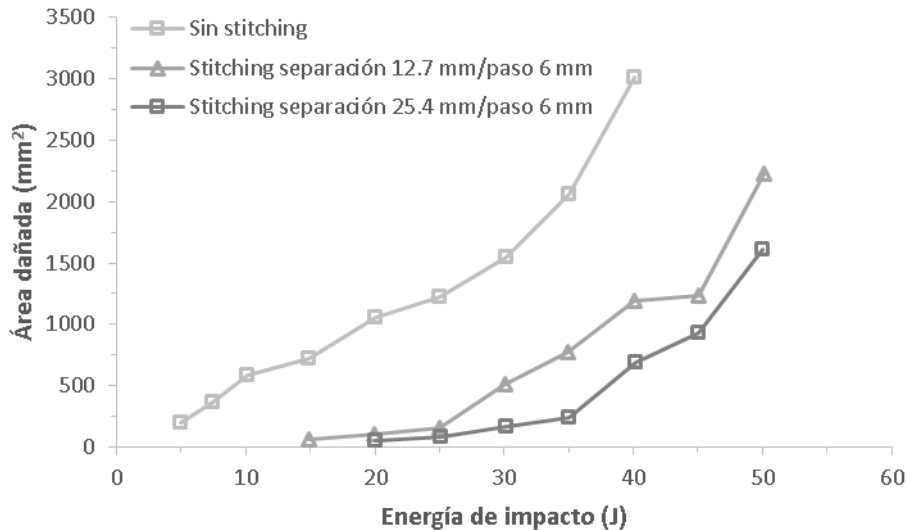


Figura 54. Área dañada frente a energía de impacto para tejidos sin stitching, con stitching separación entre líneas de 12.7 mm y 25.4 mm, ambos con paso de puntada de 6 mm para laminados tejidos de carbono/epoxy. Fuente: elaborado de [333].

En el trabajo [334] se encontraron reducciones de más de un 35% en el área dañada cuando se aplica un patrón de stitching con paso 5 mm, y del 20% cuando se aplica un patrón con paso 10 mm. Además, encontraron diferencias significativas de más de un 5% en función de si el patrón se realiza de forma manual o automatizada.

Según resume [275], en flexión e impacto distintos modos de fallo compiten en los tejidos con stitching. El stitching reduce la propagación de grietas interlaminares (mecanismos de *bridging* entre láminas), aumentando su resistencia. Sin embargo, la distorsión superficial y rotura de fibras en la zona de la puntada conduce a una rotura de fibra prematura en esta zona por compresión y tracción.

Las investigaciones coinciden además en una notable mejora en las propiedades a compresión tras impacto (*Compression After Impact, CAI*) [268], [335] así como una menor área delaminada [325].

2.4. Necesidad de control del proceso de infusión

Al margen de otros sistemas de fabricación de materiales compuestos, como las tecnologías AFP o ATP [125] que han experimentado fuertes desarrollos e innovaciones en los últimos años, los sistemas LCM como la infusión o RTM, no han evolucionado desde su aparición si se tiene en cuenta la reseña histórica mostrada por [336].

La necesidad de aumentar el nivel de automatización ha sido manifestada por distintos autores, teniendo en cuenta el potencial de estos procesos en las nuevas necesidades industriales, desde el sector aeronáutico [14] hasta el de la automoción [337].

Según [14], dos grandes retos han sido planteados en el sector aeronáutico en relación a los procesos LCM:

- Aceleración de los procesos y etapas de los procesos de fabricación actuales.

Fundamentalmente, a través de un aumento en el nivel de automatización, reduciendo los tiempos de cada una de las fases involucradas en el proceso, como la producción de la preforma, la inyección de resina, el curado, el desmoldeo o la limpieza de útiles y herramientas. Numerosos proyectos de investigación están siendo llevados a cabo en *Airbus Group* con el objetivo de optimizar los tiempos actuales de diferentes etapas de procesos LCM [338]–[343]. El aumento de automatización en procesos LCM implica la reducción de variabilidad de propiedades y repetitividad de los resultados, descrita por autores como [78], [79] y requerida por parte de la industria [109]. Ha sido recientemente cuando se han publicado trabajos relativos a aumentos de automatización de los procesos LCM, denotando un aumento de su competitividad, principalmente por el posicionado robotizado de fibra [115], [116], [118] lo que se ha derivado en un aumento de sus aplicaciones industriales para producción de piezas estructurales.

- Aumento del nivel de integración de componentes.

El alto número de operaciones posteriores a la fabricación supone un tiempo y costo extra hasta conseguir el conjunto montado que integre todos los componentes. El uso de

técnicas LCM posibilita aumentar el nivel de integración de distintos elementos y consecuentemente, una reducción en el número de estas operaciones. La alta integración implica una reducción de peso en los elementos de unión, que pueden ser eliminados, además de reducir el tiempo de montaje y mantenimiento necesario para los elementos de fijación y conectores entre componentes. En esta línea, los *flaps* del Airbus A320 Single Aisle, con longitudes de 7.4 metros han sido fabricados en un solo proceso de fabricación, reduciendo en número de componentes en un 95% [344] y un 25% de reducción de coste [345]. El *stitching* juega en este sentido otro papel fundamental, de manera que distintos componentes pueden unificarse en las fases iniciales de fabricación mediante la generación de preformas con apilados y geometrías complejas.

En su conjunto, y tras resumir las fibras y matrices más comunes, el análisis del estado del arte muestra la existencia de distintos procesos basados en el moldeo líquido de materiales compuestos. En concreto, el de infusión de resina ha sido ampliamente descrito, con un exhaustivo análisis de sus variables y parámetros controlables y en qué manera éstos pueden afectar a la calidad del material final. Se da especial relevancia al concepto de atrapamiento de aire o hueco, como uno de los defectos resultantes de una inadecuada configuración del proceso. Concretamente, el parámetro velocidad de impregnación y los resultados de cantidad de atrapamientos de aire y las propiedades mecánicas se interrelacionan de manera que existe un punto de velocidad de impregnación óptimo que minimiza la cantidad de defectos al mismo tiempo que maximiza las propiedades mecánicas. En este sentido, los huecos pueden clasificarse en microhuecos y macrohuecos en función del nivel de velocidad y mecanismo por el que se realiza la impregnación. Asimismo, aunque existen en la actualidad distintos métodos y mecanismos para minimizar la cantidad de defectos, éstos no contemplan la variable velocidad del frente de flujo. Se ha demostrado asimismo que es posible regular la velocidad mediante la introducción de una pérdida de presión controlada en el sistema. Contextualizada la ausencia de control en el proceso de infusión de resina, en el capítulo 3 se describe de forma detallada la metodología

propuesta para aumentar el control sobre el proceso al mismo tiempo que se reduce la cantidad de defectos tanto en tejidos convencionales como en los que incorporan stitching.

Capítulo 3

Metodología de infusión basada en el control del flujo

3. Metodología de infusión basada en el control del flujo

3.1. Introducción

La metodología propuesta en este trabajo tiene por base la marcada influencia que muestra la velocidad del frente de flujo en la generación de defectos, además de la tendencia decreciente de la velocidad del frente de flujo en función del tiempo, intrínseca al proceso de infusión. Se propone el desarrollo de un sistema que permita controlar y mantener la velocidad durante todo el proceso en su nivel óptimo para cualquier tipo de tejido, resina y condiciones de proceso. Teniendo en cuenta la evolución del frente de flujo en función de tiempo, según el punto 2.2.3, se pretende modificar esta velocidad, propia del tejido, resina y condiciones de proceso, de manera que todo el proceso se realice a velocidad constante, según se muestra idealmente en la Figura 55 en línea azul. Tal como se mostró, la máxima velocidad posible que se puede conseguir al final del laminado (i.e. punto de velocidad mínima) debe ser en todo momento superior a la velocidad óptima calculada, de manera que exista una banda en la que se pueda controlar esta velocidad. De otra manera, la velocidad óptima sería superior a la que se puede físicamente conseguir, dadas las características del laminado, la resina y el nivel de vacío aplicado, no siendo posible garantizar tal velocidad óptima en todo el laminado.

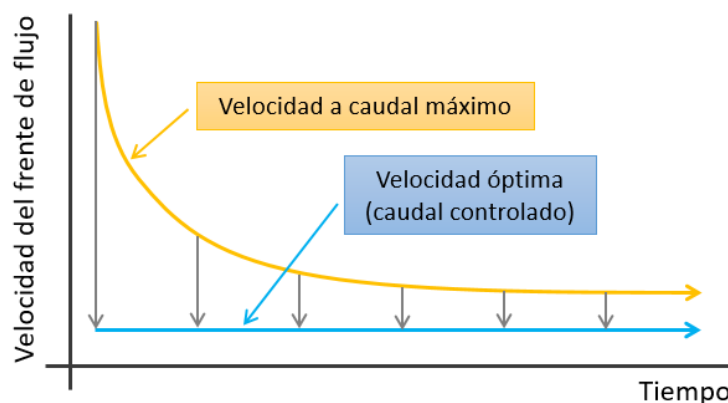
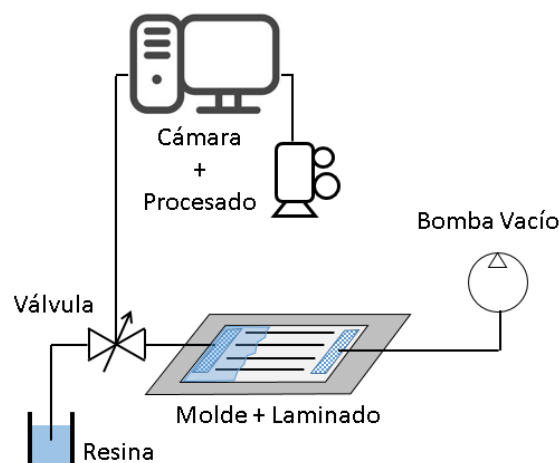


Figura 55. Evolución temporal de la velocidad del frente de flujo durante el proceso de infusión. Fuente: elaboración propia.

Esquemáticamente, la metodología propuesta se describe en la Figura 56. Se muestra el proceso de infusión de un laminado convencional, en el que se dispone una entrada de resina desde un depósito de resina líquida y una bomba de vacío en otro punto de éste. Ésta última generará un nivel de vacío que hará fluir a la resina hasta el interior del laminado, impregnando los tejidos inicialmente secos dispuestos sobre el molde. De forma paralela, un sistema de visión artificial (compuesto de una cámara, una unidad de procesamiento y actuadores) permite monitorizar la velocidad instantánea del frente de flujo y actuar consecuentemente sobre una válvula reguladora de caudal en función de la velocidad de frente de flujo previamente consignada. El actuador o válvula regulable supone uno de los elementos clave en el desarrollo de esta metodología, haciendo posible el control de caudal a través de la pérdida de presión que ésta induce en el sistema.



*Figura 56. Esquema del sistema de control propuesto para el control de la velocidad durante la impregnación.
Fuente: elaboración propia.*

En punto sucesivos se describen en detalle los procedimientos y métodos planteados a lo largo del desarrollo del sistema de control de caudal.

3.2.Procedimiento general de detección, evaluación y control

La metodología, a nivel de proceso, implica seguir una secuencia temporal de pasos que permitirán maximizar las propiedades mecánicas de los laminados fabricados por

infusión, partiendo de un laminado de propiedades inicialmente desconocidas. En la Figura 57 se muestra en un diagrama de flujo los puntos de la metodología, englobados en dos fases principales:

- **Fase 1. Análisis preliminar para nuevos laminados.** Dado que las condiciones óptimas de velocidad de frente de flujo dependen del tipo de tejido, se requiere la caracterización previa del material sobre el cual la metodología será aplicada; esto es, conocer la velocidad óptima de frente de flujo para el material a utilizar.
- **Fase 2. Uso de valores óptimos en fabricación.** Posteriormente, conocido el valor de velocidad óptima, podrá aplicarse el control de proceso para fabricar el material o componente, manteniendo ésta homogénea y constante durante todo el proceso.

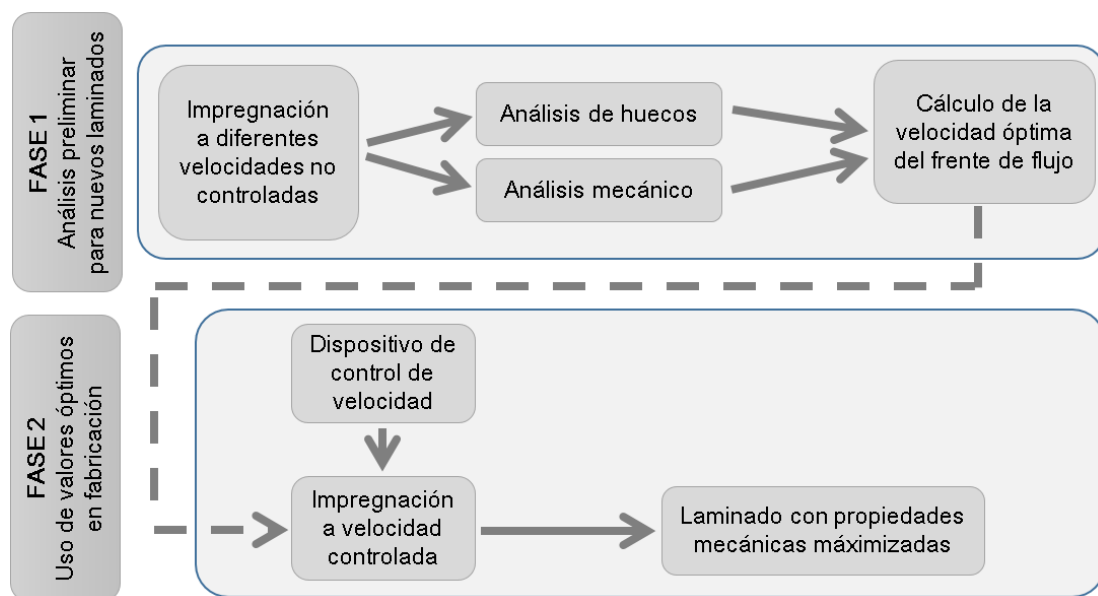


Figura 57. Esquema-resumen de la metodología desarrollada. Una vez analizada la velocidad óptima del tejido, ésta se aplica mediante un sistema de control de velocidad. Fuente: elaboración propia.

Así, en una primera fase, se propone la fabricación de probetas a distintas velocidades de impregnación de manera que, mediante los correspondientes ensayos, pueda estimarse la velocidad óptima que minimice la cantidad de huecos y maximice las propiedades mecánicas de interés. En esta primera fase se utilizará el sistema de control de

velocidad propuesto en esta metodología para mantener la velocidad constante a los niveles seleccionados. Dado que la velocidad óptima es una incógnita para cada nuevo material, se utilizará un rango de velocidades suficientemente amplio como para garantizar que la velocidad óptima estará en tal rango, o bien se apoyará en bibliografía para acotarla. Como velocidad máxima se utilizará aquélla que defina las condiciones de vacío y caudal máximos, sin introducir en el sistema pérdidas de presión adicionales; esto es, sin ningún tipo de válvula o regulación introducida en el sistema. Por otro lado, para la velocidad mínima se seleccionará un valor suficientemente bajo de acuerdo a bibliografía y resultados previos en tejidos similares. Entre ambos valores extremos se seleccionará un conjunto de valores intermedios, de manera que permitan identificar el punto óptimo según se mostró en la Figura 40 a modo de ejemplo. Para el análisis de cada una de las probetas se recurrirá al estudio de la cantidad de atrapamientos de aire y a un ensayo mecánico.

El análisis de atrapamientos de aire podrá realizarse mediante la observación de las muestras por microscopía óptica (otras técnicas como *C-scan* podrían igualmente ser válidas), para lo cual se prepararán debidamente las probetas, tal como se detallará en el punto 4.3.1.2. La evaluación cuantitativa de los macrohuecos y microhuecos permitirá encontrar aquélla muestra que minimice la cantidad de ambas, la cual corresponderá a la velocidad óptima de frente de flujo.

Para el análisis mecánico puede recurrirse a distintos tipos de ensayos estandarizados en función de la aplicación para la que se enfoque el diseño del material o componente. En cualquier caso, el punto óptimo de velocidad de frente de flujo corresponderá a aquél que maximice la propiedad mecánica sometida a estudio o el posible conjunto de las mismas. Tal como muestra la bibliografía, existe una correspondencia entre la velocidad que minimiza el número de atrapamientos de aire y el que maximiza las propiedades mecánicas [200].

Tras el cálculo de la velocidad de impregnación óptima, se configurará el sistema de control de caudal seleccionando este valor como consigna. A partir de este punto, para el laminado concreto sometido a estudio, el sistema de control detallado en el punto 3.2.1 y 3.3 mantendrá en todo momento valores de velocidad iguales al valor óptimo. Como resultado, se obtendrán laminados con un contenido mínimo en atrapamientos de aire, correspondientes a unas propiedades mecánicas máximas, de acuerdo a la influencia de la velocidad del frente de flujo.

3.2.1. Detección del frente de flujo mediante visión artificial

La visión artificial constituye una de las bases fundamentales del proceso descrito en la metodología, mediante la cual es posible medir la velocidad instantánea del frente de flujo. Mediante el tratamiento de las imágenes adquiridas por una cámara debidamente colocada es posible determinar la posición y, por derivación, la velocidad instantánea del frente de flujo en cualquier punto.

Aunque existen numerosas tecnologías de transductores para sensorizar los procesos LCM, la tecnología de visión artificial es una de las más ventajosas para monitorizar el frente de flujo, por lo que ha sido utilizada por multitud de autores [108], [136], [260], [262], [346], [347]. Se trata de métodos no intrusivos de implementación sencilla y gran versatilidad para distintas geometrías y tamaños de molde. En procesos RTM podrían encontrarse dificultades en relación a la transparencia de una de las caras del molde, algo que no afecta a VARI, dado que la mayoría de bolsas utilizadas son transparentes, quedando accesible la visualización directa del frente de flujo. Técnicas similares han sido utilizadas por diversos estudios destinados a analizar los fenómenos de impregnación y los atrapamientos de aire, entre otros, en procesos LCM. Así, autores como [307] utilizaron un sistema basado en una cámara para medir la permeabilidad de distintos tejidos, usando dos vidrios transparentes. En el trabajo [80] también se estudió la posición del frente de flujo mediante el análisis de imágenes durante el proceso de impregnación, evaluando para ello la diferencia en el tono de gris mediante el cálculo del gradiente entre la zona impregnada y la seca [253]. Otras

experiencias usando visión artificial para la detección y control del flujo ya fueron desarrolladas por [228], [348], o para evaluar el efecto de la capilaridad [349]. Otras tecnologías, como sensores capacitivos, han sido también utilizadas con el mismo fin, para detectar y medir la posición del frente de flujo y determinar la permeabilidad de tejidos, tal como realizaron [306], [309].

A grandes rasgos, la metodología propuesta se compone de un sistema de adquisición y procesamiento de imágenes, algoritmos de cálculo de la posición y velocidad instantánea del frente de flujo, junto a un sistema actuador, basado en un PID, que gestiona la apertura o cierre de la válvula de entrada de resina. El sistema adaptará el caudal de entrada para que la velocidad de llenado sea constante e igual a la óptima durante todo el proceso de impregnación.

Esquemáticamente, en la Figura 58 se describen mediante un diagrama de flujo los pasos generales del proceso. Como entradas, se requiere una cota o medida real del área a impregnar y el valor de velocidad óptima previamente calculado para el sistema material en cuestión. La cota o medida del área a impregnar permite calibrar el sistema de visión artificial en función de la óptica y cámara utilizada con la relación píxel/mm. Como referencia, se toma una imagen inicial del laminado una vez posicionada la cámara en el montaje utilizando para ello la interfaz de usuario (descrita en 3.2.3). Por otro lado, la velocidad óptima debe también ser introducida como valor de consigna para el sistema. Ésta habrá sido obtenida mediante el procedimiento descrito al comienzo del punto 3.2. El proceso de impregnación puede iniciarse tras ajustar optimizar los parámetros de la imagen para garantizar la detección del flujo (brillo, contraste o gamma, entre otros).

En todos los casos se asume una forma aproximadamente rectilínea y plana del frente de flujo, lo cual es aplicable, en primera instancia, a laminados sencillos moldeados sobre geometrías planas y con un único punto de inyección. En estudios más específicos, otros

autores han trabajado en el estudio y optimización de la forma del frente de flujo y su desviación sobre la línea base ideal [135].

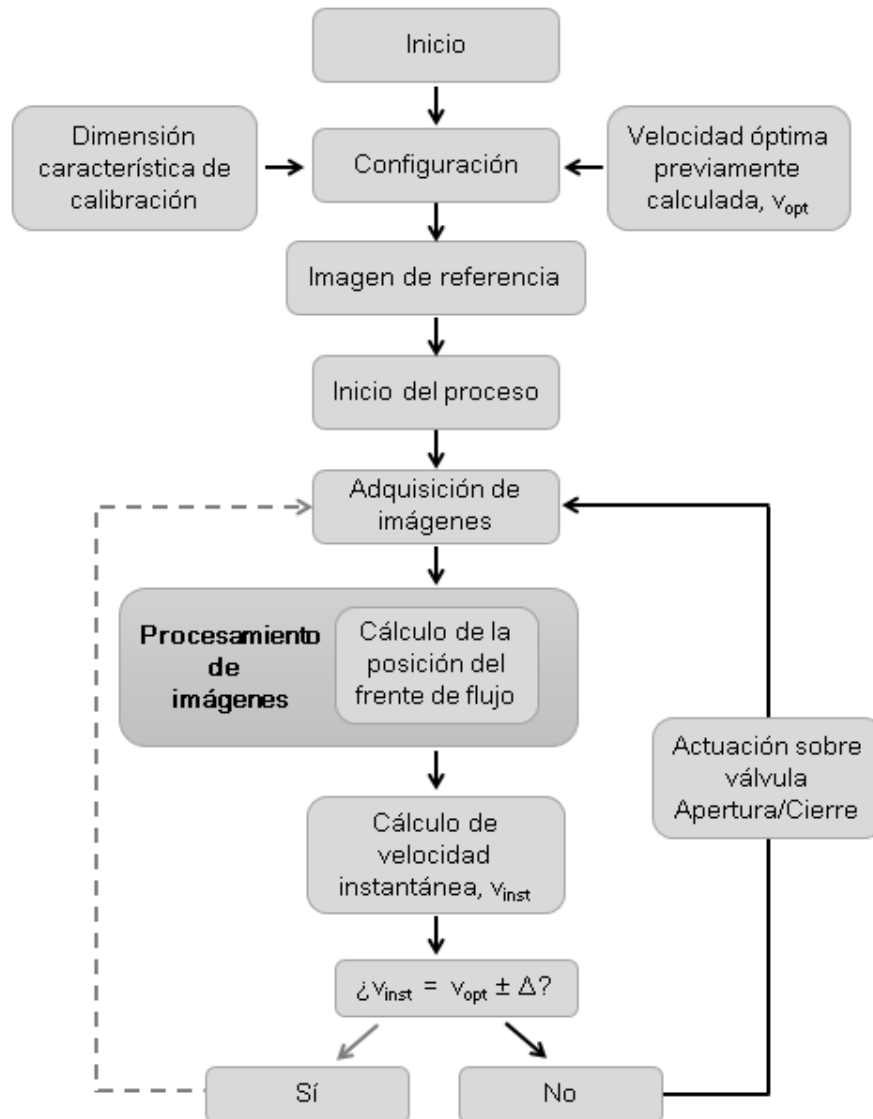


Figura 58. Diagrama de flujo del controlador de velocidad de frente de flujo realimentado. Fuente: elaboración propia.

Debe tenerse en cuenta que en laminados de cierto espesor el frente de flujo no tiene la misma velocidad a lo largo de todo el espesor. Esta diferencia se acentúa en aquellos casos en los que las permeabilidades entre capas difieran, alcanzándose importantes diferencias en los casos en los que se incorporen medios de alta permeabilidad en la lámina superior. Experimentos como el mostrado en la Figura 59 muestran la región de transición del frente

de flujo. En ella se muestra un laminado unidireccional de fibra de vidrio horizontalmente orientado en el cual se ha generado una infusión de resina de poliéster situado sobre un molde de vidrio transparente y retroiluminado, de manera que el contraste entre la zona seca y la impregnada quede patente. Los colores han sido invertidos para una mejor apreciación del efecto. La línea punteada corresponde al frente de flujo superficial mientras que, en la parte derecha, en oscuro, se muestra la región saturada, completamente impregnada. Entre ambos extremos, se observan líneas horizontales correspondientes a las regiones localmente secas entre las hebras y entre las fibras, en función de si el fenómeno está dominado por la viscosidad o capilaridad. Este efecto implica que el sistema de visión debe calibrarse para detectar adecuadamente el frente de flujo de objetivo. Para reducir la probabilidad de detección errónea, se tienen consideraciones de las siguientes premisas:

- Para ser válido, el frente de flujo detectado deberá ser aproximadamente recto, obviando efectos de *fingering* como el mostrado en la parte central de la Figura 59.
- Delimitación del área de detección anticipando un frente de flujo plano de manera que, manteniendo la longitud de impregnación, se reduzca la longitud total del frente de flujo.
- El algoritmo de detección procesamiento sólo realizará la búsqueda en la zona no impregnada de manera que las zonas impregnadas no se computan en la detección de bordes.

La cámara tomará continuamente imágenes durante el proceso, a una velocidad de 25 s^{-1} ofrece la suficiente resolución temporal para controlar el flujo de manera precisa. En este sentido, en función de la unidad de procesamiento, puede ser necesario descartar parte de los fotogramas para reducir el costo computacional. Cada imagen es procesada en tiempo real en MATLAB [350] (según el algoritmo mostrado en la Figura 60 y descrito en detalle más adelante), arrojando como salida el valor de velocidad instantánea del frente de flujo.

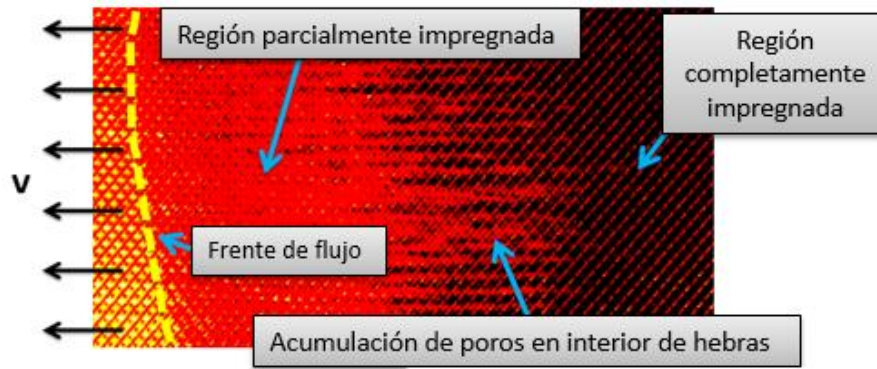


Figura 59. Transición entre la región completamente impregnada y la completamente seca. Fuente: elaboración propia.

Éste es comparado con el valor consignado como óptimo, al que se afecta de un valor Δ para definir una banda o rango de velocidades admisibles, que puede establecerse en $\pm 5\%$ sin comprometer el resultado final. Si la velocidad está en tal rango definido por $v_{opt} \pm \Delta$, se procede a adquirir la siguiente imagen y se repite el proceso. Si, por el contrario, está fuera de dicho rango, el sistema actúa sobre la válvula para abrirla o cerrarla en función de si la velocidad es inferior o superior, respectivamente, a la consignada. El ciclo se repite hasta que el tejido queda completamente impregnado.

Para el procesado y determinación de la posición y velocidad instantánea en tiempo real del frente de flujo se utiliza el algoritmo mostrado en la Figura 60. Como entrada se requiere el último fotograma adquirido y el del instante anterior, de manera que pueda calcularse la velocidad como diferencia entre las posiciones del frente de flujo entre el tiempo transcurrido entre ambas. Inicialmente se predefine una región en el campo de visión de la cámara sobre la que se realizará el análisis de frente de flujo. El objetivo es centrar el estudio del frente de flujo en una determinada área de la imagen de manera que se abarque el proceso de impregnación completo evitando información redundante de áreas contiguas, reduciendo así el costo computacional del procesado y el tiempo de cálculo. Como primer paso, se calcula la desviación típica de los niveles de gris como uno de los descriptores de la imagen inicial para determinar el umbral de detección de cambio local.

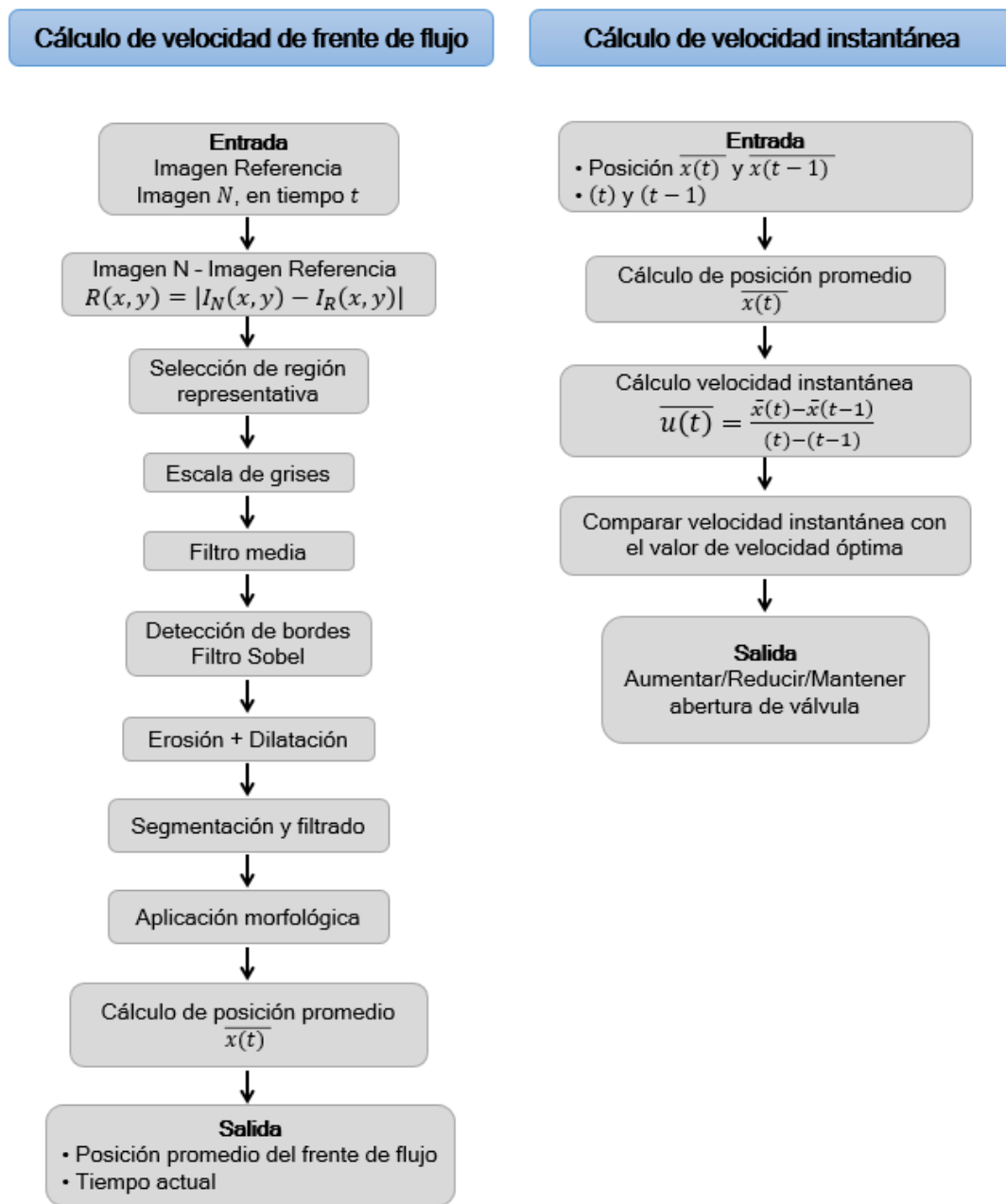


Figura 60. Algoritmo de procesamiento de imágenes para el cálculo de posición (izquierda) y velocidad instantánea (derecha) del frente de flujo. Fuente: elaboración propia.

En el siguiente paso se aplica un filtro de la media con el objetivo de eliminar ruido y suavizar la imagen y se procede a la detección de bordes mediante un filtro Sobel [351] vertical y horizontal basado en la primera derivada. Una vez identificados los bordes de la imagen, entre los que se incluirá el frente de flujo, se aplica una erosión y dilatación para eliminar algunos de los bordes erróneamente identificados. Para identificar y caracterizar

cada borde resultante se aplica segmentación, desestimando aquéllas regiones con un reducido número de píxeles y no conexos con el borde principal. Posteriormente un operador morfológico proporciona el eje medio del borde [352]. Conocidos los píxeles que forman el frente de flujo, se evalúa su promedio y se asocia al valor de tiempo de la imagen analizada. En la Figura 61 se muestra el resultado del algoritmo de detección del frente de flujo para cuatro instantes de tiempo diferentes, como imágenes superpuestas a la imagen original en escala de grises.

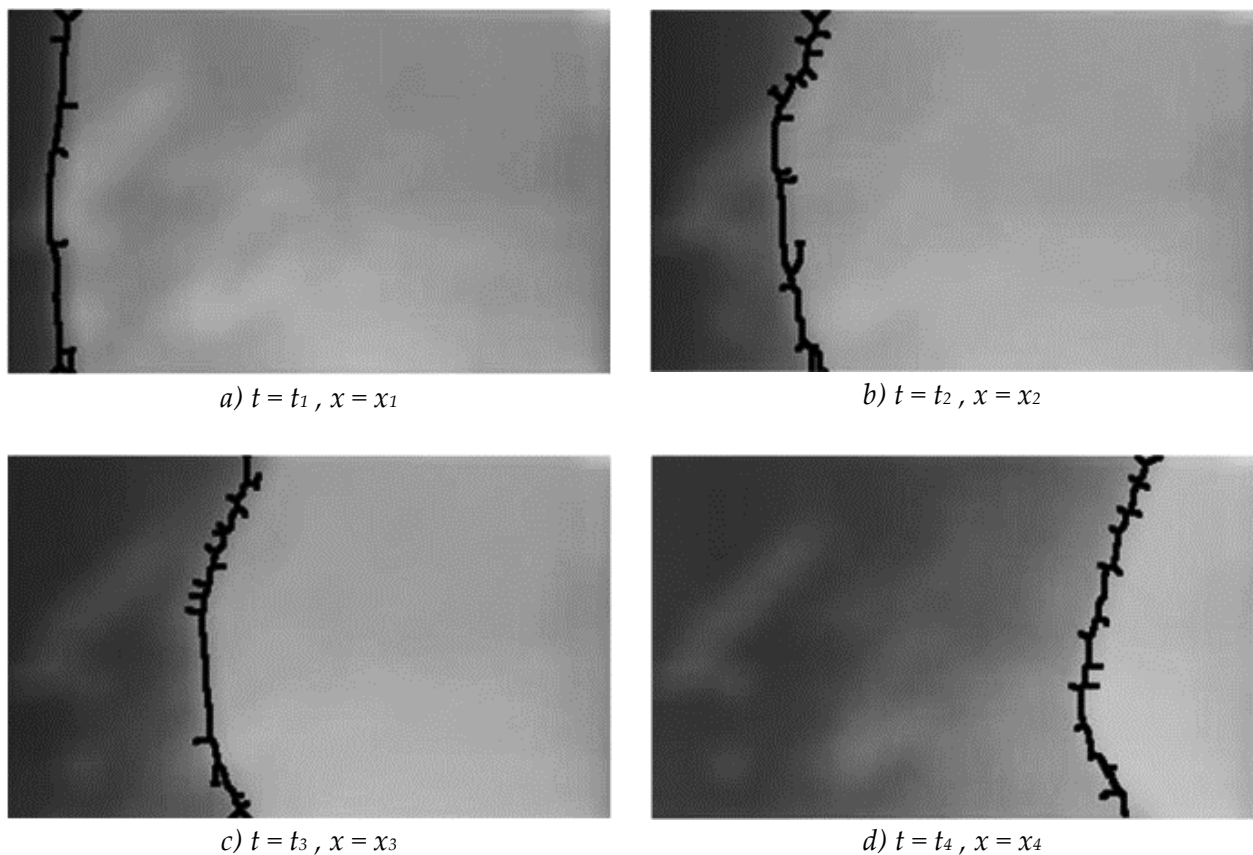


Figura 61 . Ejemplo de detección de frente de flujo en cuatro instantes de tiempo, creciente de a) a d). La línea representa el frente de flujo, la parte oscura representa el tejido impregnado y la parte clara el tejido seco. Fuente: elaboración propia.

Posteriormente, y conocido el tiempo transcurrido entre ambos fotogramas, se determina el valor de velocidad instantánea del frente de flujo, que será comparada con la velocidad óptima según se describió al comienzo de este punto 3.2.1. El algoritmo descrito por la Figura 60 ha sido implementado en MATLAB, además de una interfaz de usuario que

facilita la puesta a punto, calibración y uso del sistema, que será descrita en el siguiente punto.

Como componente adicional a este montaje, se añade un sistema de iluminación aislada y controlada, según se muestra en la Figura 62, marcado en línea discontinua. El molde y el laminado se incluyen dentro de una envolvente opaca para evitar influencias de la luz exterior. Se han dispuesto lámparas que garanticen la homogeneidad y repetitividad de las condiciones de luz en el interior, mejorando el comportamiento y efectividad del algoritmo de visión artificial para la detección y seguimiento del frente de flujo. De esta forma se facilita además la posibilidad de poder incluir el sistema en una cámara climática para llevar a cabo ensayos a temperatura distinta de la ambiental.

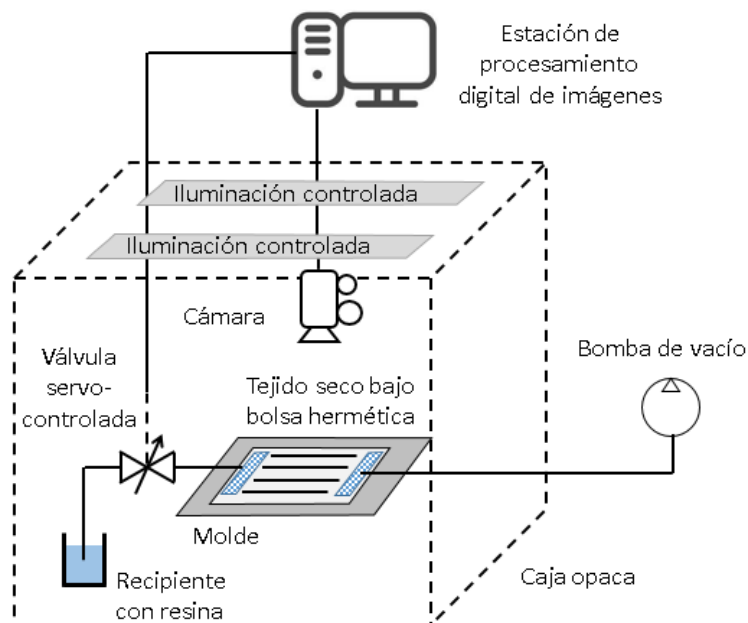


Figura 62. Esquema del montaje, en el que el laminado se posiciona en el interior de una caja aislada con iluminación controlada, evitando interferencias con el exterior. Fuente: elaboración propia.

En el punto 4, correspondiente a la parte experimental, se describirá con mayor detalle cómo se han materializado los elementos descritos en la metodología y que han sido utilizados en la fabricación de probetas.

3.2.2. Calibración y corrección de distorsiones en la imagen

Con el objetivo de corregir las distorsiones sobre las imágenes adquiridas durante el proceso de impregnación, se han aplicado modelos correctivos sobre las mismas en función de los sistemas ópticos utilizados. Así, se ha corregido el efecto de ojo de pez que aparece como consecuencia de las distancias relativas entre la cámara y el laminado. Este efecto es consecuencia de la diferencia entre la distancia a la que se encuentran los puntos del plano de la imagen y la lente. Según se esquematiza en la Figura 63, cuando la cámara se sitúa cerca del laminado, la distancia existente entre todos los puntos del plano capturado y la lente, D , no es la misma para todos los puntos de laminado (Figura 63b), $D+\Delta$, con lo que en la imagen estos puntos parecerán estar más cerca de lo que están en realidad. Según esta figura, cuando la distancia focal D es elevada, la distorsión Δ representa sólo una pequeña parte de ésta. El efecto se acentúa a medida que la distancia al plano del tejido se reduce, donde δ si es comparable a la distancia focal d (Figura 63c).

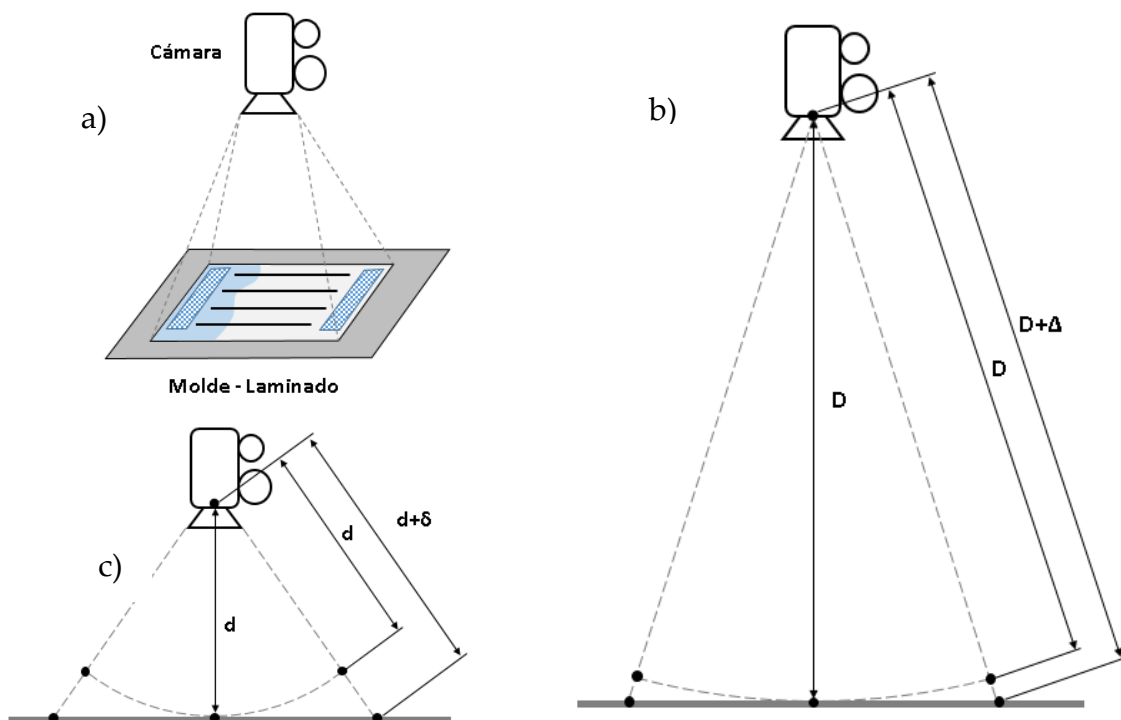


Figura 63. En cámaras y objetivos sin corrección (a), aparecen distorsiones y variaciones dimensionales entre la realidad y la imagen capturada (b y c). El fenómeno se acentúa con distancias focales muy bajas (c). Fuente: elaboración propia.

Así, las imágenes se distorsionan de forma que geometrías rectas y paralelas se capturan como curvadas alrededor del centro de la imagen (Figura 64).

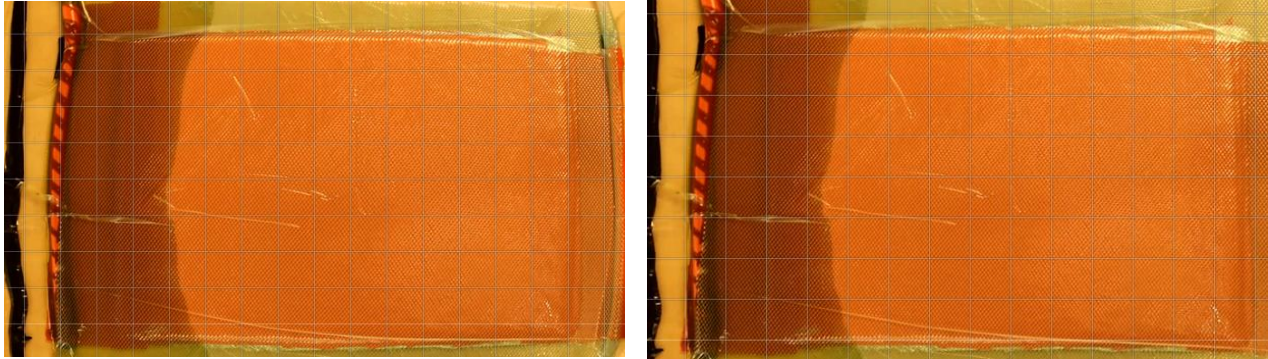


Figura 64. Deformación por efecto ojo de pez a la izquierda, e imagen corregida a la derecha, con una ligera pérdida de información en los bordes. Fuente: elaboración propia.

Para corregir el efecto ojo de pez existen distintos algoritmos, de entre los que se ha seleccionado el de Scaramuzza [353], por su efectividad y simple calibración, además de encontrarse implementado en MATLAB.

$$\begin{pmatrix} X_c \\ Y_c \\ Z_c \end{pmatrix} = \lambda \begin{pmatrix} u \\ v \\ a_0 + a_2\rho^2 + a_3\rho^3 + a_4\rho^4 \end{pmatrix} \quad \text{Ec. 23}$$

donde:

- X_c, Y_c, Z_c son las proyecciones del objeto sobre el plano del sensor.
- (u, v) son las proyecciones en la imagen de los puntos 3D reales.
- λ es un factor escalar.
- a_0, a_2, a_3, a_4 son los coeficientes polinómicos del modelo Scaramuzza, con $a_1 = 0$.
- $\rho = \sqrt{u^2 + v^2}$ representa la distancia del cada punto al centro de la imagen.

Los parámetros de ajuste para la cámara usada son los mostrados en la Tabla 4, obtenidos a partir de una calibración realizada con distintos patrones regulares de imágenes.

Tabla 4. Parámetros del modelo Scaramuzza para corrección de distorsión.

Fuente: elaboración propia.

Coeficiente	a_0	a_2	a_3	a_4
Valor	248	$-5 \cdot 10^{-4}$	0	0

Tales valores se verán modificados en función del sistema óptico utilizado.

3.2.3. Interfaz de control

Dada la elevada cantidad de parámetros y variables de ajuste y control que implica el sistema desarrollado, éstos se han unificado en una interfaz de control del proceso (*Graphics User Interface, GUI*) en MATLAB, según se muestra en la Figura 65. Se ha estructurado en distintos bloques destinados a cada uno de los pasos para llevar a cabo los experimentos, según se describe a continuación.

- Controlador de hardware. Permite seleccionar y ubicar el tipo de controlador: sistema de adquisición de datos NI, Arduino, Raspberry, etc.
- Controlador de sistema de adquisición de imágenes. Permite seccionar la cámara adecuadamente posicionada para capturar la posición del frente de flujo.
- Calibración de dimensiones de imágenes. Permite establecer la relación píxel/mm en función de la posición y características de la cámara y sistema óptico utilizado.
- Calibración de parámetros de imagen. Permite ajustar parámetros intrínsecos de la imagen como brillo, contraste, o la saturación, entre otros, además de un factor que afecta al nivel tomado para umbralizar la imagen, según se describe en el punto 3.2.1.
- Controlador manual de posición de válvula. Permite seleccionar la posición de la válvula con el objetivo de realizar el proceso en una posición determinada o para la realización de ajustes manuales del proceso.
- Selección de velocidad óptima del frente de flujo. Obtenida de los pertinentes ensayos mecánicos y de microscopía sobre el material en cuestión, según la metodología anteriormente expuesta.

- Panel de medidas en tiempo real. Indicación de la velocidad real, posición del frente de flujo y posición instantánea de la válvula, además de otros parámetros que podrían ser utilizados con otros objetivos, como la temperatura y nivel de vacío aplicado.
- Visualización del frente de flujo. En superposición a la imagen real del laminado, indicación del dominio de control utilizado para los cálculos.
- Datos del ensayo. Para especificación de las características y configuración utilizada.

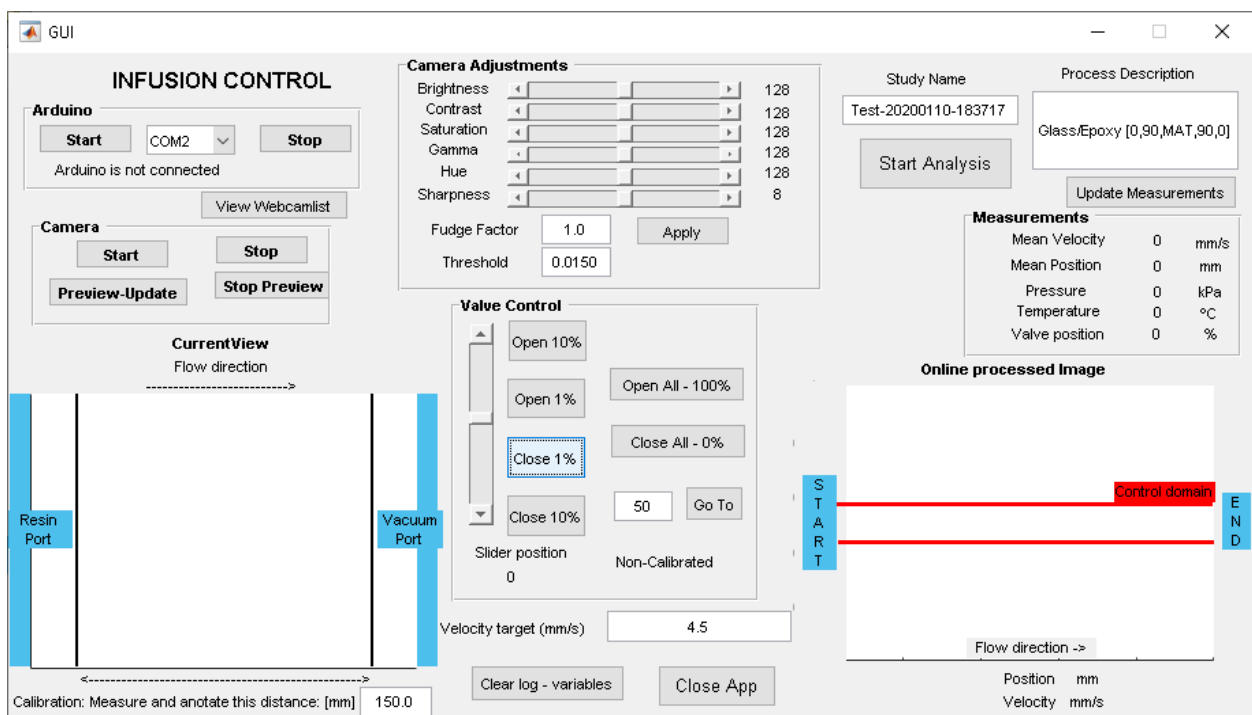


Figura 65. Interfaz de usuario específicamente desarrollada para el control de la velocidad del flujo. Fuente: elaboración propia.

3.3. Diseño y fabricación del actuador

La implementación descrita en el punto anterior requiere de un actuador que permita modificar físicamente la velocidad del frente de flujo de manera controlada, de acuerdo a la respuesta del software tras evaluar la velocidad instantánea y compararla con la consignada. Con éste propósito, un sistema electromecánico basado en el control de una válvula ha sido

desarrollado. De acuerdo a la respuesta del software, el sistema es capaz de fijar el flujo en un valor óptimo previamente definido como punto de consigna.

En la parte superior de la Figura 66 se muestra esquemáticamente el sistema de válvula servocontrolada. El prototipo utilizado en los ensayos es el mostrado en la imagen inferior de la Figura 66.

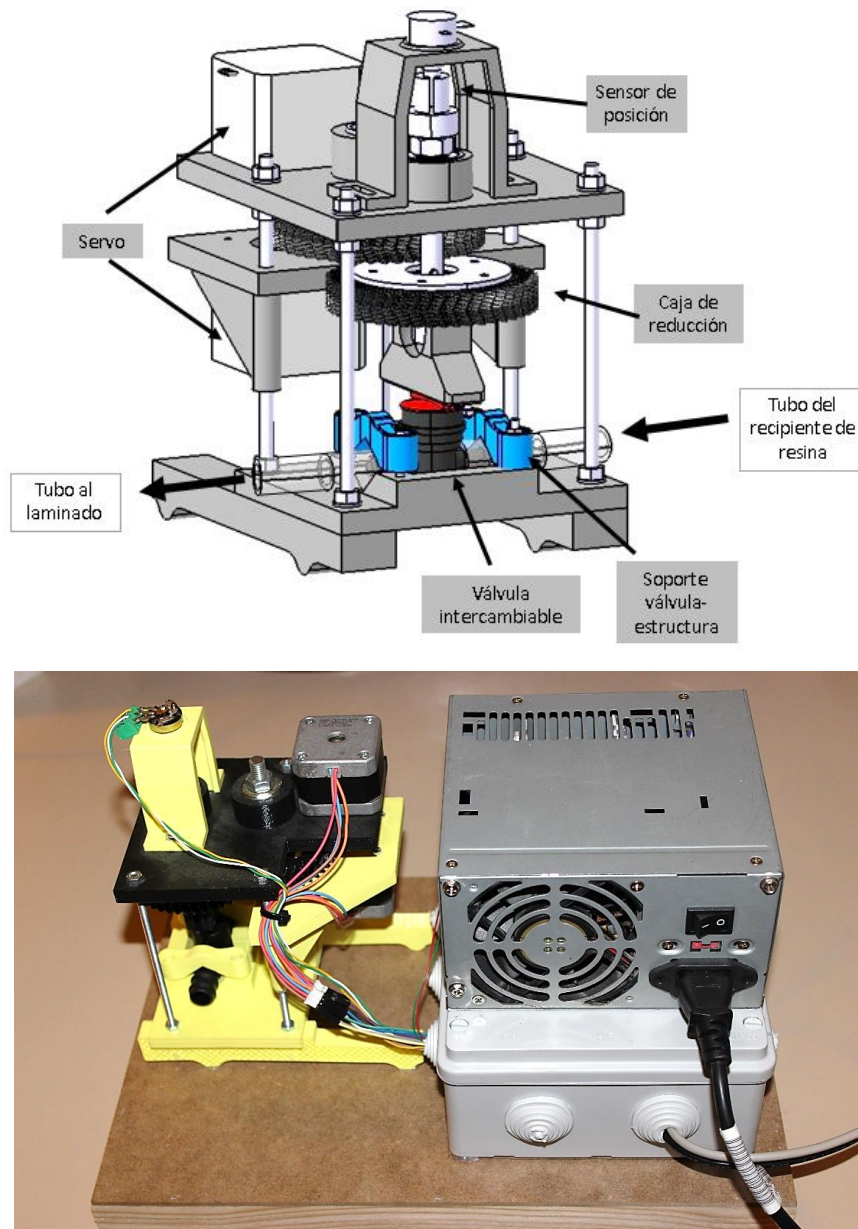


Figura 66. Esquema (superior) y prototipo (inferior) del sistema de válvula servocontrolada empleada para el control de la velocidad del frente de flujo. Fuente: elaboración propia.

El sistema se compone de una válvula de acción manual conectada solidariamente a un sistema motriz a través de un sistema de reducción que permite generar las características requeridas para el movimiento. Tal sistema motriz consiste en dos motores servocontrolados por posición (o control paso a paso, *stepper*) y un sensor de posición resistivo rotativo, que permite determinar la posición instantánea de la válvula, independientemente de dónde se encontrara ésta en el momento de inicio.

Las características constructivas y configuración del sistema motriz se detallan en el siguiente punto.

3.3.1. Sistema motriz de control de válvula

El sistema motriz se basa en dos motores con control paso a paso (*steppers*) y un sistema de reducción de velocidad y aumento de par. La velocidad de actuación del sistema queda determinada por el número de pasos por segundo aplicados al motor paso-a-paso mediante un driver y el sistema de reducción acoplado. Asimismo, el par total será la suma de los pares generados por ambos motores y el consiguiente aumento dado por la caja de engranajes.

La caja reductora implica cuatro engranajes encadenados:

- Engranaje 1: solidario al eje de ambos motores, de 9 dientes.
- Engranaje 2: solidario al engranaje 3, de 47 dientes
- Engranaje 3: solidario al engranaje 2, de 9 dientes
- Engranaje 4: solidario al eje del actuador final, de 47 dientes.

El resultado es una reducción aproximada de 27.3:1. Teniendo en cuenta que la velocidad de entrada se fija en aproximadamente 600 rpm para un par de 0.15 N·m en cada motor, el movimiento final se caracteriza por una velocidad de 21.2 rpm y un par máximo de 8.2 N·m aplicados sobre la válvula, según se muestra en la

Tabla 5.

Tabla 5. Propiedades del movimiento del sistema de regulación

2 Motores acoplados	Entrada: Motor	Relación de transmisión	Salida: Válvula
Velocidad de giro	600 rpm	27.3:1	21.2 rpm
Par nominal	0.15 N·m	27.3:1	8.2 N·m

El motor paso a paso tiene la referencia Nema 17, 2 fases, y 12V (GEMS, St. Paul, MN), con un ángulo entre pasos de 1.8° y un par de 0.25 N·m. La velocidad máxima es de 1500 rpm, siendo la velocidad regulada mediante un driver. El driver usado es el Pololu A4988 (POLOLU, Las Vegas, NV), que permite controlar el ángulo de cada paso según la Tabla 6, con reducciones de paso de hasta 1/16 de 1.8° (*microstepping*), suficiente para un control preciso de la posición de la válvula.

Tabla 6. Reducción de ángulo por paso en motores paso a paso (*microstepping*) para control de velocidad. Fuente: Elaboración propia.

Config. N°	MS1 PIN	MS1 PIN	MS1 PIN	Resolución micropaso
1	0	0	0	1.8·1/1
2	1	0	0	1.8·1/2
3	0	1	0	1.8·1/4
4	1	1	0	1.8·1/8
5	1	1	1	1.8·1/16

El esquema de montaje del driver, controlador y motor paso a paso queda definido en la Figura 67. Se ha utilizado un *microstepping* de 1/8, con una resolución de 1/8 del paso de 1.8° , resultando un paso de 0.225° , generando una velocidad de salida adecuada para el control. El control de posición se realiza mediante una resistencia variable rotativa lineal acoplada al eje de salida, solidario a la válvula a controlar. Mediante un divisor de tensión, la medida de la caída de tensión en la resistencia variable puede ser determinada, y con ello, la correspondiente posición de la misma, asumiendo un comportamiento lineal. Una vez que el sistema de procesamiento de imágenes determina si la válvula debe abrirse, cerrarse, o mantener su posición y tal información es enviada al microcontrolador, éste actúa sobre

el esquema de la Figura 67 mediante una señal lógica de activación de giro (STEP) e indicación del sentido de giro (DIR).

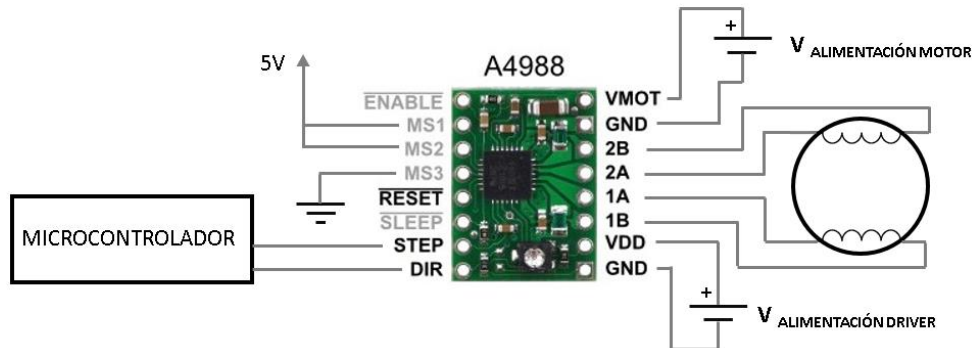


Figura 67. Diagrama de conexión del driver y motor paso a paso. Fuente: elaboración propia.

3.3.2. Sistema de iluminación controlada

El control de la iluminación se ha llevado a cabo mediante una caja cerrada e iluminada de manera artificial por cuatro tubos LED de 10W LEDTube® 600 mm (PHILIPS, Amsterdam, Netherlands), según se muestra en la Figura 68, de manera que garantice unas condiciones constantes y repetitivas que facilitan la calibración y detección del frente de flujo por parte del algoritmo. Se ha utilizado madera laminada soportada por perfilaría de aluminio atornillada. Las dimensiones exteriores aproximadas son 900x900x50 mm.

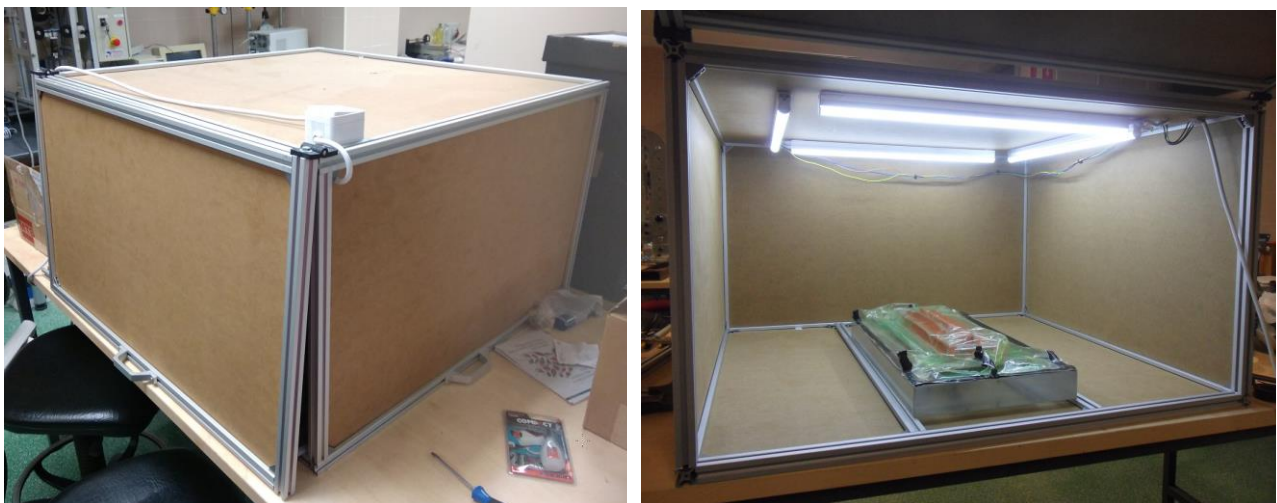


Figura 68. Caja de aislamiento lumínico, a la izquierda; y, sistema de iluminación interior controlada sobre el área de trabajo, a la derecha. Fuente: elaboración propia.

Para soportar la cámara se ha diseñado un soporte móvil que permite situarla tridimensionalmente en la posición más adecuada dentro de la caja, en función de la posición del laminado y área a infundir (Figura 69). Éste no interfiere con la placa o soporte del molde, dada la geometría, que maximiza el área interior libre.



Figura 69. Estructura de soporte de la cámara, que permite situarla en la posición XYZ más adecuada en función del laminado. Fuente: elaboración propia.

El desarrollo experimental utilizando la metodología expuesta, preparación de muestras y ensayos será definido en el siguiente capítulo.

En este capítulo se ha descrito de manera detallada la metodología planteada en esta tesis para el control de la velocidad y reducción del nivel de defectos en el material. Se basa en un sistema de visión artificial de bajo coste capaz de detectar, medir y monitorizar el frente de flujo durante la impregnación, de manera que una unidad de procesamiento lo compara con el valor óptimo de velocidad y finalmente un sistema de control actúa sobre la válvula de entrada de resina para ajustar tal velocidad de manera continuada. Todo ello tiene lugar en una región de iluminación controlada con el objetivo de reducir las posibles interferencias del exterior. A nivel de prototipo, tanto a nivel de software como de hardware, los componentes han sido específicamente diseñados y fabricados para esta tarea. Su uso y aplicación se lleva a cabo en el capítulo 4, relativo a la fase experimental.

Capítulo 4

Análisis experimental

4. Análisis experimental

El plan experimental de esta tesis se basa en la validación de la metodología y resultados obtenidos mediante su aplicación sobre los distintos materiales fabricados. Para evaluar su impacto se llevan a cabo distintos análisis mecánicos y de evaluación de defectos.

4.1. Plan y desarrollo general de ensayos

Como punto de partida se analiza el efecto del stitching en el proceso de fabricación. Concretamente, se analiza cómo el stitching permite aumentar el rango de velocidades de impregnación de un determinado laminado. Para ello se han desarrollado los experimentos de impregnación detallados en el punto 4.3.2.1, comparando un laminado con stitching con su equivalente sin stitching. La monitorización del frente de flujo del punto 3.2.1 ha permitido analizar su evolución.

Una vez analizado su efecto en el proceso, se procede a la optimización de la velocidad desde el punto de vista mecánico. Para dotarlo de mayor generalidad, se incluyen tanto cargas en el plano como fuera del plano del laminado, estableciéndose los siguientes ensayos:

- Carga planar cuasiestática: ensayo a tracción, con esfuerzos unidireccionales contenidos en el plano. Se aplica a laminados sin stitching.
- Carga dinámica: estudio de resistencia al daño en laminados con y sin stitching: ensayo a impacto por caída de peso, en el que aparecen esfuerzos tridimensionales y transitorios.

Para llevar a cabo los ensayos de tracción, tres orientaciones de fibra unidireccional han sido analizadas en relación a la dirección del flujo y esfuerzo: 0°, 45° y 90°. En estos casos, y como primera fase experimental, se ha llevado a cabo una batería de ensayos a una velocidad no controlada (según el punto 4.3.1.1), de manera que se obtenga un amplio rango de velocidades que contengan al valor de velocidad óptima. Así, 5 laminados completos han

sido impregnados de manera convencional, diferenciándose cada uno por una posición concreta de la válvula de entrada de resina. Consecuentemente, la velocidad en cada uno de los laminados es diferente y permite obtener probetas en un amplio rango de velocidades de impregnación. Su análisis mecánico (según el punto 4.3.2.2) sigue el estándar ASTM D3039/D3039M [354], relativo a determinación de propiedades a tracción de materiales compuestos de matriz polimérica. El *setup* del ensayo es descrito en el punto 4.3.2.2.2, en el que se han utilizado técnicas de correlación digital de imágenes (DIC) para la evaluación de deformaciones, según el punto 4.3.2.2.3. Sobre tales probetas se ha aplicado microscopía para evaluar la cantidad de atrapamientos de aire contenidos en el material (punto 0)

En el caso del impacto, dos configuraciones biaxiales han sido ensayadas a diferentes velocidades de impregnación. La fabricación mediante infusión se detalla en el punto 4.3.1.2. Se han incluido materiales con y sin stitching para uno de los apilados. En estos casos se ha utilizado el sistema de control de velocidad, de manera que se garantiza una velocidad de impregnación homogénea a lo largo de todos los laminados. En total 4 laminados sin stitching y 4 laminados con stitching han sido impregnados, cada uno a una velocidad controlada, lo que permite estimar la velocidad óptima. Se sigue al estándar ASTM D7136/D7136M [218], como método de medida de la resistencia al daño por impacto en matrices poliméricas reforzadas con fibra. El *setup* del ensayo mecánico se describe en detalle en el punto 4.3.2.3.2. Tras el ensayo, se han utilizado métodos ópticos y de procesamiento detallado en el punto 4.3.2.3.3.

4.2. Materiales y equipamiento

4.2.1. Tejidos y resinas

Como base de todos los laminados, se utiliza un tejido unidireccional de 600g/m² no ondulado (*NCF, Non-Crimped-Fabric*), de fibra de vidrio tipo E, con hebras unidas por un hilo de poliéster en una densidad superficial de 8.25 g/m², suministrado por *TF3P.SA* (Madrid, España). Adicionalmente, en todos los laminados se han dispuesto láminas de

fibra aleatoria (*mat*) de 300g/m² de vidrio tipo E, con el objetivo de homogeneizar la superficie, aumentar el espesor e inercia, y facilitar la sujeción de las probetas durante los ensayos. Ambos se muestran en la Figura 70.

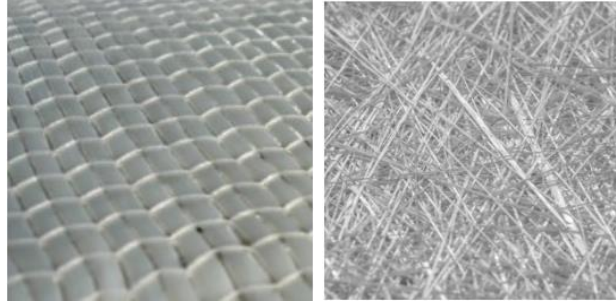


Figura 70. Fibra de vidrio usada en la fabricación de probetas (a) NCF unidireccional (b) *mat*. Fuente: elaboración propia.

Para la realización del stitching en los materiales analizados mecánicamente se ha utilizado un hilo de polietileno (PET) (Tabla 7) suministrado por el fabricante Amann & Söhne GmbH & Co. (Bönnigheim, Germany). Este ha sido utilizado por otros investigadores [312], [318], [355], [356]. Por otra parte, para los laminados destinados al análisis de velocidad de impregnación, se ha utilizado hilo de poliamida de diámetro de 0.20 mm, según se detalla en la Tabla 7.

Tabla 7. Propiedades del hilo usado para el cosido de los laminados. Elaboración propia.

Hilo	Material	Denier	Densidad (g/cm ³)	Color	Diámetro (μm)
Saba C 35	Polietileno	80	1.50	Blanco	268
Asari – TechLine	Poliamida	322	1.14	Blanco	200

La matriz utilizada es un sistema formado por resina de poliéster insaturada Palatal P4 TV-28 (*ALLIANDYS*, Shaffhausen, Suiza) y catalizador de reactividad media Curox M312 (*UNITED INICIATORS*, Pullach, Alemania), con un 2% en peso en la mezcla. La viscosidad de la mezcla a 23 °C es de 335 mPa·s, según datos del fabricante. Por otra parte, para el estudio de la impregnación se ha utilizado aceite de colza decolorada, que mostró mayor contraste entre los tejidos, con lo que resultó más sencillo el reconocimiento del flujo a través de los tejidos durante el proceso. El aceite de colza ha sido ampliamente utilizado en el

estudio de permeabilidades y optimización de procesos de fabricación de *composites* [357]. La viscosidad dinámica del aceite de colza es de 63.5 mPa·s a temperatura ambiental de 25 °C, medido por [357], [358]. En estos ensayos se ha utilizado tejido biaxial [+45, -45] con un gramaje total de 600 g/m², suministrado por TF3P.SA (Madrid, España). Además, se ha utilizado tejido de fibra de carbono en forma de cinta fabricada mediante ATP (*Automatic Tape Placement*) con configuración cuasi-isótropa de 2 mm de espesor (Figura 71). Los patrones de cosido han sido similares a los estudiados en bibliografía.

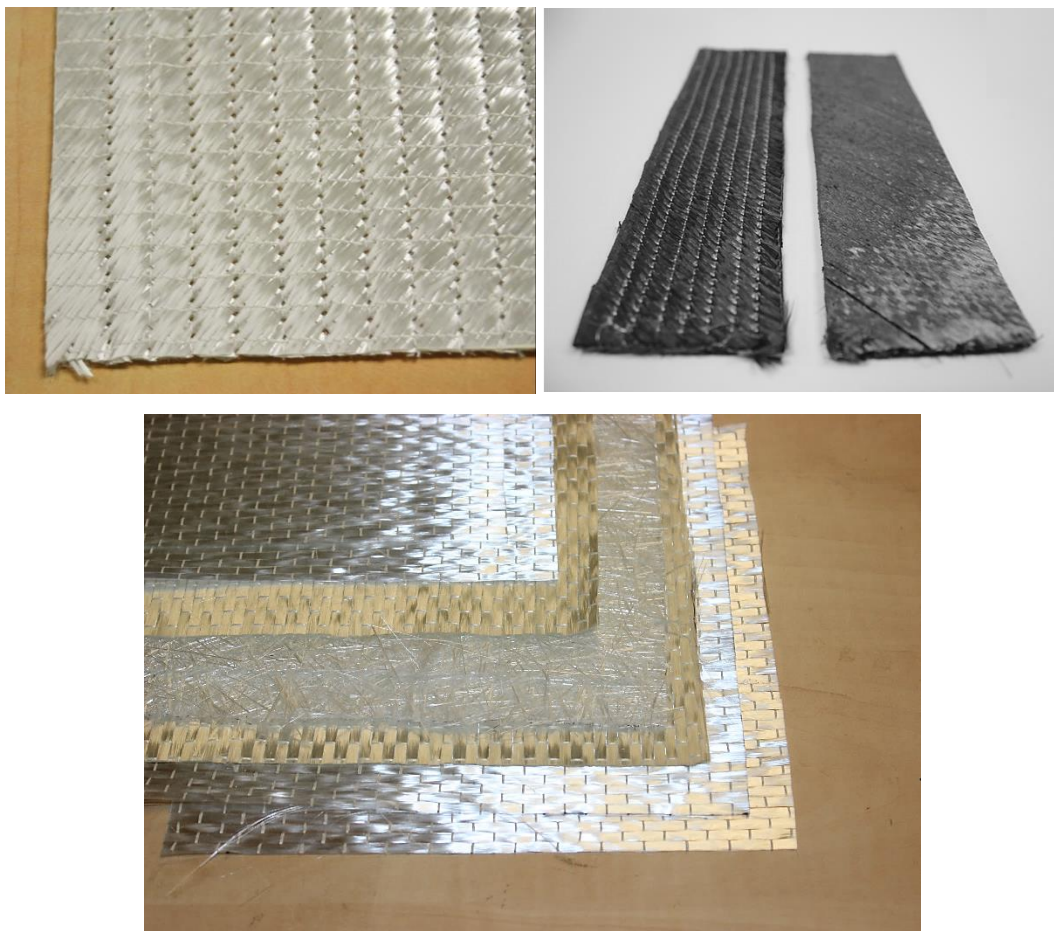


Figura 71. Tejido [+45,-45] de fibra de vidrio (superior izquierda) y cinta de fibra de carbono ATP cuasi-isótropa (superior derecha) utilizados en los análisis del efecto del stitching sobre la impregnación. Apilado para los ensayos de tracción e impacto sin stitching [0₂,90,MAT]_s (inferior). Fuente: elaboración propia.

Para los ensayos a tracción e impacto con/sin stitching se ha utilizado un apilado de la forma [0₂, 90,MAT]_s, constituyéndose las láminas según los tejidos anteriores. Una imagen del apilado es mostrada en la Figura 71.

El resumen de todos los tejidos y materiales utilizados en los ensayos se muestra en la Tabla 8.

Tabla 8. Materiales y secuencias utilizadas para la fabricación de laminados para ensayos de impregnación, a tracción y a impacto, con y sin stitching. Fuente: elaboración propia

Ensayo	Apilado	Material
Análisis impregnación	[+45,-45]	Fibra de vidrio / Aceite de colza
	Cinta ATP cuasi-isótropa 2 mm	Fibra de Carbono / Aceite de colza
Tracción	[M,0] _s	
	[M,45] _s	Fibra de vidrio / Resina de poliéster
	[M,90] _s	
Impacto sin stitching	[0 ₂ ,90,M] _s	Fibra de vidrio / Resina de poliéster
Impacto con stitching	[90 ₂ ,0,M] _s	Fibra de vidrio / Resina de poliéster

4.2.2. Equipamiento

4.2.2.1. Equipamiento para el proceso de infusión

Para la fabricación de las probetas mediante el sistema de infusión, los útiles necesarios consisten principalmente en el sistema de generación de vacío y molde, además de diversos accesorios para impregnar los tejidos y garantizar la hermeticidad del conjunto.

El sistema de generación de vacío es una bomba de dos fases modelo Edwards 80 (BOC EDWARDS INC., West Sussex, Reino Unido). Este sistema es conectado al molde mediante un sistema de conductos de vacío, minimizando su longitud, de manera que las pérdidas de presión en todo el sistema puedan obviarse cuando se comparan con las pérdidas del laminado y de las válvulas de control de flujo. Se han utilizado tubos de Ø9 mm interior y Ø12 mm exterior además de uniones T, ambos de polietileno y suministrados por (TF3P.SA, Madrid, España), tanto para el sistema de distribución de resina y de vacío, y en las tomas de entrada-salida realizadas a la bolsa. Las llaves de paso, integradas en el

sistema de control de caudal, tienen un diámetro exterior de Ø16 mm, por lo que ha sido necesario incluir reductores de Ø16 mm a Ø12 mm junto a éstas.

Dado que todas las probetas y ensayos se han realizado sobre materiales planos, se ha utilizado un molde basado en una lámina de vidrio templado de 6 mm de espesor, de dimensiones 700 x 700 mm². Como contramolde se ha utilizado una bolsa de vacío modelo BF-32 de Wrightlon (*AIRTECH*, Huntington Beach, CA) de nailon 7400 transparente y un espesor de 75 µm. Para sellar herméticamente la bolsa con el molde se ha utilizado cinta de cierre (*tacky-tape*) modelo BST 100 /Airseal 2T de 3 mm de espesor y 12 mm de ancho y 180 °C de temperatura admisible (*TF3P.SA*, Madrid, España).

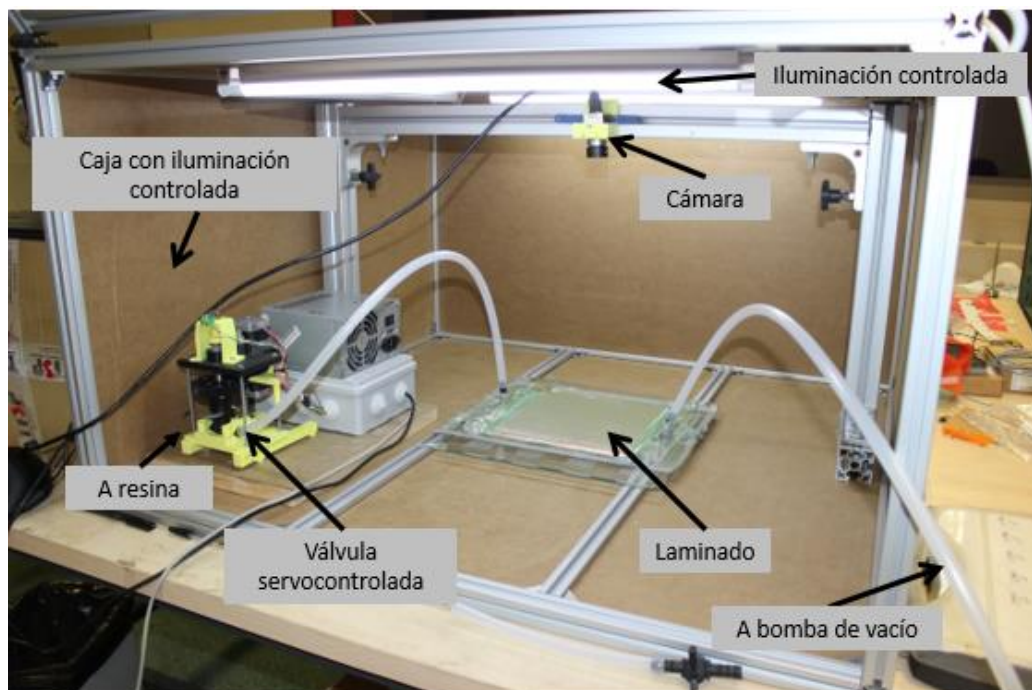
En el interior de la bolsa, una lámina de *peel-ply* o tejido pelable de nylon (*TF3P.SA*, Madrid, España) ha sido utilizada en la cara superior del laminado con el objetivo de obtener una superficie más homogénea, con acabado rugoso que facilite la adhesión de los útiles de ensayo, además de facilitar la retirada del material desechable propio del proceso, como el tejido de alta permeabilidad. En la cara superior, por encima del tejido pelable, se ha dispuesto una malla de alta permeabilidad (*Green-Mesh-ECO 1*, de 135 g/m² y 1.19 mm de espesor, *TF3P.SA*, Madrid, España) para facilitar el proceso de impregnación, tal como suele llevarse a cabo en el proceso de infusión industrializado [359]. Los canales rápidos de distribución, dispuestos en el interior de la bolsa para conseguir un frente de flujo homogéneo, corresponden con la referencia *Diadrain* de 50 mm de ancho por 4 mm de espesor (*DIATEX*, Saint-Genis-Laval, Francia), siendo su longitud dependiente de las dimensiones del laminado a fabricar.

En las líneas de vacío se ha interpuesto un barómetro SMC-Z/ISE40A-PNP (*SMC*, Tokio, Japón) para la medida continua de la presión aplicada sobre la cavidad. Además, como elemento de protección para la bomba de vacío, se ha utilizado una trampa de resina de 3 litros RB-451 (*AIRTECH*, Huntington Beach, California) evitando así que la resina llegue a la bomba en caso de exceso.

Para el sistema de visión, y con el objetivo de comprobar la validez del sistema, se han utilizado dos cámaras digitales de forma no simultánea.

- Cámara monocromo Mako U-130 (ALLIED VISION TECHNOLOGIES, Stadtroda, Germany) de 1.3 megapíxeles (1280x1024) junto a una óptica fija modificada de 8 mm SSE0812NI con un ángulo de visión de 33° suministrada por (SECURAME, S.L., Barcelona, España).
- Webcam RGB de 0.3 megapíxeles (640x480) y ángulo de visión de 45°, modelo B00SO2UOMU distribuido por SAI ELECTRONICS STORES, Guyarat.

El montaje para la fabricación de elementos es el mostrado en la Figura 72, según el sistema de control desarrollado específicamente para esta tesis (punto 3). Se distinguen los elementos fundamentas anteriormente descritos: laminado dispuesto herméticamente sobre un molde, sistema de iluminación aislado del exterior, sistema de control de caudal y cámara para detección del flujo.



*Figura 72. Montaje del sistema utilizado en la impregnación controlada de las probetas.
Fuente: elaboración propia.*

4.2.2.2. Equipamiento para stitching

Para los laminados destinados a ensayo a impacto que incorporan stitching se ha utilizado una máquina de coser automática Pfaff 3574 3574-2/02 con un marco especialmente diseñado para soportar los laminados y gobernada por un sistema de control numérico. Así, los patrones a coser fueron previamente programados. El patrón de cosido ha sido una rejilla cuadrangular de 10 mm x 10 mm, con un paso de puntada de 3.33 mm en ambos ejes, de manera que se generen 2 pasos de hilo entre dos líneas de cosido, según se muestra en la Figura 73. Esta distribución corresponde con una densidad de puntada de 9 puntos/cm², donde en el cruce de trama y urdimbre se tiene un punto doble. El tipo de stitching realizado ha sido el *lock stitch*, generando el nudo en la parte central del laminado. Se ha tomado esta configuración con el objetivo de tener la casuística más desfavorable, atendiendo a regiones ricas en resina y distorsiones internas, de manera que pueda hacerse notable el efecto de la velocidad del frente de flujo.

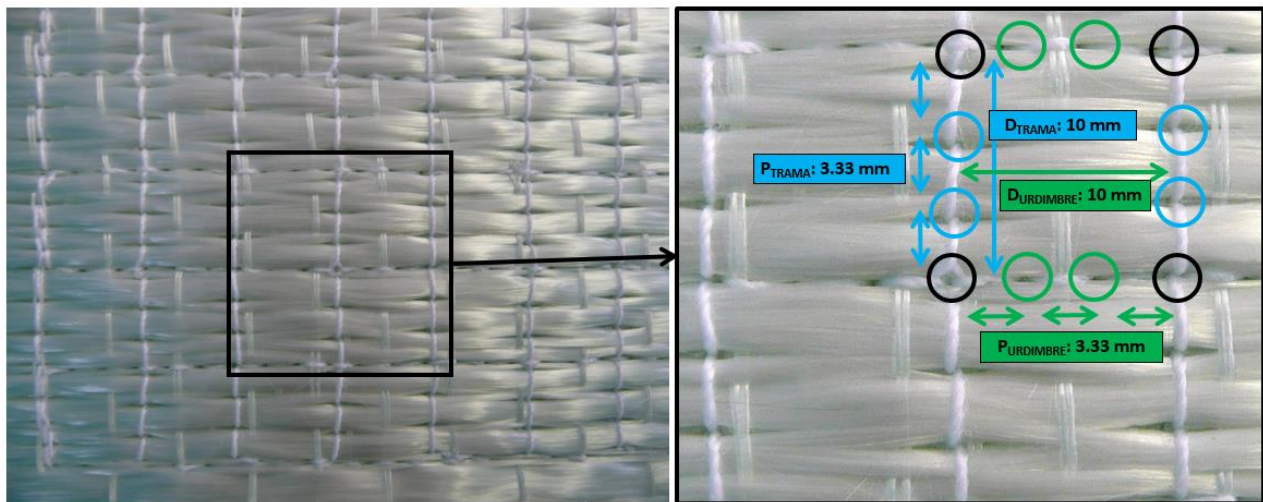


Figura 73. Detalle del patrón de cosido utilizado en laminados para ser ensayados a impacto, con separación de 10 mm en la dirección de la trama y urdimbre, y 3.33 mm de paso de puntada en ambas direcciones. Fuente: elaboración propia.

Para realizar el stitching de los laminados destinados a análisis de impregnación se ha utilizado una máquina de coser industrial de alta velocidad de YAMATA (RiCOMA Int. Corp., Florida, EEUU), modelo FY 8600 HIGH SPEED STICHT con motor modificado de

400 W, para una única aguja con tensión ajustable, y espesores de hasta 8 mm (Figura 74). En los ensayos no se reporta la tensión del hilo, aunque sí ha sido igual en todos los ensayos.



Figura 74. Yamata FY 8600, utilizada para coser los tejidos para ensayos de impregnación. Fuente: elaboración propia.

4.2.2.3. Equipamiento para la preparación de probetas

Para el corte de las probetas, dado que todas ellas tienen geometría rectangular, se ha utilizado un sistema de corte por disco de diamante ND-200 (*RUBI*, Rubí, España) de 2 mm de espesor y Ø180 mm refrigerado por agua. Adicionalmente, se ha utilizado papel de lija para metales de distinto grano para pulir las probetas destinadas a análisis microscópico.

4.2.2.4. Equipamiento para realización de ensayos mecánicos

4.2.2.4.1. Equipamiento para ensayo a tracción

Para llevar al cabo el ensayo se ha usado una máquina universal servohidráulica MTS® 370.10, de *MTS SYSTEMS CORPORATION* (Minesota, Estados Unidos) con una capacidad de carga de 100 kN.

La medida de deformaciones se realizó a través de Correlación Digital de Imágenes (DIC) utilizando la solución comercial Vic-2D de *CORRELATED SOLUTIONS, INC.*, (Carolina del Norte, Estados Unidos), mediante el posprocesado del mapa de desplazamientos. Se ha utilizado una cámara CCD de 1.0 Mega píxeles modelo Guppy Pro® (*ALLIED VISION TECHNOLOGIES*, Stadtroda, Germany) con una lente de longitud focal

23 mm Schneider (*BAD KREUZNACH*, Alemania) y un sistema de adquisición de datos DAQ T8D-16 de (*NATIONAL INSTRUMENTS*, Texas, Estados Unidos).

4.2.2.4.2. Equipamiento para ensayo a impacto a baja velocidad

Para llevar a cabo los ensayos de impacto, se han utilizado dos torres de caída libre distintas, por razones de disponibilidad. La primera, instalada en Institut für Verbundwerkstoffe GmbH (Kaiserslautern, Alemania), con una capacidad de masa de impacto de 80 kg y 15 metros de caída libre. Además, se ha utilizado un sistema de caída libre instalado en la Universidad de Jaén, con una altura máxima de 2 metros y una masa total de 7.75 kg. En ambos casos, el soporte de la probeta es conforme a las especificaciones detalladas en la norma ASTM D7136/ D7136M.

La sensorización: célula de carga, barrera láser y Correlación Digital de Imágenes permite adquirir datos fuerza en función del tiempo, desplazamiento, aceleración, así como la velocidad de impacto inicial real.

4.2.2.5. Equipamiento de microscopía óptica

Para el análisis de microscopía, se recurrió a un microscopio Leica M205C (*LEICA CAMERA AG*, Wetzlar, Alemania) con una cámara digital Leica DFC495 y una lente FusionOptics (*LEICA MICROSYSTEMS AG*, Wetzlar, Alemania) de magnificación 160x. Adicionalmente se ha utilizado el software específico de *Leica*, LAS X para la adquisición de imágenes tanto individuales como para realizar composiciones con las mismas.

4.2.2.6. Equipamiento para evaluación de área dañada

La evaluación del área dañada se realiza por medio de un sistema de retroiluminación sobre las probetas ensayadas a impacto. Como iluminación se ha utilizado un sistema LED Aigostar Slim Downlight (*AIGOTECH ONSYNK S.L.*, Madrid, España) de 18W y temperatura de color de 6000K y 1380 lúmenes con difusor de luz. Adicionalmente, se ha utilizado una cámara monocromo Mako U-130 (*ALLIED VISION TECHNOLOGIES*,

Stadtroda, Germany) de 1.3 megapíxeles (1280x1024) junto a una óptica fija modificada de 8 mm SSE0812NI con un ángulo de visión de 33° suministrada por (SECURAME, S.L., Barcelona, España).

Una estructura permite fijar la cámara y la iluminación al mismo tiempo que un marco específicamente diseñado permite fijar e intercambiar las probetas de manera precisa y repetitiva (Figura 75).

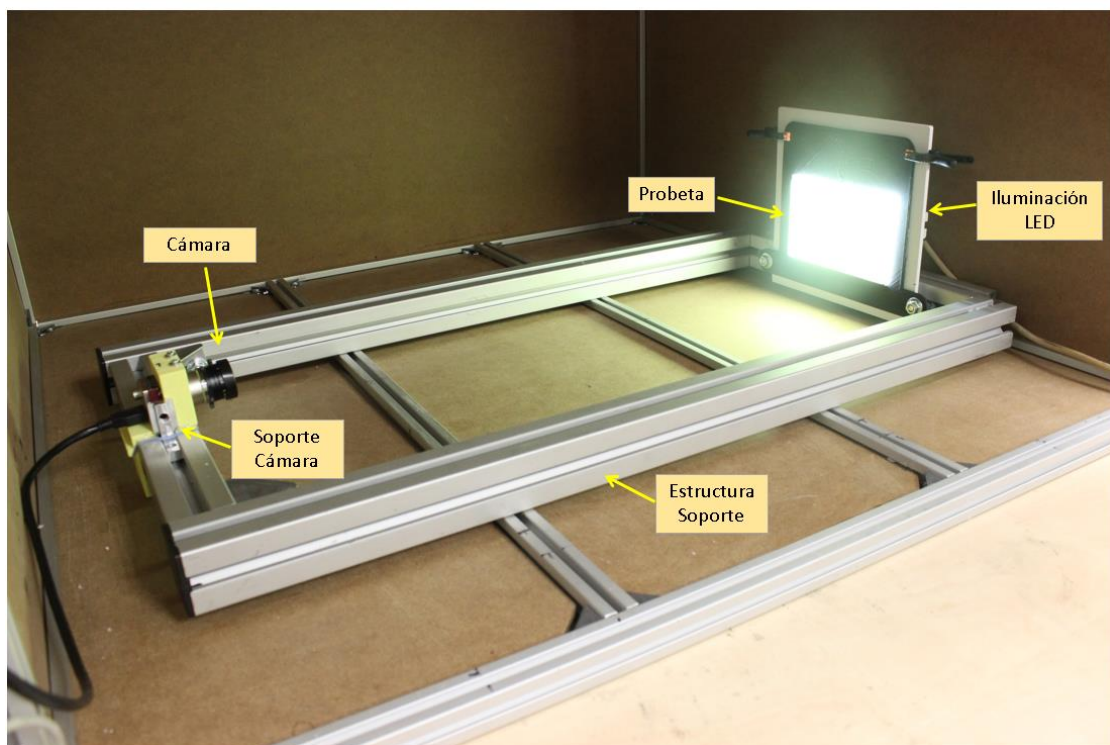


Figura 75. Sistema de iluminación y captura de daño en probetas. Fuente: elaboración propia.

4.3. Métodos

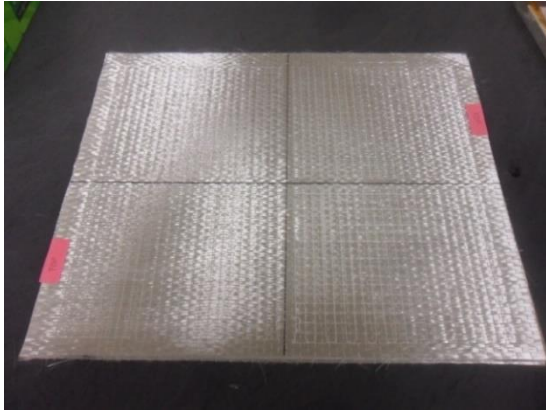
4.3.1. Fabricación de materiales por infusión

La fabricación de las probetas se ha realizado mediante el proceso de infusión de resina asistido por vacío, descrito en el punto 2.2.1. Las fases del proceso de fabricación seguidas se detallan en adelante.

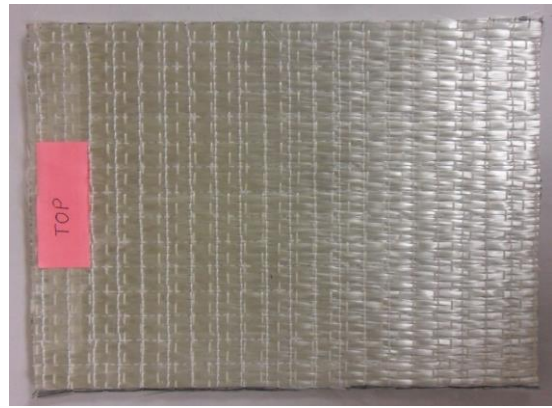
- Limpieza y preparación del molde. Aplicación de un disolvente universal compatible sobre la superficie del molde y eliminación de cualquier irregularidad o elemento extraño en el mismo mediante el uso de un rascador.
- Corte de fibras, bolsa y accesorios. Conocidas las dimensiones de las probetas y, con un margen suficiente de desecho, cortar los tejidos (Figura 76a y Figura 76b). Para la bolsa, aumentar las dimensiones un 10% - 15 % de manera que permita adaptarse a las irregularidades. En relación a estas dimensiones se cortará también la rejilla de distribución y *peel-ply*.
- Aplicación de desmoldeante. Mediante la aplicación de cera se facilita el desmoldeo del laminado final curado sobre el molde.
- Posicionamiento de láminas. En orden secuencial, se posicionan las distintas capas que conforman el laminado, en función de las configuraciones a fabricar.
- Canales rápidos y conexión entradas-salidas. Previo al cierre de la bolsa, se añaden los canales rápidos y los puntos de toma de vacío y resina, además de posicionar todos los elementos (Figura 76c y Figura 76d).
- Cierre de la bolsa. Una vez verificados y posicionados todos los componentes se procede con el cierre progresivo de la bolsa (Figura 76e, Figura 76f y Figura 76g), añadiendo pinzas o pliegues donde resulte necesario para compensar las irregularidades sobre el molde plano (Figura 76h).
- Conexión del sistema de infusión. Una vez sellada la bolsa, se conecta el sistema de infusión de caudal controlado descrito en punto 3.
- Test de hermeticidad. Antes de proceder a la infusión en sí misma, se realiza un ensayo de hermeticidad aplicando vacío al molde al mismo tiempo que se bloquea la válvula de entrada de aire por el otro extremo (Figura 76i). Corregir en caso de encontrar entradas de aire por falta de hermeticidad.
- Infusión. Una vez garantizada la hermeticidad de la bolsa, se prepara la mezcla de resina-catalizador en la proporción señalada por el fabricante. Posteriormente se aplicará de nuevo vacío y se inicia el software de control de velocidad. La

velocidad se habrá fijado previamente a su valor a ensayar o al valor óptimo si éste ya es conocido.

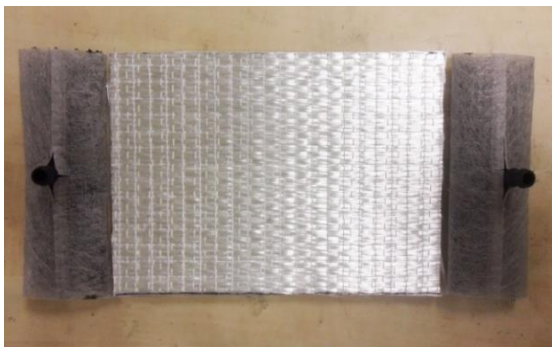
- Por último, y tras el tiempo de curado, se desmoldean los laminados, dispuestos para ser posprocesados y ensayados.



a)



b)



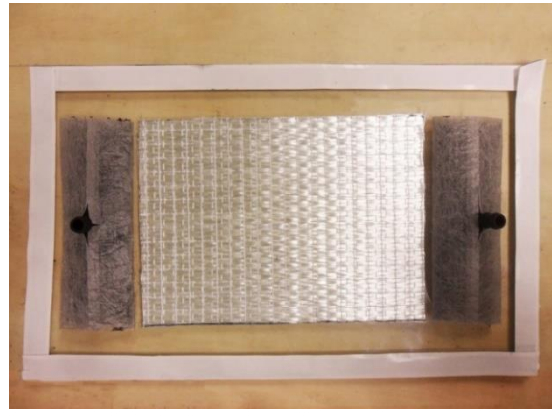
c)



d)



e)



f)

(continúa)

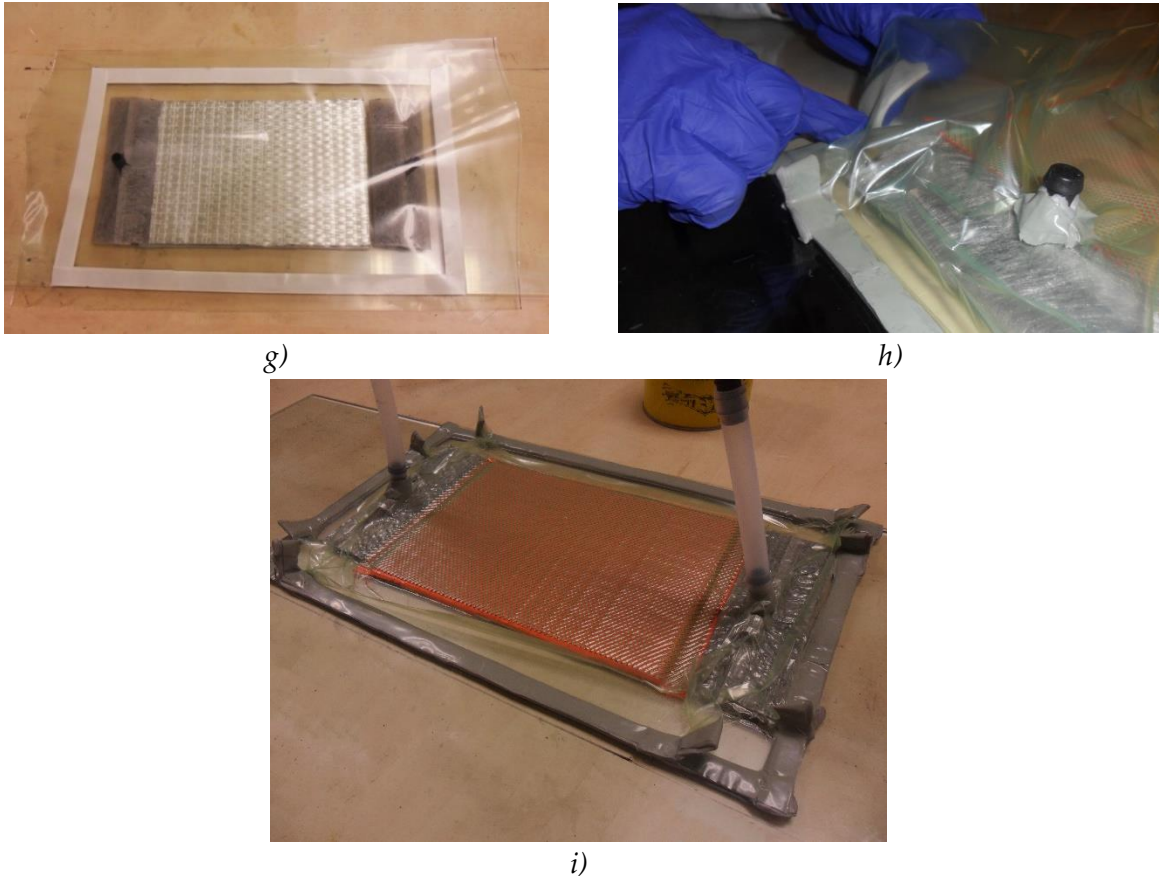


Figura 76. Secuencia de pasos seguidos para la preparación de los laminados mediante infusión: a) corte de láminas y apilado; b) corte de laminados; c) añadir canales rápidos y canales de entrada-salida; d) añadir peel-ply y medio de alta permeabilidad; e) y f) posicionar cinta de cierre; g) corte de bolsa; h) cerrar bolsa herméticamente; i) aplicar vacío y verificar estanqueidad. Fuente: elaboración propia.

Para todas las probetas fabricadas, las condiciones de proceso se han mantenido, a excepción de la velocidad de frente de flujo, que será fijada en función del objetivo en cada caso. La presión de vacío aplicada ha sido en todos los casos de -95.0 ± 0.1 kPa de presión manométrica, medida en la línea de vacío de entrada al molde.

La resina fue degasificada de forma previa al proceso de infusión. Para ello se aplicó -95.0 kPa durante un tiempo superior a 2 minutos tras realizar la mezcla con el catalizador. Con ello, se observó una reducción en la cantidad de burbujas macroscópicas inicialmente disueltas en la mezcla de resina y catalizador, generadas durante el mezclado de ambos.

El curado se ha llevado a cabo a temperatura ambiente según las especificaciones del fabricante. Una primera fase de curado se ha realizado dentro del molde, a temperatura

ambiente y un nivel de vacío aplicado de -95.0 ± 0.1 kPa de forma continua y durante un tiempo suficiente para sobrepasar el punto de gel y alcanzar la solidificación total del material. En todos los casos, este tiempo ha sido superior a los 60 minutos, superior al tiempo mínimo especificado por el fabricante. De esta manera se garantiza que no habrá cambios dimensionales en el espesor ni en la fracción volumétrica de fibra y garantizándose las propiedades mecánicas especificadas.

Las dimensiones de los tejidos, así como las secuencias de apilado y espesores han sido seleccionadas en función de los estándares seguidos y objetivo perseguidos en cada uno de los análisis. En el siguiente punto se muestran estos datos en función del ensayo.

4.3.1.1. Fabricación de probetas para tracción

En el caso de los materiales destinados al análisis tracción, tres direcciones de impregnación y esfuerzo han sido estudiadas (0° , 45° y 90°), según muestra la Figura 77.

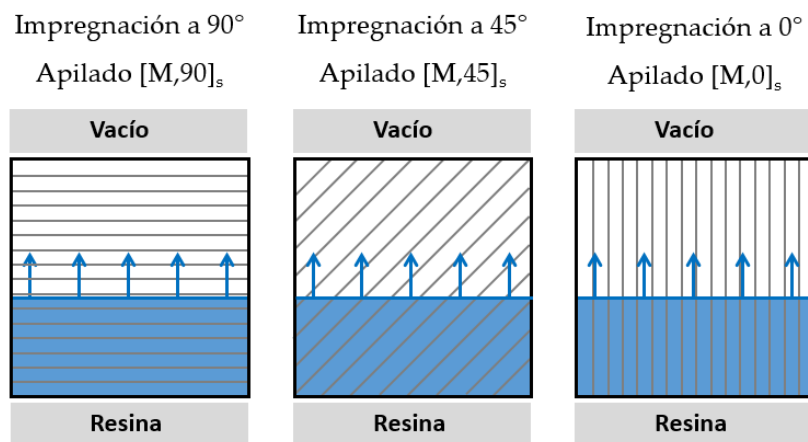


Figura 77. Dirección de impregnación de los laminados para los ensayos a tracción (0° , 45° , 90°) impregnados de forma transversal. Fuente: elaboración propia.

Con el objetivo de garantizar que las probetas han sido infundadas a una velocidad homogénea a lo largo de toda su longitud, se han orientado transversalmente al flujo, de manera que toda su longitud sea impregnada bajo las mismas condiciones de presión y velocidad. De esta manera, una vez cortadas las probetas del tejido impregnado, éstas

quedan con una orientación de fibra perpendicular a la de impregnación. Así, y tal como se muestra en la Figura 78:

- Las probetas impregnadas con un ángulo de 0° han sido ensayadas a tracción de manera que el esfuerzo principal se aplica a 90° respecto a la fibra.
- Las probetas impregnadas con un ángulo de 90° han sido ensayadas a tracción de manera que el esfuerzo principal se aplica a 0° respecto a la fibra.
- Las probetas impregnadas con un ángulo de 45° han sido ensayadas a tracción de manera que el esfuerzo principal se aplica a -45° respecto a la fibra.

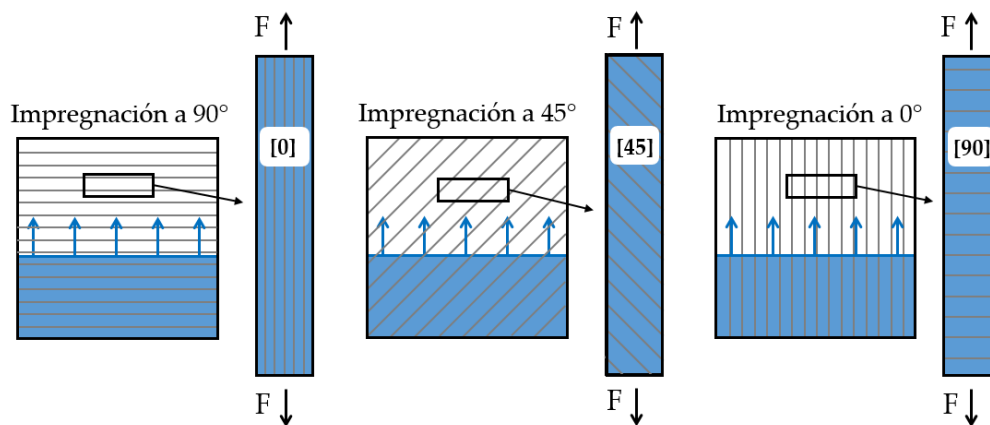


Figura 78. Direcciones del flujo y del esfuerzo en relación a la fibra para las probetas ensayadas a tracción. Fuente: elaboración propia.

En cada uno de los casos, dos láminas de 600 g/m^2 han sido incluidas. Además, para conseguir un acabado superficial adecuado, dos láminas de tejido aleatorio (MAT) se han añadido en ambas caras, quedando las configuraciones: [MAT, 0]_s, [MAT, 45]_s, [MAT, 90]_s. Las dimensiones globales de los tejidos, suficientes para extraer las cinco probetas para el ensayo mecánico y análisis microscópico en cada una de las configuraciones, son descritas en la Tabla 9.

Tabla 9. Dimensiones de las probetas y secuencia de apilado en función del tipo de ensayo. Fuente: elaboración propia.

Ensayo	Impregnación	Apilado	Dimensiones probeta	Dimensiones tejido	Espesor curado
Tracción 90°	Ángulo flujo – fibra de 0°	[M,0] _s	250 x 25 mm ²	300 x 300 mm ²	2.26 ± 0.16 mm
Tracción 45°	Ángulo flujo – fibra de 45°	[M,45] _s	250 x 25 mm ²	300 x 300 mm ²	2.29 ± 0.17 mm
Tracción 0°	Ángulo flujo – fibra de 90°	[M,90] _s	250 x 25 mm ²	300 x 300 mm ²	2.23 ± 0.16 mm

El montaje del sistema de vacío completo es el mostrado en la Figura 79. Algunas fotografías del proceso de montaje se muestran en la Figura 80, concretamente el posicionamiento de todos los elementos que componen el montaje del molde y el test de vacío previo a la impregnación sobre cuatro de los tejidos.

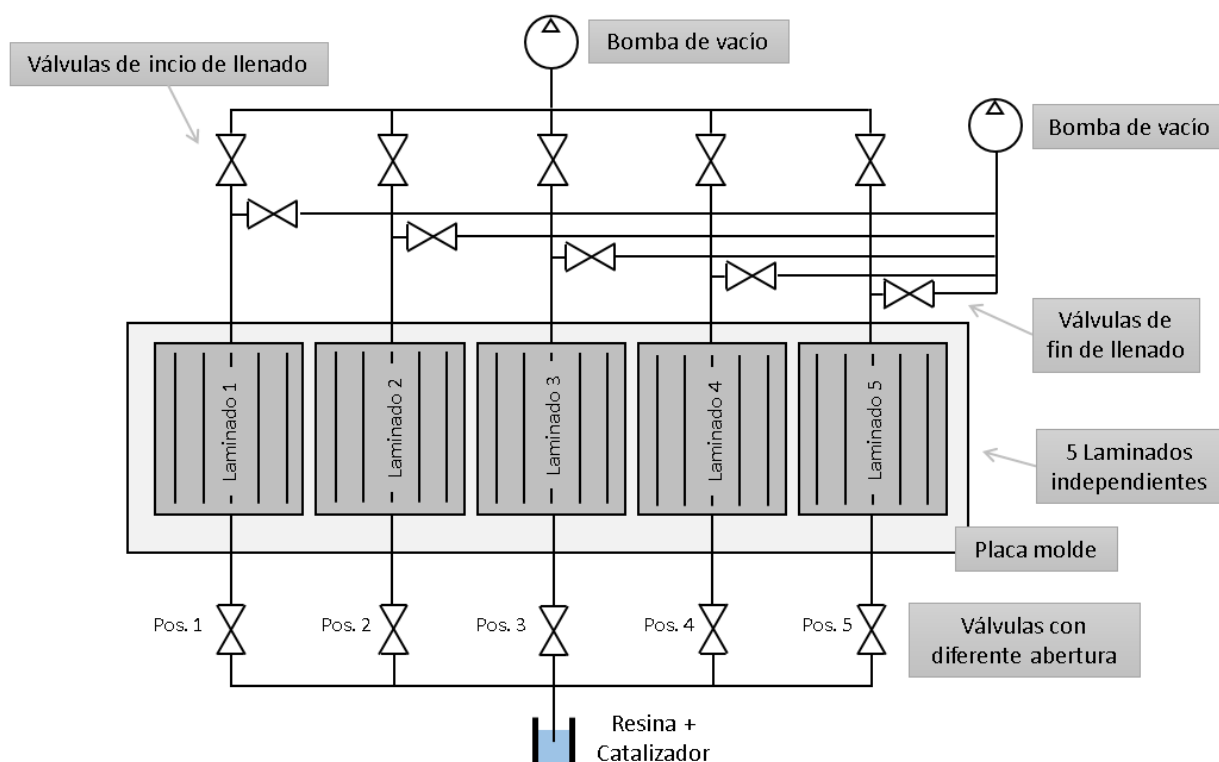


Figura 79. Montaje del sistema de vacío para la fabricación de las probetas de tracción y análisis por microscopía. Fuente: elaboración propia.

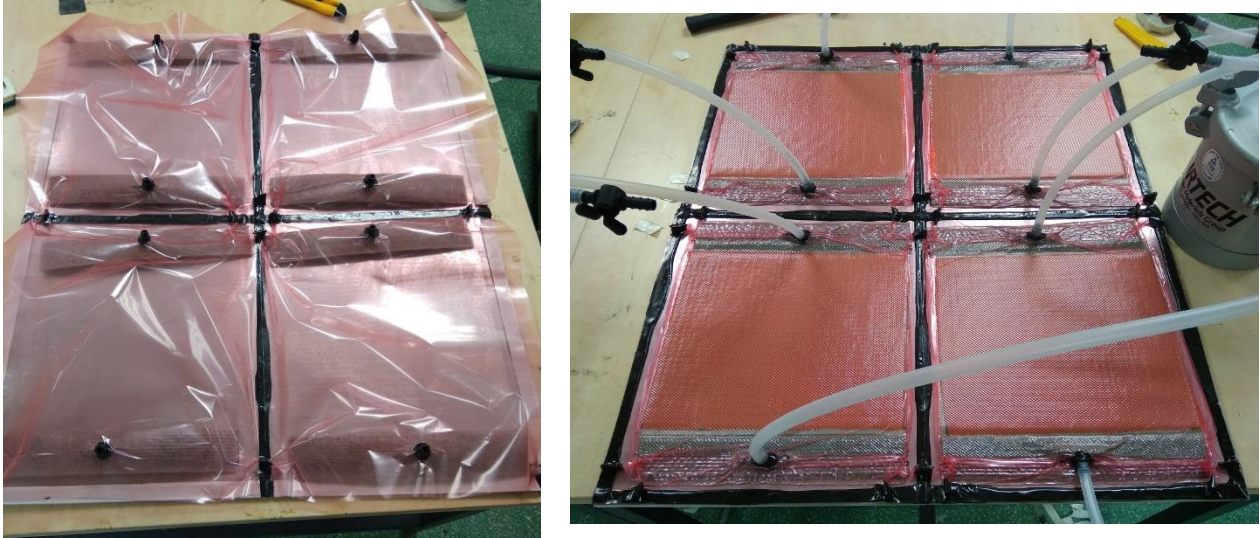


Figura 80. Preparación de cuatro laminados para los ensayos a tracción. Posicionamiento de los elementos, a la izquierda, y test de hermeticidad a la derecha. Fuente: elaboración propia.

Las probetas de tracción han sido preparadas de acuerdo a las especificaciones señaladas en la norma ASTM D30309, con unas dimensiones exteriores de 250x25 mm². Sus dimensiones se detallan en la Figura 81.

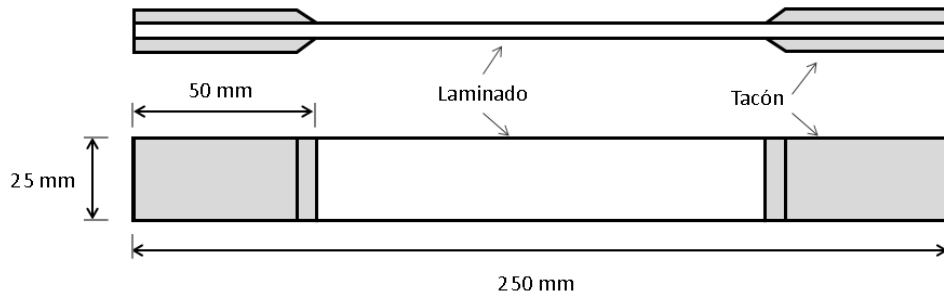


Figura 81. Dimensiones de las probetas a tracción según el estándar ASTM D3039. Fuente: elaboración propia.

Tras la obtención de los laminados fabricados por infusión, se realizó la distribución de muestras destinadas al ensayo de tracción y para el análisis microscópico. Las probetas para análisis de atrapamientos de aire han sido extraídas de las mismas posiciones que las destinadas a tracción, de manera que los resultados puedan ser asociados a la misma velocidad. Tales probetas tienen unas dimensiones de 25 x 25 mm², suficientes para la inspección a microscopio. Tal distribución se muestra en la Figura 82.

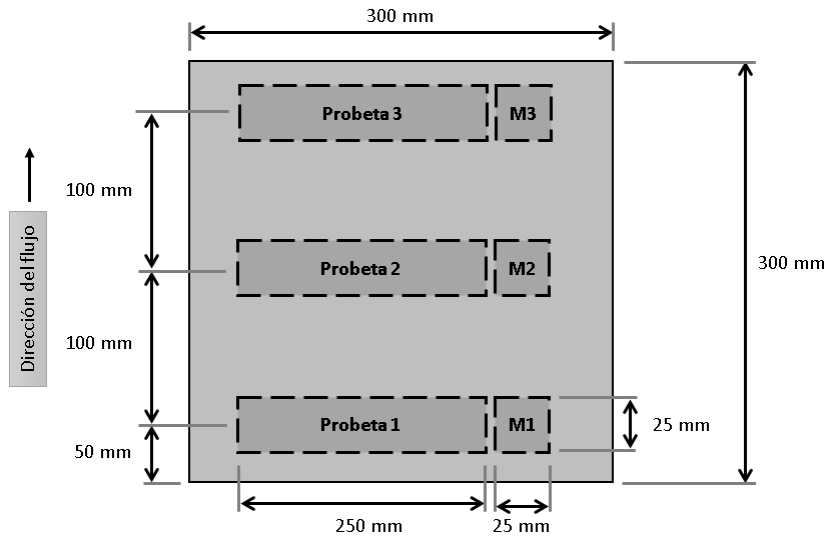


Figura 82. Distribución de probetas destinadas al ensayo a tracción y al análisis de microscopía de huecos, en cada uno de los laminados fabricados. Fuente: elaboración propia.

4.3.1.2. Fabricación de probetas para impacto

En el caso de los ensayos a impacto, dos configuraciones de apilado serán ensayadas a diferentes velocidades de impregnación. A diferencia de las de tracción, láminas adicionales han sido incluidas en el apilado con el objetivo de aumentar su espesor, rigidez y grado de biaxialidad, de manera que se tenga un cierto grado de inercia y resistencia en las dos direcciones perpendiculares del plano y se mantenga la integridad de la probeta durante el ensayo. Por ello, además de láminas unidireccionales a 0° , se han incluido láminas internas a 90° y otras de *mat*, quedando un apilado de 8 capas con configuración $[0_2, 90, M]_s$ y $[90_2, 0, M]_s$. De esta manera, podrá además evaluarse cómo láminas de distinta naturaleza y orientación pueden inducir la generación de atrapamientos de aire interlaminares e intralaminares. Las dimensiones de los tejidos son descritas en la Tabla 10.

Tabla 10. Dimensiones de las probetas y secuencia de apilado en función del tipo de ensayo. Fuente: elaboración propia.

Ensayo	Descripción	Apilado	Dimensiones probeta	Dimensiones tejido	Espesor curado
Impacto probetas sin stitching	Flujo paralelo a fibras a 0°	$[0_2, 90, M]_s$	$150 \times 100 \text{ mm}^2$	$300 \times 250 \text{ mm}^2$	$3.10 \pm 0.06 \text{ mm}$
Impacto probetas sin stitching	Flujo transversal a fibras a 0°	$[90_2, 0, M]_s$	$150 \times 100 \text{ mm}^2$	$300 \times 250 \text{ mm}^2$	$3.10 \pm 0.06 \text{ mm}$

Tras la obtención de los laminados de 300 x 250 mm², se ha realizado la distribución de muestras destinadas para el ensayo a impacto, de 150 x 100 mm² y para el análisis microscópico, de 25 x 25 mm². Se han dejado márgenes adicionales sobre las probetas de 1 mm, correspondiente al ancho de corte de la herramienta.

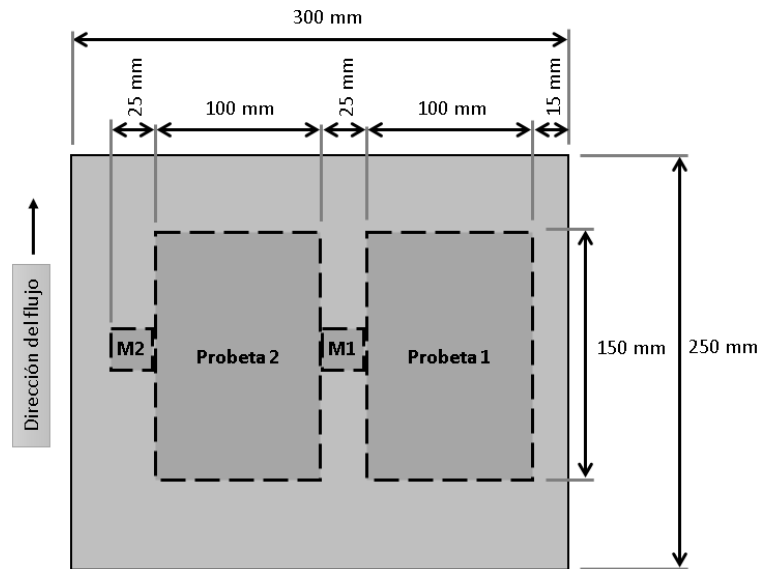


Figura 83. Distribución de probetas destinadas al ensayo a impacto y al análisis de microscopía de huecos, sobre cada uno de los laminados fabricados.
Fuente: elaboración propia.

Siguiendo el procedimiento general de infusión, se ha realizado un montaje mostrado en la Figura 84a, con los respectivos cierres en las bolsa (Figura 84b). Tras desmoldear, se trasladó la distribución de probetas prevista según la Figura 83 a cada uno de los laminados (Figura 84c y Figura 84d). Tras el proceso de corte, se obtuvieron y numeraron las probetas de 150 x 100 mm², según se muestra a modo de ejemplo en la Figura 84e.

En el caso de las probetas con stitching, las dimensiones de las probetas y el corte de los tejidos se muestra en la Figura 85, repitiéndose este proceso para cada una de las láminas que componen el laminado [0₂,90, MAT]_s. Para el cosido, se han dispuesto las probetas por parejas, adaptándose a las medidas del marco disponibles.



a)



b)



c)



d)



e)

Figura 84. Preparación de probetas para impacto: a) y b) generación de bolsas sobre el molde, c) y d) distribución de probetas sobre los laminados y d) probeta para impacto de 150x100 mm² cortada. Fuente: elaboración propia.

El patrón de cosido es el mostrado en la Figura 86. Se fija un patrón rectangular con separación de puntadas de 3.33 mm, correspondientes a una densidad de puntada de 5

puntos/cm². Este valor se encuentra en el rango de 1 a 25 puntos/cm² descrito en la bibliografía como el rango más común utilizado industrialmente [275].

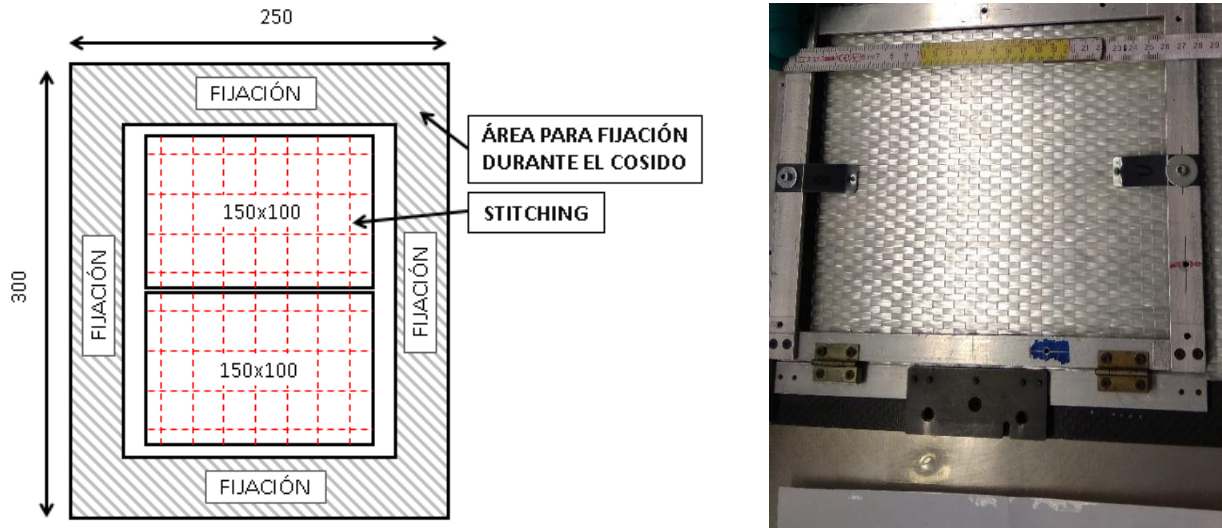


Figura 85. Disposición de los laminados para realizar el cosido, de donde se cortarán las probetas para impacto (izquierda) y posicionamiento de tejidos en la máquina de coser (derecha). Fuente: elaboración propia.

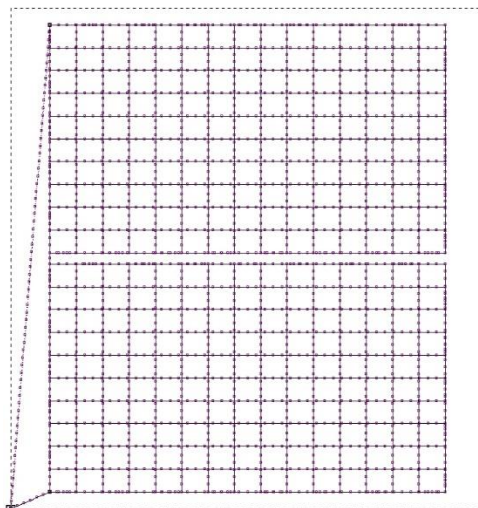


Figura 86. Patrón de cosido utilizado en probetas con stitching sometidas a impacto. Fuente: elaboración propia.

En la Figura 87 se muestra una imagen real del proceso de cosido “one-side” utilizado Pfaff 3574 del *Institut für Verbundwerkstoffe GmbH* (Instituto para el Estudio de los Materiales Compuestos), en Kaiserslautern (Alemania).

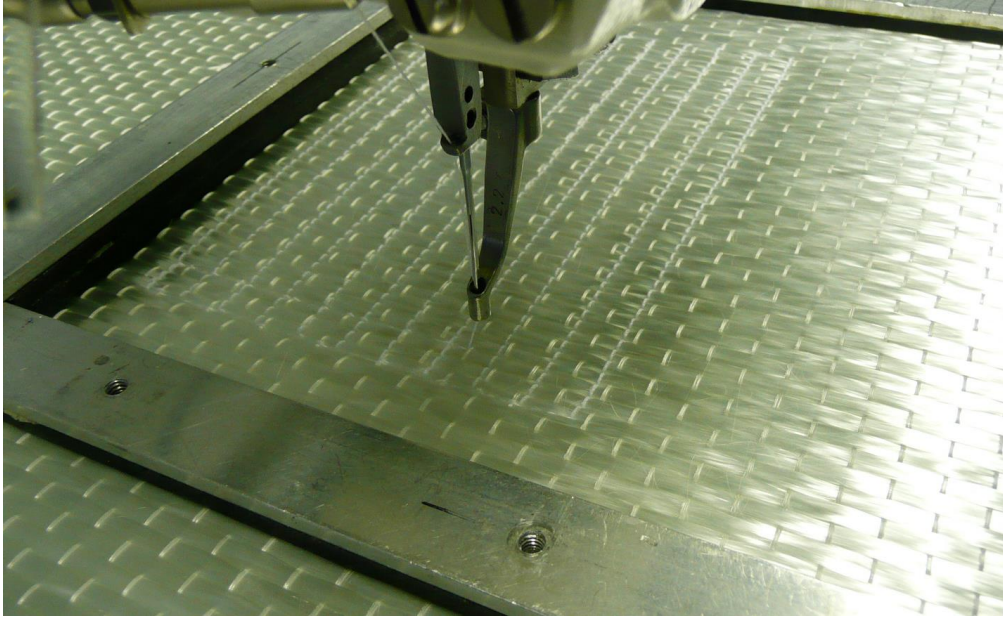


Figura 87. Proceso de cosido one-side lock-stitch utilizando una máquina Pfaff 3574
Fuente: Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, Kaiserslautern.

Las velocidades de consigna para la impregnación fueron elegidas de forma distribuida alrededor del punto óptimo observado en probetas a tracción y atendiendo a valores disponibles en bibliografía. Se resumen en la Tabla 11. Teniendo en cuenta que el stitching propicia la existencia de regiones ricas en resina y lugares donde pueden aparecer macrohuecos, las velocidades elegidas son han sido ligeramente superiores a las de los tejidos sin stitching.

Tabla 11. Valores de velocidad consignados para la fabricación de probetas a impacto. Fuente: elaboración propia.

Tejidos sin stitching Lam. [0 ₂ ,90,M] _s		Tejidos con stitching Lam. [90 ₂ ,0,M] _s	
Grupo - velocidad	Velocidad de consigna (mm/s)	Grupo - velocidad	Velocidad de consigna (mm/s)
SS-V1	2.5	CS-V1	2.5
SS-V2	4.0	CS-V2	5.0
SS-V3	6.0	CS-V3	7.5
SS-V4	11.0	CS-V4	13.5
		SS-VO	5.5

4.3.2. Ensayos. Análisis de impregnación, propiedades mecánicas y defectos

En este punto se detallan los ensayos realizados sobre los materiales fabricados y según los objetivos establecidos:

- Ensayo de impregnación de tejidos con stitching y sin stitching.
- Ensayo a tracción.
- Ensayo de impacto a baja velocidad en laminados sin stitching.
- Ensayo de impacto a baja velocidad en laminados con stitching.

4.3.2.1. Efecto del stitching sobre la impregnación

El objetivo de estos ensayos es analizar la posible influencia del refuerzo transversal en el proceso de impregnación. Se pretende en este ensayo comparar de manera directa las diferencias que puedan deberse a la incorporación del refuerzo transversal a laminados sencillos, pudiendo obtener una primera idea acerca del comportamiento general del stitching en el proceso.

4.3.2.1.1. Ensayo 1. Fibra de vidrio / resina de poliéster

En el primer ensayo se ha utilizado un laminado de fibra de vidrio y se ha infusionado con aceite de colza. Para ello, se han dispuesto en dos bolsas diferentes, dos laminados con el mismo apilado, [+45,-45]_s, diferenciándose ambos en que uno de ellos se ha reforzado con stitching. El gramaje total es de 1200 g/m². En la Figura 88 se muestran ambos, junto a un detalle magnificado. No se incorpora malla de distribución ni otros auxiliares que pudieran enmascarar los efectos propios debidos a la permeabilidad de la fibra. Se han usado canales de distribución planos con el objetivo de conseguir una distribución totalmente simétrica del punto de entrada y de vacío. Las dimensiones (297 x 210 mm²) de ambos laminados son idénticas, así como su posición respecto a la entrada de resina y toma de vacío.

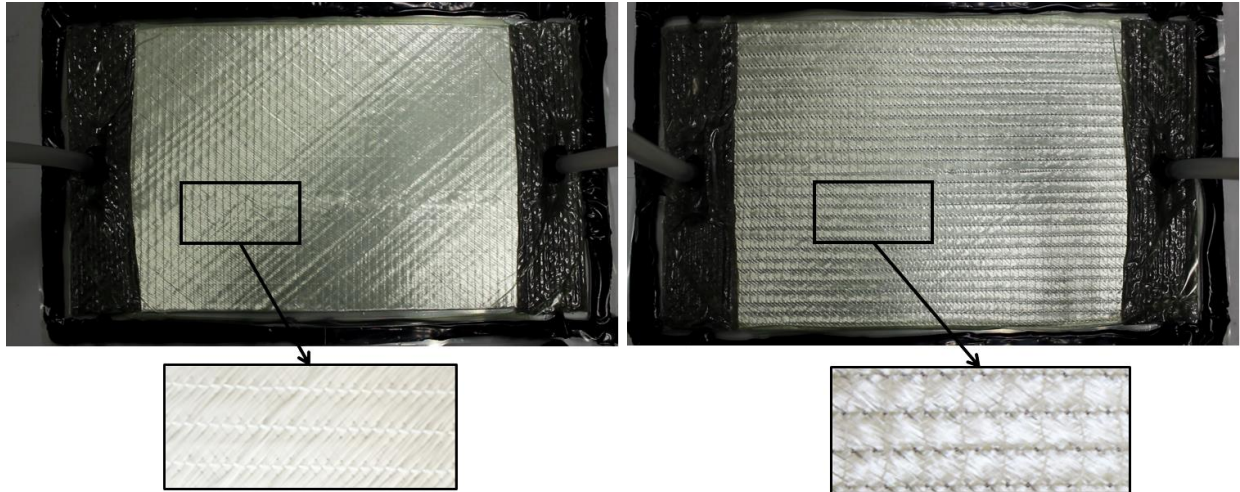


Figura 88. Laminados $[+45,-45]_s$ sin stitching (izquierda) y con stitching (a la derecha). Fuente: elaboración propia.

El experimento ha permitido además validar el sistema de monitorización de flujo desarrollado (punto 3.2.1).

Para el stitching se ha utilizado en este caso el modelo Asari – TechLine (Tabla 7). La separación entre puntadas en la dirección del cosido (y dirección de impregnación) fue de 2.75 mm, y la separación entre líneas de cosido consecutivas de 7.2 mm. Con ello, resulta una densidad de puntada de 5 puntos/cm² (Figura 89) con el montaje de la Figura 90.

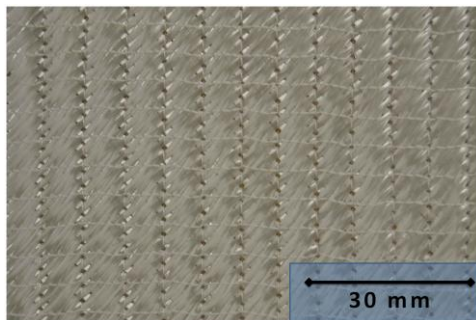


Figura 89. Detalle del refuerzo por stitching de 5 puntos/cm² en los laminados propuestos. Fuente: elaboración propia.



Figura 90. Montaje de bolsa de vacío utilizado para la infusión de laminados $[+45,-45]_s$ reforzados con stitching y sin refuerzo. Fuente: elaboración propia.

El proceso de impregnación fue grabado digitalmente y posteriormente procesado, obteniéndose así los valores de posición frente al tiempo y los resultados derivados (velocidad, permeabilidad, etc.).

4.3.2.1.2. Ensayo 2. Fibra de carbono / aceite de colza

En el segundo ensayo se han infusionado dos probetas de fibra de carbono en forma de cinta, una de ellas incorporando stitching. El fluido de trabajo ha sido el aceite de colza decolorado utilizado en el ensayo anterior. Como en el caso anterior, no se incorpora malla de distribución ni otros auxiliares para no enmascarar los efectos propios de la permeabilidad de la fibra.

Como hilo para el refuerzo stitching, se ha utilizado también Asari – TechLine (Tabla 7). La separación entre puntadas en la dirección del cosido fue de 3.66 mm, y la separación entre líneas de cosido consecutivas de 5.89 mm. La Figura 91 muestra ambas probetas. Con ello, resulta una densidad de puntada de 4.7 puntos/cm², el mismo valor que el caso anterior.

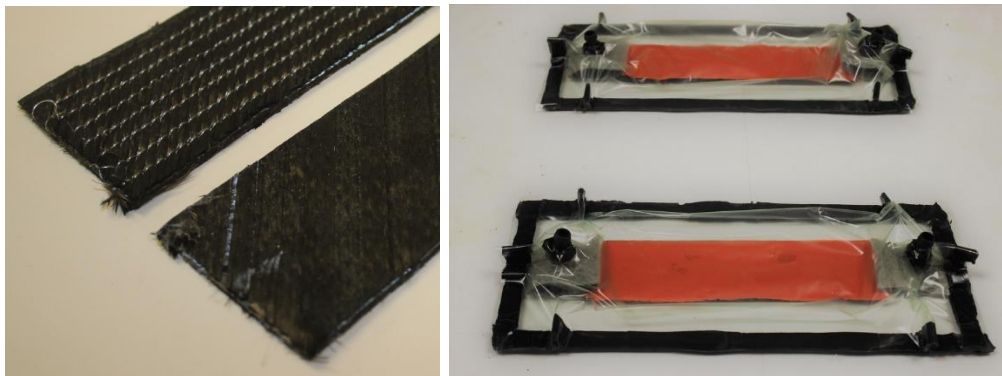


Figura 91. Laminados de fibra de carbono en cinta con y sin stitching para ensayo de permeabilidad (izquierda) y bolsas para infusión (izquierda). Fuente: elaboración propia.

Igual que en el caso anterior, el proceso de impregnación fue monitorizado utilizando una Webcam RGB (punto 4.2.2.1). Posteriormente fue analizado para obtener las características de evolución del flujo.

4.3.2.2. Ensayo a tracción

El objetivo de este ensayo se basa en la obtención de datos relativos a la rigidez y resistencia a tracción de los materiales fabricados según el punto 4.3.1.1.

4.3.2.2.1. Métodos aplicados al ensayo a tracción

Los ensayos de tracción se han llevado a cabo según el estándar ASTM D3039/D3039D [354], específica para materiales compuestos de fibra larga. Según las especificaciones del estándar, las probetas han sido cortadas con una longitud de 250 mm y un ancho de 25 mm (Figura 81). El espesor específico de cada probeta varió ligeramente de una zona a otra del laminado y también con la orientación del apilado (valor medio de 2.26 mm con una desviación estándar de ± 0.16 mm). Se tomaron tres medidas a cada probeta: una en cada extremo, además de la central (localizadas en las secciones t_1 , t_2 y t_3 de la Figura 92). Se evaluaron las propiedades mecánicas teniendo en cuenta el valor mínimo de sección, como el punto representativo de inicio de rotura. Para facilitar la sujeción de las mordazas, se añadieron tacones de 50 x 25 mm, prefabricados a base de fibra de vidrio y poliéster, y pegados mediante adhesivo a base de cianoacrilato. En cuanto a las condiciones ensayo, la velocidad de desplazamiento se fijó en 2 mm/minuto, y las condiciones ambientales no se modificaron entre ensayos (~ 25 °C / 50% HR).

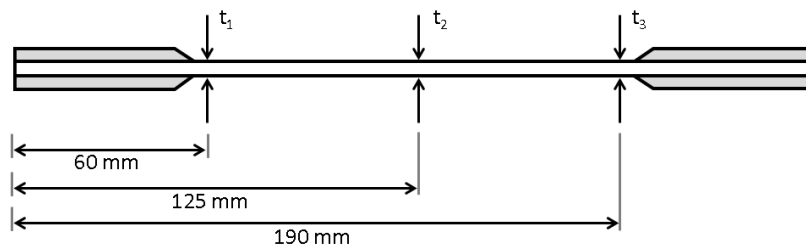


Figura 92. Probeta para ensayo a tracción según ASTM D3039 con los puntos de medición de espesor, t_1 , t_2 y t_3 . Fuente: elaboración propia.

4.3.2.2.2. Set-up y procedimiento ensayo de tracción

El *setup* del ensayo se describe en las imágenes de la Figura 93. La probeta, junto a los tacones es fijada a las mordazas con ayuda de un apoyo de alineamiento, que garantiza el alineamiento de la misma con la dirección del esfuerzo. Una cámara (Guppy Pro®, según se detalla en 4.2.2.4.1) dispuesta en el plano normal de la probeta permite analizar en tiempo real el campo de desplazamientos y deformaciones. El nivel de carga sobre la probeta se ha medido directamente a través de la célula de carga ubicada en la máquina de ensayo

universal, mientras que la obtención de las deformaciones se ha realizado mediante correlación digital de imágenes (DIC, *Digital Image Correlation*), según se detalla en el siguiente punto.

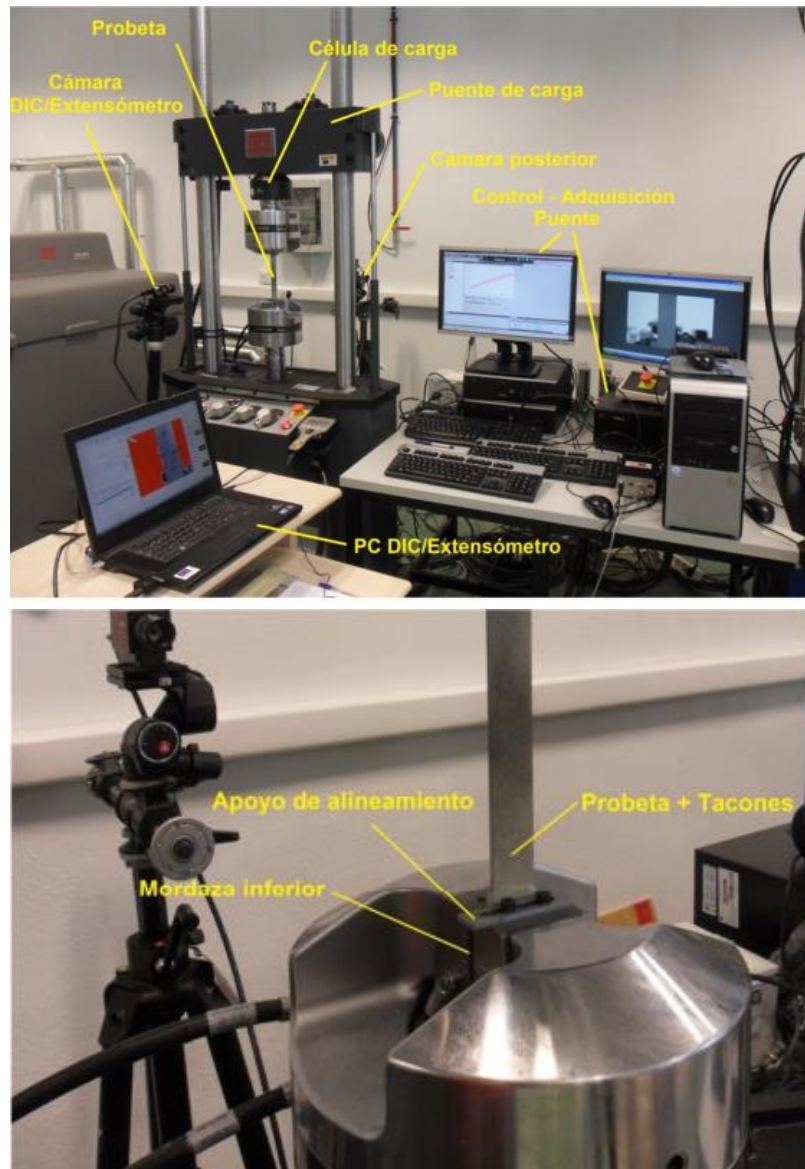


Figura 93. Set up del ensayo de tracción. Fuente: elaboración propia.

4.3.2.2.3. Cálculo de deformaciones por Correlación Digital de Imágenes (DIC)

La correlación digital de imágenes es una técnica de medición de desplazamientos de campo completo que permite determinar directamente las deformaciones locales [360], [361] [362]. Se fundamenta en el seguimiento de un patrón dispuesto sobre la probeta, de forma

que se cuantifica la variación de posición local. Aplicado sobre una región, el desplazamiento relativo entre distintos puntos permite encontrar, por derivación, el campo de deformaciones. Para facilitar el seguimiento del patrón, se aplica sobre la probeta una capa de pintura oscura pulverizada (*speckle*) en contraste con una capa blanca previamente aplicada, con el objetivo de generar pequeñas marcas aleatorias que contrasten sobre el fondo. En la Figura 94 (izquierda) se muestra el *speckle* aplicado sobre una de las probetas.

El procesado se realiza mediante alguno de los algoritmos o soluciones comerciales disponibles. En este caso se recurre al uso del software VIC-2D™ (*CORRELATED SOLUTIONS, INC.* Irmo, USA). En la Figura 94 (derecha) se muestra el resultado del campo de desplazamientos cuando se somete a tracción a lo largo del eje longitudinal X. Diferenciando los desplazamientos a lo largo del eje se obtienen las deformaciones, permitiendo graficar la curva σ - ϵ .

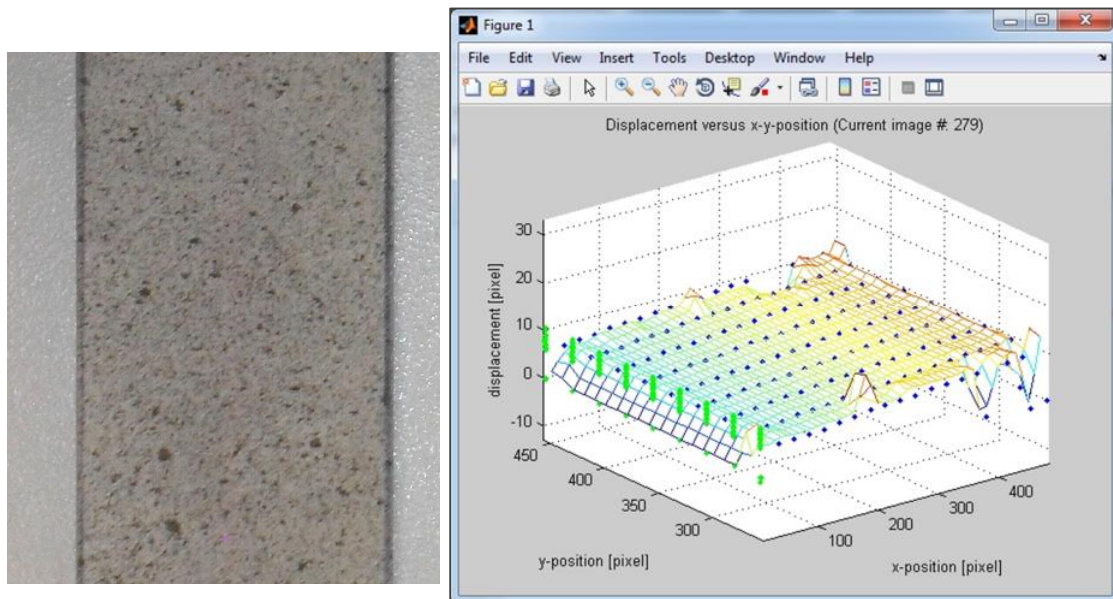


Figura 94. Muestra del *speckle* a la derecha y campo de desplazamientos a la izquierda. Fuente: elaboración propia.

4.3.2.3. Ensayo de resistencia al daño por impacto

Como segundo punto experimental de esta tesis, se estudian cargas fuera de plano en régimen dinámico. El objetivo de este ensayo se basa en obtener datos acerca de la fuerza máxima de impacto y su efecto en el área dañada y cómo estos valores varían con la

velocidad de impregnación para los materiales fabricados en los puntos anteriores. La batería de ensayos para las probetas sometidas a impacto se organiza según se esquematiza a continuación y se tabula en la Tabla 12. Las probetas tienen la secuencia [0₂,90, M]_s y [90₂,0, M]_s (según la Tabla 8), analizando cuatro probetas para cada uno de los valores de velocidad.

- 4 grupos de 4 probetas [0₂,90, M]_s sin stitching a velocidad de frente constante.
- 4 grupos de 4 probetas [90₂,0, M]_s con stitching a velocidad de frente constante.
- 1 grupo de 4 probetas [90₂,0, M]_s sin stitching fabricadas a velocidad de frente constante y a su valor óptimo (obtenido del análisis de la probeta anteriores).

Las probetas Tipo 1 (Tabla 12) permitirán conocer si existe velocidad óptima entre ellas. Las probetas Tipo 2 (con y sin stitching) además de lo anterior permitirán evaluar la influencia mecánica del stitching.

Tabla 12. Probetas y referencias para cada uno de los ensayos

Configuración Tipo 1	Velocidad	Código	Configuración Tipo 2	Velocidad	Código
Orientación 1 [0 ₂ ,90, M] _s Sin Stitching	V1	O1-SS-V1-P1	Orientación 2 [90 ₂ ,0, M] _s Con Stitching	V1	O2-SS-V1-P1
		O1-SS-V1-P2			O2-SS-V1-P2
		O1-SS-V1-P3			O2-SS-V1-P3
		O1-SS-V1-P4			O2-SS-V1-P4
	V2	O1-SS-V2-P1		V2	O2-SS-V2-P1
		O1-SS-V2-P2			O2-SS-V2-P2
		O1-SS-V2-P3			O2-SS-V2-P3
		O1-SS-V2-P4			O2-SS-V2-P4
	V3	O1-SS-V3-P1		V3	O2-SS-V3-P1
		O1-SS-V3-P2			O2-SS-V3-P2
		O1-SS-V3-P3			O2-SS-V3-P3
		O1-SS-V3-P4			O2-SS-V3-P4
	V4	O1-SS-V4-P1		V4	O2-SS-V4-P1
		O1-SS-V4-P2			O2-SS-V4-P2
		O1-SS-V4-P3			O2-SS-V4-P3
		O1-SS-V4-P4			O2-SS-V4-P4
Orientación 2 [90 ₂ ,0, M] _s Sin Stitching	V _{óptima}	O2-SS-VO-P1			
		O2-SS-VO-P2			
		O2-SS-VO-P3			
		O2-SS-VO-P4			

4.3.2.3.1. Métodos aplicados al ensayo a impacto

Para la evaluación de la resistencia al daño por impacto, se ha utilizado el estándar ASTM D7136/7136M [218], en lugar del ensayo Charpy [363], o el Izod. El ensayo de impacto por caída es generalmente el utilizado para ensayar materiales compuestos tipo placa o componentes [364].

Según el estándar ASTM D7136/7136M [218], se distinguen tres casuísticas posibles dentro del ensayo de impacto, en función del nivel de energía aplicado y del objetivo del propio ensayo (Figura 95). En función del nivel de energía aplicado y efecto producido sobre el material a sometido a ensayo, éste puede ser subcrítico, crítico y supercrítico. El nivel de energía subcrítica corresponde a un impacto elástico, en el que el material no disipa energía en forma de fractura. En nivel crítico corresponde con el umbral de daño, energía a partir de la cual se inicia el daño por fractura interna [49, 119]. Por último, en el nivel supercrítico las energías aplicadas son superiores a las del umbral de daño.

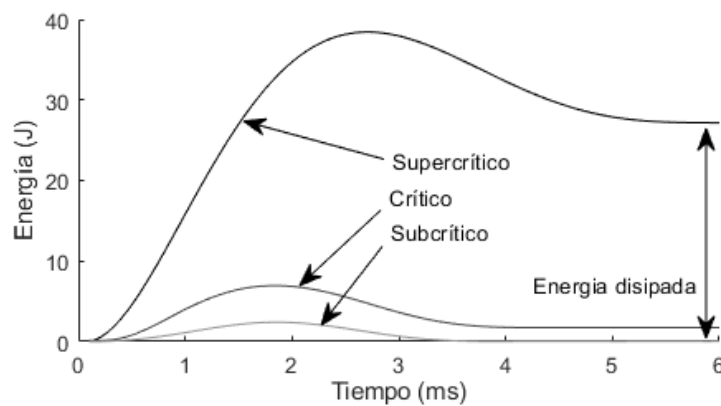


Figura 95. Curvas de respuesta de fuerza en función del tiempo para energías de impacto subcrítica, crítica y supercrítica. Fuente: elaboración a partir de [46].

El principal parámetro a valorar en los análisis es la energía aplicada. Considerando despreciable la energía disipada durante la caída, el valor de la energía aplicada depende principalmente de la masa y la velocidad del impactador, aunque se han reportado pequeños efectos añadidos por la velocidad [215], [365], y geometría del impactador [366]–

[368]. Como resume [227], el análisis de velocidades viene derivado de las ecuaciones Ec. 24 a Ec. 25. La energía absorbida en función del tiempo, tal como grafica la Figura 95 en el caso crítico y supercrítico puede hallarse mediante la expresión de la Ec. 27, según se detalla en la norma [369]

$$E = mgh \quad \text{Ec. 24}$$

$$E = \frac{1}{2}mv_i^2 \quad \text{Ec. 25}$$

$$E_a(t) = \frac{m \cdot (v_i^2 - v(t)^2)}{2} + m \cdot g \cdot \delta(t) \quad \text{Ec. 26}$$

Donde E es la energía de impacto, $E_a(t)$ es la energía absorbida en función del tiempo, h es la altura, m es la masa del impactador, g es la aceleración de la gravedad, v_i es la velocidad en el momento de impacto, $v(t)$ es la velocidad en función del tiempo, y $\delta(t)$ es el desplazamiento del impactador en función del tiempo.

En cuanto a los resultados, se distinguen típicamente dos puntos de importancia en la curva temporal de la fuerza de contacto [46], según se muestra en la (Figura 96).

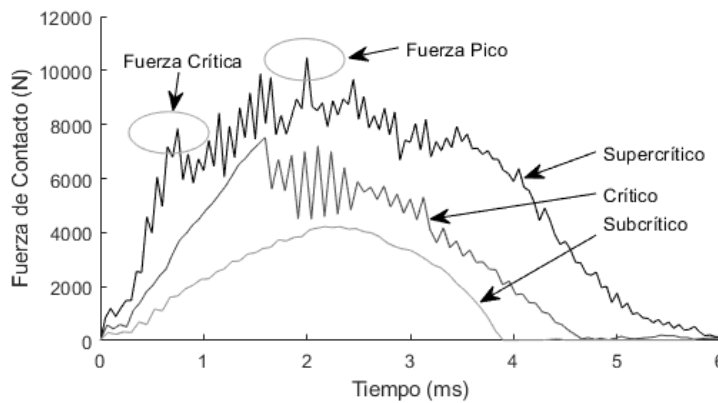


Figura 96. Curva característica de fuerza en función del tiempo para energías de impacto subcrítica, crítica y supercrítica. Fuente: elaborado a partir de [46].

Tomando una curva típica de respuesta de fuerza de contacto frente al tiempo (Figura 96), se distinguen dos puntos de especial interés. Por un lado, la fuerza crítica (F_c), también

conocido por fuerza umbral o *Damage Threshold Load (DTL)*, como aquella a la que se inicia la fractura, siendo la energía de impacto suficiente como para provocar daños en el material. Este valor es muy similar al obtenido de un ensayo cuasiestático. Experimentalmente suele presentarse difuso, por las fuertes oscilaciones sobre el valor medio. Posteriormente, la fuerza de contacto sigue aumentando hasta un valor pico, (F_m), siempre superior al valor crítico [370]. Cuando aumenta la rotura por encima del umbral de daño, el pico se muestra seguido de una recuperación más lenta, de menor pendiente, lo cual indica la pérdida notable de rigidez debida al daño [223]. Algunos autores denotan como fuerza residual (F_{res}) a aquél valor mínimo que aparece en la curva instantes posteriores al correspondiente a la fuerza crítica [371].

La velocidad del impactador en el momento que entra en contacto con la probeta, cuando se posiciona a una altura h , viene determinada por la Ec. 27, a través de la Ec. 24 y Ec. 25, asumiendo que las pérdidas de energía a lo largo del deslizamiento sobre las columnas son despreciables, no superando usualmente el 5% [372]. En cualquier caso, la velocidad real de impacto se determina en este caso mediante sensorización.

$$v_i = \sqrt{2gh} \quad \text{Ec. 27}$$

Uno de los sistemas de impacto utilizados determina la velocidad de impacto mediante una barrera fotométrica colocada en una posición que coincide con el punto de impacto. El procesado de la señal reporta directamente el valor de velocidad.

Para el otro sistema de impacto se utiliza de nuevo la técnica de Correlación Digital de Imágenes (punto 4.3.2.2.3). Una muestra de *speckle* es aplicada sobre los componentes móviles que se mueven solidarios con el impactador. Una cámara de alta velocidad captura el movimiento de caída del conjunto. El procesado de la secuencia permite calcular la posición instantánea del sólido rígido durante la caída, y consecuentemente puede evaluarse la velocidad en el punto de impacto, teniendo en cuenta velocidad de adquisición en cuestión.

La velocidad inicial, asociada a la energía de impacto requerida para producir un determinado nivel de daño ha sido estimado de acuerdo trabajos similares publicados y verificado por ensayos preliminares. En cuanto a valores publicados, en el trabajo [373] se utilizaron probetas de 100x100 mm y espesor 4 mm de poliéster y fibra de vidrio multiaxiales, ensayadas hasta conseguir atravesar completamente el material mediante la aplicación de 80 J de energía. Por su parte, [182] usó probetas normalizadas de 100x150 mm de fibra de carbono y epoxi fabricadas por autoclave y aplicó 70J para observar un daño destacable. En el trabajo de [374] se analizaron especímenes de 100x100 y 200x200 mm de poliéster con fibra de vidrio, encontrando que para un espesor de aproximadamente 3.5 mm y una energía de 15 J, se produjeron delaminaciones notables en ambas placas. Según tales referencias, los mecanismos de rotura dependen en gran medida de la energía de impacto. Consecuentemente, en los ensayos se han utilizado dos niveles de energía diferentes. En primer lugar se han aplicado 13 J a todas las probetas. Posteriormente, sobre las mismas probetas se han aplicado 26 J, lo que supone daño acumulado. Tras los ensayos, los resultados han sido posprocesados con MATLAB. Los datos se adquieren de las células de carga a 250 kHz y 20 kHz para los dos sistemas de impacto utilizados. Para las primeras se ha aplicado un filtro CFC tipo *Butterworth filter* [375] de orden 2 y frecuencia de corte de 6 kHz con el objetivo de reducir el efecto provocado por las vibraciones durante el impacto. Para el segundo caso no ha sido necesario.

4.3.2.3.2. Set-up y procedimiento de ensayo de impacto

Para la torre de impacto de 15 m, el set-up del ensayo para las probetas sin stitching es el mostrado en la Figura 97. Las probetas han sido posicionadas y ensayadas mediante un útil de aluminio con las especificaciones del estándar ASTM D7136/D7136M, fijado a una base sólida de acero. Cuatro mordazas permiten fijar las probetas e impedir su movimiento durante el ensayo. El impactador, hemiesférico de Ø16 mm de acero, está unido a través de la célula a la estructura móvil, que desliza sobre los raíles de la estructura fija mediante 4 rodamientos. La barrera óptica mide la velocidad real en el punto de impacto.

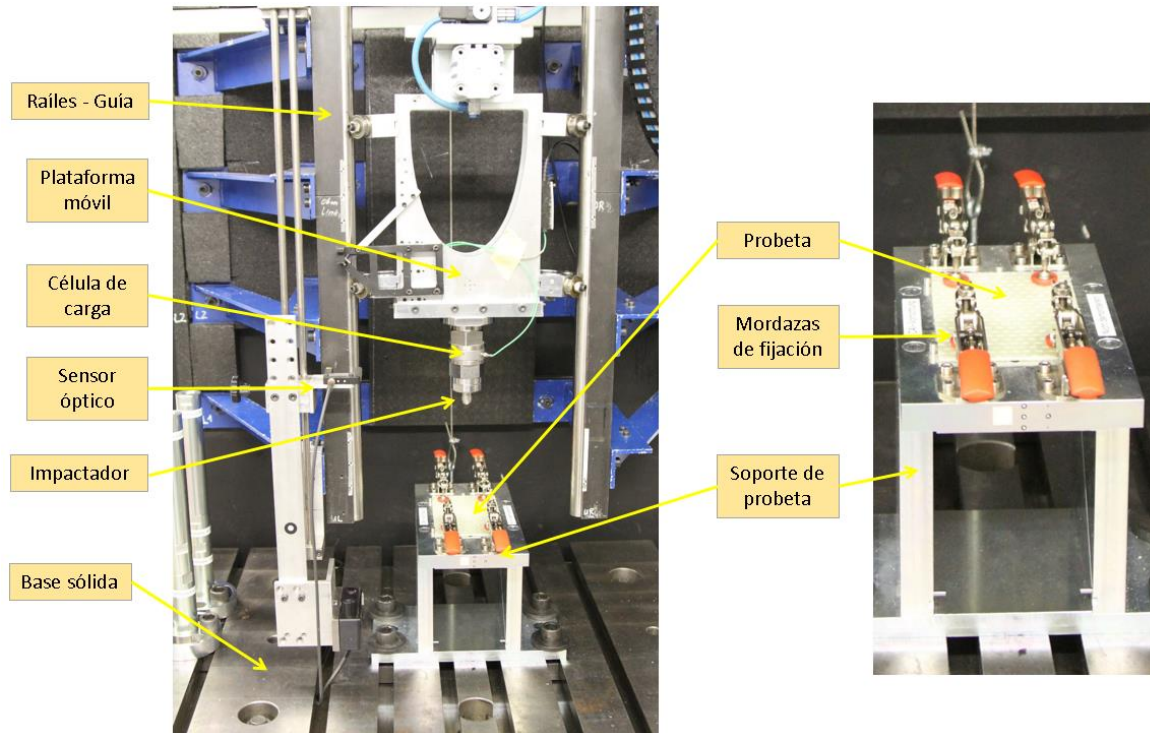


Figura 97. Set-up del ensayo de impacto por caída de masa. Fuente: elaboración propia.

Para el cálculo de la energía de impacto, la masa de cada componente suspendido fue medida, las cuales se resumen en la Figura 98, siendo la masa total de 4312 ± 1 g.

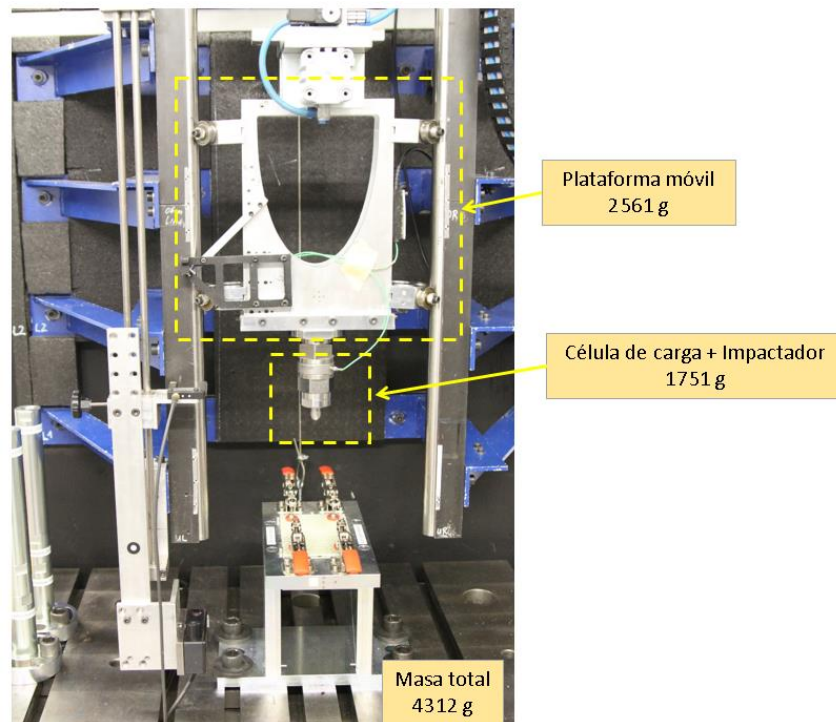


Figura 98. Masas de los componentes implicados en el impacto. Fuente: elaboración propia.

Inicialmente, las probetas Tipo 1 fueron analizadas en la torre de caída de 15 metros. La energía de impacto fue fijada, tras ensayos previos, en 13 J, que teniendo en cuenta la masa total de 4.312 kg, da una altura inicial de 0.329 metros. Dado que existen pequeñas pérdidas de energía durante la bajada debido a rozamiento con el aire y las guías, esta altura fue ligeramente aumentada.

Posteriormente, las probetas Tipo 2 fueron analizadas en la torre de caída de 2 m con una energía de 13 J. El set-up del ensayo a impacto para las probetas con stitching es el mostrado en la Figura 99.

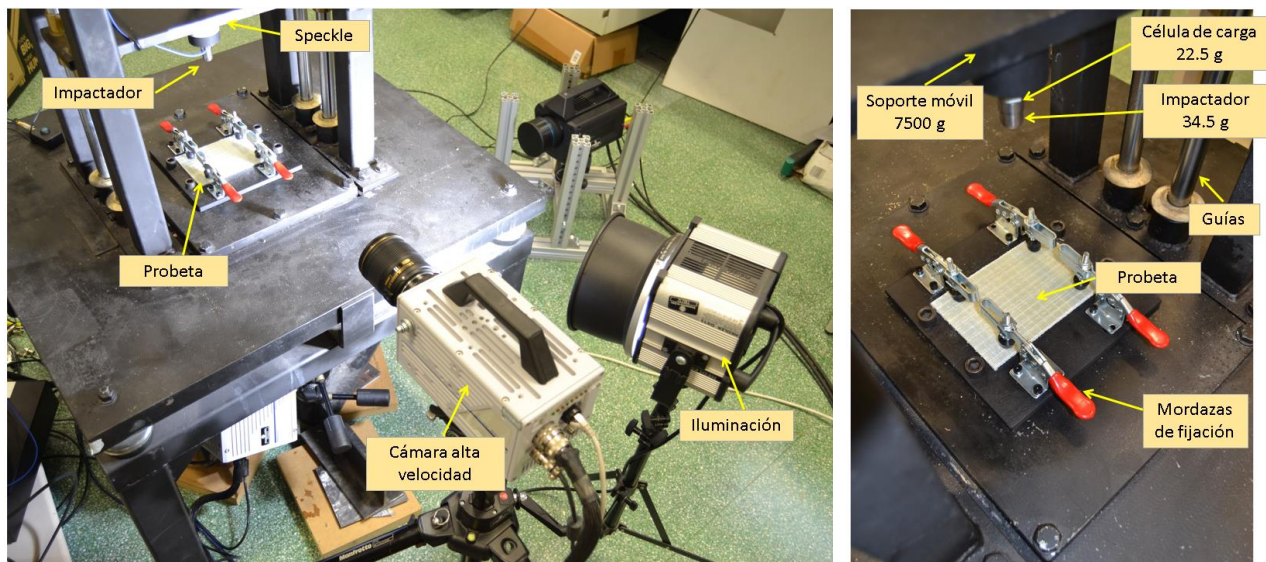


Figura 99. Set-up (izquierda) y masas (derecha) de los componentes implicados en el impacto para probetas con stitching. Fuente: elaboración propia.

Aun manteniendo la energía de impacto, los valores de altura y velocidad de impacto en ambos sistemas son diferentes dado que su masa también lo es. Un resumen de las energías de impacto y velocidades utilizadas en cada grupo de probetas es tabulado en la Tabla 13. La energía aplicada a las probetas es tabulada en la Tabla 13, siendo de $13.0 \text{ J} \pm 0.1 \text{ J}$ y 13.0 ± 0.2 para la torre de 15 m y 2 m, respectivamente, con una velocidad de impacto de $2.46 \pm 0.02 \text{ m/s}$ y $2.46 \pm 0.01 \text{ m/s}$ en el punto de contacto con la probeta.

Posteriormente, las energías aplicadas fueron de $26.0 \text{ J} \pm 0.2 \text{ J}$ en todos los casos, correspondiendo a velocidades de $1.86 \text{ m/s} \pm 0.01 \text{ m/s}$, ambas en la torre de caída de 2 m.

Tabla 13. Velocidad y energía aplicada a cada una de las probetas ensayadas a baja energía.

Grupo	Código	Energía impacto 1 [J]	Energía impacto 2 [J]	Grupo	Código	Energía impacto 1 [J]	Energía impacto 2 [J]
V1SS	SS-V1-P1	12.9	25.8	V1CS	CS-V1-P1	13.2	26.1
	SS-V1-P2	13.0	26.1		CS-V1-P2	13.2	25.7
	SS-V1-P3	13.0	26.3		CS-V1-P3	13.1	26.2
	SS-V1-P4	13.0	26.2		CS-V1-P4	12.8	26.0
V2SS	SS-V2-P1	13.2	25.9	V2CS	CS-V2-P1	13.0	26.3
	SS-V2-P2	13.0	25.7		CS-V2-P2	13.0	25.8
	SS-V2-P3	13.1	25.9		CS-V2-P3	12.7	25.4
	SS-V2-P4	13.0	26.1		CS-V2-P4	13.3	26.4
V3SS	SS-V3-P1	13.0	26.0	V3CS	CS-V3-P1	13.0	26.2
	SS-V3-P2	13.1	26.2		CS-V3-P2	13.0	26.1
	SS-V3-P3	13.0	25.8		SS-V3-P3	12.9	26.0
	SS-V3-P4	13.2	26.1		SS-V3-P4	12.7	25.8
V4SS	SS-V4-P1	12.8	26.2	V4CS	CS-V4-P1	13.0	25.9
	SS-V4-P2	13.0	26.1		CS-V4-P2	13.1	26.1
	SS-V4-P3	13.0	25.9		CS-V4-P3	13.0	26.0
	SS-V4-P4	12.9	26.0		CS-V4-P4	13.0	26.4
				SS	SS1	13.3	25.9
					SS2	13.3	26.3
					SS3	12.8	26.1
					SS4	12.9	26.0

Tras el impacto, el conjunto de estructura móvil fue detenido manualmente con el objetivo de evitar impactos sucesivos como consecuencia del rebote. Los datos de fuerza, posición y velocidad del impactador, así como el área dañada en cada probeta fueron analizados posteriormente. El análisis de fuerza y velocidad se ha realizado mediante scripts desarrollado específicamente para tal efecto. El cálculo del área dañada se ha llevado a cabo según el siguiente punto (4.3.2.3.3).

4.3.2.3.3. Determinación del área dañada

Para la determinación del área dañada por el impacto, se ha recurrido al efecto de transmisión/difusión de la luz a través de las probetas, teniendo en cuenta la naturaleza

translúcida del poliéster/fibra de vidrio. Una cámara y un sistema de procesamiento de imágenes han permitido evaluar objetivamente el área dañada. Este método puede englobarse en los métodos de inspección visual. Distintas versiones de esta técnica han sido utilizada en distintos trabajos para estimar y comparar el área dañada, [227], [374], [376]–[380], reportando resultados similares cuando se compara con otras técnicas de mayor complejidad y coste.

A modo de revisión, otras técnicas se basan en líquidos penetrantes [381], *C-scan* [382]–[392], la termografía IR [393]–[399], DIC [393], [400] así como la tomografía de rayos X [392]–[394], [401]–[403].

En la Figura 100 se muestra como ejemplo una probeta impactada retroiluminada, en la se aprecia la posición y magnitud del área dañada por el impacto, destacando la parte central donde se ha producido el impacto. Para el cálculo del área dañada, un algoritmo ha sido específicamente desarrollado en MATLAB. Para ello, técnicas de segmentación han sido previamente calibradas en probetas dañadas y no dañadas. La aplicación de clasificadores [404] ha permitido aislar la zona dañada del resto de detalles de las imágenes. El objetivo es tomar los niveles de intensidad de referencia en la probeta no impactada y compararlos con los niveles de la probeta no impactada, de manera que la diferencia acota la zona afectada por el daño.

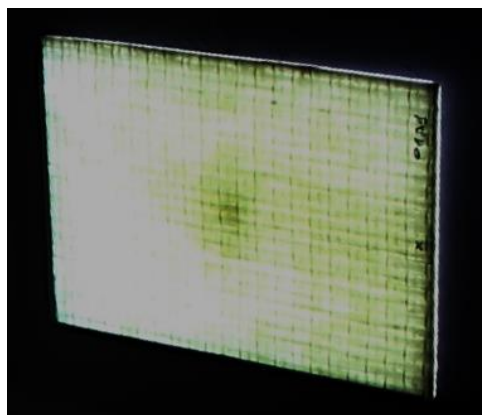


Figura 100. Ejemplo de probeta retroiluminada una vez ha sido impactada. Fuente: elaboración propia.

En la Figura 101 se muestra el diagrama de flujo planteado para el análisis del área dañada. En adelante se describen e ilustran los distintos pasos seguidos.

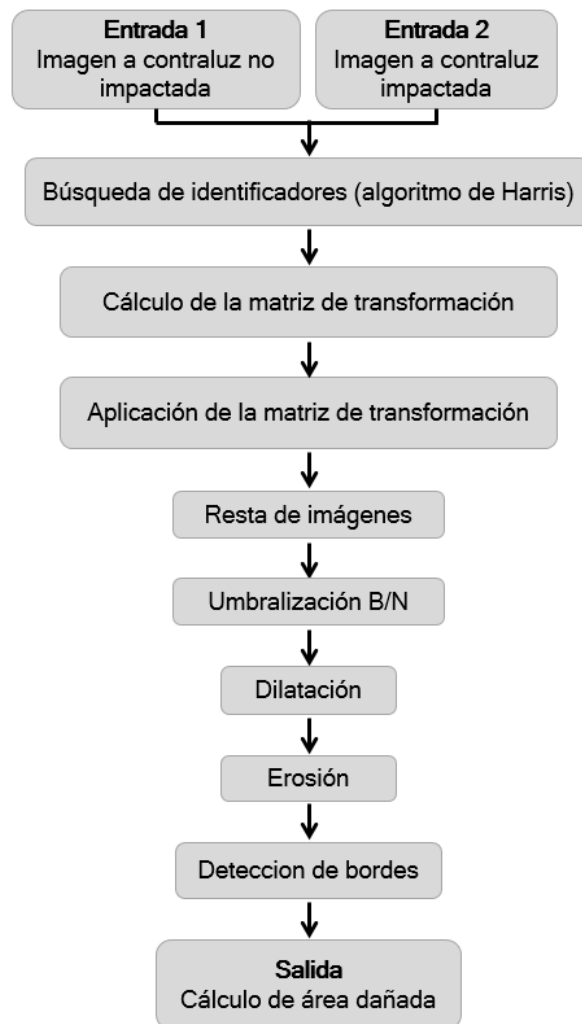


Figura 101. Diagrama de flujo seguido para la determinación del área de dañada tras el impacto.

Fuente: elaboración propia.

Para la aplicación y captura de la luz transmitida se ha utilizado el sistema descrito en el punto 4.2.2.6. En primer lugar se toma una imagen de la probeta sin impactar (Figura 102a) y tras el impacto se vuelve a tomar una imagen (Figura 102b), tratando de mantener invariantes las condiciones con las que se tomó la primera (luz exterior, posición y orientación). Estas dos imágenes constituyen las entradas del algoritmo. Inevitablemente aparecen pequeñas diferencias entre los puntos de referencia de ambas imágenes, haciendo

que no puedan superponerse y ser comparadas de forma directa. Para utilizar en ambas el mismo sistema de referencia se ha utilizado un algoritmo de búsqueda de características semejantes entre ambas (detector de esquinas de Harris [405]). Tales características permiten calcular el vector desplazamiento-giro de una imagen para superponerla a la otra y que de esta manera coincidan en posición y orientación. La aplicación del algoritmo de Harris [405] sobre ambas imágenes da como resultados los puntos mostrados en la Figura 102c y Figura 102d, para la imagen original y la impactada, respectivamente. Tales puntos son procesados por el algoritmo MSAC (*M-estimator SAmple Consensus*, [406]) que permite encontrar la transformación entre identificadores asociados de ambas imágenes, resultando así el campo de transformación entre ambas (Figura 102e). Posteriormente se aplica la transformación, verificando la correspondencia entre ambas (Figura 102f). En este punto puede aplicarse el operador resta a cada uno de los píxeles de las imágenes (Ec. 28), donde R es la imagen resta, I es la imagen de probeta impactada, U la de la probeta no impactada, y (x,y) las coordenadas de cada píxel. Como resultado se obtiene la Figura 102g, en la que se asocia el valor de daño máximo al color blanco y negro para áreas no dañadas. Asociando una banda de colores pueden apreciarse más fácilmente los gradientes (Figura 102h).

$$R(x,y) = |I(x,y) - U(x,y)| \quad \text{Ec. 28}$$

A continuación se convierte en binaria utilizando un umbral previamente calibrado (Figura 102i). Además del daño, se observan pequeñas zonas oscuras y marcas en la probeta original que deben eliminarse. Posteriormente se aplica una dilatación, con el objetivo de eliminar aquéllos pequeñas regiones y ruido erróneamente umbralizados (Figura 102j). Una posterior erosión combinada con la eliminación de regiones pequeñas permite llegar a la definición de la zona dañada (Figura 102k). A través de detección de bordes sobre la última puede encontrarse el contorno de la zona dañada, la cual puede superponerse a la imagen de la probeta dañada original (Figura 102l). Se deduce una precisa concordancia entre ambas. El área medida en unidades de superficie puede calcularse teniendo en cuenta la relación píxel-milímetro.

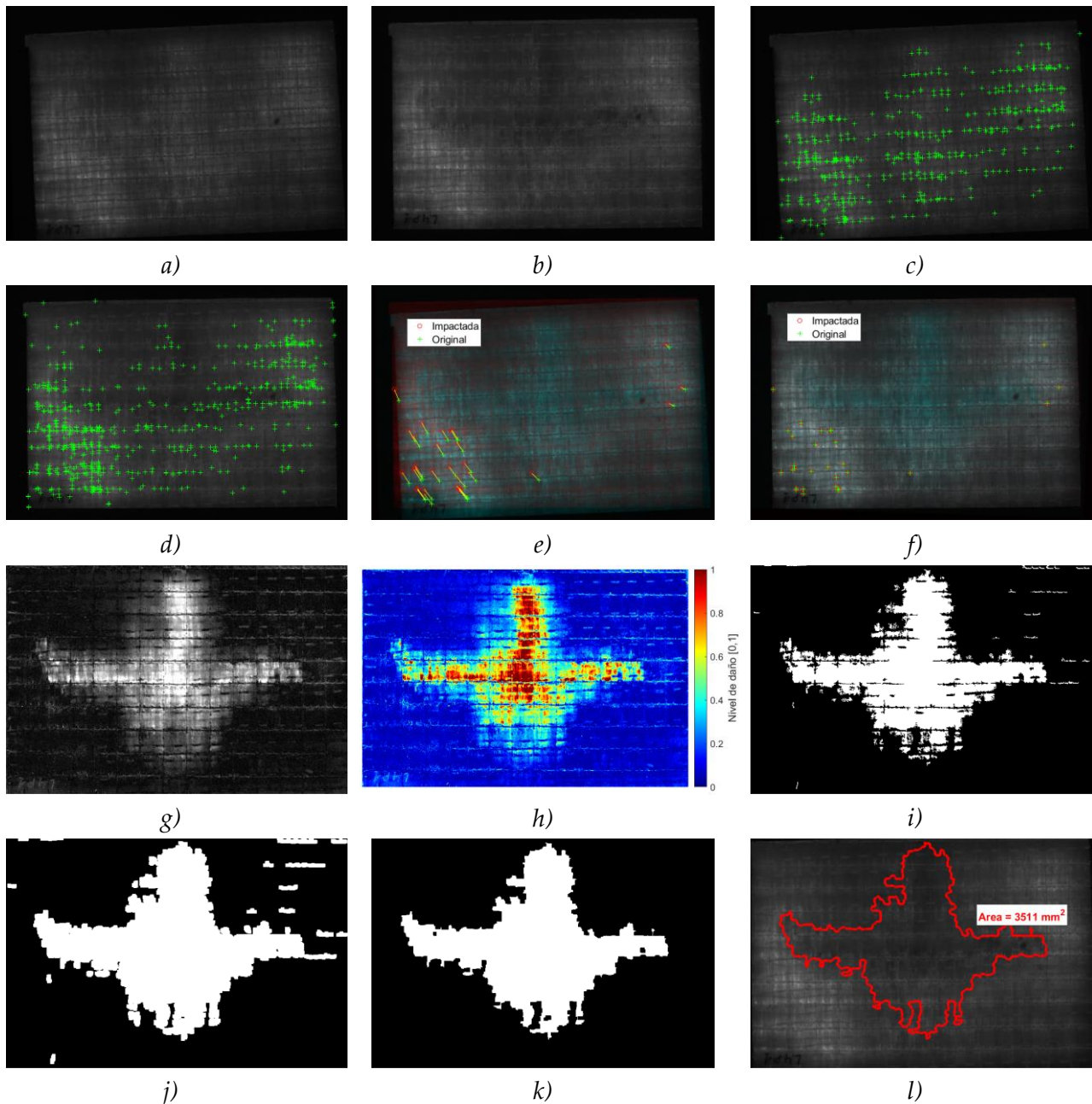
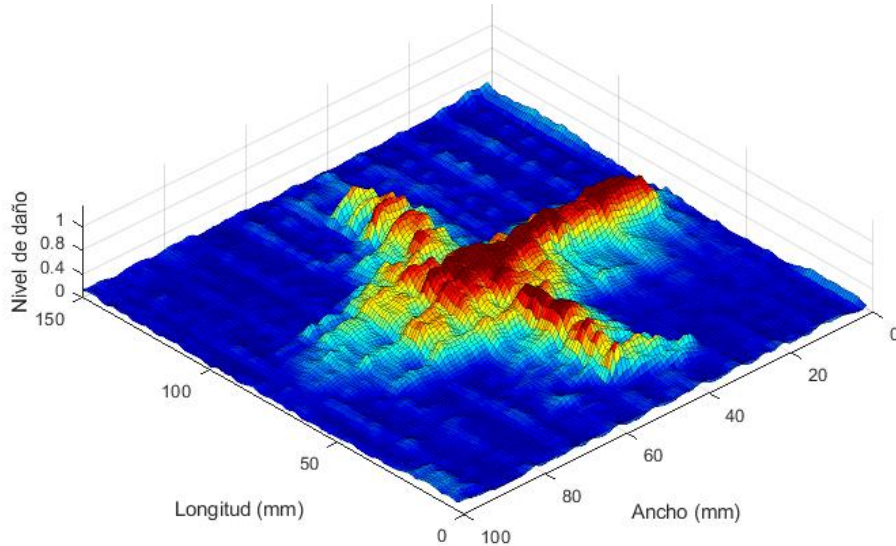


Figura 102. Ejemplo de secuencia de análisis en el procesamiento digital de imágenes de probetas impactadas para la evaluación del daño. a) imagen original, b) imagen impactada, c) búsqueda de identificadores en original, d) búsqueda de identificadores en impactada, e) campo de desplazamientos de original a impactada, f) correspondencia de identificadores una vez transformada, g) resta de imágenes en escala de grises, h) resta de imágenes en escala de color, i) umbralización de la imagen resta, j) dilatación, k) erosión y eliminación de regiones pequeñas, l) contorno del área umbralizada que corresponde con el área dañada, junto al valor de la superficie que ocupa. Fuente: elaboración propia.

Este método permite además estimar la relevancia del daño en las distintas zonas de la probeta, dadas las distintas intensidades lumínicas que se dan en relación al daño

producido. De manera similar, en la Figura 103 se muestra una superficie tridimensional representando el nivel de daño.



*Figura 103. Representación tridimensional del nivel de daño detectado.
Fuente: elaboración propia.*

Dado que las probetas fueron impactadas a dos energías diferentes, en todos los casos se ha tomado como referencia la imagen de las probetas sin impactar.

4.3.2.4. Evaluación de atrapamientos de aire

Para la evaluación de la cantidad y distribución de los atrapamientos de aire en los laminados existen múltiples técnicas disponibles en función de la tecnología y objetivos establecidos. Entre las más utilizadas se encuentra la metodología ASTM 3171 [82]; la termografía ha sido también utilizada en distintos trabajos, aunque no apta para microhuecos [264], [407], [408]; los ultrasonidos mediante *C-Scan* [409], [410]; la tomografía de rayos X [320], [411], [412], y microtomografía [413]. En este caso, se utiliza la microscopía de secciones para su evaluación.

Siguiendo el procedimiento descrito por [187], [361], [412], las probetas fueron cortadas utilizando una sierra de baja velocidad para evitar el daño excesivo en las fibras [414]. Estas probetas de microscopía fueron cortadas del mismo laminado y lo más cerca

posible de las probetas del ensayo a tracción, como se muestra en la Figura 83 y nombradas M1, M2 y M3. El tamaño de las probetas es de 25 x 25 mm, como se indica en Figura 82 y Figura 83. Las probetas fueron preparadas aplicando un lijado gradual desde 100 granos/cm² a 2500 granos/cm². Antes de realizar las observaciones, un pulido fue aplicado para tener un acabado espejo. Esta preparación se hizo para dos caras perpendiculares de cada probeta, con el objetivo de observar la dirección del flujo y la perpendicular. Además, dos baterías de imágenes fueron tomadas en cada sección, con el objetivo de enfocar sobre áreas ricas en resina y áreas ricas en fibra, que proporcionará datos sobre los macro-huecos y micro-huecos, respectivamente. El procesamiento digital de imágenes ha permitido evaluar los atrapamientos de aire, mostrando resultados como los mostrados en la Figura 104. Ajustes de contraste y brillo fueron necesarios sobre las imágenes tomadas para la correcta detección de estos defectos.

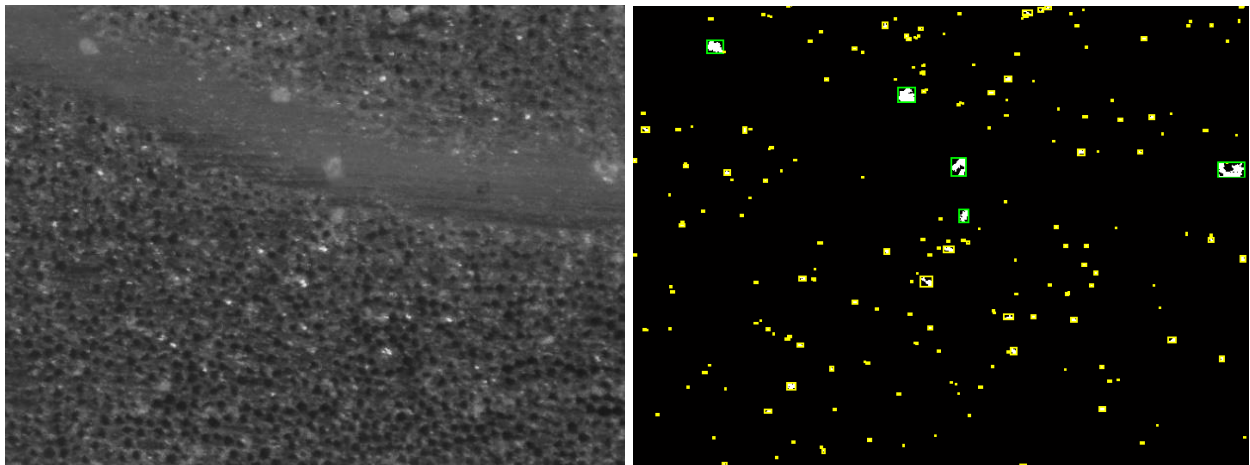


Figura 104. (a) Imagen de microscopía óptica de la sección transversal (a la izquierda) e imagen procesada incluyendo la detección de microhuecos y macrohuecos (a la derecha). Fuente: elaboración propia.

Cada imagen cubrió un área de 1480 x 1530 μm^2 , con una resolución espacial de 1.00 $\mu\text{m}/\text{píxel}$. Un solape de 1/3 del ancho total de la imagen fue aplicado entre imágenes contiguas. El ensamblaje cubrió un área de 1.5 mm x 2.6 mm aproximadamente. Para evaluar el contenido de huecos de las imágenes, un script fue específicamente desarrollado en MATLAB, siguiendo procedimientos publicados por otros autores como [348], [415], [416], en los que las imágenes son segmentadas utilizando un umbral manual, en función

de las condiciones de luz específicas de cada imagen. Posteriormente, algoritmos de detección de objetos fue aplicada, con los que objetos con un tamaño inferior a 2 píxeles fueron descartados antes de cuantificarlos. Una posterior inspección visual ayudó a verificar los valores. El diagrama de flujo del algoritmo implementado se muestra en la Figura 105. En la fase inicial, se escoge una región representativa de la imagen original, de manera que se eviten zonas anómalas tanto en su nivel de detalle, agentes externos a la imagen o defectos en la preparación de las muestras. A continuación, y tras su conversión a escala de grises, se umbraliza la imagen en función de los niveles de gris promedio de la imagen, a la que posteriormente se aplica una erosión más dilatación para eliminar posibles y ruidos.

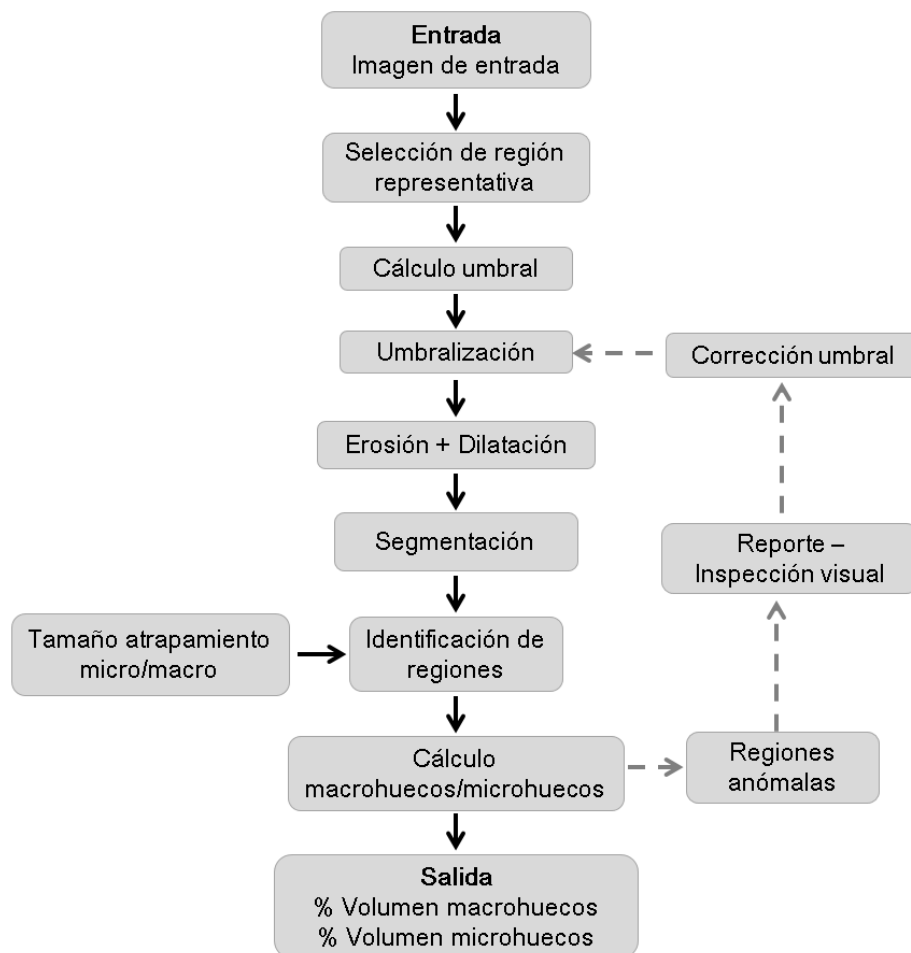


Figura 105. Esquema del algoritmo de análisis de atrapamientos. Fuente: elaboración propia.

La identificación y caracterización de regiones se realiza mediante técnicas de segmentación, que permiten valorar el área de cada hueco detectado y clasificarlo según su tamaño. En el caso de huecos de tamaño anómalo, se reporta la imagen para una inspección visual y un posible ajuste en el nivel de gris de umbralización. Como salida, se reporta el número de macrohuecos y microhuecos, así como la superficie que suponen los huecos en relación a la superficie total del área estudiada.

Las probetas a impacto han sido también examinadas en el punto de impacto, mediante la realización de secciones por tal zona. Para el corte de estas probetas se utilizó una sierra de corte de 32 dientes/cm, posicionada de manera paralela al laminado, con el objeto de evitar daños adicionales. La preparación de las muestras se ha realizado tal como se ha detallado en puntos anteriores.

A modo de resumen de este capítulo, se ha descrito de manera exhaustiva la componente experimental de la tesis, incluyendo los materiales y métodos utilizados. Así, tras introducir los ensayos a realizar, basados en ensayos de impregnación, tracción e impacto, se describen todos los materiales y elementos auxiliares utilizados. La fibra de vidrio y carbono junto a la resina de poliéster y epoxy constituyen los materiales base, además de todos los elementos y dispositivos asociados al proceso de infusión y cosido. En cuanto a los métodos de análisis utilizados, se utiliza visión artificial para evaluar las características del proceso de impregnación. En el caso de tracción se utiliza el estándar ASTM D3039/D3039M, para lo cual se recurre a un puente de carga hidráulico y técnico de correlación digital de imágenes (DIC) para evaluar las deformaciones. Por su parte, en el ensayo de impacto se ha seguido el estándar ASTM D7136/D7136M a través de dos torres de caída libre, de 15 metros y 2 metros, evaluando la fuerza máxima de reacción del impactador sobre la probeta, así como el área dañada. Para ésta última, un sistema basado en la transmisión de la luz a través de las zonas dañadas ha sido utilizado. Consecuentemente, en el capítulo 5 se analizan los resultados obtenidos.

Capítulo 5

Resultados y Discusión

5. Resultados y discusión

En este capítulo se aborda el análisis y discusión de resultados de los ensayos mecánicos, de impregnación y microscopía, según las etapas experimentales descritas en el capítulo previo.

En primer lugar, se analizan los resultados del proceso de impregnación, tratando de descenir posibles relaciones entre la velocidad de impregnación y las características del laminado como la orientación de la fibra o la incorporación de stitching.

Posteriormente se examinan los resultados obtenidos del análisis mecánico a tracción, tratando de encontrar relaciones entre éstos y la velocidad de impregnación, apoyados por un análisis microscópico de atrapamientos de aire y su relación con la velocidad de impregnación. Un análisis conjunto determinará las posibles relaciones entre velocidad de impregnación, propiedades mecánicas y atrapamientos de aire.

A continuación se analizan los resultados de fuerza máxima y área dañada obtenidos del ensayo a impacto sobre tejido convencionales, de donde derivan resultados de velocidad de impregnación óptima que maximizan tales resultados.

Por último, se aborda el análisis de los resultados en tejidos con stitching. Dado que se trata de un laminado diferente a los anteriores, se añaden los resultados del laminado equivalente sin reforzar. Se concluirá con ideas acerca del efecto del stitching y su influencia en la velocidad de impregnación óptima.

5.1. Impregnación y efecto del stitching

El objetivo del primer ensayo es evaluar la influencia del stitching en el proceso de impregnación. En el primer ensayo de impregnación se ha utilizado fibra de fibra de vidrio [+45,-45]_s con y sin stitching impregnada con aceite de colza. Tras someterlos a idénticas condiciones de proceso, se produce la secuencia de llenado mostrada en las imágenes de la Figura 106. El análisis de la posición del frente de flujo frente al tiempo muestra una

marcada diferencia cuando se compara el tejido convencional con el que incorpora stitching. Se muestran a la izquierda las correspondientes al tejido sin stitching y a la derecha las del tejido cosido con 5 puntos/cm². Desde los primeros instantes del proceso se observan notables diferencias en la posición del frente de flujo en cada uno de ellos llegando a ser de casi un orden de magnitud al final, derivándose una permeabilidad mucho mayor en el caso del tejido con stitching.



Tiempo de ensayo: 2 segundos



Tiempo de ensayo: 18 segundos



Tiempo de ensayo: 36 segundos



Tiempo de ensayo: 45 segundos

(continúa)

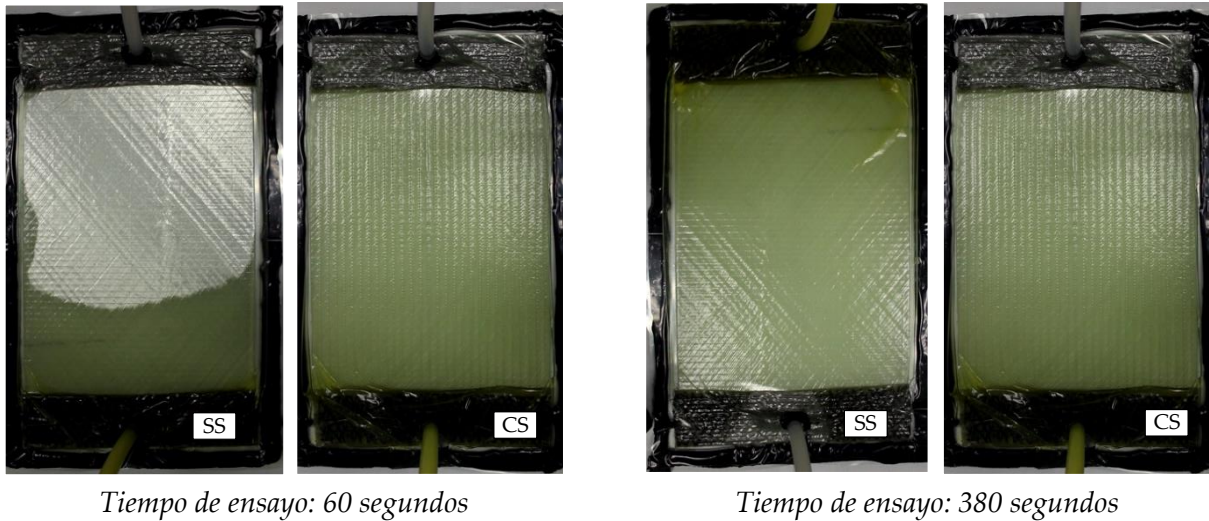


Figura 106. Secuencia de llenado para los laminados planos de fibra de vidrio [+45,-45]_s impregnados con aceite de colza, estando los de la derecha reforzados con una densidad de stitching de 5 pto/cm². Leyenda: SS (Sin Stitching) / CS (Con Stitching). Fuente: elaboración propia.

Al observar en detalle el proceso, en el caso del material reforzado mediante stitching, se observa cómo los puntos de paso del hilo transversal funcionan como canales rápidos para el avance de resina, en forma de *fingering*, tal como y observaron también [417], [418]. Con mayor detalle, se distingue la prevalencia del flujo en las líneas de cosido, más que fuera de ellas (Figura 107). Como consecuencia, el macroflujo avanza a mayor velocidad a lo largo de las líneas de cosido, debiendo impregnarse el espacio entre dos líneas consecutivas por mecanismos capilares. Por ello, tales zonas son susceptibles de acumular atrapamientos de aire formando una línea en la dirección de avance del flujo.

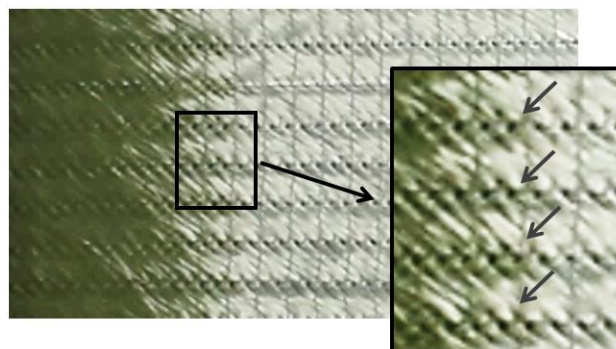


Figura 107. Los puntos de paso del hilo transversal generan canales rápidos para el avance de la resina durante el proceso de impregnación. Fuente: elaboración propia.

La posición del frente de flujo frente al tiempo (según la Figura 108, izquierda) muestra en línea continua el tejido [+45,-45]_s convencional y en discontinua el mismo incorporando stitching. La diferencia en los tiempos totales de impregnación es más que notable, reduciéndose hasta la séptima parte en el caso del laminado con stitching, pasando de 383.0 segundos a 48.8 segundos. En el análisis del cuadrado de la posición frente al tiempo la diferencia de pendientes es también manifiesta (Figura 108 derecha).

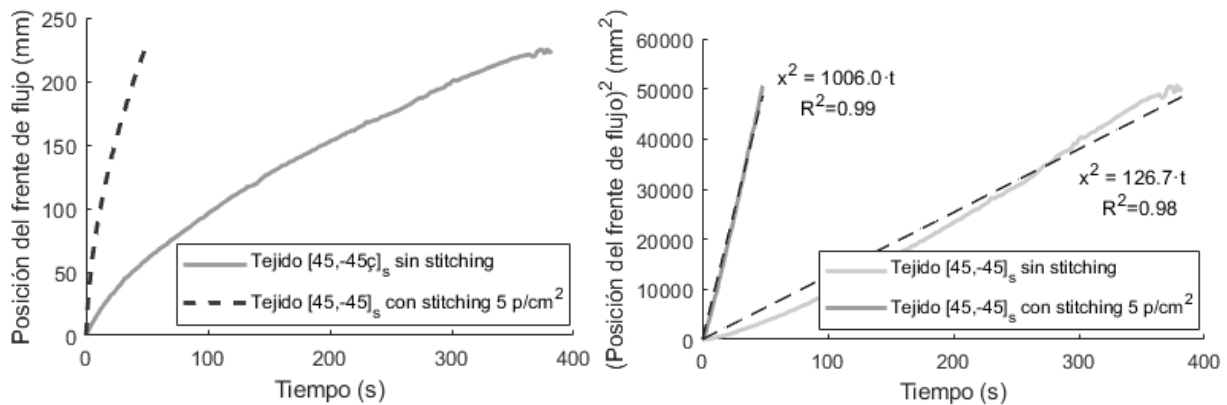


Figura 108. Posición del frente de flujo durante el proceso, para laminados [+45,-45]_s con stitching (trazo discontinuo) y sin stitching (trazo continuo), a la izquierda; y cuadrado de la posición del frente de flujo para laminados con stitching (gris oscuro) y sin stitching (gris claro), a la derecha. Fuente: elaboración propia.

El ajuste por mínimos cuadrados devuelve una pendiente de 126.7 mm²/s para el laminado convencional y de 1006.0 mm²/s para el laminado reforzado. Los coeficientes de determinación R² en ambos casos se sitúan en valores superiores a 0.95, validando el ajuste lineal y la posibilidad de aplicar la ley de Darcy para medios porosos. En el caso concreto del tejido sin stitching, dado el elevado tiempo del proceso, se producen pequeños desequilibrios en el frente de flujo que hacen que los puntos se alejen ligeramente de la una recta. El frente de flujo deja de ser plano por efectos de *racetracking* que se ve acentuado por la baja velocidad en el tejido. Además, la variación de presión aplicada por la bolsa experimenta pequeñas variaciones que modifican localmente la permeabilidad.

La razón de tal diferencia puede justificarse al considerar el valor de permeabilidad en cada uno de los casos. Haciendo uso de la Ec. 10 y asumiendo una porosidad media $\emptyset = 0.5$, se han calculado las correspondientes permeabilidades según muestra la Tabla 14. La permeabilidad en el tejido con stitching es un orden de magnitud superior a la del tejido sin stitching, pasando de $4.23 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$ en el tejido convencional a $3.36 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ en el tejido con stitching, lo que supone un aumento de aproximadamente 700%. Dado que se ha utilizado un fluido no endurecible, no es posible obtener resultados de la influencia de la estructura interna del laminado sobre la impregnación, lo que será discutido en el punto 5.4.1. Externamente, los puntos de cosido generan una serie de protuberancias en la superficie que hacen que la bolsa se separe localmente del laminado, siendo éste incapaz de adaptarse fielmente a la irregularidad. Microscópicamente estas regiones muestran un paso preferente para el fluido, que encuentra una vía de baja pérdida de presión a su través. Con menor pérdida de presión, el caudal q se ve aumentado, por lo que el proceso de impregnación resulta más rápido, lo cual implica una mayor permeabilidad K si se tiene en cuenta el modelo de Darcy para medios permeables. En adelante, se mostrarán distintos esquemas que permiten visualizar este efecto.

Tabla 14. Valores de los parámetros de proceso y cálculo de la permeabilidad K a partir de la pendiente “ m ” obtenida en la Figura 108 (derecha). Fuente: elaboración propia.

Configuración	Tiempo llenado (s)	C ($\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)	μ ($\text{mPa} \cdot \text{s}$)	Δp (kPa)	K (m^2)
Sin stitching	383.0	126.7	63.5	95.0	$4.23 \cdot 10^{-11}$
Con stitching	48.8	1006.0	63.5	95.0	$3.36 \cdot 10^{-10}$

El perfil de velocidades en ambos tejidos ha sido obtenido diferenciando los valores de posición mostrados en la Figura 108. Previamente se ha eliminado el ruido mediante media móvil con una ventana proporcional al número total de datos. El resultado comparativo es el descrito en la Figura 109. Se muestran las curvas en un sistema de doble eje de ordenadas de manera que ambas muestren magnitudes comparables. El tiempo en el eje de abscisas ha sido normalizado a la unidad por la misma razón, denotando la relación

entre el tiempo y el máximo para cada tejido. Normalizados los ejes, ambos laminados muestran una tasa de cambio proporcional, lo que permite tratarlos de manera equivalente mediante el modelo de Darcy de medios porosos. Así, se deduce que la permeabilidad constituye la única variable dependiente del laminado.

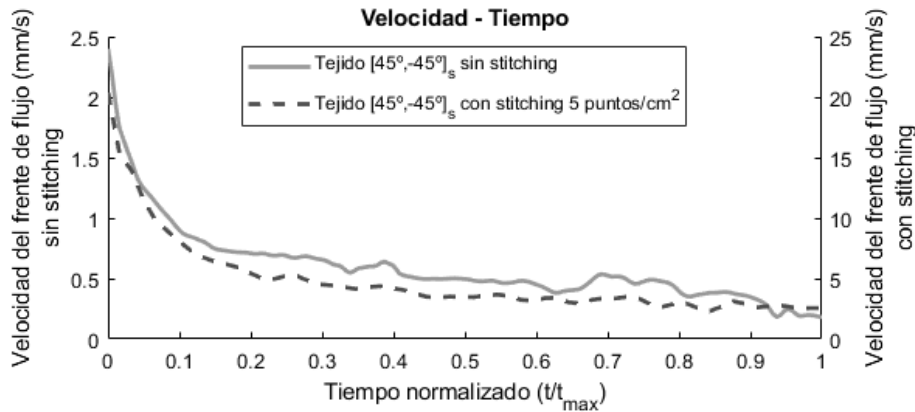


Figura 109. Evolución de la velocidad de frente de flujo respecto al tiempo para el tejido $[+45, -45]_s$ de vidrio con stitching (discontinua) y sin stitching (continua). Fuente: elaboración propia.

A vista de los resultados de velocidad, se reafirma el efecto positivo que aporta el stitching desde el punto de vista del proceso. Comparando ambas escalas, puede observarse que la velocidad en el tejido con stitching supera en todo momento en un orden de magnitud a la del tejido sin stitching. El efecto puede explicarse según la Figura 110. En el tejido sin stitching la bolsa de cierre se adapta a la forma del laminado, que es aproximadamente plana. Sólo en aquellas zonas en las que se unen dos hebras contiguas aparece un pequeño hueco entre la fibra y la bolsa. Éstos, junto a los formados entre las distintas capas constituyen los canales que dan origen al macroflujo. Por otro lado, en un tejido con stitching, la superficie se aleja sustancialmente de lo que podría considerarse una superficie uniforme. Debido al espesor del hilo de cosido, junto a la rigidez del mismo cuando se flexiona, aparecen irregularidades muy marcadas en la superficie. La bolsa, una vez es presionada por el efecto atmosférico, es incapaz de adaptarse por completo a tal geometría, la cual requiere una superficie de bolsa ligeramente mayor. Como consecuencia, aparecen canales macroscópicos (de un tamaño similar a los que aparecen entre hebras) por los cuales

la resina puede circular con baja pérdida de presión. En tal situación, el laminado puede impregnarse fácilmente a través de estos canales y con ello aumenta la permeabilidad al mismo tiempo que se reduce el tiempo de impregnación. De manera similar, en la cara en contacto con el molde aparecen este tipo de canales entre un molde rígido y láminas de fibra incapaces de adaptarse fielmente a las irregularidades superficiales impuestas por el stitching. En todos los casos estos huecos suponen una reducción en la fracción volumétrica de fibra al mismo tiempo que aumentan los espacios disponibles para alojar macrohuecos. Análisis de impregnación posteriores (en 5.4.1) han demostrado la existencia de grandes núcleos de resina en estas regiones, que a menudo contienen macrohuecos.

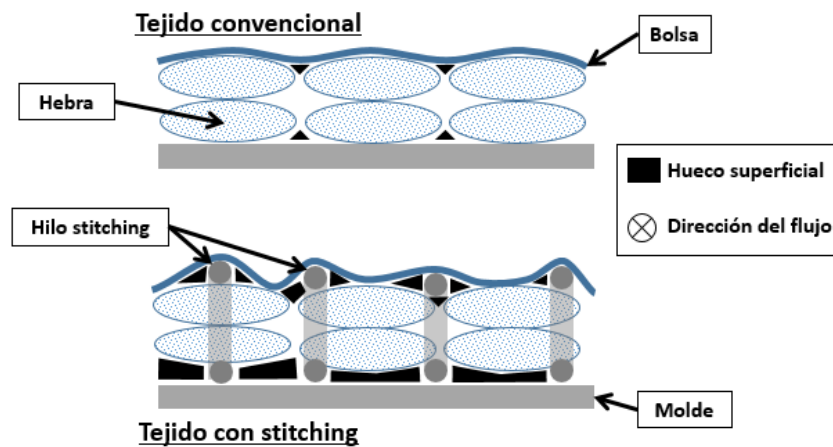
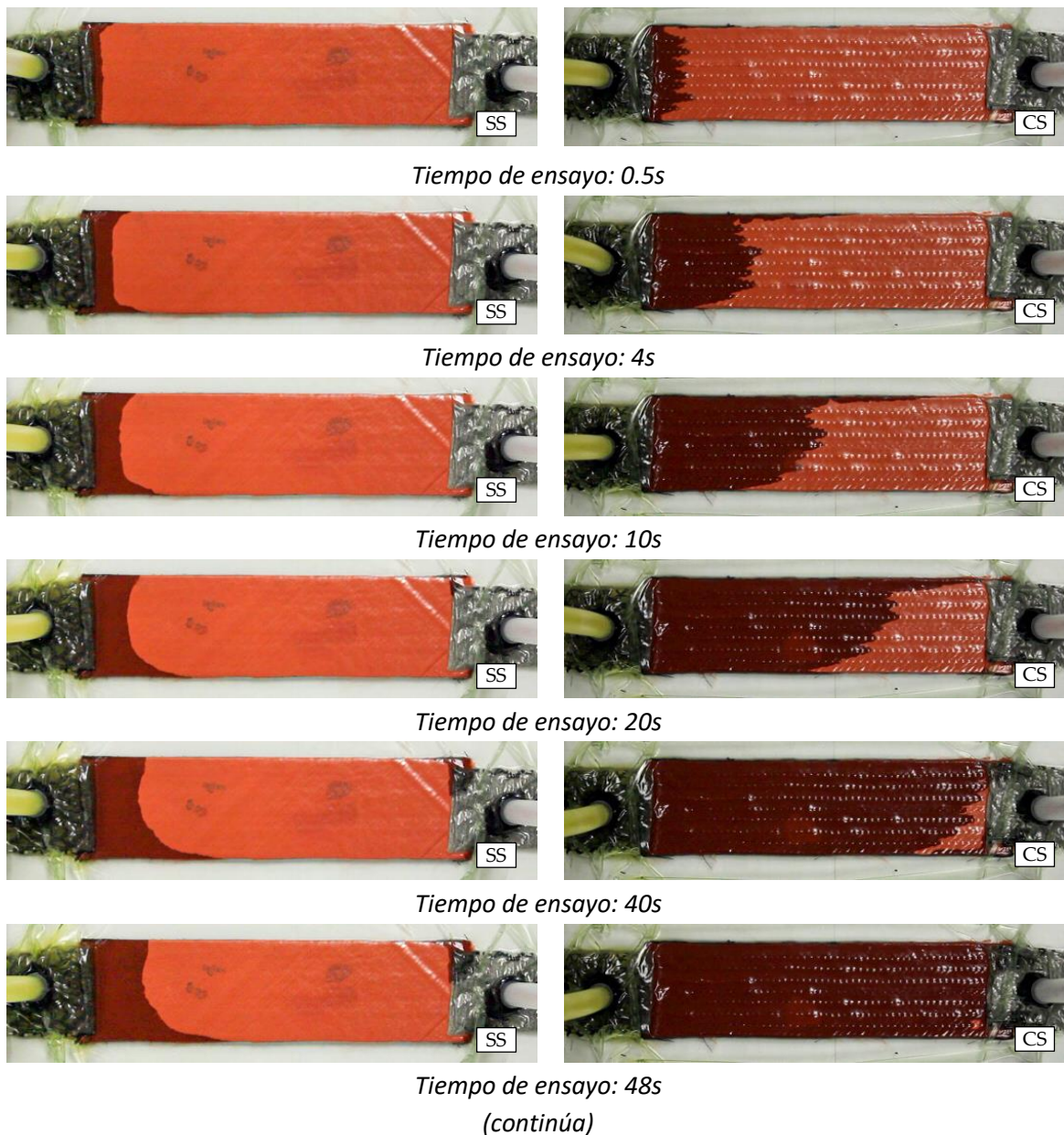


Figura 110. Generación de canales rápidos en el sentido de avance del flujo entre el laminado, el molde y la bolsa: (superior) tejido convencional e (inferior) tejido con stitching. Fuente: elaboración propia.

De los valores obtenidos puede concluirse que existe una clara ventaja para el stitching desde el punto de vista de proceso. Una mayor permeabilidad supone un mayor rango de control de velocidades, permitiendo realizar el proceso a velocidad mucho más elevada, con longitudes de infusión notablemente mayores, o utilizar resinas con mayor viscosidad, admitiendo diferencias de un orden de magnitud entre ellas.

En el segundo análisis, utilizando cinta de fibra de carbono con y sin stitching, se muestran resultados similares. En las imágenes de la Figura 111 se muestra la secuencia de llenado de ambos tejidos. Los tiempos totales de impregnación difieren en un factor superior

a 20, superior incluso al caso de la fibra de vidrio anteriormente expuesto. En la Figura 112 (izquierda) se describe la posición frente al tiempo para el tejido con (discontinua) y sin stitching (continua). El análisis de la pendiente de la curva temporal del cuadrado de la posición reafirma tales diferencias (Figura 112 derecha). Los coeficientes de correlación permiten ajustar los resultados mediante una recta según el modelo de Darcy (> 0.95). Los tiempos de impregnación son marcadamente elevados en el caso del tejido convencional, lo que propicia la aparición de los efectos referidos en el punto anterior, alejando los resultados de la recta idea.



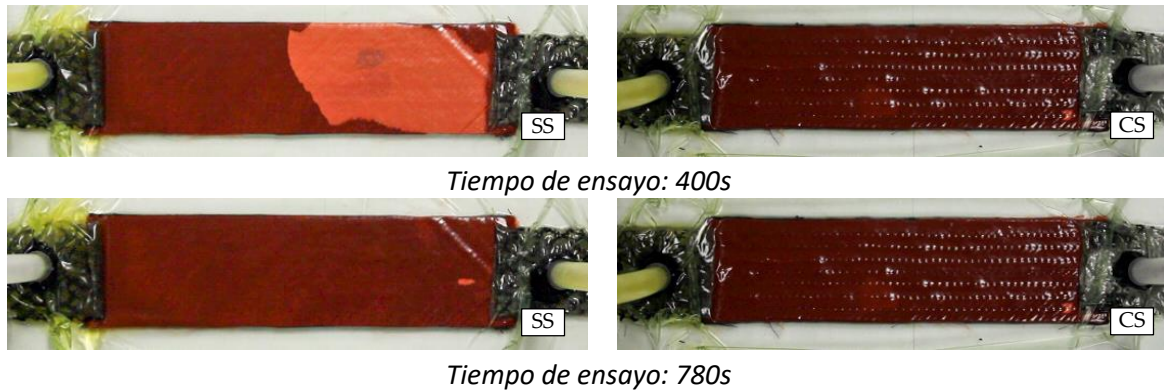


Figura 111. Secuencia de llenado para los laminados planos de cinta de carbono impregnados con aceite de colza. A la izquierda sin stitching y a la derecha con stitching de 4.7 pto/cm². Fuente: elaboración propia. Leyenda: SS (Sin Stitching) / CS (Con Stitching). Fuente: elaboración propia.

En el caso de tejidos muy compactados de fibra de carbono como el ensayado, la diferencia de tiempos de impregnación es incluso superior a los observados en fibra de vidrio (Tabla 15). El efecto puede asociarse a la baja permeabilidad que tiene inicialmente este tipo de tejido basado en cinta de carbono. Por un lado, la alta compactación de la fibra deriva en una baja permeabilidad según el modelo Carman-Kozeny [419]. Por otro lado, el uso de aglutinantes de fibra en la fabricación de las cintas y su aplicación mediante sistemas ATP reduce los espacios disponibles para el microflujo y macroflujo, dificultando su avance. En este caso, el tiempo de impregnación del tejido con stitching fue de un 5.5 % del tiempo empleado en la impregnación del tejido sin stitching, lo que supone una reducción de más de 16 veces. La permeabilidad con stitching aumenta en 2700 % respecto a la permeabilidad sin stitching, lo que supone un aumento de más de un orden de magnitud. Este efecto, aunque en menor proporción, se observó también en el caso de la fibra de vidrio ($4.23 \cdot 10^{-11}$ m² para el tejido convencional y $3.36 \cdot 10^{-10}$ m² para el tejido con stitching, lo que supone un aumento de un 700%), aunque el efecto en tal caso no fue tan acentuado a estar las fibras menos compactadas y con ausencia de elementos aglutinantes.

Tabla 15. Valores de los parámetros de proceso y cálculo de la permeabilidad K a partir de la pendiente “ m ” obtenida en la Figura 112 (derecha). Fuente: elaboración propia.

Configuración	Tiempo llenado (s)	C (mm ² ·s ⁻¹)	μ (mPa·s)	Δp (kPa)	K (m ²)
Sin stitching	907.0	46.8	63.5	95.0	$1.57 \cdot 10^{-11}$
Stitching 4.7 pto/cm ²	50.0	1314.0	63.5	95.0	$4.39 \cdot 10^{-10}$

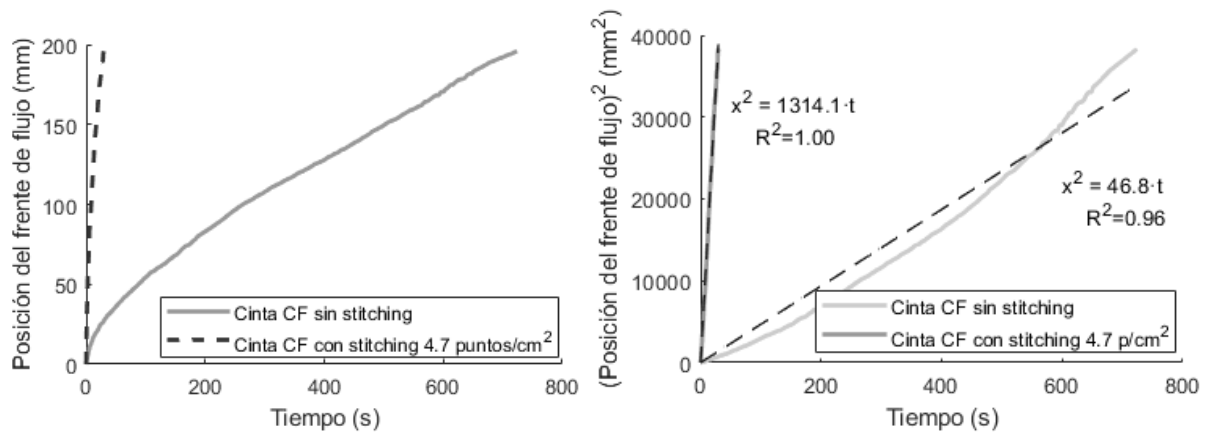


Figura 112. Posición del frente de flujo, para laminados con stitching (discontinua) y sin stitching (continua), a la izquierda; y cuadrado de la posición del frente de flujo para el cálculo de la permeabilidad, para laminados con stitching (gris oscuro) y sin stitching (gris), a la derecha. Fuente: elaboración propia.

La gráfica de velocidad frente al tiempo normalizado muestra también evoluciones similares en forma (Figura 113). Las pequeñas variaciones observadas en la gráfica del cuadrado de la posición se traducen también en ruido y anomalías en la curva de velocidad para el tejido sin stitching. El aumento significativo de velocidad al final del proceso es probablemente debido a la pérdida de presión de compactación cerca de la entrada de resina. Ello reduce el empaquetamiento de las fibras y aumenta consecuentemente su permeabilidad local. Debe tenerse en cuenta que, según el modelo Carman-Kozeny [419], tal relación no es lineal, induciendo así no linealidades en las curvas x^2-t .

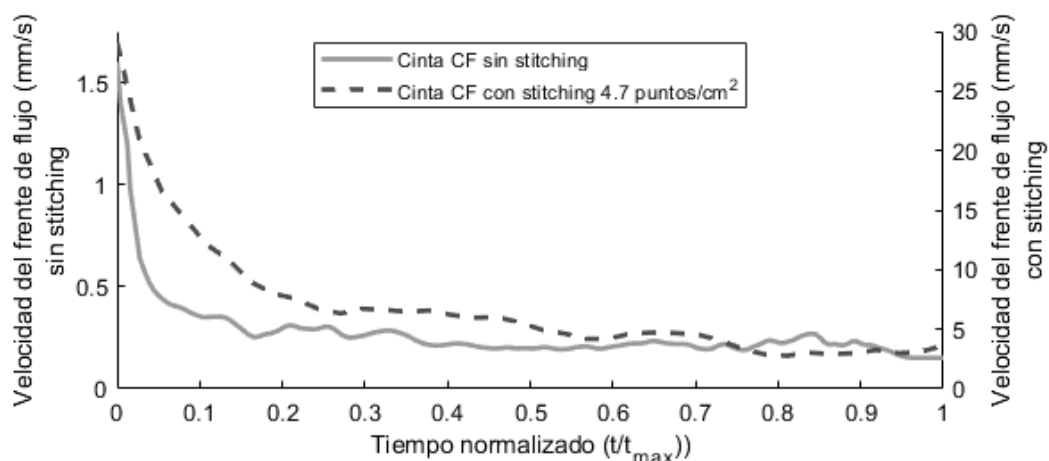


Figura 113. Evolución de la velocidad de frente de flujo respecto al tiempo para el tejido de cinta de fibra de carbono con stitching (discontinua) y sin stitching (continua). Fuente: elaboración propia.

Aunque existe una pequeña diferencia entre la densidad de stitching en ambos experimentos con 5 puntos/cm² y 4.7 puntos/cm², ambos muestran una mejora destacable desde el punto de vista su procesamiento. El efecto es incluso más acentuado en los tejidos de cinta de fibra de carbono. La explicación de este efecto puede entenderse si se tiene en cuenta la configuración interna del material y los canales de dimensiones macroscópicas que éste contiene. Según muestra la Figura 114, el stitching genera un efecto mucho más acentuado sobre el tejido de cinta de carbono que sobre el convencional, desde el punto de vista de la permeabilidad. El aumento relativo del tamaño de los canales entre hebras es mayor en el caso del tejido de cinta, según puede apreciarse en amarillo en tal figura. En los laminados convencionales, que dada su estructura ya contienen amplios canales entre hebras, el añadir stitching supone la apertura de nuevos canales. Aunque el cambio relativo de sección de paso no es muy acentuado, supone un aumento de casi un 700% en el valor de permeabilidad. Tal apreciación puede observarse en la Figura 114, donde la permeabilidad del laminado de fibra de vidrio multiplica por un factor de 8 su permeabilidad al incorporar stitching.

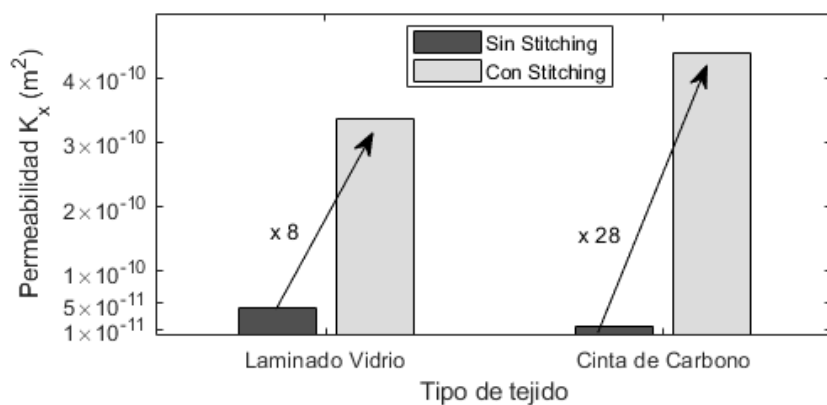


Figura 114. Diagrama de barras comparativo de permeabilidad en la dirección de avance del flujo en tejidos laminado de vidrio y de cinta de carbono, con y sin stitching en ambos casos. Fuente: elaboración propia.

Por otro lado, los tejidos basados en cinta convencionales, presentan una permeabilidad muy baja debido a la ausencia casi total de canales entre cintas. Dada la geometría plana de las cintas (Figura 115), el tejido adquiere una forma plana que es

fielmente seguida por la bolsa. Estos tejidos basan por tanto su impregnación en el efecto de la capilaridad, a través de los microhuecos entre fibras. Cuando se incorpora stitching, aparecen canales tanto en la cara superior como en la inferior. A pesar de no ser muy numerosos, generan en ambas caras una distorsión local por la que la bolsa no es capaz de adaptarse totalmente. Igualmente ocurre con el molde, caso en el que las cintas deben adaptarse teniendo en cuenta la elevada rigidez del molde. Como se observa en la imagen, la sección de paso aumenta de manera notable y, consecuentemente, también el valor de permeabilidad, aumentando hasta en un 2700% según los experimentos realizados. Tal como muestra la Figura 114, la permeabilidad se multiplica por un factor de 28.

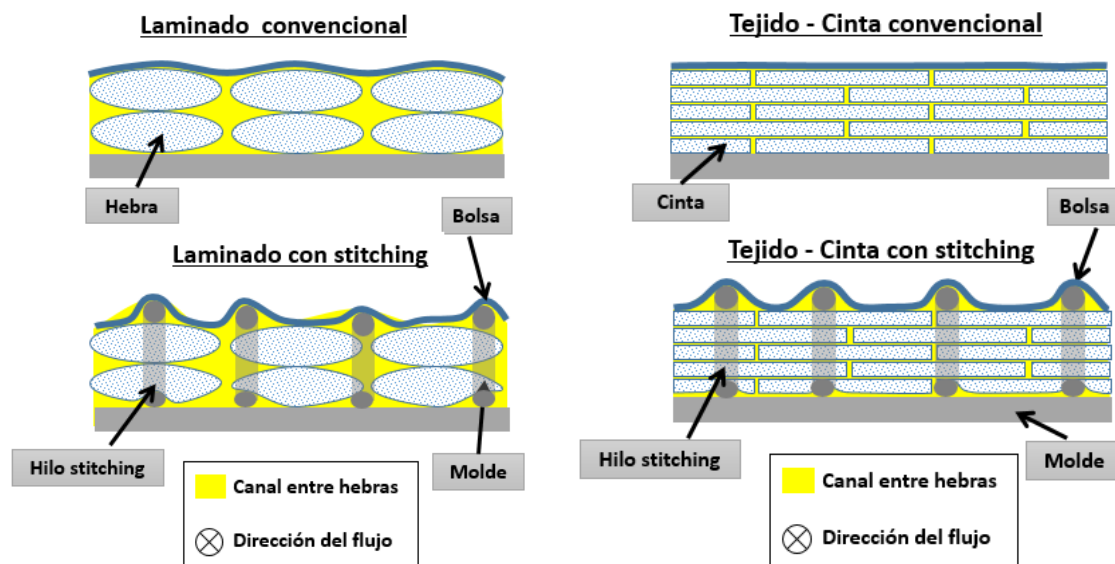


Figura 115. Efecto de incorporar stitching a un laminado convencional y a uno basado en cinta. El aumento relativo del tamaño de los canales entre hebras es mayor en el caso del tejido de cinta. Fuente: elaboración propia.

El análisis microscópico del cosido determina que, efectivamente debido a la deformación de las hebras junto a las distorsiones que aparecen en la superficie, se crean canales adicionales que favorecen el paso de la resina, como igualmente se mostrará en los puntos 5.3.1 y 5.4.1. Así, el fenómeno de impregnación se produce a mayor velocidad en las caras externas que en el interior del laminado, generando un gradiente de velocidades y por tanto un desequilibrio adicional entre el macroflujo y el microflujo.

De la Figura 115 pueden extraerse deducciones que si bien no atañen a los objetivos de esta tesis, sí convendría validar mediante trabajo futuro, en relación al posible efecto de la tensión del hilo:

- Tensión de hilo reducida: se generan canales las caras externas del laminado, lo cual incurre según lo anterior, en un aumento de permeabilidad superficial. Dado que la presión aplicada por el hilo es reducida, la permeabilidad en las láminas internas no sufre cambios notables, y se mantienen los fenómenos de macroflujo y microflujo.
- Tensión del hilo elevada: se generan igualmente canales en las caras externas del laminado, aumentado el valor de permeabilidad en dichas superficies. Sin embargo, y a diferencia del caso anterior, si la presión generada por el hilo es muy elevada, las hebras se acercarán unas a otras, reduciendo los espacios entre ellas. Así, se reducirá el flujo macroscópico y se incentiva el flujo microscópico dominado por la capilaridad. En este sentido, aparece un macroflujo superficial y un microflujo que predomina el interior del laminado.

De esta manera, podría validarse si el efecto del stitching sobre el proceso de infusión está directamente relacionado o no con la tensión de hilo, además de otros factores independientes reportados como la densidad o rigidez del hilo.

Se concluye en este punto el marcado efecto del stitching durante el proceso de infusión. Se deducen aumentos de permeabilidad de un 700% para el laminado de fibra de vidrio y de 2700% para la cinta de carbono. La deformación de los tejidos, así como la falta de adaptación de la bolsa y el molde a las irregularidades superficiales inducidas por el hilo de cosido, generan unos canales de paso favorables para la resina, que fluye con mayor facilidad que en laminados sin reforzar. El efecto, aún más acentuado en la fibra de carbono, se deriva de la generación de canales de paso de resina en un ratio superior al del laminado de vidrio, ambos en relación a su configuración sin stitching. Dada la relación inversamente

proporcional entre la permeabilidad y el tiempo total de impregnación, repercute de la misma manera en éste.

5.2. Análisis de laminados a tracción

En los ensayos de tracción, la velocidad del frente de flujo fue monitorizada con el objetivo de relacionarla con las propiedades mecánicas y cantidad de atrapamientos de aire. Cinco válvulas controlaron el caudal de entrada de 5 procesos independientes RFI, de manera que cada laminado se infundiese a un perfil de velocidades distinto. Se aplicó este procedimiento a probetas con fibra a 0°, a 45° y a 90° respecto a la dirección del flujo, las cuales fueron analizadas por ensayos mecánicos de tracción y microscopía. Una vez conocida la velocidad óptima, se fabricaron probetas a tal velocidad y validaron los resultados estimados.

5.2.1. Resultados de impregnación

En la primera fase del análisis, la posición del frente de flujo fue evaluada en función del tiempo, determinando el perfil de llenado de cada laminado. La Figura 116a muestra la posición del frente de flujo en función del tiempo para las tres orientaciones, y la Figura 116b muestra la posición del frente de flujo al cuadrado también para las tres orientaciones. Las orientaciones se refieren al ángulo relativo formado entre la fibra y el flujo. Asumiendo los ajustes de la Figura 116b con elevados coeficientes de correlación ($R^2 > 0.98$), según la Ec. 9 es posible evaluar la permeabilidad de cada laminado, las que se resumen en la Tabla 16. Al tratarse en todos los casos del mismo tejido unidireccional, se deduce que la permeabilidad de tejido es claramente dependiente de la orientación de la fibra respecto al flujo, y el tiempo de infusión se incrementará cuando se incremente este ángulo relativo. Así, la velocidad del frente de flujo al final de proceso se reduce un 19% para un laminado a 45° y un 30% para un laminado a 90°, en referencia a la correspondiente a una orientación de 0° (flujo paralelo). El frente de flujo encuentra canales rápidos entre hebras cuando la dirección de la hebra coincide con la dirección del flujo, con lo que su avance se ve favorecido. Por el contrario, cuando el flujo es perpendicular a la fibra, éste encuentra muy baja permeabilidad al atravesar las hebras, con mayor caída de presión, y la velocidad se reduce consecuentemente (Figura 117).

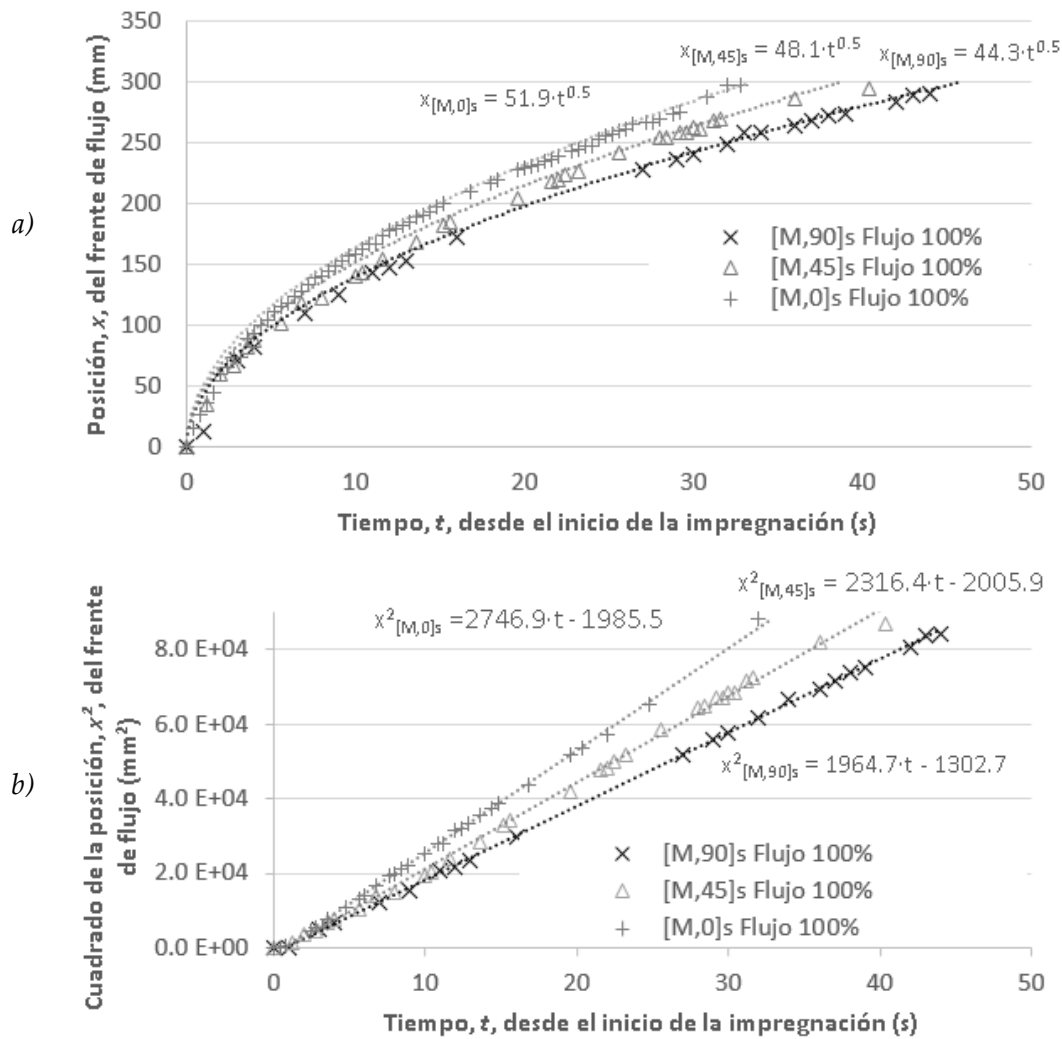


Figura 116. (a) Velocidad del frente de flujo en función del tiempo para 0°, 45°, y 90° y, (b) cuadrado de la posición del frente de flujo en función dl tiempo cuando las válvulas están totalmente abiertas y una presión de vacío de -95 kPa es aplicada. Fuente: elaboración propia.

Tales valores de velocidad al final de proceso (que es la máxima posible al tener las válvulas totalmente abiertas) son de gran relevancia, ya que será la máxima velocidad a la que podremos regular el sistema de control si se pretende infundir a velocidad constante todo el laminado.

Según la Tabla 16 y como predice la literatura, el tiempo de llenado aumenta a medida que la dirección de la fibra deja de ser paralela a la dirección de la fibra, mostrando un incremento de un 49% cuando se compara un flujo alineado con la fibra con un flujo

transversal a la fibra. Igualmente, el tiempo de impregnación total aumenta de 31.0 segundos en el caso de fibra alineada con el flujo a 46.2 segundos cuando la fibra es transversal al flujo.

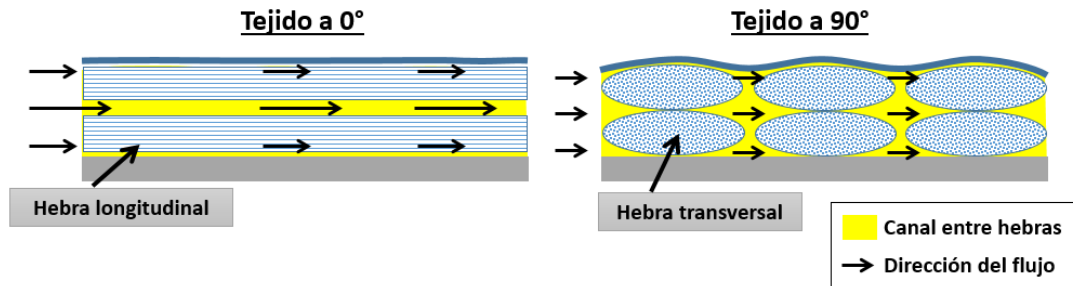


Figura 117. Paso de resina a través de un tejido alineado con la dirección del flujo (izquierda, a 0°) y a través de un tejido transversal al flujo (derecha, a 90°). Fuente: elaboración propia.

El valor mínimo de velocidad, encontrado al final del llenado, define el rango en el cual el sistema de control de velocidad puede regular la velocidad del frente de flujo para cada configuración particular. De manera opuesta al tiempo de llenado, la velocidad al final del llenado es mayor cuando el flujo coincide con la dirección de la fibra, reduciéndose en un 30% cuando el flujo es transversal a la fibra. Ello implica que, dada una velocidad óptima de impregnación, las fibras no orientadas con el flujo serán las primeras en limitar la aplicación de control de velocidad.

Tabla 16. Resultados del análisis de llenado para fibras orientadas a 0°, 45°, y 90°, cuando las válvulas de entrada están totalmente abiertas (caudales máximos) y vacío de -95.0 kPa es aplicado. ¹Medida en el instante final de llenado. Fuente: elaboración propia.

Orientación	Tiempo de llenado a caudal máximo (s)	Velocidad mínima del frente ¹ (mm/s)	$C = \frac{\Delta P \cdot K}{\mu}$ (mm ² · s ⁻¹)	ΔP (kPa)	Permeab. K (m ²)
0°	31.0 ± 0.1	4.67	2700	95.0	4.47 × 10 ⁻⁹
45°	40.4 ± 0.1	3.78	2320	95.0	3.84 × 10 ⁻⁹
90°	46.2 ± 0.1	3.27	1960	95.0	3.26 × 10 ⁻⁹

Tales conclusiones quedan justificadas una vez que se aplica el modelo de Darcy para calcular la permeabilidad, K, en cada caso, a través de la evaluación de la pendiente C en la gráfica x^2-t . Así, se encuentra una reducción en la misma de aproximadamente un 30%

cuando se pasa de un flujo paralelo a la fibra a otro transversal, mientras que se tienen valores intermedios para una orientación a 45° (Figura 118).

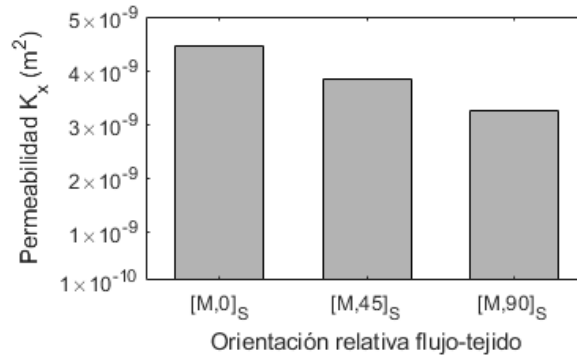


Figura 118. Permeabilidad equivalente de los tejidos $[M,0]_s$, $[M,45]_s$ y $[M,90]_s$ respecto a un flujo a 0° .
Fuente: elaboración propia.

5.2.2. Relación entre las propiedades a tracción y la velocidad del frente de flujo

El módulo elástico y la tensión de rotura han sido representados frente a la velocidad del frente de flujo en la Figura 119 para las tres orientaciones analizadas según el ángulo relativo formado entre la fibra y la dirección de aplicación de la carga. Ambas propiedades mecánicas muestran un determinado rango de velocidades que las maximizan. Éstos máximos fueron encontrados en un pequeño intervalo de velocidades (en gris), conocido en la literatura como “ventana de proceso” o “*process window*” [232], entre 2.0 mm/s y 6.5 mm/s para el módulo elástico, y los valores de resistencia máximos entre 1.5 mm/s y 6.4 mm/s. En resumen, el módulo elástico fue de 19.0 ± 1.4 GPa para fibras orientadas a 0° , 6.2 ± 0.9 MPa a 45° , y 5.2 ± 1.1 MPa a 90° . Asimismo, los valores de tensión de rotura fueron 191.4 ± 42.5 MPa para fibras orientadas a 0° , 69.8 ± 10.0 MPa a 45° , y 45.7 ± 7.8 MPa a 90° . A pesar de que los resultados se ajustaron mediante una aproximación trozos (tal como otros autores han propuesto [200]), la banda sigue siendo difusa, asociado principalmente a factores como la preparación de las probetas o desalineamiento en las fibras, incluso la aleatoriedad de la estructura interna propia del material, que pueden afectar al resultado final [232], [420]. La alta dispersión de los valores de tensión de rotura a 0° cuando se compara con la dispersión

de los valores de módulo elástico debe ser remarcada. El factor humano durante la fabricación y preparación de probetas constituye una de las razones que podría explicar las relativamente elevadas dispersiones obtenidas.

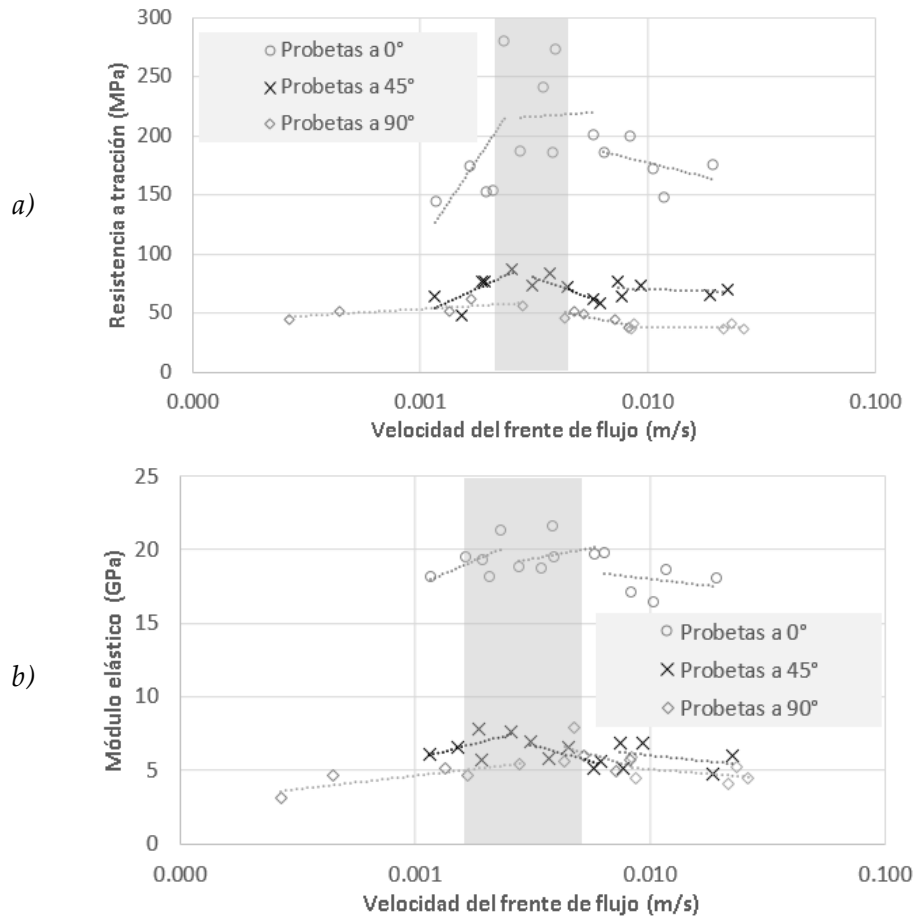


Figura 119. (a) Tensión de rotura axial y (b) módulo elástico axial en función de la velocidad del frente de flujo para laminados impregnados a 0°, 45° y 90°. El área sombreada representa el rango de velocidades donde las propiedades encontradas fueron máximas (ventana de proceso). Fuente: elaboración propia.

Además, según los resultados expuestos en la Figura 119, se produce una mayor influencia de la velocidad (y cantidad de huecos) sobre la resistencia mecánica que sobre el modulo elástico. Esto puede ser explicado teniendo en cuenta que los huecos actúan como concentradores de carga y puntos de iniciación de grieta, intrínsecamente relacionados con las propiedades a rotura, y no tanto así con las propiedades elásticas. Se ilustra en la Figura 120 el caso más general de someter al laminado a una tensión σ_0 . Aquéllas zonas que no

presenten huecos tendrán una tensión uniforme coincidente con la aplicada σ_0 (Figura 120 derecha, superior) y un módulo elástico E_0 . Cuando en un punto de la sección aparece un microhueco, éste actúa como un concentrador de tensión y punto de inicio de grieta (Figura 120 izquierda). En función de su forma y localización podrá ser más o menos relevante en cuanto a la tensión de rotura, aunque inevitablemente la reducirá de manera notable ($\sigma_{adm} < \sigma_u$). Sin embargo, respecto a la variación de rigidez éste no resulta tan significativo ($E \approx E_0$). Si se analiza una sección con un microhueco, se asumen que la dimensión (diámetro) del microhueco es tan pequeño ($R \rightarrow 0$) que prácticamente la sección transversal no se ve afectada, y por tanto la tensión en un punto alejado del hueco será la misma que la aplicada σ_0 . Si se analiza la presencia de un macrohueco (Figura 120 derecha, inferior), el efecto de reducción del módulo elástico será en este caso más notable, dado que sí se produce una reducción aparente de sección, de manera que se obtendrá una menor rigidez ($E < E_0$). La tensión de rotura se verá en este caso incluso más reducida que en el caso anterior ($\sigma_{adm} \ll \sigma_u$), dado que además el efecto concentrador, la tensión en un punto alejado del hueco es superior a la aplicada. Por ello, normalmente el efecto de los macrohuecos va a influir de manera más negativa que el de los microhuecos, incluso aunque la cantidad volumétrica de ambos fuese la misma.

Según la Figura 119, se observa una marcada reducción de las propiedades mecánicas fuera del punto óptimo, siendo ésta más acentuada en las probetas ensayadas a 0° . La explicación de este hecho puede encontrarse cuando se analiza la forma de los huecos generados. Dado que las probetas que se ensayaron en la dirección de la fibra (0°) fueron fabricadas con un flujo a 90° respecto a éstas, los microhuecos y macrohuecos tienden a adoptar formas esbeltas, alejándose de la esfera, y encadenándose para formar una cadena de atrapamientos de aire con propiedades mecánicas muy atenuadas.

En la Figura 121 se ilustran los mecanismos de fallo asociados a microhuecos y macrohuecos en probetas a tracción. En la figura superior se muestra la impregnación en la

dirección de la fibra de un laminado que será ensayado a tracción con cargas a 90° respecto a la fibra.

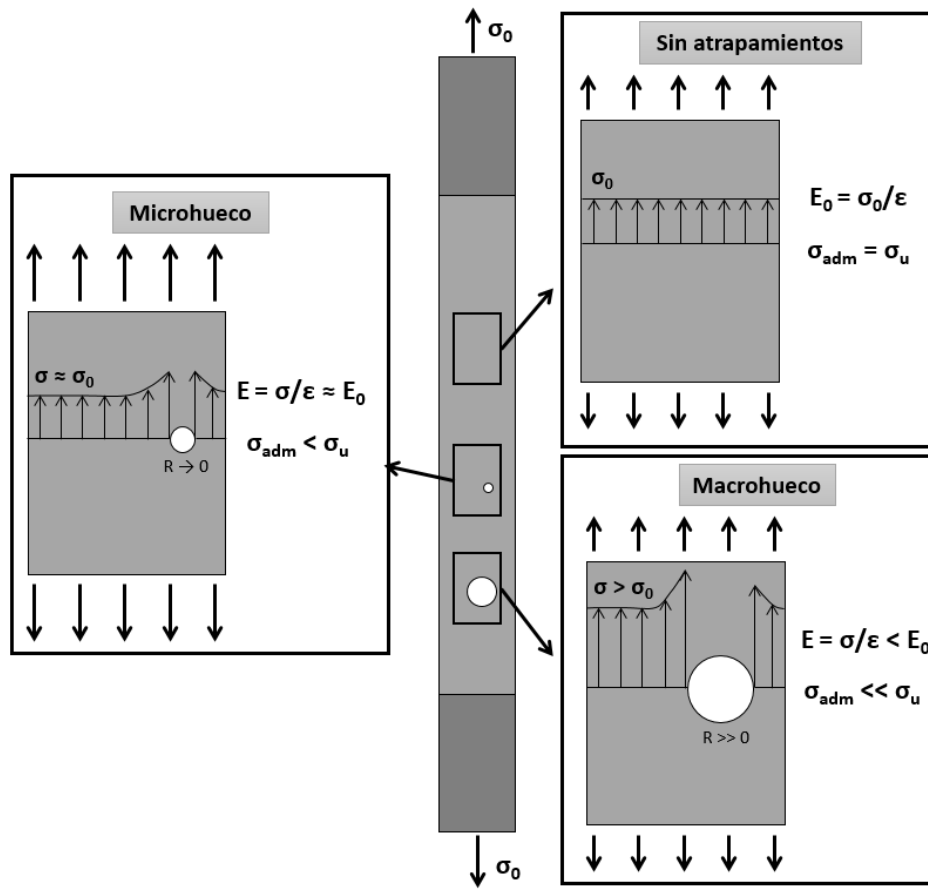


Figura 120. Reducción de la resistencia a rotura por aparición de concentrador de tensión debido a atrapamientos de aire. El efecto es menos acentuado en la rigidez, dado el pequeño tamaño del hueco frente a la sección total. Fuente: elaboración propia.

En función de la velocidad, se generará una determinada cantidad de microhuecos en el interior de las hebras y macrohuecos entre hebras adyacentes. La existencia de microhuecos alineados en una misma hebra provocan una línea de fractura a través del interior de las hebras (Figura 121 inferior, izquierda), en aquella que presente mayor cantidad de éstos. Cuando predominan los macrohuecos (Figura 121 inferior, derecha) la grieta se propaga preferentemente a través de las acumulaciones de resina entre hebras. Los macrohuecos alineados servirán de guía para el crecimiento de grieta. Dado que la fibra se encuentra en ambos casos posicionada de forma transversal al esfuerzo, la rotura ocurre a

cargas relativamente bajas, siendo la mayor parte de la carga absorbida por la resina, debilitada por la existencia de huecos.

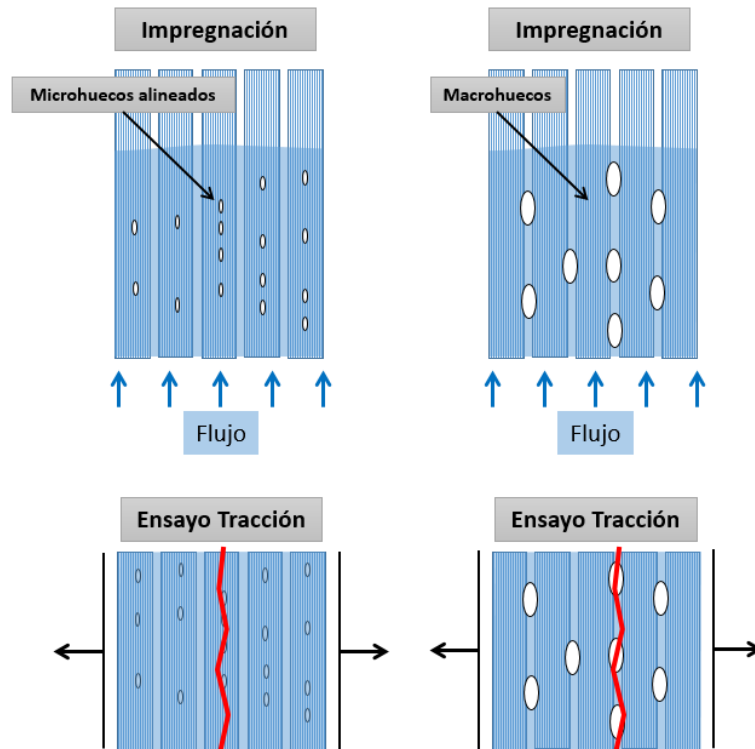


Figura 121. Generación de microhuecos y macrohuecos durante la impregnación a 0° (superior) y mecanismos de fallo asociados cuando se someten a cargas de tracción a 90° (inferior). Fuente: elaboración propia.

Según los mecanismos de rotura observados en probetas ensayadas a 0°, se producen delaminaciones interlaminares como intralaminares, agrietamiento de la matriz y rotura de fibras.

En la Figura 122 se muestran varios de estos mecanismos. Concretamente se han observado fuertes delaminaciones y grietas en la matriz en zonas alejadas del punto de rotura (Figura 122 izquierda). La existencia de macrohuecos, alojados principalmente entre láminas, puede estar asociada a las delaminaciones interlaminares, separando las distintas láminas entre sí antes de producirse la rotura completa de la probeta. Dada la elevada resistencia de las fibras, a pesar de tener zonas fuertemente delaminadas, la probeta sigue manteniendo su integridad. La existencia de microhuecos puede provocar el desequilibrio

tensional entre fibras contiguas pertenecientes a una misma hebra y es en este momento cuando la probeta inicia su fractura total.

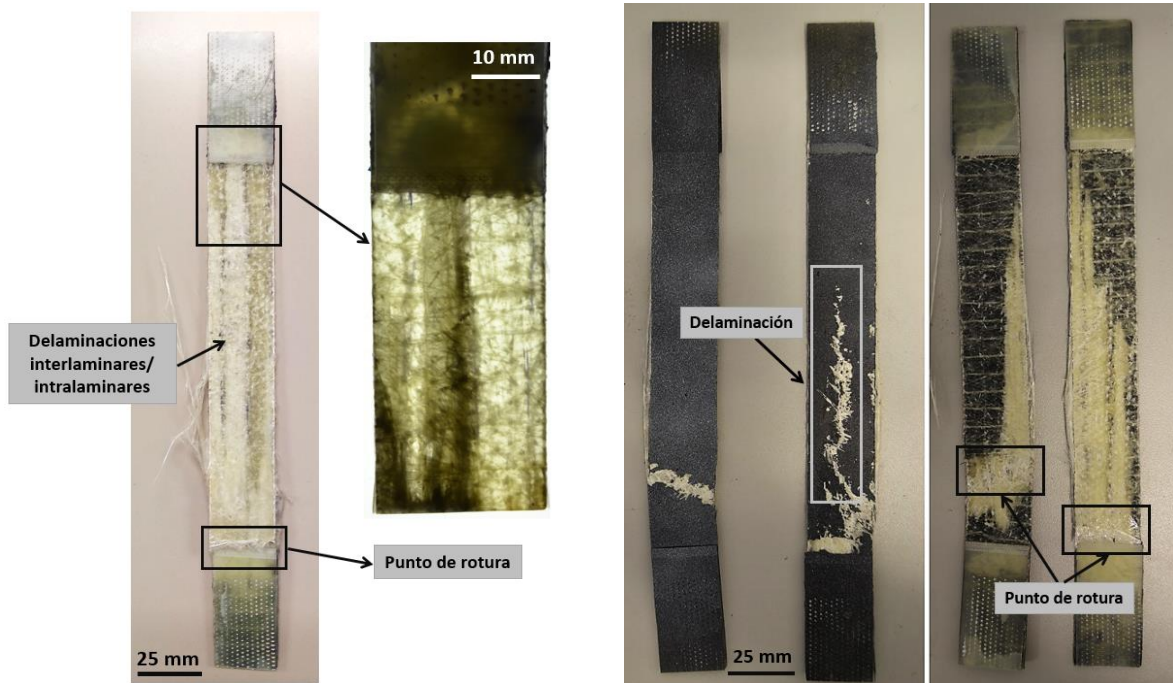


Figura 122. Modo de fallo de algunas de las probetas ensayadas a tracción a 0° respecto a la dirección de la fibra. Fuente: elaboración propia.

La rotura de ciertas fibras alrededor de un microhuevo genera un aumento de tensión en las más próximas, produciendo igualmente su rotura. El proceso tiene lugar hasta que la probeta queda totalmente fracturada. Si se compara la resistencia a tracción de la matriz, de 66 MPa, resulta muy próxima al valor medio que se ha reportado en los ensayos, de 45.7 ± 7.8 MPa. En el caso del módulo elástico, para el que se midió 5.15 ± 1.09 GPa, resulta también comparable al obtenido mediante la regla de las mezclas, de 6.67 GPa (despreciando el efecto del *mat*). En caso de confluir microhuecos y macrohuecos, ambos tendrán efecto sobre la rigidez, aunque la rotura estará gobernada por aquellos que generen mayor concentración de tensión y generarán consecuentemente la rotura de la probeta. Así, tanto si la rotura se debe a la existencia de microhuecos como de macrohuecos, la fractura está directamente relacionada con la matriz, jugando la fibra un papel secundario.

Por otro lado, el caso de tracción en la dirección a fibra resulta algo más complejo por la interacción de fenómenos derivados de los macrohuecos y microhuecos. Durante los ensayos se ha observado la generación de grandes delaminaciones a lo largo del eje de la probeta (Figura 122 izquierda). Tales delaminaciones se producen solamente en alguna de sus hebras, probablemente debido a diferencias en las cargas transmitidas a cada una de ellas. Cuando una de las hebras se sobrecarga respecto a sus contiguas aparece un esfuerzo cortante entre ambas que es soportado íntegramente por la matriz. Si el máximo esfuerzo cortante es superado, la hebra con mayor carga desliza sobre el resto (Figura 123, izquierda). En la Figura 122 (izquierda) se aprecia el detalle a contraluz una delaminación de una de las hebras centrales. Los macrohuecos juegan un importante papel en este proceso en tanto que permiten que la delaminación se propague a energías menores. Este efecto no provoca la fractura total de la probeta, aunque sí acentúa la sobrecarga de distintas hebras. En este punto los microhuecos actúan como concentradores de carga locales sobre algunas fibras internas, lo que provoca su fractura. Con una cantidad de fibra menor, éstas aumentan su nivel de carga hasta producir su rotura (Figura 123, derecha).

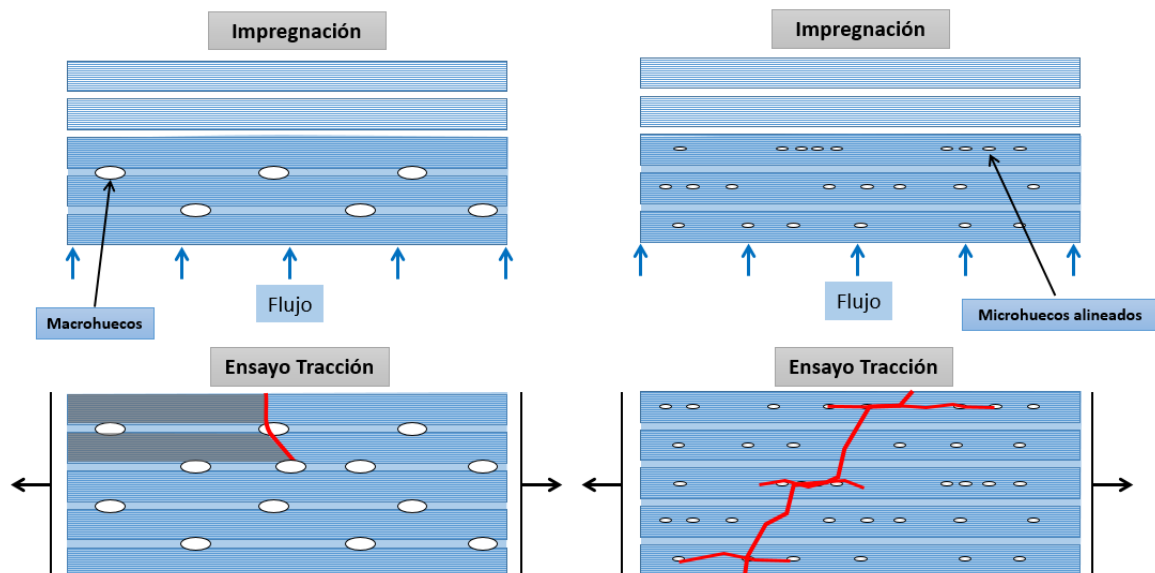


Figura 123. Generación de microhuecos y macrohuecos durante la impregnación a 90° (superior) y mecanismos de fallo asociados cuando se someten a cargas de tracción a 0° (inferior). Fuente: elaboración propia.

En este punto sí se produce la rotura total de la probeta, quedando la superficie fracturada como una combinación irregular de delaminaciones a lo largo de la probeta y fractura localizada de fibras. En la Figura 122 se muestran las dos caras de tres probetas en las que se observan tales efectos. Desde el punto de rotura, en localizaciones aleatorias, parten delaminaciones (en color claro) que ocupan casi la totalidad de las probetas.

5.2.3. Relación entre la cantidad de huecos y la velocidad del frente de flujo

El análisis cuantitativo de huecos ha sido realizado para las tres orientaciones diferentes de fibra-flujo, en las cuales los macrohuecos y microhuecos han sido evaluados y graficados frente a la velocidad del frente de flujo. Los resultados son mostrados en la Figura 124, donde las tres direcciones han sido analizadas de forma independiente.

Para las tres direcciones de fibra analizadas y a pesar de la amplia dispersión en los resultados, los ajustes en escala logarítmica muestran tendencias similares, tal como mostraron publicaciones previas. En todos los casos, el volumen ocupado por los macrohuecos se reduce a medida que aumenta la velocidad de impregnación, mientras que el de los microhuecos aumenta a medida que la velocidad también lo hace. Manteniendo la escala logarítmica, se han calculado las intersecciones entre las curvas de ajuste de los microhuecos y los macrohuecos, donde $\%_m$ representa el contenido de microhuecos, $\%_M$ el contenido de macrohuecos y v la velocidad del frente de flujo. Se obtienen así los valores de 4.38 mm/s a 45°, 6.33 mm/s a 0° y 6.24 mm/s a 90°. En consecuencia, aunque existen diferencias, no se deriva una relación clara entre el ángulo de orientación de fibra y la velocidad óptima.

Los resultados del análisis microscópico de las probetas muestran la generación microhuecos y macrohuecos en función del nivel de velocidad utilizado. En la Figura 125 se muestra una micrografía de una probeta con la fibra alineada con el flujo 0° y a velocidad elevada (21.7 mm/s), con lo que predomina la generación de microhuecos en el interior de

las hebras, minimizándose la generación de macrohuecos. La sección corresponde a un corte transversal de la fibra, normal a la dirección del flujo.

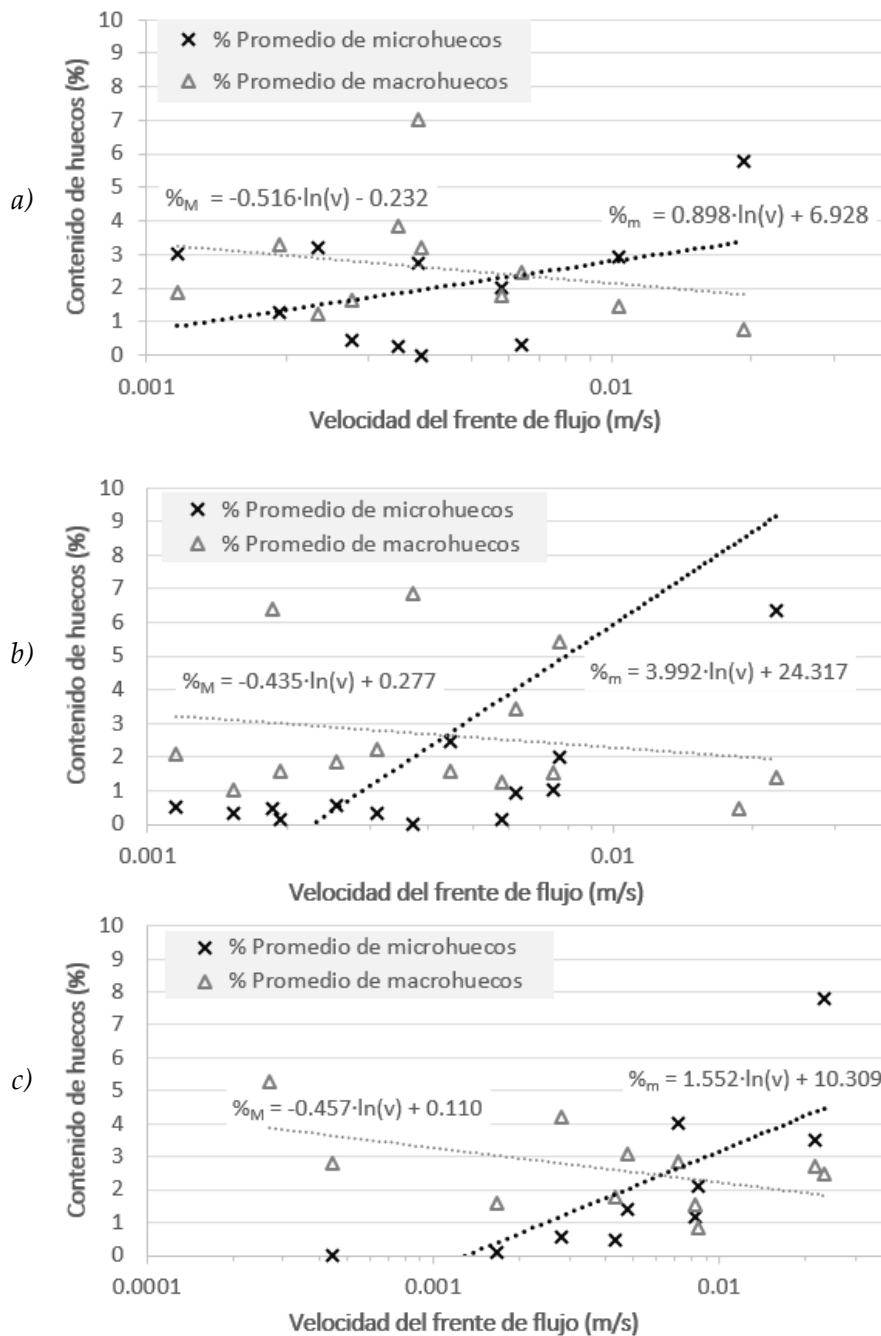


Figura 124. Contenido de huecos como porcentaje de área transversal para las probetas cortadas en la dirección paralela y transversal al flujo, dependiendo de la velocidad del frente de flujo, para las tres direcciones ensayadas (a) 0°, (b) 45° y (c) 90°. Fuente: elaboración propia.

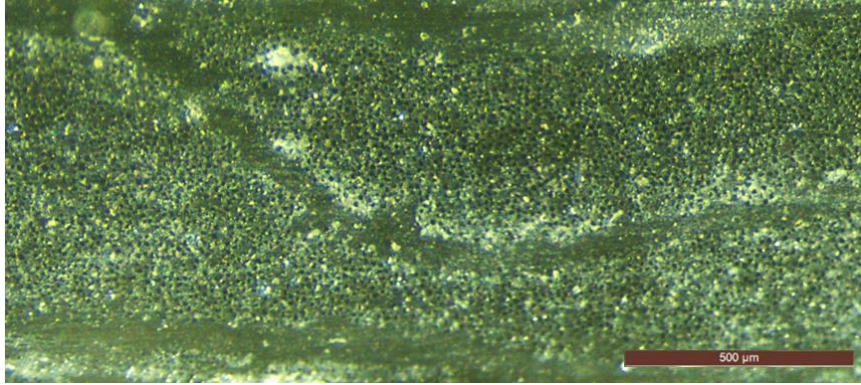


Figura 125. Micrografía de probeta impregnada a 21.7 mm/s con la fibra en la dirección del flujo en la que se aprecia una elevada cantidad de microhuecos. Fuente: elaboración propia.

Por otro lado, en la Figura 126 se describe la micrografía de una probeta impregnada en la misma dirección que la anterior, pero a una velocidad significativamente inferior, de 0.45 mm/s. En este caso, el nivel de microhuecos en la zona representada puede asumirse similar al anterior, aunque aparecen puntualmente macrohuecos como el que se indica en la misma. La localización del mismo se da en una zona rica en resina entre distintas hebras, lo que constituye un escenario probable de generación de macrohuecos cuando se impregna a muy baja velocidad.

En el caso de utilizar velocidades de impregnación intermedias, cercanas al valor óptimo, los resultados mejoran sustancialmente. En la Figura 127 se muestra la micrografía de una de las probetas impregnadas a 4.8 mm/s, valor muy cercano al óptimo. A diferencia de las dos anteriores, en este caso la cantidad de microhuecos y macrohuecos es muy reducida. Se señala con línea discontinua la zona en la que se unen dos hebras, pudiendo apreciarse la zona rica en resina que queda entre ambas, zona preferente para la generación de macrohuecos, que no han sido generados en este caso. Por su parte, los microhuecos son escasos, con un tamaño inferior al tamaño de la fibra y aparecen de forma muy dispersa. El efecto del conjunto deriva en unas propiedades mecánicas superiores a las obtenidas en el resto de velocidades, alejadas del punto óptimo.

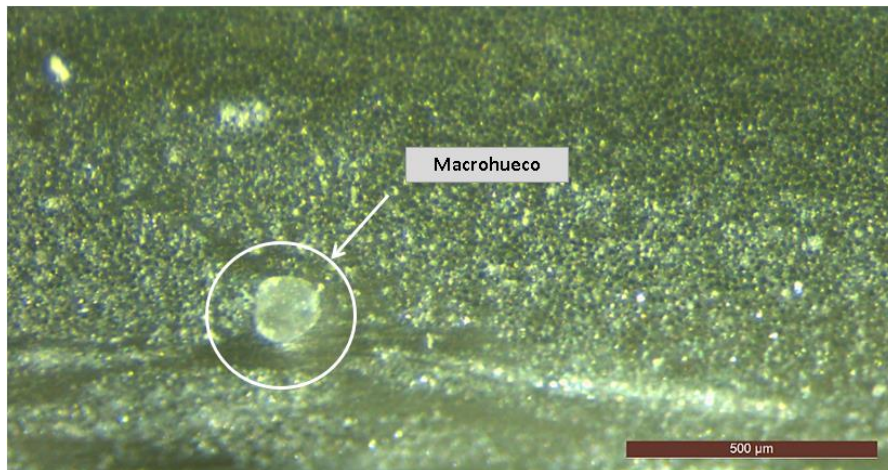


Figura 126. Micrografía de probeta impregnada a 0.45 mm/s con la fibra en la dirección del flujo. Fuente: elaboración propia.

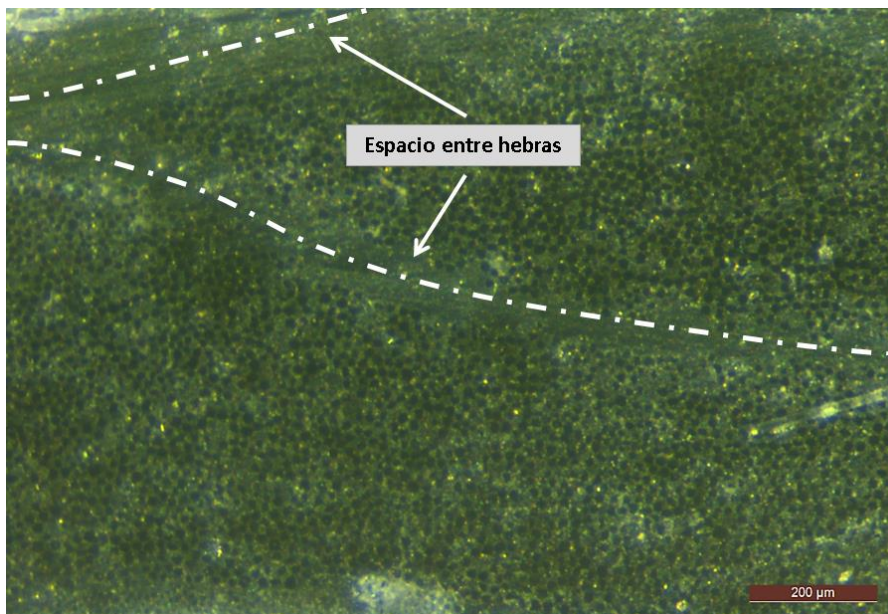


Figura 127. Micrografía de probeta impregnada a 4.8 mm/s con la fibra en la dirección del flujo. Fuente: elaboración propia.

La explicación de tales resultados puede encontrarse al analizar el esquema mostrado en la Figura 128, en la que se muestran los mecanismos de generación de microhuecos y macrohuecos en un tejido unidireccional simple.

Si la velocidad de la resina es elevada (Figura 128 izquierda), ésta tiende a circular a través de los huecos y canales de mayor tamaño existentes en el laminado. Éstos son los que se encuentran entre láminas adyacentes y hebras contiguas. Así, el flujo estará dominado

por las ecuaciones macroscópicas de la fluido-dinámica, basadas en la viscosidad del fluido y gobernadas por el gradiente de presión. En este caso el flujo irá tan relativamente rápido que no dará tiempo a que la resina penetre en el interior de las hebras para rellenar el hueco entre fibras. Como consecuencia se habrán generado microhuecos en el interior de las hebras, tal como se observa en la Figura 125.

Si, por el contrario, la velocidad a la que se suministra la resina es relativamente baja (Figura 128 derecha), aparecen fenómenos de capilaridad, dadas las dimensiones microscópicas de los huecos entre fibras. El flujo así estará definido por la tensión superficial y ángulo de contacto, gobernándose el proceso por capilaridad. En este caso, la mayor parte de la resina avanzará por el interior de las hebras, dejando grandes huecos de aire entre las hebras. El resultado es la generación de macrohuecos en los espacios existentes entre hebras, tal como aparecen en la Figura 126.

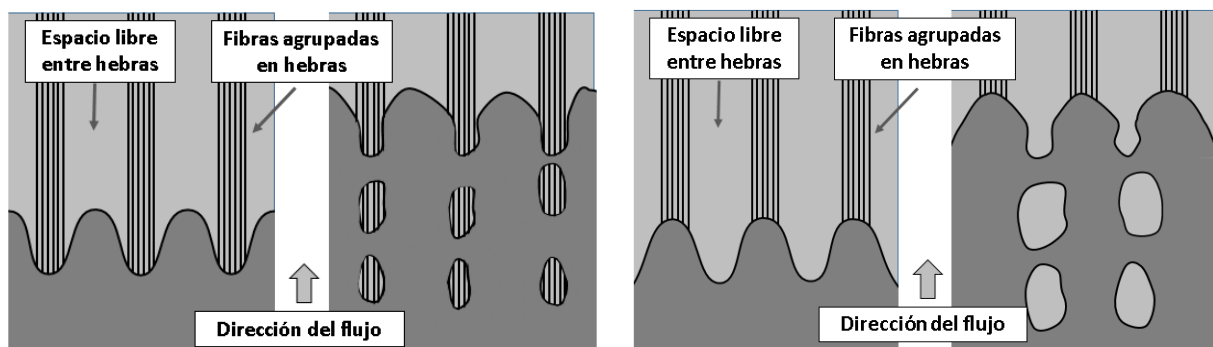


Figura 128. Mecanismos de generación de microhuecos (izquierda) y macrohuecos (derecha). Fuente: elaboración propia.

5.2.4. Resultados con la metodología propuesta

Una vez los valores óptimos de velocidad de frente de flujo fueron determinados, a través de la minimización del nivel de huecos y maximización de propiedades mecánicas, el proceso de impregnación fue llevado a cabo usando la metodología propuesta, usando los valores óptimos estimados. Estos valores de velocidad óptima fueron 6.33 mm/s a 0°, 4.38 mm/s a 45°, y 6.24 mm/s a 90°, siendo estos valores la consigna impuesta al sistema. Los resultados de la velocidad del flujo en función de la posición son mostrado en la Figura 129,

en la que se han superpuesto la gráficas del proceso no controlado (a velocidad máxima). Aunque acotadas, se observan pequeñas variaciones de velocidad en el flujo controlado, especialmente al principio de la impregnación, como consecuencia del elevado nivel de presión aplicada y las elevadas velocidades que tienden a generarse al inicio. Aunque rápida, la respuesta del sistema genera estas pequeñas inestabilidades, que tienden a desaparecer a medida que se desarrolla el proceso y las velocidades decrecen. Como se mostrará en experimentos sucesivos, el sistema de control ha sido optimizado para conseguir resultados más precisos.

El análisis mecánico de las probetas fabricadas a la velocidad óptima ha mostrado una tensión de rotura media de 225.4 ± 16.0 MPa para fibras a 0° , 73.2 ± 9.1 MPa a 45° , y 47.2 ± 4.5 MPa a 90° . Tendencias similares han sido observadas para el módulo elástico: 20.1 ± 1.0 GPa para fibras a 0° , 6.9 ± 0.6 GPa para fibra a 45° , and 5.6 ± 0.4 GPa para fibra a 90° . Estos resultados hacen manifiesta la ventaja del control de la velocidad del frente de flujo, incrementando la resistencia del material alrededor de un 18.0% a 0° , 4.9% a 45° , y 3.3% a 90° , así como un incremento en las propiedades a rotura de 18.4% a 0° , 10.8% a 45° , y 8.7% a 90° . Todas las anteriores respecto a los valores medios obtenidos en los rangos de velocidad ensayados. La desviación estándar de los resultados ha mostrado una reducción media de un 38.2% para la tensión de rotura y de un 44.9% para el módulo elástico, obteniendo de esta manera resultados más repetitivos. Esta última conclusión viene derivada de que todas las partes del laminado han sido fabricadas a la misma velocidad. Si no se utiliza el sistema de control, las probetas cortadas cerca de la zona de entrada de resina se impregnarán a una velocidad superior que aquellas que se vayan cortando sucesivamente a partir de este punto, lo que repercute en propiedades mecánicas distintas y en una mayor variación en los resultados.

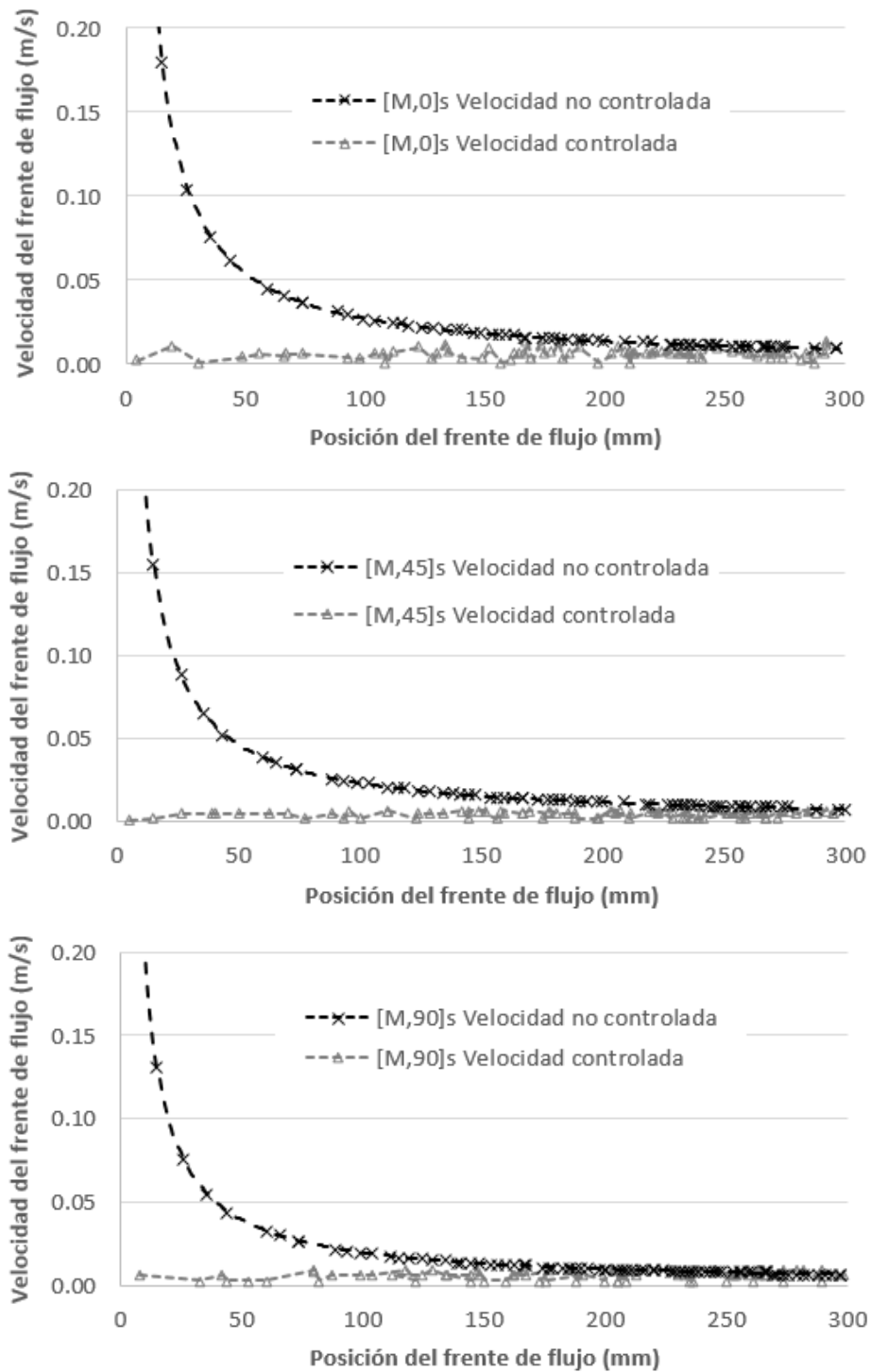


Figura 129. Velocidad del frente de flujo como función de la posición del frente de flujo para fibra orientada (a) a 0° , (b) a 45° y (c) a 90° , con control de velocidad (gris) y sin control de velocidad (negro). En todos los casos, la velocidad no controlada es superior a la velocidad controlada. Fuente: elaboración propia.

La mejora expuesta en las propiedades mecánicas, viene derivada del hecho de que a la velocidad asumida como óptima, la generación de microhuecos y macrohuecos es mínima, tal como se mostró en el punto anterior.

5.3. Análisis de laminados a impacto. Laminados simples

Los ensayos a impacto de laminados simples sin stitching se han desarrollado según estándar ASTM7136D, según se detalla en el punto 4.3.2.3. Para el análisis de resultados, se analizarán las curvas de *Fuerza de contacto – Tiempo*, según se analiza en trabajos como [227], además de parámetros relativos al área dañada tras el impacto. En los puntos sucesivos se detallan los resultados obtenidos para cada uno de los parámetros analizados.

A diferencia del procedimiento llevado a cabo para los resultados a tracción, en el caso de impacto los resultados a velocidad óptima se extraerán del conjunto de probetas ensayadas, puesto que el sistema de control de velocidad ha sido utilizado durante la fabricación de todas las probetas.

5.3.1. Resultados de impregnación

En el caso de las probetas de impacto, la velocidad de impregnación fue fijada durante todo el proceso individual de fabricación de cada una de ellas. Así, cada probeta ha sido fabricada a una velocidad constante utilizando el sistema de control de velocidad. Los valores de velocidad dados como entrada al sistema de control son descritos en la Tabla 17, agrupados en cuatro grupos de velocidad, que, de forma creciente son V1, V2, V3 y V4. Tales valores corresponden a los valores medios y la desviación típica encontrada entre probetas. El rango en cuestión ha sido elegido en base a resultados de ensayos anteriores y a distintas pruebas preliminares realizadas, verificando la factibilidad de realizarlos sobre el material. Pequeñas variaciones entre la velocidad real y la de consigna han sido encontradas, asociadas a la calibración del sistema y aspectos como la resolución de sistema óptico y velocidad de adquisición, entre otros. Dado que las desviaciones han sido relativamente pequeñas, y por simplicidad, en adelante la discusión se referirá a los valores consignados.

Tabla 17. Valores de velocidad consignados para la fabricación de probetas a impacto. Fuente: elaboración propia.

Grupo	Velocidad de consigna (mm/s)	Velocidad real (mm/s)
V1	2.5	2.5 ± 0.71
V2	4.0	4.1 ± 0.47
V3	6.0	5.9 ± 1.76
V4	11.0	11.3 ± 0.47

El tiempo total de impregnación para cada uno de los grupos de probetas es el mostrado en la Tabla 18. Por lo general, la variación entre probetas de un mismo grupo aumenta a medida que el valor de la velocidad también lo hace, que en términos relativos significa una variación de aproximadamente un 13% respecto al valor consignado.

Tabla 18. Tiempos de infusión en cada uno de los grupos de probetas. Fuente: elaboración propia.

Velocidad - grupo	Tiempo de infusión (s)
V1	62.3 ± 14.3
V2	41.9 ± 3.8
V3	33.5 ± 9.5
V4	14.9 ± 0.3

Las dimensiones de las probetas, de $150 \times 100 \text{ mm}^2$, con un espesor ligeramente variable para cada una de las velocidades se detallan en la Tabla 19, además de la fracción volumétrica de fibra. Este último valor ha sido calculado mediante el método de la densidad del material y sus constituyentes, dado que no es un valor especialmente relevante en los resultados analizados y teniendo en cuenta que es aproximadamente repetitivo entre experimentos. El espesor y la masa no resultaron significativamente diferentes entre las muestras.

Tabla 19. Dimensiones y masa de las probetas ensayadas. Fuente: elaboración propia.

Grupo - Velocidad	Espesor (mm)	Masa (gramos)	v_f (%)
V1	3.11 ± 0.06	84.82 ± 0.49	0.574 ± 0.008
V2	3.15 ± 0.03	85.82 ± 0.98	0.566 ± 0.002
V3	3.10 ± 0.06	84.86 ± 0.46	0.576 ± 0.004
V4	3.15 ± 0.09	85.12 ± 0.74	0.565 ± 0.013

5.3.2. Relación fuerza máxima y velocidad de impregnación

Los resultados de fuerza en el impactador en función del tiempo han sido adquiridos para las distintas probetas. Los niveles de energía seleccionados son tales que por un lado

se genera un pequeño daño en régimen subcrítico (13 J) y por otro un daño más que notable en régimen supercrítico (26 J sobre un pre-impacto de 13 J anterior).

En la Tabla 20 se muestran los valores de fuerza máxima de reacción sobre el impactador en función de la velocidad del frente de flujo según los grupos V1 – V4. La desviación estándar se mantuvo por debajo de los 50 N en el impacto a 13 J, lo que supone aproximadamente un 1% de la medida. En los impactos a 26 J tal desviación aumentó hasta el 10%. Los valores más elevados se sitúan en torno a V2 (4.0 mm/s) y V3 (5.5 mm/s), con un ligero pico en las probetas V3.

Tabla 20. Fuerza máxima para cada grupo probetas ensayadas a 13 J y 26 J.

Fuente: elaboración propia.

Grupo - Velocidad	Fuerza máxima en impacto a 13 J (N)	Fuerza máxima en impacto a 26 J (N)
V1 (2.5 mm/s)	3899.4 ± 38.2	5665.4 ± 608.3
V2 (4.0 mm/s)	3975.0 ± 30.8	6486.7 ± 430.2
V3 (6.0 mm/s)	3999.1 ± 15.6	6512.0 ± 150.8
V4 (11.0 mm/s)	3924.4 ± 9.8	5922.6 ± 444.8

La Figura 130 representa los resultados de la Tabla 20. Aunque los valores muestran una elevada dispersión, tras un ajuste logarítmico, pueden estimarse dos rectas que se ajustan de manera aproximada a los datos obtenidos, tal como otros autores han realizado en sus trabajos [37]. Si bien el valor óptimo se encuentra entre los 4.0 y 6.0 mm/s, de manera más precisa ambas rectas intersectan en el punto ($v = 4.8$ mm/s, 4016.6 N) para 13 J, y ($v = 4.4$ mm/s, 6701.3 N) para los 26 J. Considerando los valores medidos a 6.0 mm/s, éstos suponen un incremento relativo de un 1.3 % (13 J) y un 5.9 % (26 J) respecto a los valores medios obtenidos. Como punto promedio, puede considerarse que la velocidad óptima se sitúa en torno a los 4.6 mm/s.

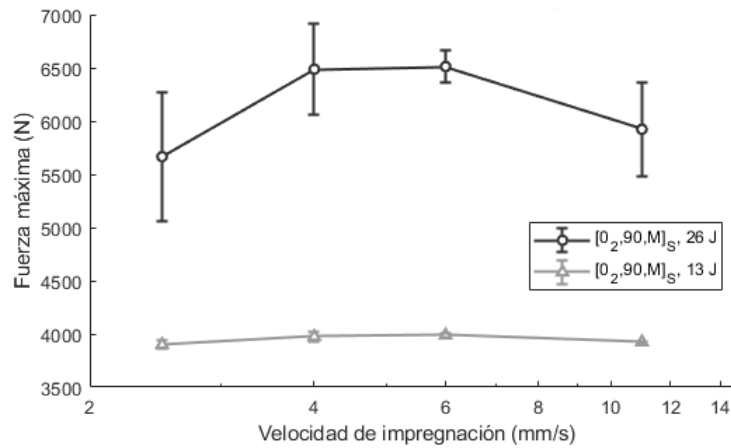


Figura 130. Relación entre la fuerza máxima de reacción sobre el impactador y la velocidad del frente de flujo durante la impregnación para impacto de 13 J y 26 J. Fuente: elaboración propia.

Para los impactos a 13 J, a medida que el valor de velocidad se aleja del punto óptimo, se produce una ligera reducción en los valores máximos. Para el rango de valores analizados, se produce un aumento en la fuerza máxima de reacción de 3899.4 ± 38.2 N cuando la velocidad de impregnación es muy baja (2.5 mm/s) hasta los 3999.1 ± 15.6 N obtenidos a 6.0 mm/s, lo que supone un incremento de aproximadamente un 2.6 %. Igualmente, cuando se pasa de una velocidad de 11.0 mm/s a 6.0 mm/s, la fuerza máxima pico, aumenta aproximadamente 1.9 %, pasando de 3924.4 ± 9.8 a 3999.1 ± 15.6 N.

Para impactos a 26 J se aprecian variaciones más destacables al comparar los valores obtenidos a velocidad cercana a la óptima y los obtenidos a velocidades muy pequeñas o elevadas. Así, se pasa de 5665.4 ± 608.3 N a 2.5 mm/s a 6512.0 ± 150.8 N a 6.0 mm/s (aumento de un 14.9 %) y de 5922.6 ± 444.8 a 11.0 mm/s a 6512.0 ± 150.8 a 6.0 mm/s (aumento de un 10 %).

Se han seleccionado distintas probetas representativas de cada velocidad, mostrándose sus resultados de *Fuerza – Velocidad* para impactos a 13 J en las gráficas de la Figura 131a a la Figura 131d para valores crecientes de velocidad. En color gris se muestran los valores directamente adquiridos por el sensor (sin filtrar) mientras que en color negro se muestran los valores filtrados, junto al correspondiente valor de fuerza máxima, F_{max} .

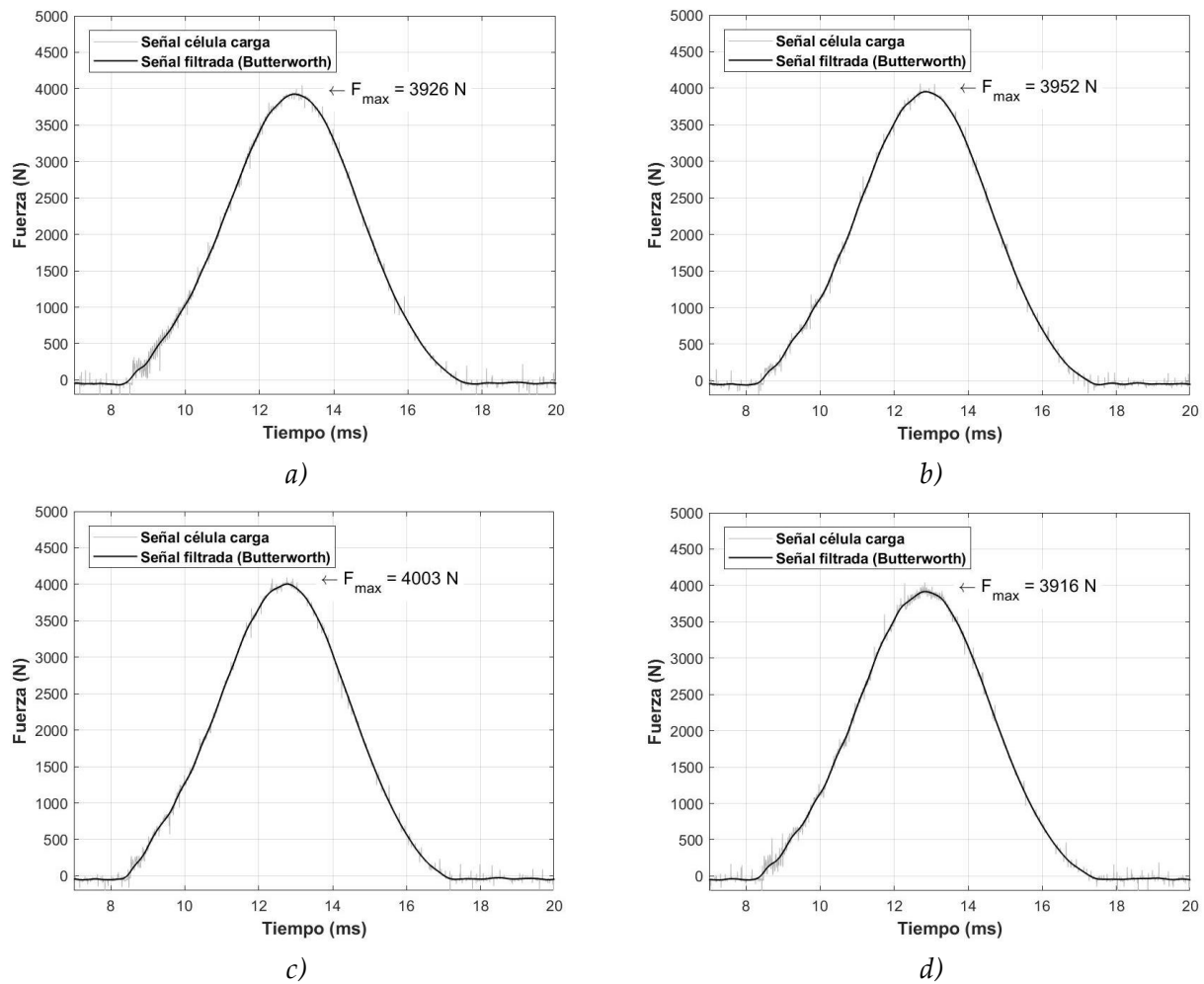


Figura 131. Gráficos de fuerza velocidad para cada uno de los grupos de velocidad media ensayados: a) 2.5 mm/s, b) 4.0 mm/s, c) 6.0 mm/s y d) 11.0 mm/s. Fuente: elaboración propia.

De forma conjunta, las cuatro velocidades se muestran en la Figura 132a. En la Figura 132b se muestran las mismas curvas con un mayor detalle alrededor de los máximos. Los valores correspondientes a la velocidad de 6.0 mm/s son significativamente superiores al resto de velocidades, alcanzando los 4053 N, mientras que para 11.0 mm/s el valor obtenido es de 3916 N. El pequeño desplazamiento a lo largo del eje de abscisas es debido tanto a pequeñas diferencias en el tiempo de inicio de adquisición como a las diferencias de rigidez entre las distintas probetas, siendo predominante el primer efecto, dada la similitud geométrica de las cuatro curvas.

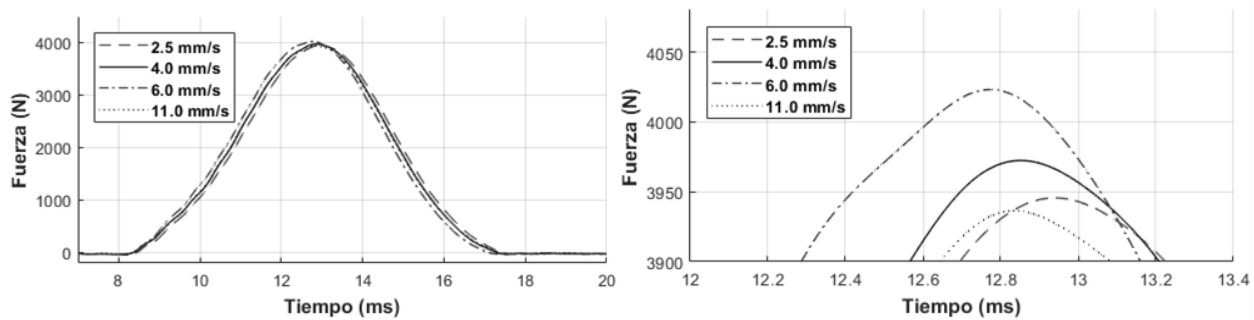
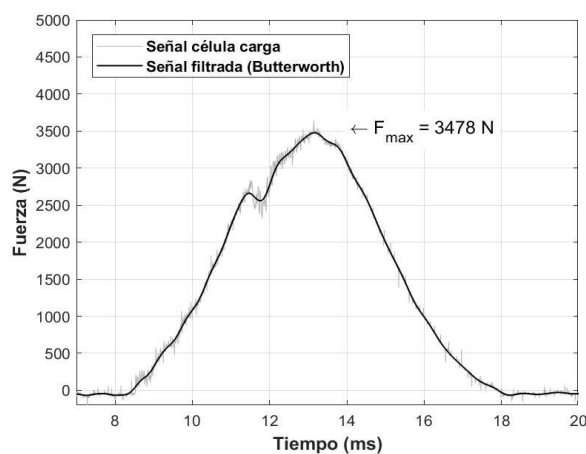
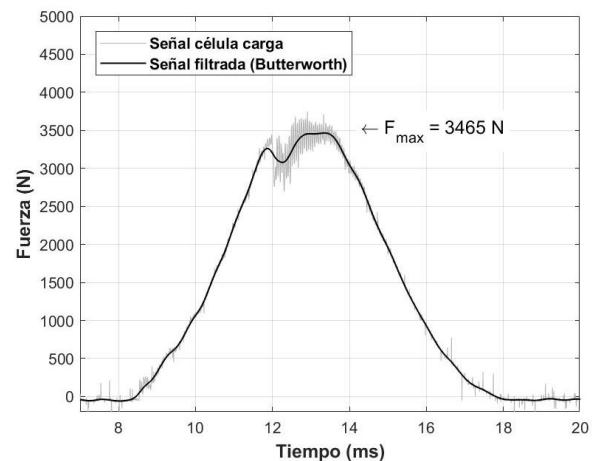


Figura 132. Resultados de fuerza de reacción en probetas representativas de los cuatro grupos de velocidad ensayados (izquierda) y detalle sobre los máximos (derecha). Los resultados para 6.0 mm/s son significativamente superiores a los del resto de velocidades. Fuente: elaboración propia.

Asimismo, se detectaron ciertas probetas que a 13 J mostraron atenuación en los valores máximos, alejándose de la tendencia seguida por el resto de probetas en régimen crítico y mostrando un régimen ligeramente crítico, aunque con una disipación de energía muy reducida. Tales casos son los mostrados en la Figura 133. Así, estas probetas redujeron notablemente los valores mostrados en la Tabla 20, que fueron excluidos del análisis estadístico de datos como valores anómalos y no representativos del conjunto. Estas anomalías podrían ser explicadas por un inadecuado posicionamiento en el útil de ensayo o defectos puntuales generados durante la manipulación y/o preparación de las probetas.



a)



b)

(continúa)

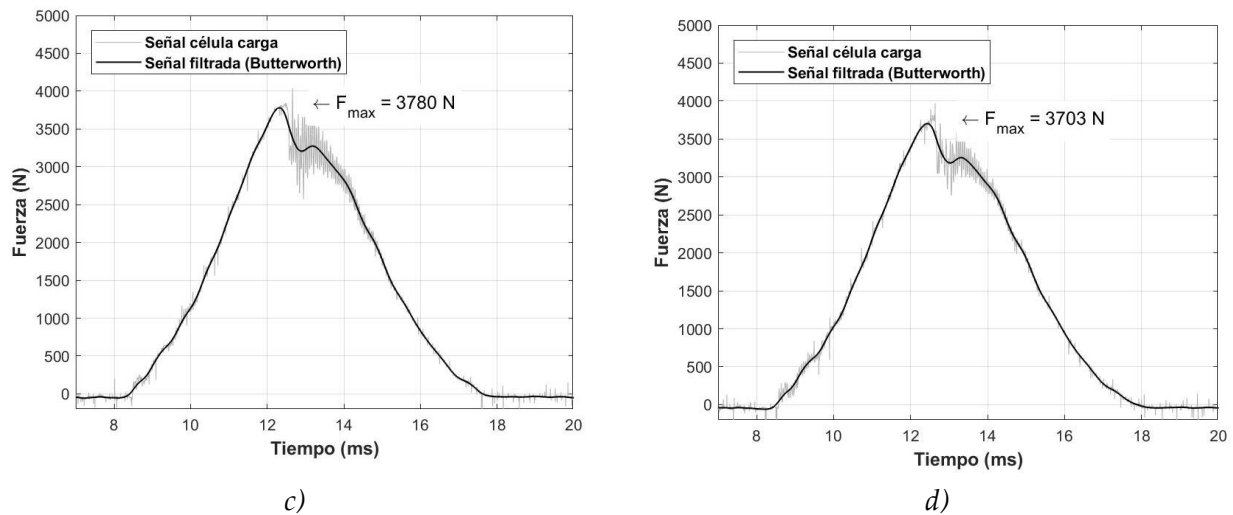


Figura 133. Gráficos de fuerza velocidad para cada uno de los grupos de velocidad media ensayados, donde ha aparecido comportamiento asociado a un régimen crítico: a) 2.5 mm/s, b) 4.0 mm/s, c) 6.0 mm/s y d) 11.0 mm/s. Fuente: elaboración propia.

A 13 J, el análisis estadístico de los datos de fuerza se ha llevado a cabo mediante el análisis de la varianza (ANOVA) para un factor. Los resultados obtenidos con un nivel de significancia de 0.05 permiten afirmar que existen diferencias significativas en las medias de al menos uno de los grupos ($0.01 < 0.05$) cuando se comparan los datos de los cuatro grupos de velocidad V1, V2, V3 y V4. Para encontrar aquéllos grupos que muestran diferencias significativas, se han tomado las muestras de manera independiente en función del grupo de velocidad a la que se realizó la impregnación, y han sido analizadas por pares mediante la prueba *t-Student* para varianzas desiguales, pueden destacarse ciertas diferencias. Por parejas, los grupos V1-V3, V2-V4 y V3-V4 mostraron diferencias significativas entre sus medias, con un valor de significación < 0.05 . Así, valores elevados de velocidad (i.e. V4) producen resultados similares a velocidades muy bajas (i.e. V1), al no aparecer diferencias significativas entre ellos. Ambos sí muestran resultados significativamente diferentes respecto a la velocidad óptima, y más concretamente el par V3 y V4, con un valor de significancia de < 0.002 , lo cual muestra que velocidades por encima del valor óptimo reducen las propiedades mecánicas de manera más acentuada que velocidades inferiores. La velocidad V2, cercana al valor óptimo, no muestra diferencias significativas respecto a V3, más cercana aún al valor óptimo. Así, se puede deducir la

existencia de una meseta o ventana de control (*process window*) como un abanico de velocidades alrededor del valor óptimo que permiten obtener propiedades similares.

También en la Tabla 20 y Figura 130 se muestran los resultados obtenidos durante el impacto a 26 J para cada grupo de velocidad. La amplia dispersión de los resultados cuando se compara con la obtenida en el impacto a 13 J puede explicarse al tenerse en cuenta que el impacto a 26 J se realizó sobre probetas ya impactadas a 13 J. El daño acumulado, pequeñas variaciones en el posicionamiento y condiciones de contorno podrían haber provocado pequeñas alteraciones aleatorias en cada probeta.

En la Figura 134 se muestran las curvas de fuerza-tiempo representativas de cada una las velocidades. Las probetas impregnadas a 6.0 mm/s son las únicas que mostraron un impacto subcrítico a pesar de la igualdad de resto de condiciones. En ninguna de las probetas correspondientes a otras velocidades se observó este resultado, mostrándose en todas en régimen supercrítico. En cuanto a los valores de fuerza máxima, las probetas impregnadas a 4.0 mm/s mostraron valores de fuerza comparables incluso ligeramente superiores a las de 6.0 mm/s, aunque las primeras sí colapsaron produciendo grandes delaminaciones internas, a diferencia de las últimas, en las que el daño no fue tan apreciable. En cuanto a las fuerzas residuales tras el impacto las probetas impregnadas a 4.0 mm/s mostraron resultados superiores, dada la naturaleza subcrítica del impacto. El resto de probetas mostraron valores notablemente más pequeños, a medida que se alejan de la región de velocidad óptima. Los valores más pequeños de fuerza máxima y residual se reportaron en las probetas impregnadas a 11.0 mm/s.

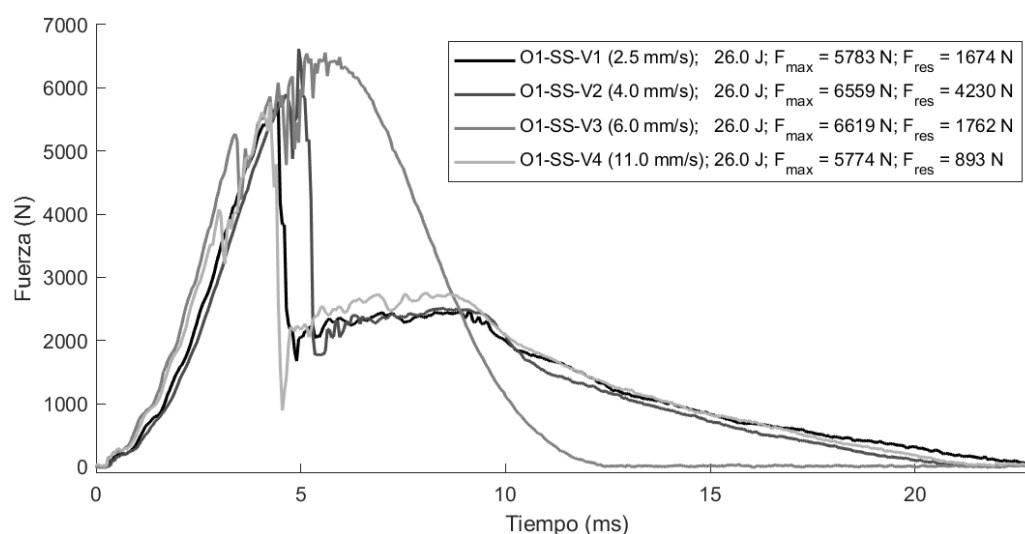


Figura 134. Gráfico Fuerza-Tiempo para probetas representativas de cada grupo de velocidad.
Fuente: elaboración propia.

Los valores de fuerza máxima de reacción sobre el impactador están directamente relacionados con la rigidez del material, por lo que los datos obtenidos reproducen lo obtenidos en los ensayos a tracción, en el punto anterior. De esta forma las propiedades óptimas son obtenidas a velocidades de impregnación óptimas que se sitúan en torno a los 4.0 – 6.5 mm/s, punto en el que se maximiza el resultado de fuerza de la Figura 130.

5.3.3. Relación entre el área dañada y la velocidad de impregnación

Como segunda variable del análisis, se trata en este punto el efecto de la velocidad del frente de flujo sobre el área dañada tras el impacto. En la Tabla 21 se resumen los valores de área dañada para cada grupo de velocidad. Los datos corresponden a la media y desviación típica de las cuatro probetas analizadas para cada una de las velocidades.

Tabla 21. Área dañada para cada grupo probetas ensayadas. Fuente: elaboración propia.

Grupo - Velocidad	Área dañada	Área dañada
	a 13 J (mm ²)	a 26 J (mm ²)
V1 (2.5 mm/s)	2166.1 ± 244.5	7090.5 ± 1540.2
V2 (4.0 mm/s)	2339.4 ± 258.4	6511.8 ± 1397.6
V3 (6.0 mm/s)	2205.7 ± 798.9	5905.3 ± 776.0
V4 (11.0 mm/s)	2723.5 ± 734.6	6394.7 ± 1398.5

En la Figura 135 se muestra la relación entre el área dañada (abscisas) y la velocidad del frente de flujo (ordenadas) para las probetas ensayadas a 13 J y a 26 J. Aunque la dispersión es elevada, se halla un mínimo en el valor de velocidad de 6.0 mm/s a 26 J. A medida que el valor de velocidad se aleja de este valor, el área dañada aumenta perceptiblemente, pasando de $5905.3 \pm 776.0 \text{ mm}^2$ a $7090.5 \pm 1540.2 \text{ mm}^2$ en el caso de velocidades más bajas y a $6394.7 \pm 1398.5 \text{ mm}^2$ en el caso de aumentar la velocidad. Ello supone un aumento de un 20.1 % y 8.2 % respectivamente.

En el caso del impacto a 13 J, la diferencia entre velocidades es más sutil. En este caso, no se aprecia un valor mínimo tan acentuado como en el caso de 26 J. Concretamente, para 2.5 mm/s se obtiene la menos área dañada, ligeramente por debajo del valor correspondiente a 6.0 mm/s. El valor de área dañada a 4.0 mm/s no se aleja en gran medida de los dos anteriores. Sí existe un aumento significativo para 11.0 mm/s con un valor un 26% superior al obtenido a 2.5 mm/s.

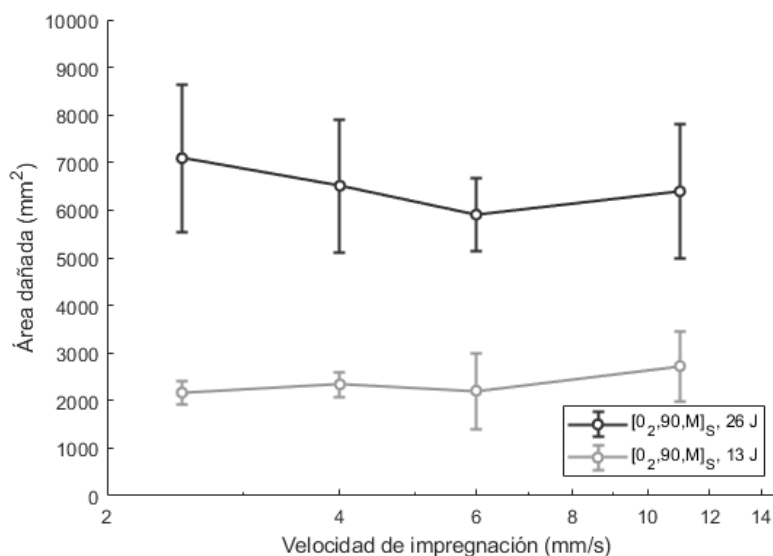


Figura 135. Fuerza máxima de reacción en el impactador en función de la velocidad del frente de flujo durante la impregnación. Fuente: elaboración propia.

Agrupadas las variables según el grupo de velocidad (V1 – V4) y energía (13 J y 26 J), el análisis de varianza (ANOVA) de un factor muestra la existencia de diferencias significativas en las medias de los grupos con un nivel de significancia de $0.02 < 0.05$. Analizando las muestras por separado, mediante la prueba *t-Student* para dos muestras con

varianzas desiguales, se muestra la mayor diferencia de medias cuando se enfrentan los grupos V1-V4, V2-V4 y V3-V4 con un valor de significación inferior a 0.05. Se deduce así que los valores elevados de velocidad (i.e. V4) producen resultados significativamente más alejados del óptimo que en el caso de velocidades muy pequeñas (i.e. V1 y V2). En cualquier caso, debe añadirse que la distancia entre los intervalos de velocidad no es homogénea en los cuatro grupos, siendo el grupo V4 el más alejado del óptimo. Este resultado se deduce igualmente al analizar las líneas de ajuste de la gráfica *Fuerza máxima – Velocidad del frente de flujo* (Figura 130), al observarse una pendiente más acentuada para valores superiores al valor óptimo que para los menores. La misma conclusión se deriva al analizar la curva de área dañada frente a la velocidad de frente de flujo (Figura 135), en la que se observa una pendiente notablemente superior para valores de velocidad superiores al óptimo. En impactos de baja energía, y desde el punto de vista de los atrapamientos de aire, el efecto de los microhuecos (generados con flujos a velocidades elevadas) resulta más negativo mecánicamente que los macrohuecos, generados a baja velocidad. Puede deducirse que resulta más conveniente maximizar la impregnación en el interior de hebras que entre hebras. El impactador produce un daño muy localizado, con un tamaño comparable al diámetro de las hebras, por lo que no se requiere una amplia transmisión de esfuerzos entre las hebras, y por tanto resulta más conveniente que exista una fuerte consolidación entre fibras, y más específicamente en el punto de impacto.

Se deduce así que, a pequeñas energías, el efecto de los microhuecos es significativamente más influyente que los macrohuecos. Probablemente, el daño se concentre en largas cadenas de microhuecos que pueden encontrarse en el interior de las hebras, a lo largo de su eje. De esta manera las pequeñas fracturas generadas por el impacto se propaguen fácilmente a través de ellos. Los macrohuecos, que se presume estarán en menor densidad, aunque con un tamaño mayor, no se encuentran lo suficientemente próximos como para propagar la grieta entre ellos.

Para energías superiores, según la Figura 135, se deduce que la existencia de macrohuecos tiene un efecto mayor al de los microhuecos. En tales casos, la energía aplicada es más que suficiente para propagarse a través de los microhuecos del interior de las hebras, alcanzando la interfase entre distintas láminas. Es en éstos lugares donde se encuentran preferentemente los macrohuecos, zonas en las que comúnmente se encuentran grandes dominios de resina. Cuando la energía es suficiente como para llegar a los macrohuecos, la propagación de grieta se produce a través de ellos, generando delaminaciones entre láminas consecutivas, especialmente entre las de distinta orientación. Dado que en estos casos la flexión de la probeta adquiere valores elevados, se generan elevados esfuerzos cortantes en las uniones entre láminas. Estos dos efectos conducen a un fallo por delaminación que abarcan grandes superficies de la probeta.

Así, para impactos de alta energía y en ausencia de control de velocidad, y tratando de minimizar el daño, resulta más interesante el uso de velocidades superiores a la del valor óptimo que velocidades inferiores a éste. Para impactos de baja energía, por el contrario, resulta más interesante impregnar a velocidades inferiores a la óptima. En una situación intermedia, el óptimo se encuentra en 6.0 mm/s. Esta afirmación se enfrenta al uso preferente de velocidades elevadas por parte de la industria, en la que los tiempos de ciclo de los componentes es a menudo un factor decisivo. No obstante, en ciertas industrias y componentes concretos, las propiedades mecánicas priman sobre los tiempos de producción. En cualquier caso, el hecho de utilizar el valor óptimo de velocidad de frente de flujo implicará una maximización de las propiedades mecánicas además de unos valores de velocidad intermedios, probablemente apropiados para una mayoría de componentes fabricados mediante infusión de resina.

En relación al modo de fallo de las probetas, tal como se anticipó en el punto anterior, ciertas probetas infusionadas a baja velocidad mostraron rotura crítica, como las mostradas en la Figura 136. Estos casos, en los que se obtiene el pico de fuerza crítica a un valor inferior a la fuerza máxima han predominado en los casos en los que se ha infusionado a muy baja

velocidad. Si se observan las imágenes de las probetas impactadas (Figura 136b y Figura 136d), la fractura se extiende horizontalmente a lo largo de líneas rectas definidas. Estas líneas coinciden con los espacios inicialmente vacíos entre fibras y hebras. Así, estas líneas de fractura quedan asociadas a velocidades de impregnación bajas, que tienden a generar macrohuecos en los espacios entre hebras. Al observar estas líneas a nivel microscópico, aparecen unas zonas no impregnadas entre hebras contiguas. Teniendo en cuenta el bajo valor de velocidad de impregnación, estas zonas se corresponden con macrohuecos entre las hebras, al haber avanzado el flujo más rápidamente en el interior de las hebras por capilaridad. Cerca del punto de impacto, las grietas no sólo se propagan a través de la unión entre hebras, sino que también lo hacen en el interior de las hebras. Este efecto se ve favorecido por la existencia de microhuecos, generados a alta velocidad de impregnación.

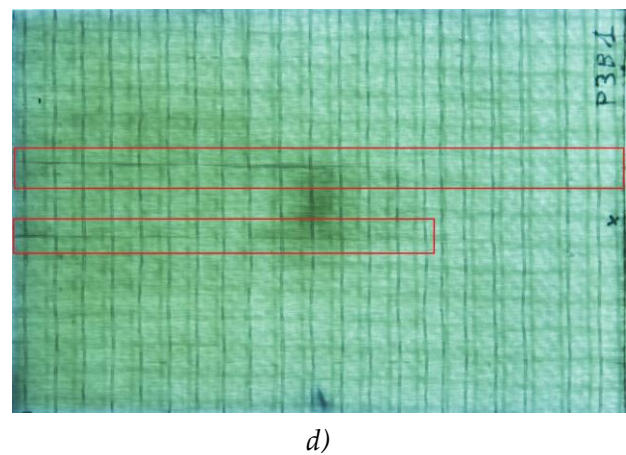
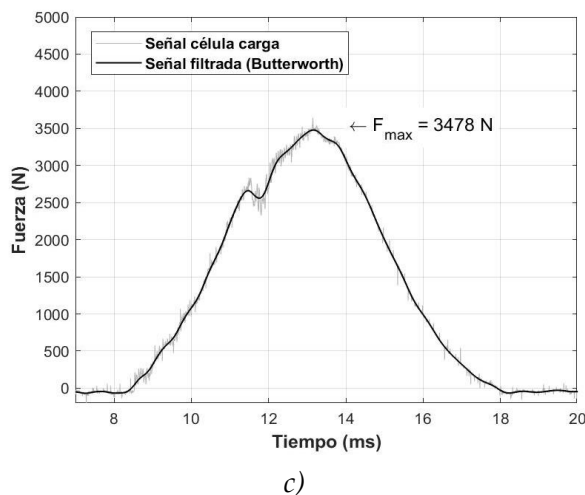
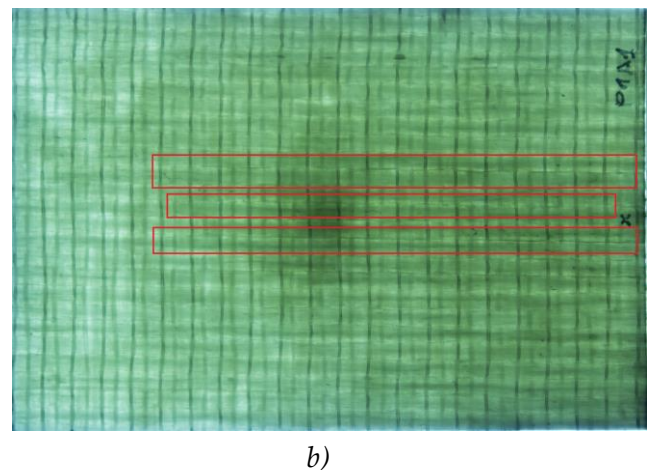
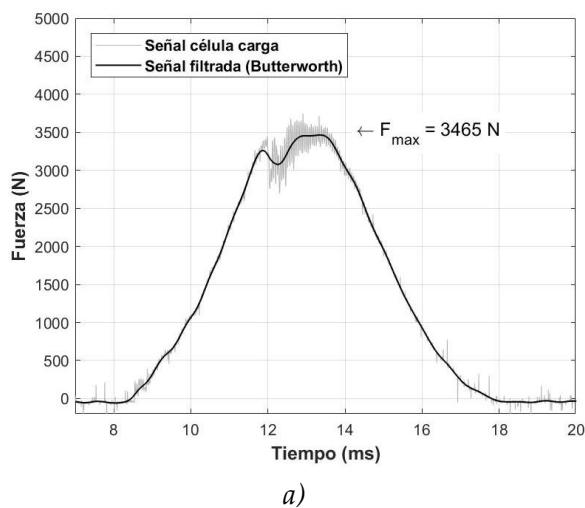


Figura 136. Probetas impactadas con rotura crítica a 13 J. Fuente: elaboración propia.

La micrografías mostradas en la Figura 137 denotan la presencia de atrapamientos de aire (en blanco) entre las fibras y hebras de una de las probetas del grupo de velocidad V1, impregnadas a velocidad relativamente baja. En la imagen superior de la Figura 137a, con una magnificación de 10X, se observan pequeños atrapamientos de tamaño comparable al tamaño de la fibra en las fibras a 0°, en la capa superior del laminado. En la parte inferior de la misma imagen se observan los atrapamientos en la zona de fibra perpendicular, a 90°. Éstos se extienden en la dirección de la fibra a dimensiones del orden de 1 mm. En la Figura 137b, con un nivel de magnificación de 50X, se muestra con mayor detalle uno de los microhuecos. El atrapamiento se encuentra casi herméticamente cerrado por las fibras contiguas, por lo que su eliminación una vez finalizada la impregnación resulta poco probable. De la misma manera, en la Figura 137c se muestra un macrohueco intralaminar, ubicado en la interfaz entre una lámina a 0° y la contigua a 90°. El tamaño de este atrapamiento, de aproximadamente 150 µm, es notablemente mayor al encontrado en el interior de hebras.

El análisis de microscopía se ha llevado a cabo también sobre una de las probetas ensayadas a impacto e impregnadas a un valor cercano a la velocidad óptima (i.e. del grupo V3) y, por otro lado, sobre una probeta impregnada a velocidad elevada (i.e. del grupo V4).

En el caso de la probeta impregnada a velocidad cercana a la óptima se observan pequeños niveles de daño, concretamente rotura de fibras localizadas, no propagada más allá de una longitud comparable al diámetro de la fibra. En la Figura 138 se muestra la sección de una de las probetas impregnadas a 6.0 mm/s cuando es observada cerca de la zona de impacto. Se observan distintas fibras fracturadas, aunque las grietas no se propagan más allá del tamaño de la fibra, probablemente debido a elevada rigidez de las mismas en relación a la de la matriz, capaz de deformarse evitando así la fractura. Este tipo de fallo en el material se anticipa en el punto 2.2.4.3.2, en el que según [221] se incluyen los distintos tipos de fallo en el ensayo a impacto de un material compuesto (Figura 43).

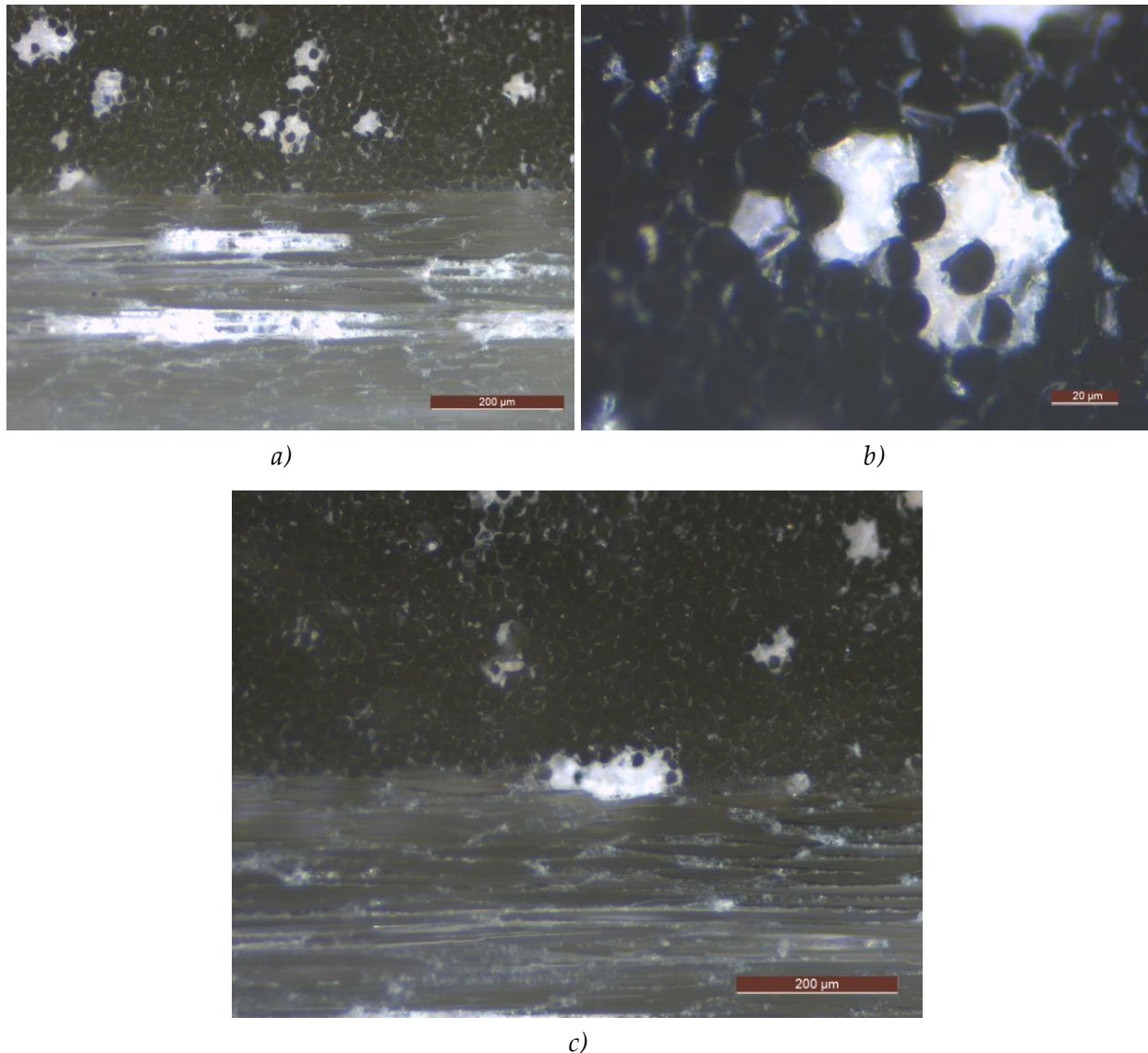


Figura 137. a) Micrografías de probetas de impacto impregnadas a baja velocidad a 10X, b) detalle a 50X y c) micrografía a 10X de un macrohueco en la interface de dos láminas unidireccionales a 0° y 90°. Fuente: elaboración propia.

Por otro lado, en probetas impregnadas a velocidad elevada (11.0 mm/s) e impactadas a 13 J, se observan daños más destacables. En muchas de estas probetas se detectaron pequeñas delaminaciones interlaminares cerca del punto de impacto, y principalmente en la cara impactada. En la Figura 139a se observa una misma delaminación vista en un corte transversal al flujo, mientras que en la Figura 139b se observa la misma delaminación vista cuando se ha realizado una sección longitudinal con el flujo, ambas

pasando por el punto de impacto. Al igual que la rotura de fibras individuales, este tipo de fallo también ha sido observado por otros autores, tal como se remarca en la Figura 43.

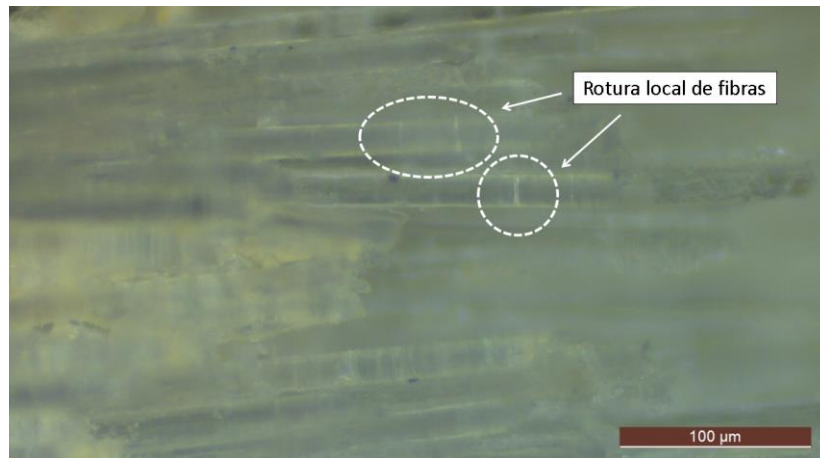
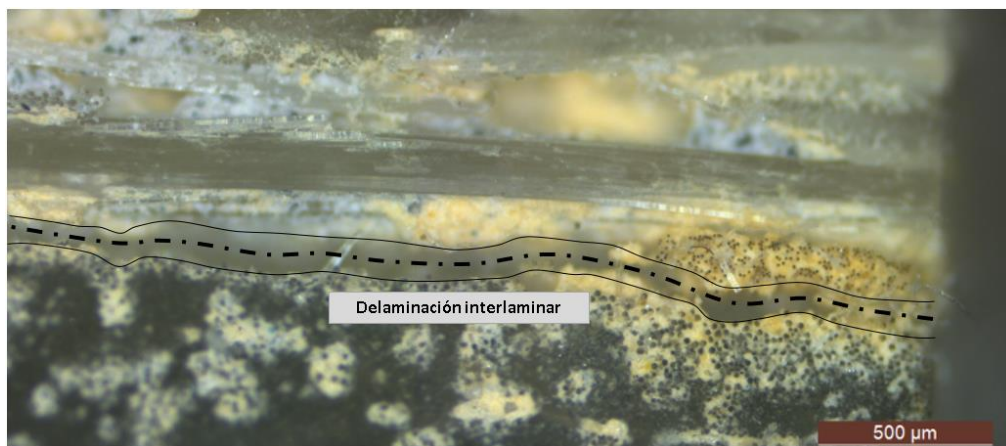
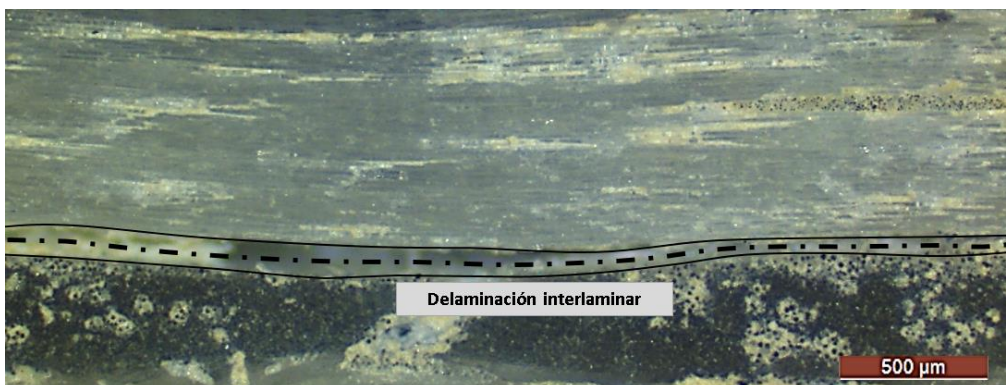


Figura 138. Rotura local de fibras tras el impacto en probetas impregnadas a velocidades próximas al valor óptimo. Fuente: elaboración propia.



a)



b)

Figura 139. Delaminación en la cara impactada de una de las probetas impregnadas a alta velocidad en a) una sección transversal al flujo, y b) según una sección longitudinal al flujo. Fuente: elaboración propia.

En cuanto a la generación de atrapamientos de aire, en el caso de las probetas impregnadas a alta velocidad, y reafirmado por distintos autores según el punto 2.2.4.2.5, se observa la existencia de una elevada cantidad de microhuecos entre fibras, de manera más acentuada que en las probetas impregnadas a velocidad cercana a la óptima. En la Figura 140 se muestra la reducción del número de microhuecos encontrados en una probeta impregnada a velocidad óptima (Figura 140 izquierda) respecto a una impregnada a alta velocidad (Figura 140 derecha).

Además, en las probetas impregnadas a velocidad elevada se observó la propagación de pequeñas grietas entre los huecos encontrados en las capas internas del material (Figura 141), correspondiente a láminas de tejido aleatorio, *mat*.

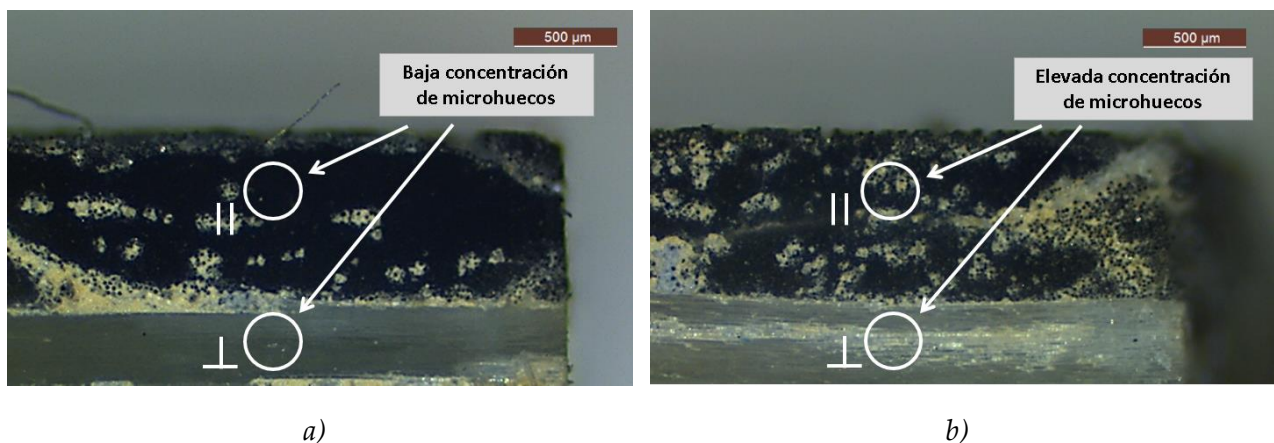


Figura 140. Análisis de microhuecos en: a) material impregnado a una velocidad cercana a la óptima (i.e. V3) y b) material impregnado a elevada velocidad (i.e. V4). El símbolo || denota fibra paralela al flujo (normal a la corte, láminas externas paralelas al flujo) y ⊥ fibra perpendicular al flujo (láminas interiores a 90°). Fuente: elaboración propia.

Tras los impactos a 26 J, las delaminaciones producidas se extienden casi por la totalidad de la probeta. El resultado característico es el mostrado en la Figura 142, donde la delaminación de la cara superior del laminado abarca una longitud comparable a la longitud total de la probeta. En la imagen inferior de la Figura 142 se ha capturado el efecto de pandeo que ocurre en la cara impactada (*kinking*).

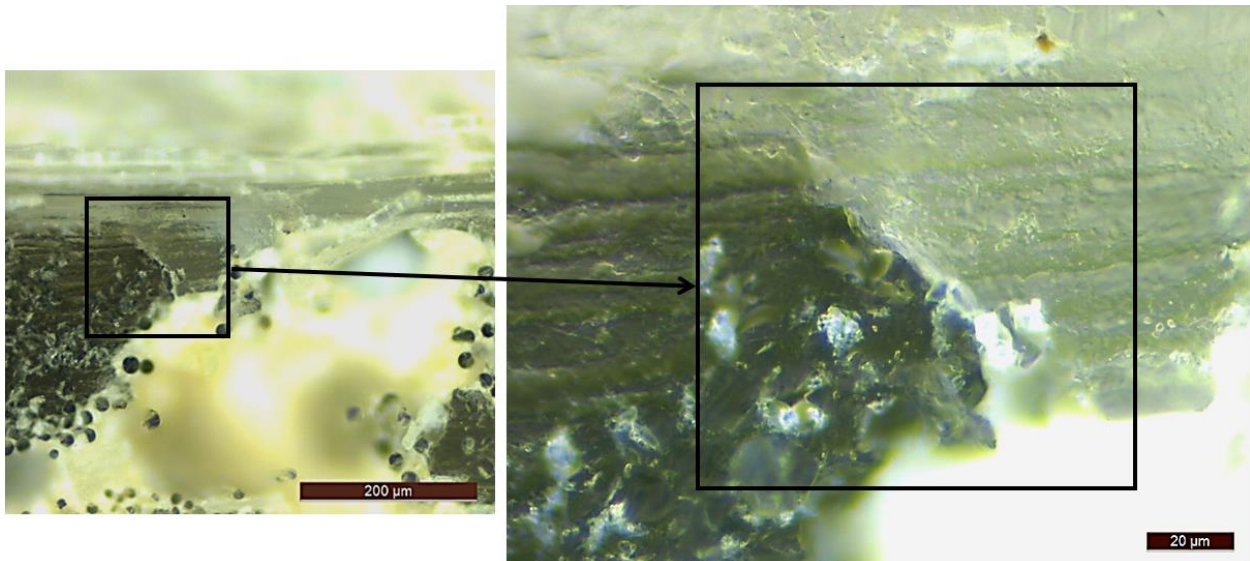


Figura 141. Aparición de grietas, tras el impacto a baja velocidad, en capas intermedias donde se ubican los tejidos mat. Fuente: elaboración propia.

Tales delaminaciones se ven favorecidas por la existencia de macrohuecos alojados entre las distintas láminas que conforman el laminado. No existiendo elementos de adhesión entre distintas láminas aparte de la propia resina (conteniendo macrohuecos), la propagación de delaminaciones interlaminares constituye el principal modo de fallo de laminados sin refuerzo tridimensional.

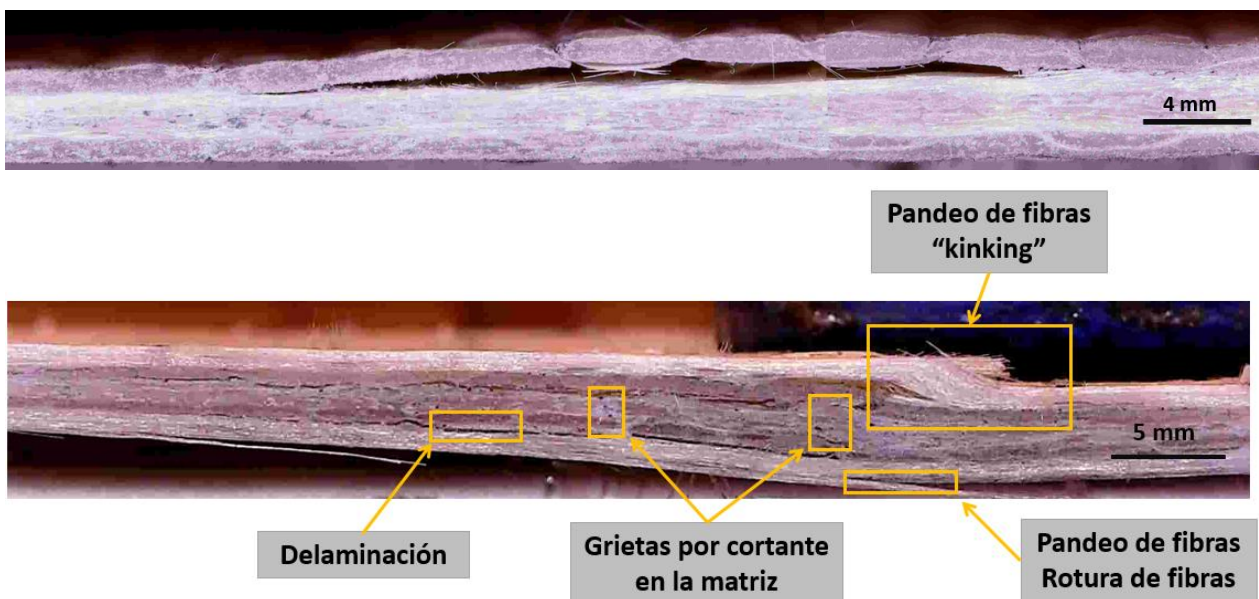


Figura 142. Delaminaciones producidas en un laminado sin stitching impactado a 26 J. Vista frontal de la fibra (superior), y vista longitudinal con muestra de pandeo de fibras (inferior). Fuente: elaboración propia.

Superficialmente aparecen efectos de *kinking*, generados por el fallo a compresión de las láminas superiores (Figura 143). La aparición de *kinking* en la cara superior, las delaminaciones internas, así como la rotura de la matriz y fibras ya fue introducida en la Figura 43 del Capítulo 2 como mecanismos de fallo característicos de este tipo de laminados.

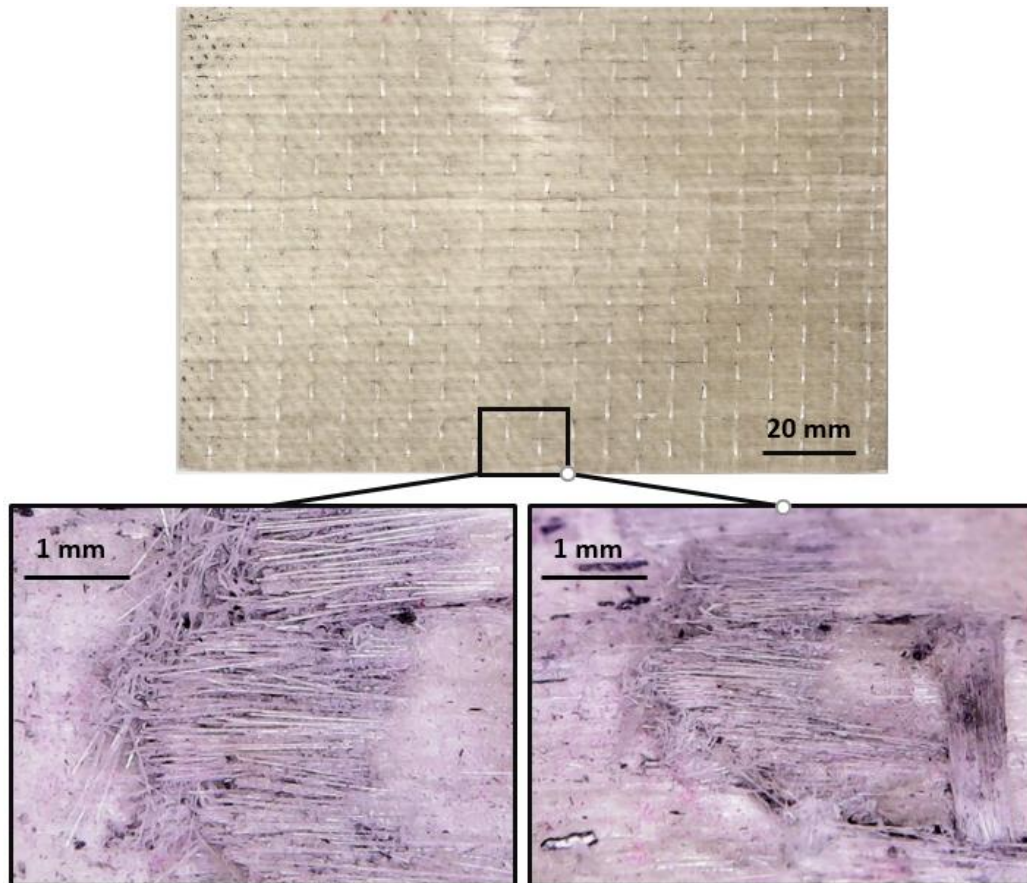


Figura 143. Detalle de la fractura a través del espesor en laminados sin stitching sometidos a impacto de 26 J, mostrando un efecto de “kinking” en la lámina superior como consecuencia de la compresión. Fuente: elaboración propia.

Como conclusión el análisis de impacto de laminados convencionales, pueden remarcarse las siguientes ideas:

- A velocidades intermedias, entre 4.0 mm/s y 6.0 mm/s se obtienen valores máximos de fuerza de reacción en impactos a 13 J y 26 J, siendo los máximos relativos más acentuados en el caso de 26 J.

- La capacidad de mejora de propiedades crece con la energía aplicada, dado que a bajas energías el impacto genera un daño muy localizado en el que aparece principalmente compresión, agrietamiento de la matriz y rotura local de fibras, por lo que la influencia de microhuecos y macrohuecos es poco relevante. A bajas energías (13 J), la fuerza máxima aumenta un 1.3 % al pasar de velocidades muy bajas a la velocidad óptima, y un 1.9 % al pasar de velocidades muy altas a la velocidad óptima. Por su parte, el área dañada no varía con la velocidad en el rango de 2.5 mm/s a 6.0 mm/s, pero sí aumenta considerablemente, un 26 % al pasar de 6.0 mm/s a 11.0 mm/s.
- A mayores energías (26 J) tanto la fuerza máxima como el área dañada marcan un punto óptimo situado alrededor de los 6.0 mm/s. Los resultados de fuerza máxima se incrementan entre un 10 % y un 13% respecto a los obtenidos a 11.0 mm/s y 2.5 mm/s respectivamente. Fuera de los valores óptimos de velocidad, el área dañada aumenta un 8.2 % al usar velocidades muy altas, y un 20.1 % al utilizar velocidades muy bajas de impregnación. Ambas variaciones relativas se sitúan en la misma tendencia.
- Los mecanismos de fallo referidos a altas energías en tejidos sin refuerzo tridimensional se fundamentan en la propagación de delaminaciones entre las capas superficiales de distinta orientación, acrecentándose el efecto en el caso de existencia de macrohuecos. Igualmente, en caso de albergar grandes cantidades de microhuecos, se producen fallos internos en las hebras que igualmente derivan en delaminaciones.

5.4. Análisis de laminados a impacto. Laminados reforzados con stitching

5.4.1. Resultados de impregnación

De forma análoga al análisis realizado en el punto anterior en probetas sin stitching, el estudio de impregnación en probetas con stitching tiene aún mayor relevancia por el propio efecto del stitching en el proceso, tal como se analizó en el 5.1. En el punto referido no pudieron estudiarse los efectos del stitching tras finalizar el proceso por la imposibilidad de curar el fluido utilizado. Se mostrará especial atención a los resultados obtenidos una vez curada la resina, tanto de manera superficial como en secciones microscópicas.

Los resultados de velocidad y los valores consignados son los mostrados en la Tabla 22. Teniendo en cuenta que el stitching permite el uso de velocidades más elevadas, las velocidades elegidas son han sido ligeramente superiores a las de los tejidos sin stitching.

Tabla 22. Valores de velocidad consignados para la fabricación de probetas a impacto. Fuente: elaboración propia.

Grupo	Velocidad de consigna (mm/s)	Velocidad real (mm/s)
V1	2.5	2.5 ± 0.7
V2	5.0	5.2 ± 0.7
V3	7.5	7.3 ± 1.6
V4	13.5	13.7 ± 0.7

Debido a razones diversas como la inercia del PID, la resolución de las cámaras utilizadas, la velocidad de procesamiento y/o pequeñas variaciones en las características de los tejidos, aparecen pequeñas desviaciones sobre las consignas fijadas, situadas en torno a un $\pm 15\%$ sobre ésta. En la Figura 144 se muestra a modo de ejemplo el control de velocidad de impregnación de las probetas del grupo V1, a una velocidad consignada de 2.5 mm/s (en gris). La curva en negro muestra la velocidad real medida por el sistema de control, deduciéndose una velocidad aproximadamente constante y homogénea durante todo el proceso de impregnación. La similitud entre una curva y otra ha sido valorada numéricamente mediante el test Kolmogorov-Smirnov o test KS [421], que valora la distancia vertical máxima de la función de distribución acumulada empírica, reportando un

valor de disimilitud de $0.0216 < 0.05$, permitiendo afirmar que ambas curvas pueden considerarse similares entre sí. El resto de laminados mostraron equivalencias similares, a pesar de que, a velocidades muy elevadas, la capacidad computacional del sistema de control puede verse limitada.

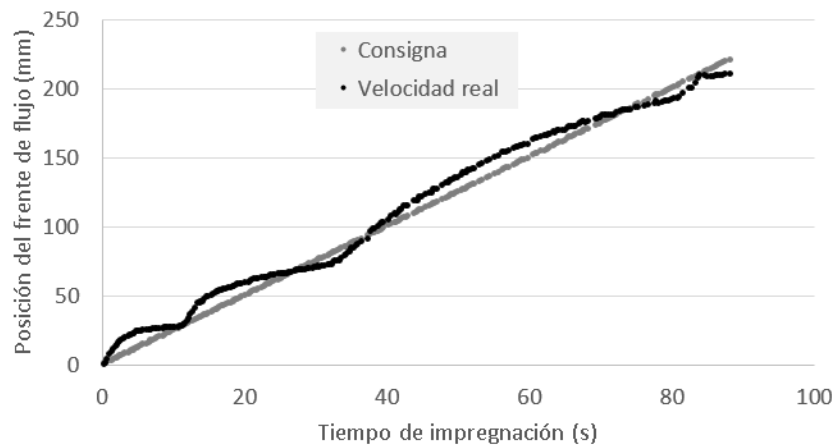


Figura 144. Proceso de impregnación a velocidad controlada para probetas $[90_2,0,M]_s$ con stitching: en gris la consigna de 2.5 mm/s y en negro la velocidad real. Fuente: elaboración propia.

En cuanto al análisis de defectos tras el proceso de impregnación y curado, la inspección visual de la superficie de los tejidos con stitching muestra una clara tendencia a la generación de oquedades alrededor de los puntos de puntada (Figura 145). La distorsión generada en las hebras induce la creación de zonas sin impregnar. Estos huecos tienen dimensiones del orden de 1 mm de ancho por varios de largo, disipándose de manera progresiva a partir del punto de cosido. Conocido es por la literatura el hecho de que el stitching genera zonas ricas en resina, aunque no lo relaciona con la aparición de grandes huecos superficiales que pueden llegar a ocupar todo el espesor del laminado. En este sentido cabe señalar que el stitching suele cubrirse normalmente con elementos adicionales, encontrándose como práctica común de la adición de una lámina superficial de *mat* para homogeneizar la superficie. En tal caso, los huecos presentados en la Figura 145 quedarán llenos de resina, que aumentará el peso, propiciará la aparición de macrohuecos y estructuralmente no supondrán una mejora notable. En otros casos, en los que se utiliza

RTM como proceso de impregnación, la presión positiva generada en la cavidad conlleva a que estas cavidades queden también llenas de resina. Sin embargo, en el proceso de infusión, y asociado en principio a un nivel de vacío elevado, tales áreas contienen gran número de huecos como se ha mostrado en la Figura 145.

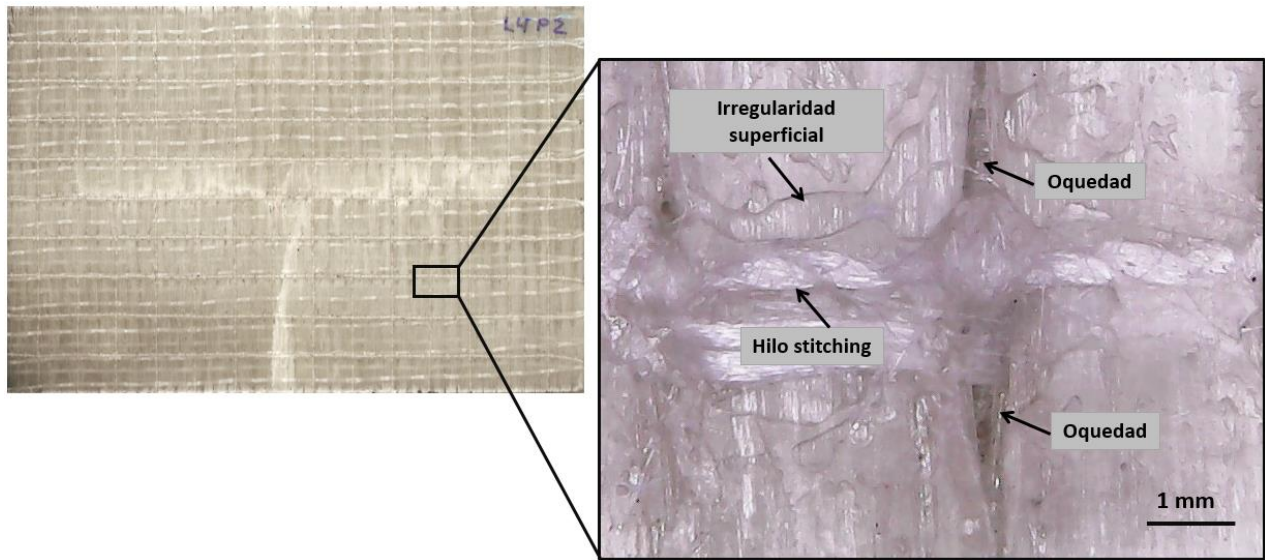


Figura 145. Defectos de impregnación localizados alrededor de un punto de cosido, en forma de grandes oquedades, una vez curada la resina. Fuente: elaboración propia.

La existencia de oquedades como las descritas en la Figura 145 no se limitan a la superficie, pudiendo alcanzar profundidades de varios milímetros, en incluso ocupar todo el espesor. En la Figura 146 se muestra una sección de tal laminado a través de uno de sus punto de puntada. Tal como se remarca en la imagen a la izquierda, aparecen dos macrohuecos o zonas sin resina a consecuencia de la proximidad de un hilo de stitching. Queda así manifiesta la generación de zonas secas incluso en la cara en contacto con el molde en procesos de infusión. En todos los casos, la aparición de este tipo de defecto puede asociarse a la aplicación de un nivel de vacío relativamente elevado, no siendo siempre efectivo cuando se trata de tejidos con stitching. En laminados simples sin refuerzo transversal no se ha observado este efecto de forma tan acentuada. Ello lleva a que el nivel de vacío a aplicar en tejidos con stitching debe ser notablemente inferior al aplicado en tejidos sin reforzar.

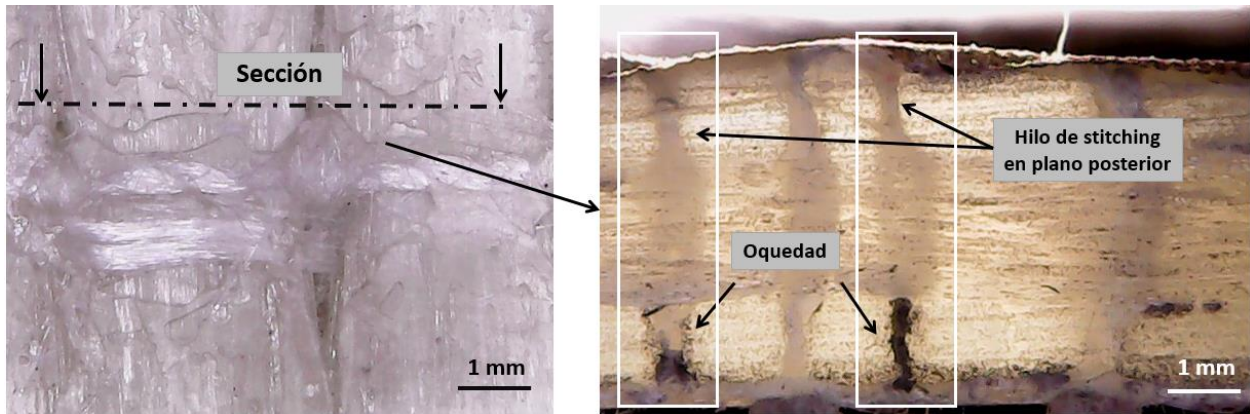


Figura 146. Sección transversal de un laminado con stitching a través de una de las puntadas. Fuente: elaboración propia.

Igualmente se ha observado que el hilo transversal genera también atrapamientos de aire, principalmente macrohuecos en las zonas próximas a la puntada (Figura 147). Se concentran principalmente en láminas intermedias, aunque en menor concentración y tamaño también aparecen en láminas más superficiales. Estos huecos pueden venir derivados del movimiento del aire que queda atrapado superficialmente según se expuso en el punto anterior y en la Figura 145. En cualquier caso, la existencia de tales defectos compromete parte de las propiedades mecánicas de los materiales, como se derivará del análisis mecánico.

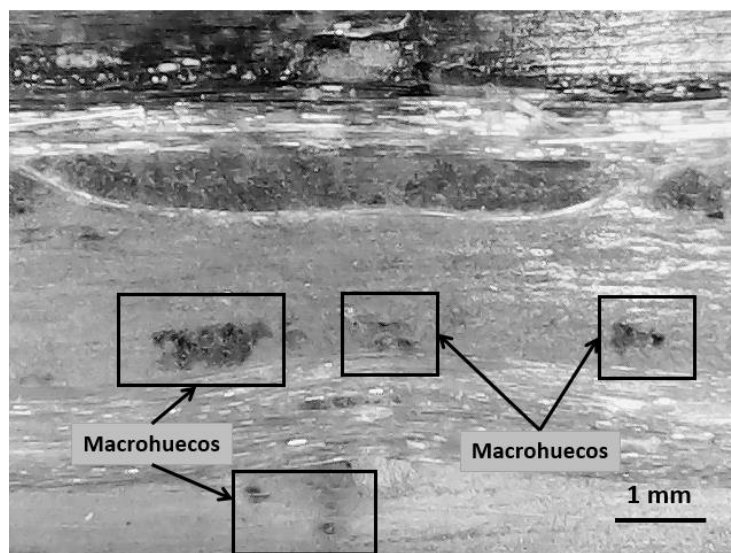


Figura 147. Macrohuecos y microhuecos generados laminados impregnados a velocidad de impregnación de 7.5 mm/s. Fuente: elaboración propia.

5.4.2. Relación entre la fuerza máxima y la velocidad del frente de flujo

El conjunto de resultados obtenidos en relación a la fuerza máxima para los laminados [90₂,0,M]_s se resume en la Tabla 23. Se incluyen los correspondientes a 13 J y a 26 J, así como el laminado sin stitching considerado como referencia. Según los resultados, al comparar los resultados de laminados convencionales y con stitching se observan claras mejoras en aquéllos que incorporan stitching tanto a 13 J como a 26 J. Se pasa de un valor de 3884.2 ± 177.5 N a 4274.3 ± 370.6 N en impactos a 13J, y de 5061.1 ± 595.6 N a 5390.9 ± 373.4 N en impactos a 26 J, lo que supone un aumento de un 10.0 % y un 6.5 % respectivamente. La comparativa entre ambos será discutida más en profundidad en el punto 5.4.4.

Tabla 23. Área dañada para cada grupo probetas ensayadas. Fuente: elaboración propia.

Grupo - Velocidad		Fuerza máxima a 13 J (N)	Fuerza máxima a 26 J (N)
Con Stitching	V1 (2.5 mm/s)	4145.0 ± 145.4	5186.6 ± 425.5
	V2 (5.0 mm/s)	4274.3 ± 370.6	5375.7 ± 420.2
	V3 (7.5 mm/s)	4204.1 ± 255.6	5390.9 ± 373.4
	V4 (13.5 mm/s)	4206.8 ± 229.8	5240.9 ± 542.4
Sin Stitching	V0 (5.5 mm/s)	3884.2 ± 177.5	5061.1 ± 595.6

En lo que respecta a las probetas con stitching a distintas velocidades, es más adecuado visualizar los resultados según la Figura 148. Teniendo en cuenta los valores medios de cada grupo de velocidad, se aprecian valores más elevados a velocidades intermedias, de 5.0 mm/s y 7.5 mm/s. Concretamente, para 13 J aparece a 5.0 mm/s, y para 26 J se localiza entre 5.0 mm/s y 7.5 mm/s. Se estiman incrementos en la fuerza de reacción en torno al 3.1 % cuando se optimiza la velocidad en impactos de 13 J y alrededor del 3.9 % en 26 J. Se observa una amplia dispersión en los valores en todos los casos, aunque ligeramente más pequeña en el caso de 13 J, que va más allá de la reducción proporcional esperada según el valor de fuerza que representan. Tal dispersión, especialmente la del impacto a 26 J puede asociarse a que tal impacto se realiza sobre las probetas previamente impactadas a 13 J. Ello acumula efectos aleatorios en el segundo ensayo tales como pequeñas diferencias en el posicionamiento de la probeta, recuperación de deformación elástica del primer impacto, efecto creep, etc., que reducen la repetitividad en los resultados.

A diferencia de las probetas sin stitching del punto 5.3, las probetas de este ensayo no muestran un cambio tan acentuado entre velocidades extremas y las que podrían considerarse óptimas. Ello puede deberse a que la influencia del stitching es tan alta que atenúa el efecto de los atrapamientos de aire, tanto los microhuecos como los macrohuecos.

Como se remarcará en el análisis de daño en el punto siguiente, aunque los microhuecos y macrohuecos suscitan la propagación de grietas y delaminaciones, el stitching es capaz de contenerlas y evitar su propagación más allá del dominio cubierto por cada línea de puntada (en este caso 10 mm). Con ello, el efecto de tener mayor o menor cantidad de atrapamientos queda de alguna manera enmascarado por el propio stitching, que genera un efecto muy superior a la variación esperada por los microhuecos y macrohuecos. Según se derivó de los tejidos sin stitching del anterior análisis, se puede conseguir una mejora de un 1.3 a un 14.9% por el hecho de controlar la velocidad en impactos a 13 J y 26 J, respectivamente. Por su parte, al principio de este punto se estimó que la mejora esperada por el hecho de incorporar stitching va del 6.5 % al 10.0 %, por lo que ambas acciones surten efectos similares desde el punto de vista de la fuerza de reacción máxima.

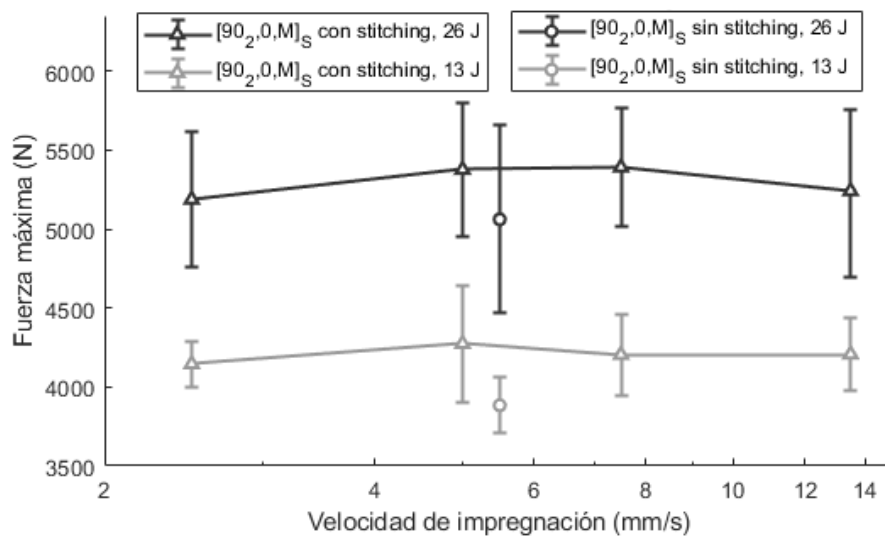


Figura 148. Fuerza máxima durante el impacto en probetas [90₂,0,M]_s con/sin stitching a 13 y 26 J. Fuente: elaboración propia.

En las probetas sin stitching se observa una marcada reducción en sus propiedades a impacto, reportando valores incluso menores que en el peor caso de aquéllas que incorporan stitching. En términos relativos, la fuerza máxima de las probetas sin stitching es entre un 90 % y un 95 % de las obtenidas con stitching. La razón de esta reducción radica, más que en su rigidez, en que se producen roturas incluso a niveles de energía reducidos. Las probetas sin stitching con orientaciones idénticas mostraron una rotura prematura, alcanzando fuerzas máximas inferiores a los tejidos con stitching, y mostrando además un impacto crítico en el que aparece rotura destacable en el material. Según se discutirá en el punto 5.4.4 en todas las probetas sin stitching se produjeron daños que fueron detectados por la sonda de fuerza a fuerzas críticas entre los 2500 N y 3000 N. Por el contrario, todas las probetas con stitching impactadas a 13 J mostraron un impacto subcrítico, lo cual pone de manifiesto que incluso a 13 J, el stitching tiene un efecto positivo, al evitar que haya producido cualquier tipo de daño.

5.4.3. Relación entre el área dañada y la velocidad del frente de flujo

De manera análoga al punto anterior, se han observado ligeras reducciones en las superficies dañadas tras el impacto, tanto a 13 J como a 26 J (Tabla 24). Aunque los resultados muestran elevada dispersión, especialmente en las probetas ensayadas a 26 J, puede distinguirse un conjunto de valores mínimos alrededor de V3 para 13 J y V2 para 26 J. En la Figura 149 se grafican los resultados de área dañada para todas las probetas con stitching (triángulo como marcador), tanto para impactos a 13 J (gris) como a 26 J (negro).

Tabla 24. Área dañada en laminados con/sin stitching impactados a 13 J y 26 J.

Grupo - Velocidad		Área dañada 13 J (mm ²)	Área dañada 26 J (mm ²)
Con Stitching	V1 (2.5 mm/s)	2205 ± 183	3569 ± 973
	V2 (5.0 mm/s)	2172 ± 244	3324 ± 992
	V3 (7.5 mm/s)	1322 ± 7329	3612 ± 1184
	V4 (13.5 mm/s)	2014 ± 236	4069 ± 1372
Sin Stitching	V0 (5.5 mm/s)	1958 ± 196	4858 ± 628

En el caso de la curva a 26 J, el mínimo aparece a una velocidad de 5.0 mm/s, con un valor medio de área dañada de $3324 \pm 992 \text{ mm}^2$, seguido de las impregnadas a 2.5 mm/s y 7.5 mm/s, con valores de $3569 \pm 973 \text{ mm}^2$ y $3612 \pm 184 \text{ mm}^2$, respectivamente. La reducción relativa al pasar de 11.0 mm/s (4069 mm^2) a 5.0 mm/s es de aproximadamente un 18.3 %.

En la curva a 13 J, aparecen valores muy similares a 2.5 mm/s y 5.5 mm/s, con áreas dañadas de $2205 \pm 183 \text{ mm}^2$ y $2172 \pm 244 \text{ mm}^2$. El valor mínimo se alcanza para los 7.5 mm/s, correspondientes a un valor de área dañada de $1322 \pm 329 \text{ mm}^2$. En ambos casos, para velocidades de 13.5 mm/s los valores de área dañada son superiores. La reducción relativa al pasar de 2.5 mm/s a 7.5 mm/s es aproximadamente un 40.0 %.

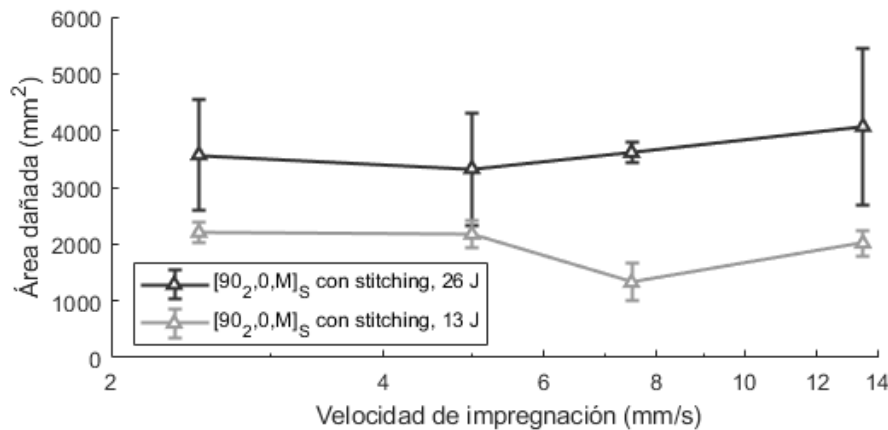


Figura 149. Área dañada en función de la velocidad de impregnación en tejidos $[90_2,0,M]_S$ con/sin stitching a 13 J y 26 J. Fuente: elaboración propia.

Para bajas energías de impacto la similitud de área dañada en los valores a baja y alta velocidad indican que el efecto de los microhuecos y los macrohuecos es similar en cuanto a propagación de daño (Figura 150). Las delaminaciones en ambos casos son similares en cuanto a magnitud y morfología.

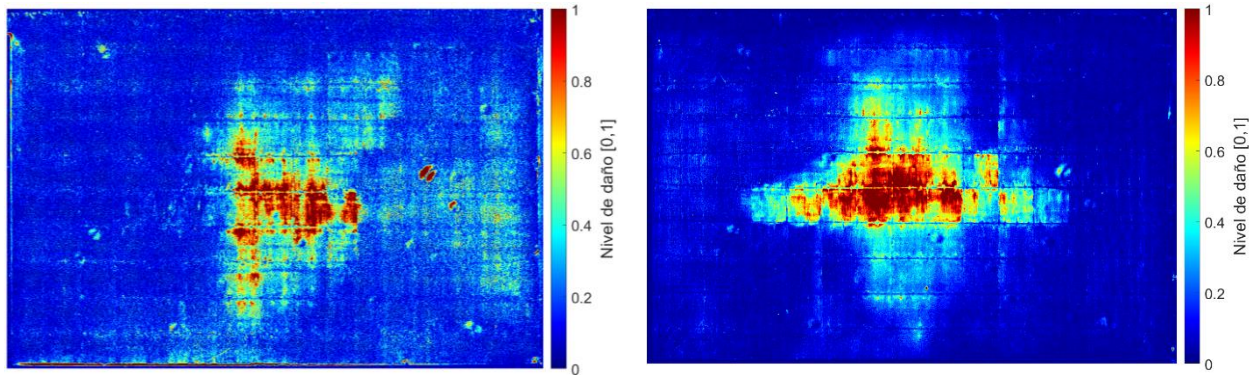


Figura 150. Daño característico a 13J sobre una probeta impregnada a 2.5 mm/s (izquierda) y a 13.5 mm/s (derecha). Fuente: elaboración propia.

Cuando la energía de impacto es elevada, el efecto de los microhuecos muestra una importancia más relevante que los macrohuecos. Ello se deduce a partir de Figura 149, en la que la máxima área dañada corresponde a la velocidad más elevada, de 13.5 mm/s para la que se genera la mayor cantidad de microhuecos. La propagación de la delaminación a gran escala se produce más fácilmente cuando existen macrohuecos entre las láminas, aunque los microhuecos fomentan la propagación de grietas en el plano transversal al laminado. Así, aparecen grietas de gran longitud que se han propagado desde el punto de impacto (Figura 151). El canal preferente de fractura son las líneas de cosido, dado que las puntadas suponen concentradores de tensión. Estas líneas de cosido coinciden con los dos ejes principales del plano del laminado, 0° y 90° , según se aprecia en el daño generado en las probetas de la Figura 152.

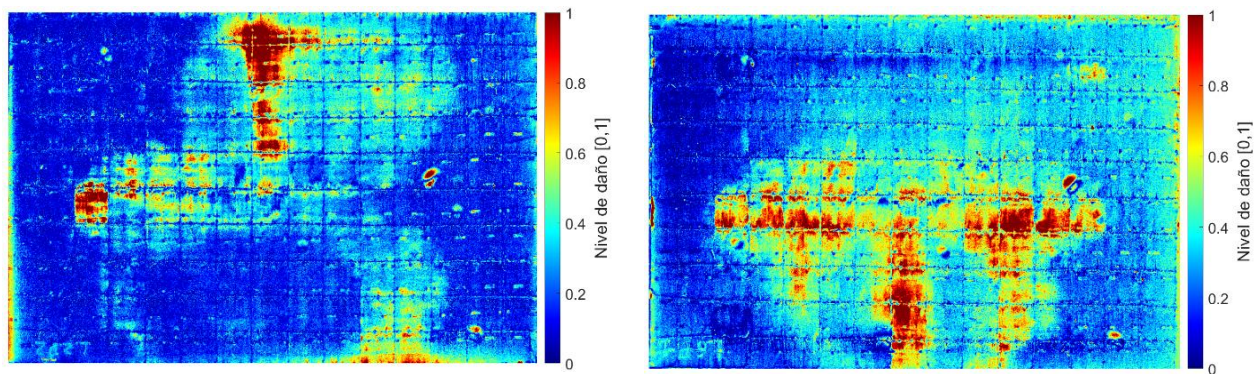


Figura 151. Daño característico a 26J sobre una probeta impregnada a 2.5 mm/s (izquierda) y a 13.5 mm/s (derecha). Fuente: elaboración propia.

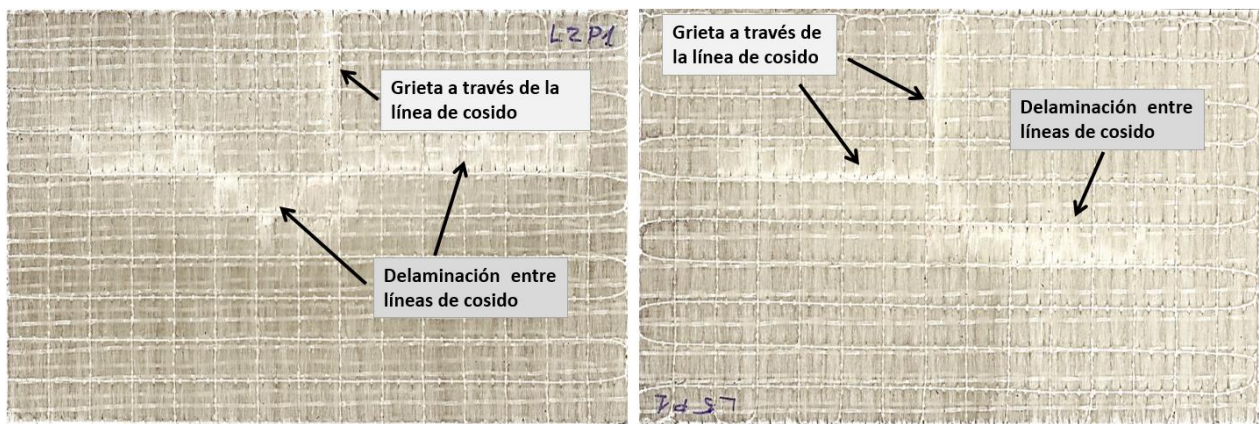


Figura 152. Descripción de los daños generados en las probetas impregnadas a baja (izquierda) y alta velocidad (derecha) e impactadas a 26 J. En las probetas a baja velocidad predominan las delaminaciones a gran escala, mientras que en las de alta velocidad aparecen daños por propagación de grietas a través de las puntadas. Fuente: elaboración propia.

En la Figura 153 se describen de forma esquemática los mecanismos de propagación de daño observados tanto a baja (Figura 153 superior) como a alta velocidad (Figura 153 inferior). A elevadas energías, y en zonas cercanas al punto de impacto las delaminaciones no se propagan de manera intensiva, aunque sí se generan en una determinada área de influencia. En el caso de laminados impregnados a baja velocidad, la existencia de macrohuecos (Figura 153 superior) facilita la propagación de la delaminación por cortante (modo II) y apertura (modo I) a pesar de que la puntada reduce su apertura. En tales casos la tensión normal y cortante es absorbida elásticamente por el hilo de cosido, llegando a disipar su efecto a medida que aumenta el número de puntadas adyacentes se encuentran en este escenario. Cuando los laminados han sido impregnados al elevada velocidad, se generará de una gran elevada cantidad de microhuecos (Figura 153 inferior). En este caso la propagación de delaminaciones no está asistida por los macrohuecos. La carga es transferida por cada lámina hasta los puntos de cosido, donde el material muestra numerosos defectos y zonas secas (véase 5.4.1). Se produce un efecto de concentración de tensión que conduce a la apertura de grietas a lo largo de las líneas de cosido y que se propagarán por las láminas internas en forma de delaminación a través del interior de las hebras.

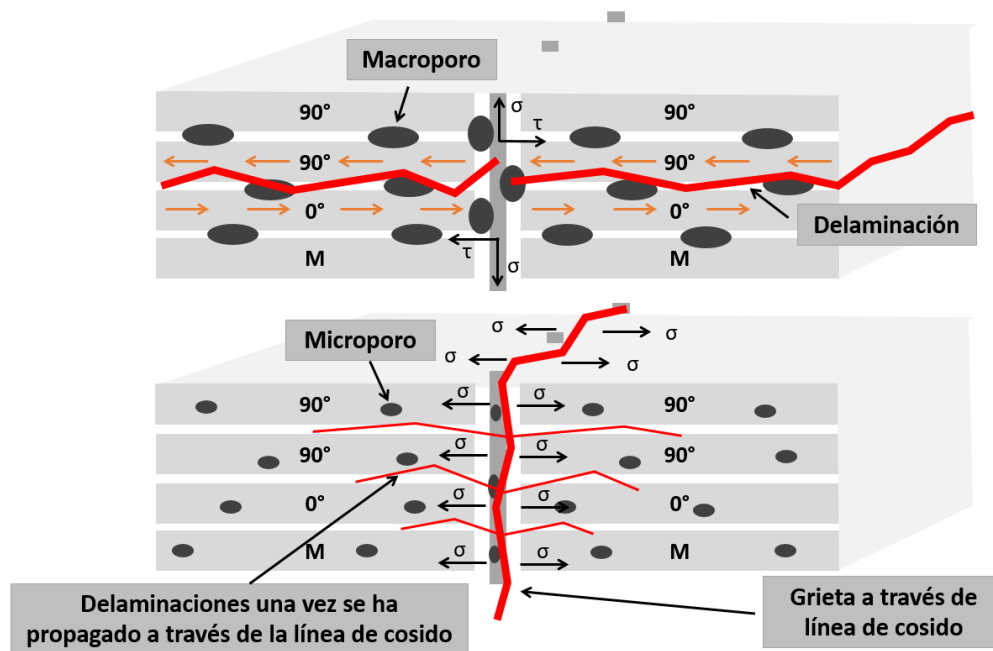


Figura 153. Modos de fallo característicos de laminado infusionado a baja (superior) y alta velocidad (inferior), en los que los macrohuecos y microhuecos inducen la forma de propagación de la fractura. Fuente: elaboración propia.

5.4.4. Efecto del stitching en la resistencia a impacto y daño

Aunque en los puntos anteriores se ha introducido de manera escueta, en este punto se analizan comparativamente los laminados con stitching y sin stitching, tratando de descifrar el efecto de éste sobre materiales impactados. En el caso de las probetas $[90_2,0,M]_s$ sin stitching a 13 J, en todos los casos se produjo un impacto en régimen crítico, apareciendo fractura con fuerzas en torno al 60% de la fuerza máxima. En la Figura 154 se muestran las curvas correspondientes a 13 J, en las cuales se observa una pequeña caída en el valor de fuerza. Tales anomalías en las curvas se deben al inicio de la rotura de fibras y consecuentemente en la matriz alrededor del punto de impacto. Por el contrario, idénticas probetas que incorporan stitching difieren en la forma de las curvas, no mostrando los correspondientes puntos críticos según se muestra en la Figura 155. En estos casos se produce un choque en régimen subcrítico, no apareciendo una fractura notable.

Desde el punto de la rigidez del material durante el impacto, también se observan diferencias en ambos tipos de probetas. La duración media del impacto se redujo desde los

14.0 ± 0.6 ms a los 12.8 ± 0.5 ms. Cabe puntualizar aquí que en las probetas con stitching aparece una curva (O2-CS-V2-P1) que muestra una duración de impacto notablemente inferior al resto de probetas con stitching, de aproximadamente 11.5 ms. Concretamente, esta probeta se corresponde con la velocidad óptima de impregnación, lo cual corrobora los resultados anteriores.

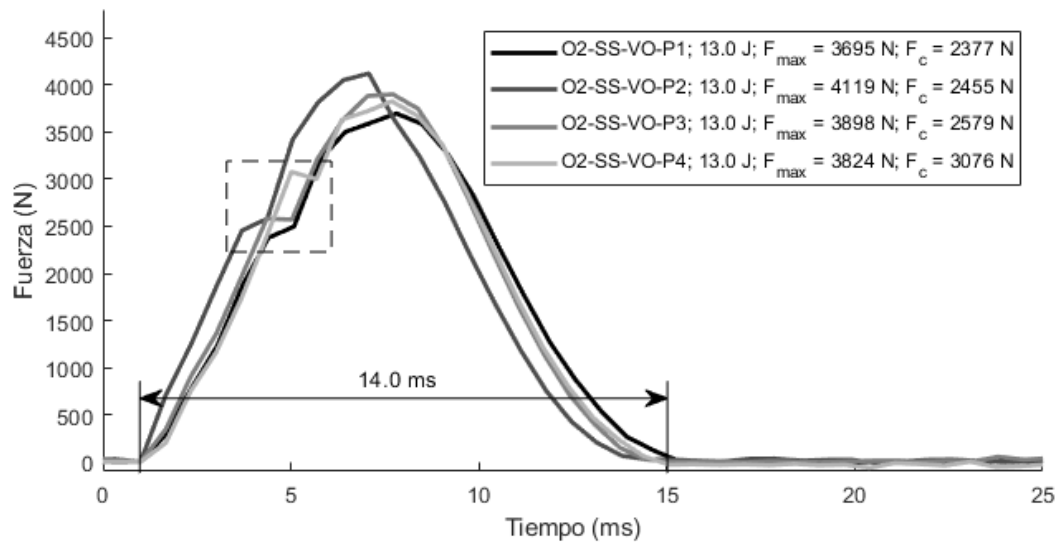


Figura 154. Curvas Fuerza-Tiempo para las probetas $[90_2,0,M]$ s sin stitching impactadas a 13.0 J, donde se aprecia la rotura a una determinada fuerza crítica F_c , en el recuadro. Fuente: elaboración propia.

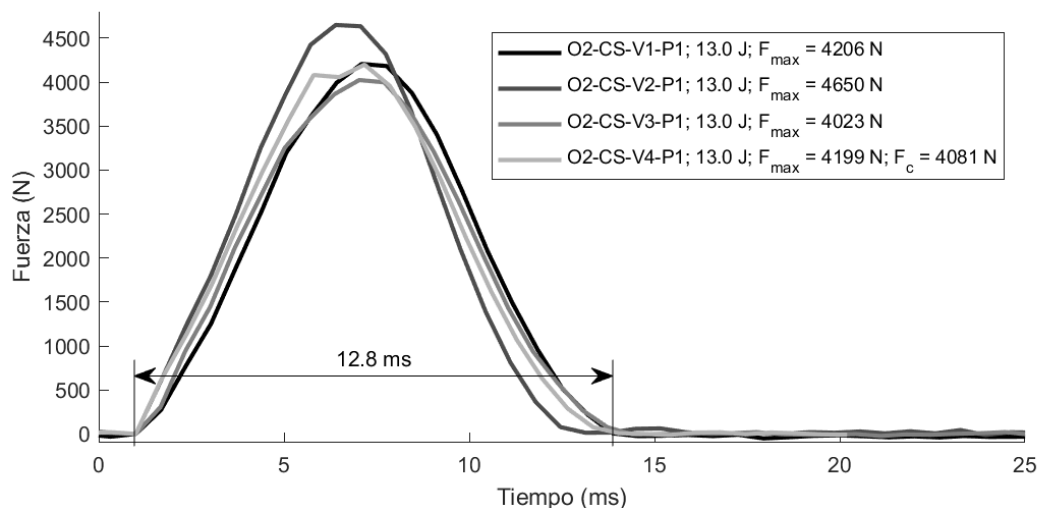


Figura 155. Curvas Fuerza-Tiempo para las probetas $[90_2,0,M]$ s con stitching impactadas a 13.0 J, no apreciándose rotura ni punto crítico. Fuente: elaboración propia.

Cuando las probetas se impactan con 26.0 J el comportamiento pasa a ser supercrítico en todos los casos, y pueden igualmente apreciarse diferencias en las fuerzas máximas, críticas y residuales entre las probetas con stitching (Figura 156) y sin stitching (Figura 157). En relación a la duración del impacto, las probetas con stitching mostraron igualmente una duración menor, derivada de una mayor rigidez de las probetas. La duración media del impacto en probetas con stitching fue de 15.1 ± 1.9 ms mientras que en probetas sin stitching fue de 16.4 ± 2.5 ms. Puede concluirse que las probetas con stitching muestran una rigidez promedio más elevada que probetas sin reforzar. Este aumento de rigidez y fuerza máxima fue igualmente reportada por [422] cuando igualmente comparó tejidos con stitching con convencionales. Las fuertes oscilaciones observadas en la gráfica de fuerza indican el comienzo y propagación del daño, que muestran un aspecto similar en ambos casos.

En relación a los valores máximos de fuerza de impacto, no se han observado diferencias muy relevantes. Para laminados simples se ha obtenido un valor medio de 5275.3 ± 647.8 N mientras que para los laminados con stitching 5340.3 ± 727.6 N. El contraste de los valores de todas las muestras reporta diferencias significativas entre sus medias ($0.02 < 0.05$), por lo que se concluyen efectos positivos al añadir stitching desde el punto de vista de la fuerza de reacción máxima: un incremento de 1.2 %. En relación a las fuerzas críticas, punto en el que se inicia el daño, no se han observado diferencias significativas, obteniéndose para los laminados sin stitching 4795.3 ± 1253.5 N y 4964.63 ± 451.4 N, no habiendo evidencias de diferencia entre sus medias ($0.06 > 0.05$). La fuerza residual no reporta diferencias significativas si se tienen en cuenta los valores de las cuatro probetas sin stitching ($0.23 > 0.05$), con valores de 3314.0 ± 807.5 N para laminados con stitching y 2247.3 ± 1397.7 N para convencionales. Sin embargo, la diferencia de medias sí es significativa ($0.02 > 0.05$) en caso de suprimir la tercera muestra, que probablemente muestre un valor anómalo de fuerza residual.

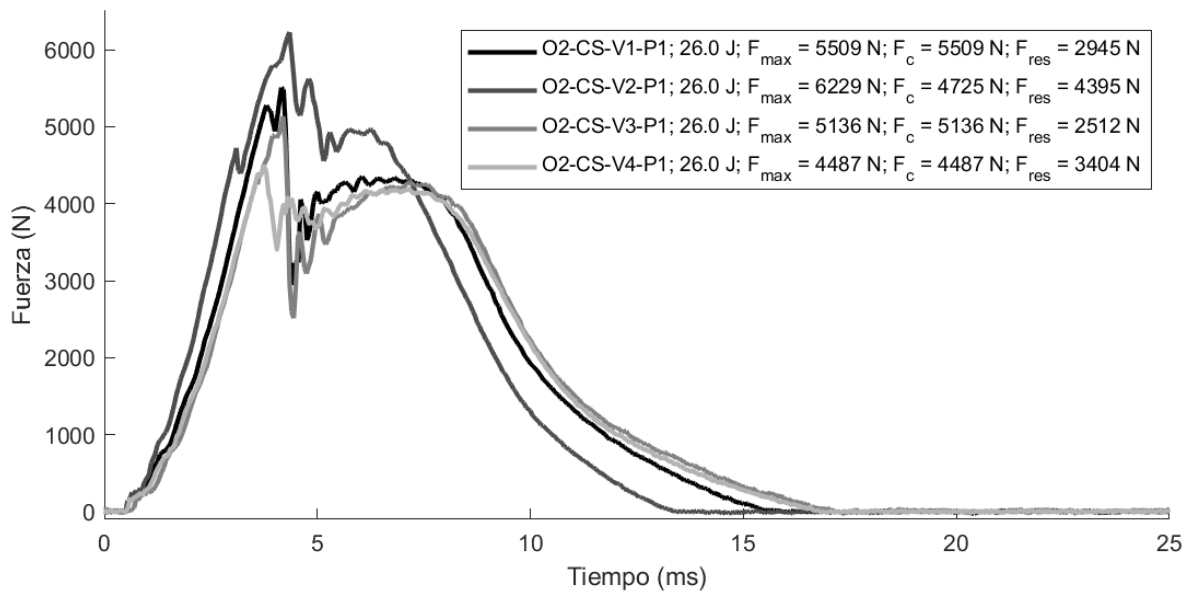


Figura 156. Curvas Fuerza-Tiempo para las probetas $[90_2,0,M]$ s con stitching impactadas a 26.0 J, con una rotura supercrítica en todos los casos. O2-CS-V2-P1 corresponde a la impregnada a velocidad óptima. Fuente: elaboración propia.

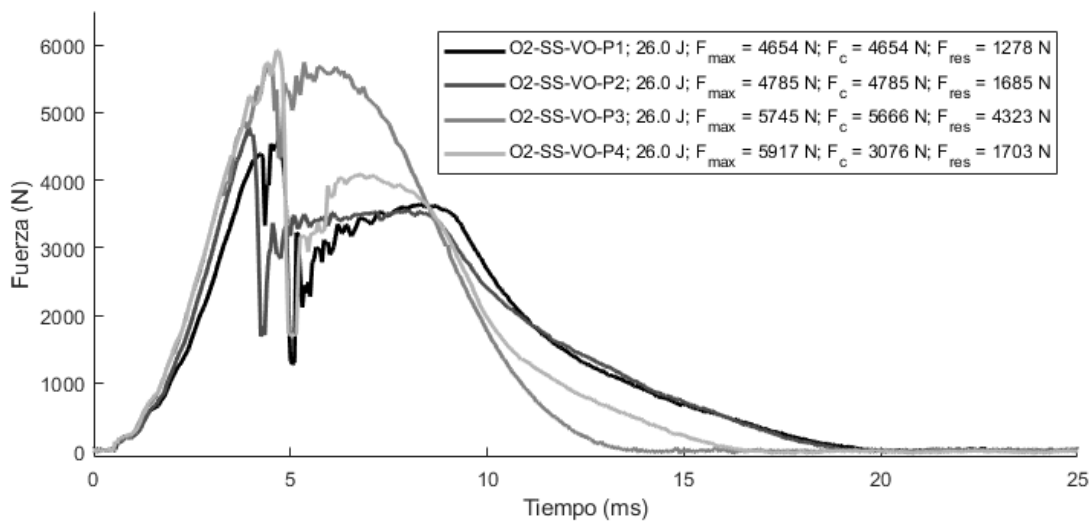


Figura 157. Curvas Fuerza-Tiempo para las probetas $[90_2,0,M]$ s sin stitching impactadas a 26.0 J, con rotura supercrítica en todos los casos. Fuente: elaboración propia.

En probetas ensayadas a 26.0 J, han aparecido grandes diferencias en los mecanismos de fallo y rotura del material cuando se incorpora stitching. En probetas que no incorporan stitching aparecen de forma predominante delaminaciones interlaminares que se extienden más allá del punto de impacto. Las grietas suelen iniciarse en los bordes libres de las probetas. Por el contrario, las probetas con stitching muestran mecanismos predominantes

de propagación de grieta en las direcciones principales del laminado. Las delaminaciones interlaminares aparecen muy localizadas y su extensión queda limitada por las puntadas de stitching.

La discusión del área dañada en tejidos con stitching y sin stitching muestra conclusiones relevantes en función de la energía aplicada en el impacto. En la Figura 158 se muestran conjuntamente los resultados de área dañada para el tejido convencional y cosido (datos correspondientes a la Tabla 24). En impactos a baja energía ambos tipos de laminados se comportan de manera similar. En efecto, tal como apunta [275], no aparecen diferencias notables en el daño y fuerzas críticas cuando se trata de energías de impacto reducidas (Figura 159 izquierda y derecha, superior). Ello se debe a que en impactos de baja energía la fractura interlaminar tiene un alcance no superior a los 10 – 20 mm. En tales casos las grietas en forma de delaminación que se generen en ambos tejidos tendrán aproximadamente la misma longitud, puesto que el material es el mismo, y el stitching no estará aportando efecto alguno. En este sentido, el stitching no evita que la grieta se produzca, aunque sí puede evitar que se propague. En el caso particular del material utilizado en este ensayo, la distancia entre líneas de cosido es de 10 mm, lo cual está contenido en el rango de longitudes de grieta generadas a 13 J. Como se ha expuesto, el efecto de añadir stitching en impactos a baja energía no es significativo.

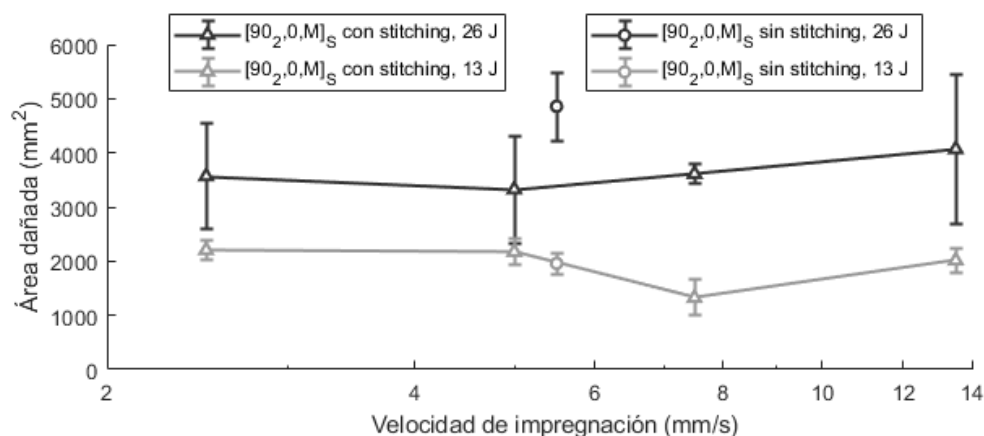


Figura 158. Área dañada en función de la velocidad de impregnación en tejidos con y sin stitching $[90_2,0,M]_S$ a 13 J y 26 J. Fuente: elaboración propia.

Cuando las energías aplicadas son superiores a las expuestas en el caso anterior, mediante la elección de la velocidad de impregnación adecuada, el stitching puede reducir el área dañada hasta en un 31.6 % respecto al laminado equivalente con velocidad sin controlar. En impactos a 26 J se producen delaminaciones que en el caso sin stitching se propagan de forma aproximadamente radial sobre el punto de impacto (Figura 159 derecha, inferior). Es el resultado de fuertes esfuerzos interlaminares actuando en la interfase entre láminas contiguas. En tejidos sin stitching, el área dañada a 26 J es 2.48 veces superior a la correspondiente a 13 J. En el caso de laminados con stitching, el resultado sí es ahora diferente, aumentando el área dañada un promedio de un 89 %, desde los 13 J a los 26 J. Aunque el stitching no impide la aparición de delaminaciones en el punto de impacto, sí impide su propagación más allá de la dimensión característica del patrón de cosido (Figura 159 izquierda, inferior). En el caso concreto de los materiales ensayados esta dimensión es de 10 mm. Para energías incluso superiores, los hilos transversales superarán su umbral de rotura y en este caso la delaminación avanza hasta la siguiente línea de cosido. Por consiguiente, el esfuerzo interlaminar se repartirá entre un mayor número de puntadas, reduciendo la tensión media de cada una de ellas. Como resultado, la delaminación quedará igualmente contenida, aunque la delaminación ocupe un área mayor. En contrapartida, el laminado sin stitching no es capaz de contener el crecimiento de grieta al no existir ningún tipo de *bridging* entre las distintas láminas, más que la propia resina, y aparecen grandes áreas delaminadas (Figura 159 derecha, inferior). Tales apreciaciones fueron también reportadas por otros autores que compararon tejidos cosidos con no cosidos [422], señalando un daño mucho más localizado en el caso de laminados con stitching, y un aumento en la resistencia al daño por impacto. Igualmente reportaron que el área dañada del tejido sin stitching aumenta rápidamente cuando aumenta el nivel de energía, no ocurriendo de manera tan acentuada en tejidos con stitching.

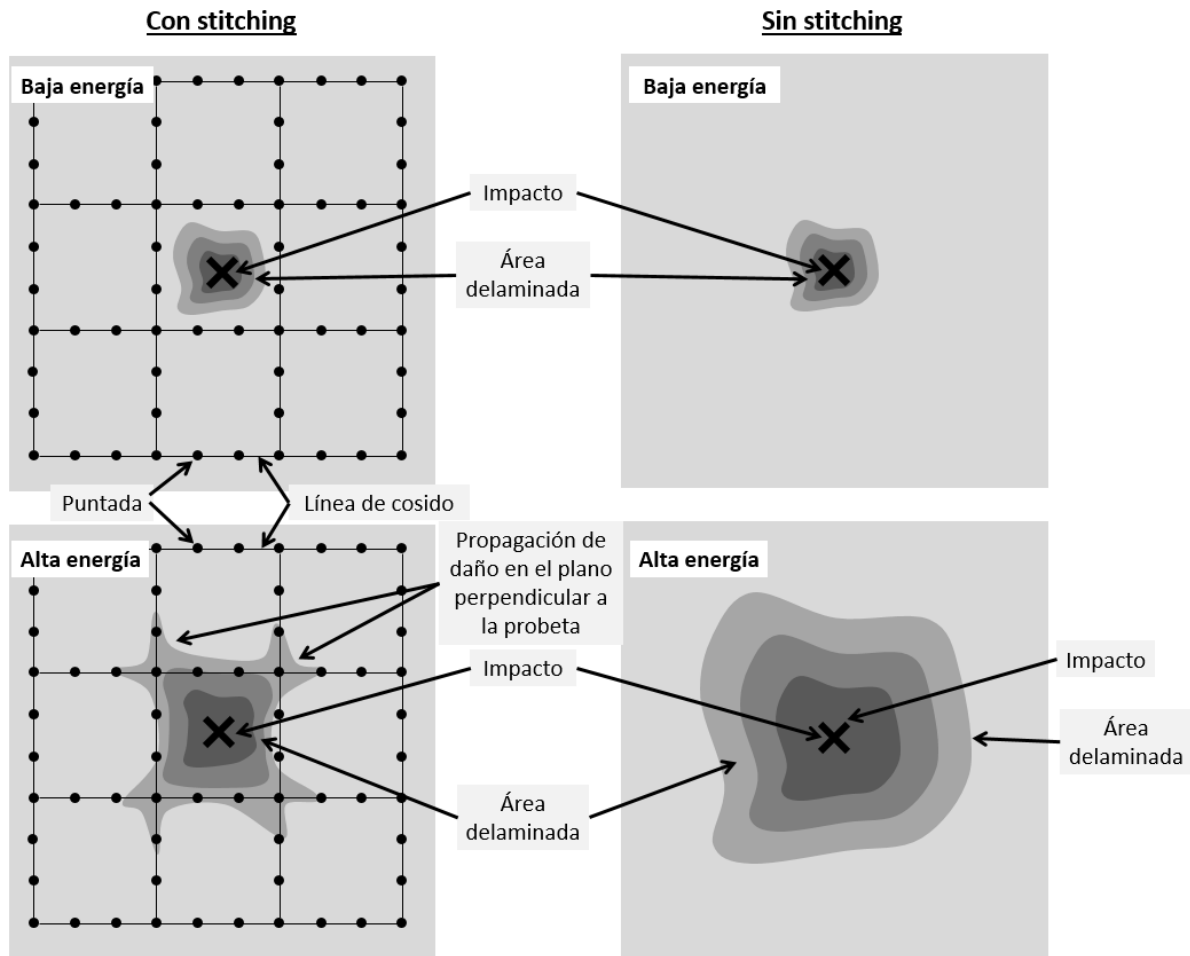


Figura 159. Comparativa esquemática de evolución del daño generado a alta (superior) y baja energía (inferior) en tejidos con (izquierda) y sin stitching (derecha). Fuente: elaboración propia.

El esquema mostrado en la Figura 159 se ilustra en el resultado observado en probetas con stitching y sin stitching en la Figura 160. A la izquierda se muestra la delaminación observada en probetas sin stitching. Su longitud ocupa gran parte de la longitud de la probeta, quedando casi su totalidad completamente delaminada. La delaminación en este caso corresponde a la cara del laminado que recibe el impacto, coincidiendo con efectos de pandeo. A la derecha se muestra una vista equivalente en el laminado con stitching. Aunque la cantidad de huecos y atrapamientos de aire encontrados en esta probeta es superior, la delaminación queda contenida por los hilos transversales de cosido. El daño se propaga en este caso a través de planos normales al plano de la probeta, coincidiendo con las puntadas, tal como se observa en la imagen en el hilo central.

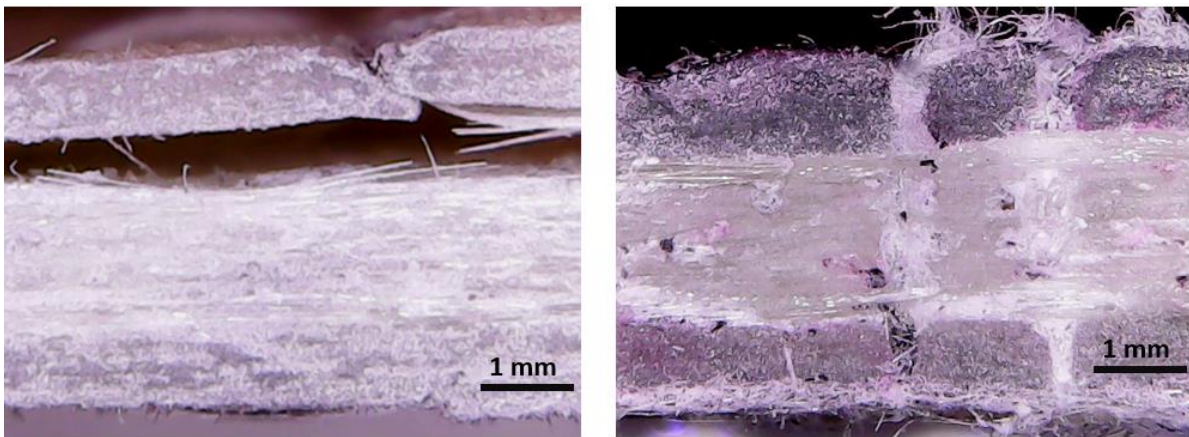


Figura 160. Daño producido en probetas sin stitching (izquierda), predominando la delaminación; y con stitching (derecha) con daño en los puntos de cosido, ambas sometidas al impacto de 26 J. Fuente: elaboración propia.

Las probetas sin stitching muestran igualmente delaminaciones en la cara opuesta al impacto, así como discontinuidad superficial por una deformación excesiva (Figura 161).

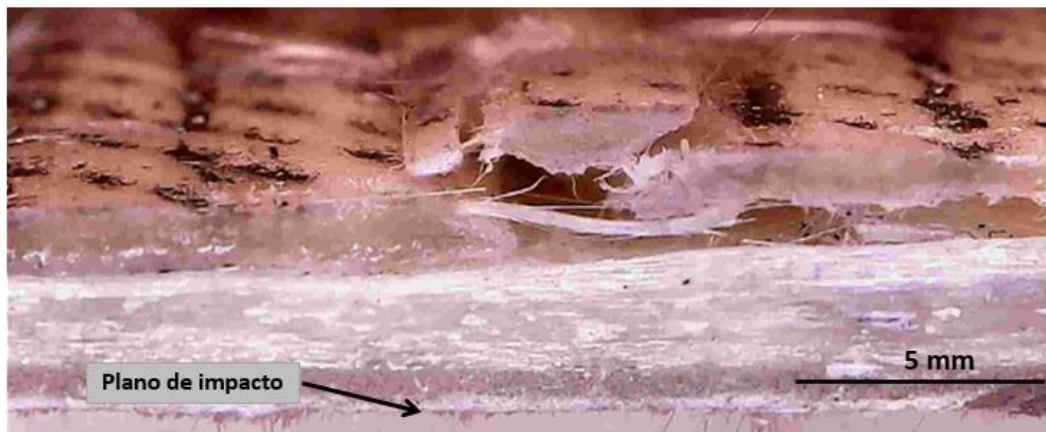


Figura 161. Delaminación y fallo por compresión en la lámina superior de probetas sin stitching. Fuente: elaboración propia.

Como información adicional a este punto, se han analizado las curvas de energía absorbida, $E_{\text{absorbida}}$, en cuatro laminados representativos de la casuística ensayada (Figura 162). La energía absorbida ha sido evaluada según la expresión dada en la norma [369] para tal fin, y que se expuso en el punto 4.3.2.3.1 en la Ec. 26. La energía final mostrada en las curvas define la parte de energía no recuperada en el impactador, dado que ha sido absorbida por las probetas y otra parte ha sido disipada en forma de rozamiento externos.

La restante, obtenida como diferencia entre la energía aplicada y la final es la energía que el material recupera elásticamente.

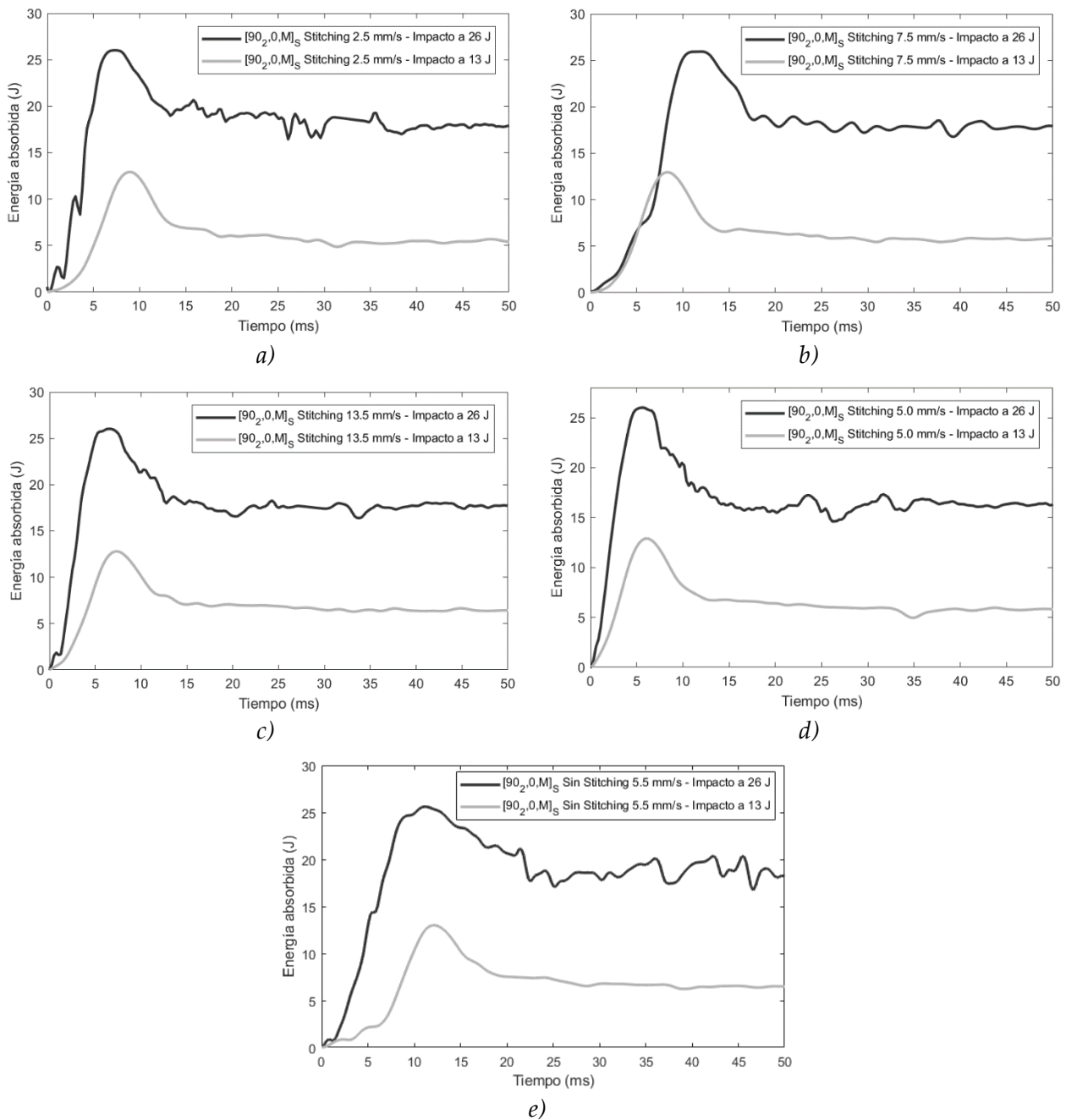


Figura 162. Energía absorbida en alguno de los grupos de configuraciones analizadas. Laminado $[90_2,0,M]_S$: a) con stitching impregnado a 2.5 mm/s, b) con stitching impregnado a 5.0 mm/s, c) con stitching impregnado a 7.5 mm/s, d) con stitching impregnado a 13.5 mm/s, e) sin stitching impregnado a 5.5 mm/s. Fuente: elaboración propia.

A vista de los resultados de las gráficas anteriores, no se aprecia una gran diferencia entre la evolución de las energías absorbidas por las distintas probetas y tampoco en la energía final disipada. Solamente la probeta sin stitching muestra un perfil ligeramente diferente en cuanto a que la duración del impacto es significativamente superior. En la Tabla 25 se tabulan los resultados de energía disipada y su proporción respecto a la aplicada. La energía disipada ha sido evaluada a 20 ms desde el instante del impacto, dado que se producen oscilaciones aleatorias asociadas a los sistemas de medida y procesado.

La energía disipada en la probeta indicados en la Figura 163 están directamente relacionados con la generación y crecimiento de daño. Otros factores tienen influencia sobre estos valores, aunque puede admitirse que, mantenidas las mismas condiciones de ensayo en todas las probetas, tendrán un efecto similar en todos los laminados. Entre tales factores adicionales se enumera la energía disipada por rozamiento interno en la matriz, las fibras y la interfase; la fricción entre las probetas con el soporte y el impactador, la cuales derivan además en sonido y calor, entre otras [423], [424].

Tabla 25. Energía disipada en los distintos laminados, evaluada a 20 ms.

Grupo - Velocidad		E _{disipada} 13 J (J)	E _{disipada} 26 J (J)	E _{absorbida} / E _{impacto} 13J (%)	E _{absorbida} / E _{impacto} 26J (%)
Con Stitching	V1 (2.5 mm/s)	6.40	18.79	49.2	72.3
	V2 (5.0 mm/s)	6.42	15.61	49.4	60.0
	V3 (7.5 mm/s)	6.44	17.90	49.5	68.8
	V4 (13.5 mm/s)	7.03	19.33	54.1	74.3
Sin Stitching	V0 (5.5 mm/s)	7.52	20.63	57.8	79.3

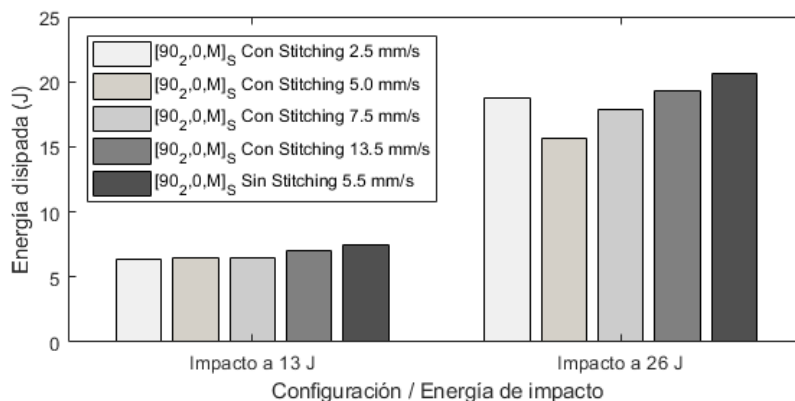


Figura 163. Energía disipada en función de la configuración del laminado y la energía de impacto.

Fuente: elaboración propia.

Analizando cualitativamente los resultados se observa un notable incremento en la energía disipada en el caso de las probetas sin reforzar (en color más oscuro).

Teniendo en cuenta los resultados de superficie dañada el punto 5.4.3, es posible estimar la tenacidad a fractura, principalmente en modo II, G_{II} , como modo predominante en las probetas ensayadas. Teniendo en cuenta el modo de rotura que se ha encontrado tanto a 13 J como a 26J, debe tenerse en cuenta la forma en que cada tipo de probeta fracturó a los distintos niveles de energía. Dos ejemplos son mostrados en la Figura 164. Las imágenes a) y b) corresponden al laminado $[90_2,0,M]_s$ sin stitching tras ser impactado a 13 J y posteriormente a 26 J, respectivamente. En el primer caso se observa una gran área delaminada alrededor del punto de impacto que alcanza hasta uno de los bordes largos de la probeta. En el segundo caso, esta delaminación no ha hecho más que propagarse hasta ocupar un área mayor. Solo aparecen pequeñas grietas como consecuencia del pandeo de las capas superiores. Se anticipa que parte de la energía absorbida se ha disipado en vencer los rozamientos internos de las láminas delaminadas, por lo que el cálculo de la tenacidad a fractura en este caso puede derivar en un valor poco preciso.

Por otro lado en la Figura 164 c) y d) se muestra un laminado $[90_2,0,M]_s$ con stitching tras ser impactado a 13 J y posteriormente a 26 J, respectivamente. Se observa que el daño ha crecido de manera apreciable con el impacto a 26 J, en menor medida que en el caso sin stitching, pero con 26 J han aparecido grietas que aún no estaban iniciadas con el impacto de 13 J, según las imágenes e) y f). Éstas últimas muestran el aspecto de la misma probeta tras un impacto de 13 J y tras el impacto de 26 J, respetivamente. Se deduce que el impacto de 13 J ha producido delaminación en ambos laminados, tanto con stitching como sin él. El modo de fractura en este caso ha sido principalmente Modo II, por el efecto del esfuerzo cortante entre láminas. Cuando se aplican cargas superiores, la energía de la probeta sin stitching se disipa en rozamientos internos y en la creación de nuevas delaminaciones, según el Modo II. En consecuencia, el área delaminada crece. En cambio, en la probeta con stitching aparecen ahora nuevas grietas que no estaban tras aplicar 13 J. Así se deduce que

en este caso ha aparecido también el Modo I, que en las caras opuestas al impacto ha generado nuevas grietas, esta vez en el plano perpendicular al laminado, siguiendo las líneas de cosido, tal como se describió al inicio de este punto. El área delaminada, determinada mediante el método de contraluz no tiene en cuenta las grietas transversales al plano de la probeta, por lo que aparentemente, el aumento de energía absorbida dividida por un área delaminada que no ha aumentado proporcionalmente, lleva a un aumento erróneo de la tenacidad a fractura G_{II} .

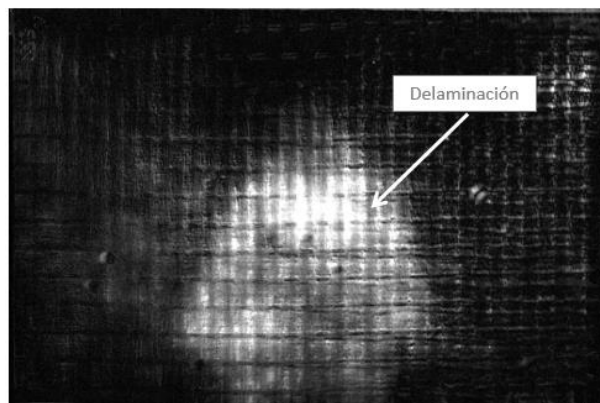
En este contexto, se tiene que la energía absorbida por ambos materiales en el impacto de 13 J ha sido disipada en forma de creación de delaminación por Modo II. Igualmente, para el impacto de 26 J, la energía absorbida por el material sin stitching se ha disipado mientras el área delaminada aumentó. En cambio, en la probeta con stitching, parte de la energía absorbida en el impacto de 26 J fue disipada durante la creación de nuevas grietas en Modo I.

Tabla 26. Energía disipada en los distintos laminados. Fuente: elaboración propia.

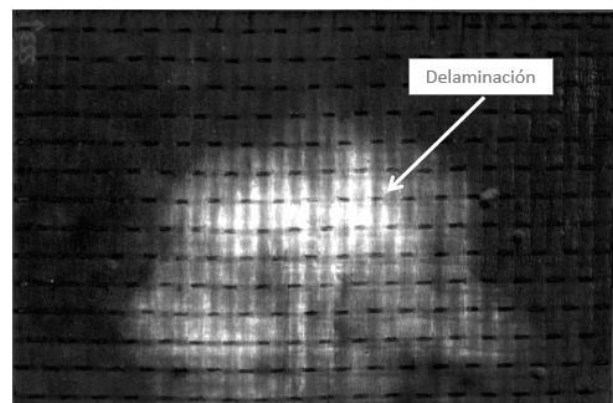
Grupo - Velocidad		E _{absorbida} 13 J (J)	E _{absorbida} 26 J (J)	Área dañada 13 J (mm ²)	Área dañada 26 J (mm ²)	G _{II} 13J (kJ/m ²)	E _{absorbida} /Área dañada 26 J (kJ/m ²)
Con Stitching	V1 (2.5 mm/s)	6.40	18.79	2205	3594	2.9	5.2
	V2 (5.0 mm/s)	6.42	15.61	2172	3325	3.0	4.7
	V3 (7.5 mm/s)	6.44	17.90	1322	3612	4.9	5.0
	V4 (13.5 mm/s)	7.03	19.33	2013	4069	3.5	4.8
Sin Stitching	V0 (5.5 mm/s)	7.52	20.63	1958	4858	4.0	4.2

Así, según los resultados para G_{II} de la Tabla 26 para el impacto a 13J, la máxima tenacidad a fractura para el Modo II se obtiene para la velocidad de 7.5 mm/s. El resto de configuraciones muestran valores inferiores, aunque debe tenerse en cuenta que tales materiales han disipado energía en creación de fractura mediante otros modos. Probablemente, en el caso de velocidades de impregnación muy altas o bajas que derivan en microhuecos y macrohuecos, implican que las grietas se propaguen más fácilmente por el interior de las hebras o entre ellas en Modo I.

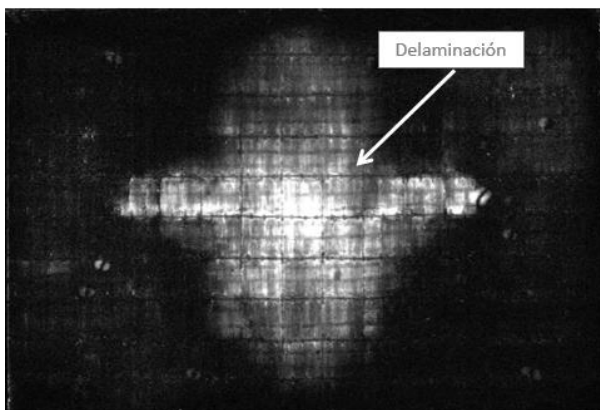
Cuando se aumenta la energía de impacto, únicamente el laminado impregnado a 7.5 mm/s mantiene constante el ratio $E_{absorbida}/Área\ dañada$, mientras que el resto lo aumentan significativamente. Por ello solamente en este caso conviene notar el resultado como G_{II} , mientras que el resto tiene un valor superior al incluir la energía que se disipa por otros mecanismos no contemplados en la medida de área dañada que se ha realizado. Dado que tienen una superficie dañada mayor, gran parte de la energía la disipan en fricción entre láminas internas, más que en la generación de nuevo daño. Este efecto ocurre igualmente cuando se aplican sucesivos impactos sobre una misma probeta, de manera que el daño es progresivamente más pequeño para igualdad de energía aplicada [227], produciéndose en el primero la mayor cantidad de daño.



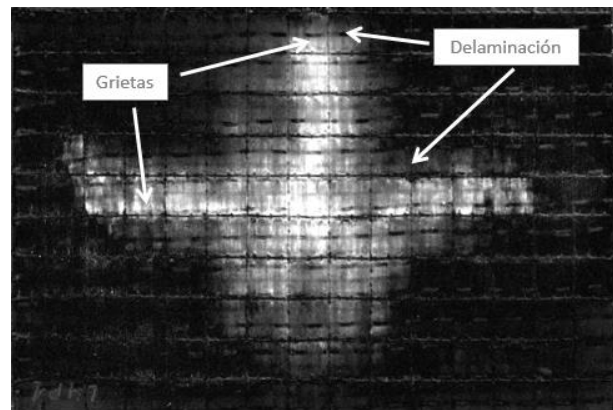
a)



b)



c)



d)

(continúa)

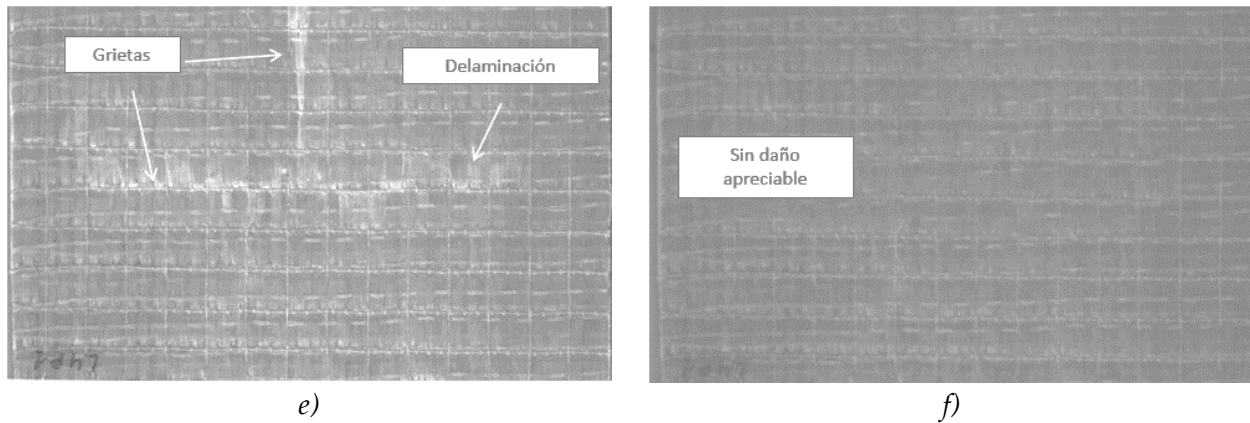


Figura 164. Área impactada en un laminado $[90_2,0,M]$ s: a) sin stitching tras ser impactado a 13 J, b) sin stitching tras ser impactado a 26 J, c) con stitching tras ser impactado a 13 J y d) con stitching tras ser impactado a 13 J. Vista de las grietas generadas tras el impacto a 26 J en el laminado con stitching tras el impacto a e) 13 J y f) 26 J. Fuente: elaboración propia.

Sintetizada la información de este análisis, pueden concluirse con varias ideas acerca del comportamiento de la velocidad de impregnación en tejidos con stitching y su cambio respecto a los tejidos sin reforzar:

- Durante la impregnación de tejidos con stitching aparecen multitud de huecos y oquedades asociadas al paso del hilo a través del laminado. Ello deriva en la reducción de las propiedades mecánicas. Su generación puede estar asociada al uso de elevadas presiones de vacío.
- Existe una velocidad de impregnación óptima desde el punto de vista de la fuerza máxima de reacción durante el impacto. Ésta se sitúa en 5.0 mm/s para impactos de baja energía y entre 5.0 y 7.5 mm/s en impactos de mayor energía.
- A tal velocidad óptima, la fuerza de impacto aumenta entre un 3.1 % y un 3.9 % respecto a otros valores del rango 2.5 mm/s – 13.5 mm/s.
- En cuanto al área dañada, las velocidades óptimas se sitúan en los mismos valores, pudiendo reducir el área dañada hasta un 40.0 % al utilizar tal velocidad óptima en lugar de una excesivamente baja o excesivamente alta.
- Cuando se añade stitching, la fuerza máxima aumenta entre un 6.5 % y un 10 % respecto a laminados convencionales sin reforzar.

- El área delaminada promedio para impactos a baja energía no muestra diferencias significativas entre los laminados con y sin stitching, dado que el daño no se extiende más allá de la distancia entre líneas de cosido.
- Cuando la energía de impacto es superior, el área delaminada promedio puede reducirse hasta en un 24.9 % en el caso de incorporar stitching y en un 31.5 % si además se optimiza la velocidad de impregnación.
- La tenacidad a fractura en modo II se maximiza para los valores de velocidad óptima previamente encontrados, siendo de 5.0 kJ/m² a 7.5 mm/s.

Capítulo 6

Conclusiones y Trabajos Futuros

6. Conclusiones/Conclusions

6.1. Conclusiones

Según los resultados obtenidos de los experimentos realizados, se subraya la importancia de establecer mecanismos de control en los procesos de fabricación de materiales compuestos. Procesos como la infusión, con escasos niveles de automatización y que requieren de un fuerte componente humano para ser llevados a cabo, deben aumentar su nivel de automatización y control con el objetivo de reducir la variabilidad e influencia de factores externos y maximizar los resultados obtenidos desde el punto de vista de las propiedades de material.

La velocidad de impregnación, a menudo fijada de forma aleatoria en sus aplicaciones industriales, constituye un parámetro de proceso clave a considerar en lo que a comportamiento mecánico final se refiere. Por la propia naturaleza del proceso, la velocidad nunca es constante. Por otra parte, distintas técnicas de refuerzo y tratamiento de los laminados permiten aumentar el potencial de aplicación del proceso de infusión.

De acuerdo a los objetivos perseguidos por esta tesis, centrada en el control de la velocidad de impregnación como parámetro clave del proceso, se ha desarrollado un sistema de detección y control del frente de flujo. La implementación ha permitido, mediante técnicas de visión artificial, monitorizar y controlar con un sistema retroalimentado tal velocidad, manteniéndola en valores constantes y/o óptimos durante todo el proceso.

La implementación de un sistema de control de velocidad de impregnación en el proceso de infusión implica conocer los rangos de aplicación y valores óptimos de velocidad. En esta línea, una primera fase de análisis ha sido desarrollada con el objetivo de analizar el propio proceso de impregnación y la evolución de sus variables (posición, velocidad y permeabilidad, entre otras) al mismo tiempo que ha tratado de validar el sistema de detección de frente de flujo. En esta primera fase se han incluido laminados

convencionales y otros reforzados con stitching. En ambos casos, se ha utilizado tanto fibra de vidrio como de carbono. Los resultados, por un lado, han permitido validar el sistema de detección de flujo, capaz de detectar de manera satisfactoria la posición y velocidad instantánea del frente de flujo y por otro remarcar el fuerte efecto que el stitching genera durante el proceso de impregnación. Se han detectado reducciones en el tiempo de impregnación de un orden de magnitud pasando de 383 segundos a 48.8 segundos en el caso de laminados de fibra de vidrio cuando se incorpora stitching. El resultado es incluso más acentuado en el caso del tejido de cinta de carbono, pasando de 907 segundos del tejido convencional a 50 segundos en el reforzado. Ello se traduce en aumentos de permeabilidad de 8 veces y 28 veces respectivamente, aumentando desde $4.23 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$ a $3.36 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ en vidrio y de $1.57 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$ a $4.39 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ en cinta de carbono, con la consiguiente mejora desde el punto de vista del proceso: mayores longitudes infusionables, mejores presiones requeridas y menor tiempo de fabricación. Ello supone un aumento del 700% y 2700%, respectivamente. Tras analizar el papel del stitching, se ha detectado que el hecho de añadir el hilo de refuerzo distorsiona el laminado original y genera en el tejido canales por los que la resina puede fluir con menor pérdida de presión que en el tejido convencional. Estos canales se ubican principalmente en las caras externas del laminado. Además, canales a través del espesor son también creados. El resultado es que la resina puede fluir más fácilmente cuando se incorpora el hilo de refuerzo. Estos canales, como se encontró posteriormente son zonas preferentes para la generación de defectos, que reduce sus prestaciones estructurales.

La relación entre distintas propiedades mecánicas y la velocidad de impregnación constituye el segundo resultado de esta tesis. De forma global, se ha encontrado que los fenómenos por los cuales ocurren atrapamientos de aire son marcadamente dependientes de la velocidad de avance del frente de flujo, con su consiguiente influencia sobre las propiedades mecánicas. El comportamiento a tracción y a impacto muestra la existencia de un conjunto de valores óptimos cuando se analizan a distintas velocidades de impregnación.

Consecuentemente, es posible maximizar el comportamiento del material si se utiliza un sistema de control de velocidad como el desarrollado específicamente para esta tesis.

Una primera fase, centrada en el análisis del proceso de impregnación de laminados de fibra de vidrio convencionales ha determinado la fuerte influencia que tiene la orientación de la fibra ($[M,0]_s$, $[M,45]_s$ y $[M,90]_s$) sobre las características del flujo. Se han detectado diferencias muy notables en el tiempo de infusión total, a través de diferencias en su permeabilidad, según el modelo de Darcy para medios porosos. Se han observado incrementos del tiempo de infusión de hasta un 50% en fibras a 90° respecto al tiempo de infusión de fibras a 0° respecto a la dirección del flujo. Ello implica una reducción de la permeabilidad K_x de $4.47 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ a $3.26 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$, un 30% menor. Esta idea resulta de vital interés desde el punto de vista industrial, ya que podría determinar en muchos casos la estrategia de infusión a seguir, con el objetivo de reducir los tiempos totales de proceso, o garantizar un adecuado control de velocidad.

Mecánicamente, para las tres orientaciones de fibra analizadas a tracción, la velocidad óptima del frente de flujo que minimiza la cantidad de atrapamientos de aire se ha encontrado en el rango de 4.38 mm/s a 6.24 mm/s (6.33 mm/s para fibras a 0° , 4.38 mm/s para fibras orientadas a 45° , y 6.24 mm/s para fibras orientadas a 90°), coincidiendo con los valores para los que las máximas propiedades mecánicas han sido encontradas. Mediante la aplicación de la metodología propuesta utilizando la velocidad óptima en cada caso, la resistencia mecánica ha sido aumentada hasta un 18% para fibras orientadas en la dirección del flujo, y un 3.3% para fibras transversales al flujo, mientras que el módulo elástico fue incrementado un 18.4% para fibras en la dirección del flujo y un 8.7 % en la dirección transversal. Adicionalmente, conviene añadir que la desviación estándar de estos valores se ha visto reducida hasta en un 38.2% para la resistencia a rotura y un 44.9 % para el módulo elástico, aumentando de esta manera la repetitividad de resultados. Conviene destacar la mayor dispersión de los valores de tensión de rotura a 0° cuando se compara con la dispersión de los valores de módulo elástico. Este hecho puede ser explicado teniendo en

cuenta que los huecos afectan de manera más acentuada a los valores de resistencia, dado que éstos actúan como concentradores de carga y puntos nucleación e inicio del frente de grieta. Por su parte, el efecto sobre el módulo elástico no es tan acentuado, al homogenizarse las tensiones en las inmediaciones del hueco, siempre que éstos se sitúen en régimen elástico. Además, se ha detectado una mayor influencia de los macrohuecos, que producen un aumento global de la tensión en la sección superior al que se produce con los microhuecos, dado que su la distribución de éstos es más aleatoria y no concentrada. Asimismo, se ha encontrado que el efecto relativo de los macrohuecos es más acentuado en el caso de probetas ensayadas a 0° , encontrándose la razón al estudiar el mecanismo de rotura de tales probetas. Previo al colapso de la probeta aparecen grandes delaminaciones que se extienden a lo largo de toda la probeta como consecuencia de una sobrecarga local de alguna de las hebras. La existencia de macrohuecos, presumiblemente encontrados en los espacios entre hebras y en los espacios entre láminas, facilitan la propagación de la delaminación por cortante. Ello conlleva un desequilibrio de tensiones entre distintas hebras y láminas que conducen al fallo total del material.

En relación a los valores de velocidad óptima, no se han observado dependencias claras en función de la orientación de fibra. A pesar de que se han detectado ligeras variaciones entre las fibras a 0° , con una velocidad óptima de 6.33 mm/s; las fibras a 45° , con una velocidad óptima de 4.38 mm/s y las fibras a 90° , con una velocidad óptima de 6.24 mm/s, no ha sido posible con los resultados actuales establecer una relación directa entre el valor de velocidad óptima y la orientación de la fibra. Una batería de ensayos más amplia y un programa experimental específico para ello permitirían concretar estas posibles relaciones.

De manera análoga, los ensayos a impacto reportan resultados significativamente diferentes para distintas velocidades de impregnación, coincidiendo aproximadamente los valores óptimos de velocidad con los obtenidos para el ensayo a tracción. Las probetas con

el apilado [0₂,90,M]_s han sido fabricadas a velocidad constante utilizando el sistema de control de velocidad desarrollado, y ensayadas a energías de impacto de 13 J y 26 J.

El análisis de fuerza máxima de reacción en el impactador sitúa el valor óptimo de velocidad en 6.0 mm/s, mostrándose una notable reducción a medida que la velocidad se aleja de este valor. El aumento en fuerza de reacción y la reducción de área dañada es más acentuada a medida que aumenta la energía de impacto, debido a que los mecanismos de propagación de delaminación encuentran en los microhuecos y macrohuecos un camino preferente. A bajas energías, el impacto es muy localizado y la energía se disipa principalmente en rotura de fibras, deformación plástica de la matriz y rotura por flexión de la matriz. Solo en el caso de grandes cantidades de microhuecos o macrohuecos interconectados será probable que se produzcan importantes delaminaciones alrededor del punto de impacto. En impactos a alta energía se han observado importantes delaminaciones en todas las probetas, produciéndose un régimen supercrítico, aunque a pesar de ello también se reportan valores que optimizan tanto la fuerza como el área dañada. En el rango de valores analizados (de 2.5 mm/s a 11.0 mm/s), el valor máximo de fuerza de reacción se sitúa en torno a 3999.1 ± 15.6 N y 6512.0 ± 150.8 N para impactos de 13 J y 26 J respectivamente. Para velocidades marcadamente altas como 11.0 mm/s este valor se reduce un 1.9 % y un 9.1 % respectivamente; y al pasar a 2.5 mm/s éste decrece entre un 2.5 % y un 13 %. Dado que los valores de fuerza máxima de reacción sobre el impactador están directamente relacionados con la rigidez del material, los datos obtenidos reproducen lo obtenidos en los ensayos a tracción, en los que se mostraron reducciones notables en el módulo elástico fuera de los valores óptimos. De esta forma las propiedades más elevadas son obtenidas a velocidades de impregnación óptimas que se sitúan en torno a los 6.0 mm/s - 6.5 mm/s, lo que define la ventana de proceso (*process window*) en estos valores. Se observa que tal rango es bastante próximo a los obtenidos en el ensayo a tracción. El área dañada ha mostrado aumentos de un 20.1 % y un 8.2 % para bajas y altas energías respectivamente, al pasar de velocidades consideradas como óptimas a valores muy elevados o reducidos en el

rango analizado. A pequeñas energías el efecto de los microhuecos resulta más influyente que el de los macrohuecos, facilitando la propagación a través de las hebras. Para energías superiores, los macrohuecos han mostrado más influencia. Cuando la energía es suficiente para alcanzar los macrohuecos la propagación de grieta se produce a través de ellos, generando delaminaciones entre láminas consecutivas, especialmente entre las de distinta orientación. Dado que en estos casos la flexión de la probeta adquiere valores elevados, se generan elevados esfuerzos cortantes en las uniones entre láminas. Estos dos efectos conducen a un fallo por delaminación que abarcan grandes superficies de la probeta. Así, así, para impactos de alta energía y en ausencia de control de velocidad, y tratando de minimizar el daño, resulta más interesante el uso de velocidades superiores a la del valor óptimo que velocidades inferiores a éste. Para impactos de baja energía, por el contrario, resulta más interesante impregnar a velocidades inferiores a la óptima. En una situación intermedia, el óptimo se encuentra en 6.0 mm/s.

El análisis microscópico sobre las probetas impactadas muestra diferencias destacables en cuanto a la cantidad y tipo de atrapamientos de aire, además de distintos tipos de daño asociados. Las probetas impregnadas a una velocidad excesivamente elevada, alejada del valor óptimo muestran un claro dominio de microhuecos en el interior de las hebras, con atrapamientos de aire del mismo orden que el de las fibras. No resulta tan significativa la cantidad de macrohuecos. Los daños producidos por el impacto en estas probetas son superiores a los del resto de probetas analizadas, con aparición de importantes delaminaciones interlaminares, además de distintas grietas internas intralaminas. Por otra parte, las probetas impregnadas a velocidades cercanas a la óptima muestran una cantidad muy inferior de microhuecos entre fibras, además de cantidades similares de macrohuecos. El análisis microscópico revela en estos casos ciertas roturas localizadas en fibras individuales, con longitudes fracturadas que no van más allá del diámetro de las fibras. En estos casos no aparecen delaminaciones ni fracturas de tamaño considerable.

En la tercera fase de esta tesis se ha pretendido valorar el efecto que produce el refuerzo tridimensional en forma de stitching sobre el comportamiento a impacto de los materiales considerados. Laminados $[90_2,0,M]_s$ con y sin stitching han sido impregnados en el rango de 2.5 mm/s a 13.5 mm/s y ensayados a energías de impacto de 13 J y 26 J.

Desde el punto de vista del proceso, la velocidad ha sido controlada de forma adecuada mediante el sistema de visión artificial desarrollado, no mostrando diferencias respecto a los tejidos convencionales. Tras el proceso de impregnación, un análisis visual y microscópico ha reportado distintos tipos de defectos que no aparecieron de manera tan acentuada en laminados convencionales. La distorsión que induce el paso del hilo de refuerzo constituye un importante foco de defectos. La literatura contempla la generación de zonas ricas en resina allí donde se produzcan las puntadas, aunque no hace referencia a que igualmente se generan zonas secas. Así, se ha detectado una clara tendencia a la generación de oquedades alrededor de los puntos de puntada. La distorsión generada en las hebras induce la creación de zonas sin impregnar. Estos huecos tienen dimensiones del orden de 1 mm de ancho por varios de largo, disipándose de manera progresiva a partir del punto de cosido. Su existencia no se limita a la superficie, pudiendo alcanzar profundidades de varios milímetros, en incluso ocupar todo el espesor. En todos los casos, la aparición de este tipo de defecto puede asociarse a la aplicación de un nivel de vacío relativamente elevado, no siendo siempre efectivo cuando se trata de tejidos con stitching. En laminados simples sin refuerzo transversal no se ha observado este efecto de forma tan acentuada. Ello lleva a que el nivel de vacío a aplicar en tejidos con stitching debe ser notablemente inferior al aplicado en tejidos sin reforzar.

Según el análisis de fuerzas máximas de reacción sobre el impactador, se concluye la existencia de un conjunto de valores de velocidad de impregnación óptimos. En el conjunto de laminados sin stitching se han reportado mejoras de un 3.1 % y un 3.9 % para impactos a 13 J y 26 J respectivamente, al pasar de una velocidad de 2.5 mm/s al rango 5.0 mm/s - 7.5 mm/s. Cuando se comparan tejidos con stitching y los correspondientes sin stitching, se han

encontrado incrementos de un 10 % y un 6.5 % en la fuerza para impactos de 13 J y 26 J, respectivamente, en el rango de velocidades de 5 mm/s - 7.5 mm/s. De nuevo se observa la coincidencia de tal rango de velocidades óptimas con el obtenido en el ensayo a tracción e impacto anteriores.

La amplia dispersión observada en los valores, especialmente elevada en los impactos a 26 J se asocia al hecho de que las probetas han sido re-impactadas con 26 J tras un primer impacto a 13 J. Ello acumula efectos aleatorios en el segundo ensayo tales como pequeñas diferencias en el posicionamiento de la probeta, recuperación de deformación elástica del primer impacto, efecto creep, etc., que reducen la repetitividad en los resultados.

A bajas energías, los tejidos con stitching no muestran un cambio tan acentuado entre los resultados correspondientes a velocidades extremas y los que podrían considerarse óptimos. Ello se asocia a que la influencia del stitching es tan alta que atenúa el efecto de los atrapamientos de aire, tanto los microhuecos como los macrohuecos. De hecho, a bajas energías, la capacidad de mejora por el hecho de optimizar la velocidad está en el rango del 2.3 % a 3.0 % mientras que la posibilidad de mejora por el hecho de incorporar stitching se sitúa en torno al 8.3 %, que enmascara al anterior.

Analizando el área dañada en laminados con stitching, se reportan igualmente valores mínimos para valores de 5.0 mm/s y 7.5 mm/s a 13 J y 26 J respectivamente. Para bajas energías de impacto, la similitud de área dañada en los valores a baja y alta velocidad indican que el efecto de los microhuecos y los macrohuecos es similar en cuanto a propagación de daño. Las delaminaciones en ambos casos son similares en cuanto a magnitud y morfología.

Cuando la energía de impacto es elevada, el efecto de los microhuecos muestra una importancia más relevante que los macrohuecos. La propagación de la delaminación a gran escala se produce más fácilmente cuando existen macrohuecos entre las láminas, aunque los microhuecos fomentan la propagación de grietas en el plano transversal al laminado. El

canal preferente de fractura son las líneas de cosido, dado que las puntadas suponen concentradores de tensión.

A 13 J, todas las probetas sin stitching produjeron un impacto crítico, con daño a aproximadamente el 60 % de la carga máxima, mientras que no se observó daño en las probetas reforzadas. Cuando se impactan a 26 J, todas muestran un régimen supercrítico con fuertes delaminaciones, aunque distintos indicadores denotan un mejor comportamiento en el caso de los reforzados. El tiempo de impacto fue apreciablemente menor en el caso de los reforzados, derivada de una mayor rigidez cuasi-estática a flexión. Las fuerzas máximas fueron ligeramente superiores en el caso de los materiales reforzados, con un aumento de 1.2% respecto a los no reforzados. A bajas energías de impacto, aparecen de forma predominante delaminaciones interlaminares que se concentran alrededor el punto de impacto, tanto en tejidos con stitching como sin él. Ello se debe a que en impactos de baja energía la fractura interlaminar tiene un alcance no superior a los 10 – 20 mm. En tales casos las grietas en forma de delaminación que se generen en ambos tejidos tendrán aproximadamente la misma longitud, puesto que el material es el mismo, y el stitching no estará aportando efecto alguno. En este sentido, el stitching no evita que la grieta se produzca.

Cuando la energía de impacto es superior, las delaminaciones tienden a extenderse más allá del punto de impacto y es en este caso cuando el stitching produce resultados diferentes. Aunque no impide la aparición de delaminaciones en el punto de impacto, sí impiden su propagación más allá de la dimensión característica del patrón de cosido. En contrapartida, el laminado sin stitching no es capaz de contener el crecimiento de grieta al no existir ningún tipo de *bridging* entre las distintas láminas, más que la propia resina, y aparecen grandes áreas delaminadas.

El análisis de energía absorbida y disipada por el material durante el impacto muestra una mayor disipación de energía en laminados sin stitching. Entre los laminados

con stitching, la mayor cantidad de energía fue disipada por aquéllos impregnados a velocidades alejadas del valor óptimo. La energía disipada da una idea de la cantidad de daño generado en cada tipo de material, habiéndose generado así un daño mínimo en las probetas impregnadas a velocidad óptima. Cuando este valor se relaciona con el área dañada en cada caso, se obtiene una estimación de la tenacidad a fractura del material. Dado que a baja energía principalmente se generaron delaminaciones internas por tensiones cortantes, puede asociarse tal energía a la tenacidad a fractura Modo II. En este caso, las probetas impregnadas a 7.5 mm/s reportan el valor más elevado, obteniéndose aproximadamente 4.9 kJ/m². Este resulta hasta un 69% mayor que el obtenido a otras velocidades del intervalo analizado. Igualmente, los laminados con stitching han mostrado valores un 22.5 % más elevados que los correspondientes sin reforzar.

Cuando se aumenta el nivel de energía, únicamente el laminado impregnado a 7.5 mm/s mantiene aproximadamente constante el ratio $E_{absorbida}/Área\ dañada$, mientras que el resto lo aumentan significativamente. Por ello solamente en este caso puede notarse este resultado como G_{II} , mientras que el resto tiene un valor superior al incluir la energía que se disipa por otros mecanismos no contemplados en la medida de área dañada que se ha realizado. Dado que tienen una superficie dañada mayor, gran parte de la energía la disipan en fricción entre láminas internas, más que en la generación de nuevo daño. Este efecto coincide con el observado por otros investigadores cuando sobre una misma probeta se realizan varios impactos sucesivos, encontrando que el área delaminada es cada vez más pequeña.

Puede concluirse así que el sistema control de velocidad propuesto permite optimizar las propiedades mecánicas de los materiales compuestos fabricados mediante infusión de resina, a la vez que las hace más homogéneas y con valores más repetitivos en tiempo y espacio. Cuantitativamente la impregnación en el rango de velocidades 4.5 mm/s a 7.5 mm/s ha reportado los mejores resultados desde el punto de vista mecánico, aunque existan pequeñas diferencias asociadas al tipo de esfuerzo y niveles energéticos. Habiendo reducido

la dispersión entre los valores obtenidos y aumentando de esta manera la repetitividad en los resultados, se derivará en un uso más eficiente del material mediante el uso de factores de seguridad menos conservadores, utilizando para ello un sistema sencillo y de bajo coste. Ello se consigue mediante el mantenimiento de una velocidad constante durante todo el proceso, que deriva en una minimización de la cantidad de huecos atrapados que consecuentemente maximizan las propiedades mecánicas.

El stitching, por su parte, muestra valores de velocidad óptima del mismo orden que los materiales sin reforzar. Se han reportado varios problemas de impregnación asociados, como la aparición de grandes oquedades y atrapamientos de aire alrededor de las zonas de paso del hilo. Aun así, el efecto global del stitching es una mejora notable en las propiedades a impacto, y en gran medida, una reducción del área dañada.

Así, la metodología de impregnación propuestas supone un avance relevante en los procesos de fabricación de materiales compuestos que, en la mayoría de casos, carecen de un control exhaustivo de sus parámetros.

Para encontrar la velocidad óptima de un determinado laminado, un ensayo de impregnación convencional será suficiente para estimar el valor de velocidad óptima, que podrá ser utilizado en infusiones controladas para maximizar la propiedad buscada. De esta manera un único ensayo, en un laminado de longitud suficiente como para abarcar un amplio rango de velocidades de frente de flujo es suficiente para examinar la velocidad óptima del laminado en cuestión. De otra manera, se puede recurrir a valores aproximados en la bibliografía tratada, que suelen situar los valores óptimos de velocidad en aquéllos que cumplan $2.5 \cdot 10^{-3} < Ca^* < 2.5 \cdot 10^{-2}$, donde Ca^* es el número capilar modificado. Posteriormente esta velocidad puede ser predefinida en el sistema de control, de manera que se garantice durante todo el proceso. Mediante este control en tiempo real, el proceso de infusión de resina reduce en parte la influencia del operario, mejorando las propiedades y su dispersión. Así, se consigue una reducción de peso en dos sentidos: propiedades mecánicas mejoradas

implican menor uso de material y peso; y el hecho de reducir la dispersión de los resultados permite utilizar coeficientes de seguridades inferiores y por tanto menor cantidad de material, con lo que el peso también se reduce.

6.2. Trabajo futuro

A partir del presente estudio se han detectado ciertos puntos que, bien han sido requerido en el desarrollo de la investigación y no han estado disponibles o bien no están actualmente cubiertos por el estado del arte actual, por lo que se proponen como puntos a desarrollar en estudios sucesivos.

- La monitorización de flujo en la cara en contacto con el molde mediante una cámara adicional en la parte posterior del molde permitiría estudiar el frente de flujo en la cara trasera cuando se incorpora un medio de alta permeabilidad en la cara superior del laminado. La diferencia entre ambos frentes puede implicar la existencia de distintas velocidades en distintos puntos del laminado, con posibilidad de generar defectos no reportados en la literatura actual.
- En los presentes experimentos se han analizado tejidos de hasta 4 mm de espesor. Las condiciones de proceso podrían diferir en gran medida en los casos en que se analice la impregnación en tejidos de gran espesor, y especialmente en aquéllos casos que incorporen medio de alta permeabilidad con permeabilidad asimétrica sobre el plano medio. En este caso deben identificarse las velocidades de flujo tanto en la superficie como a través del espesor, ya que estas pueden diferir de manera importante. En este escenario, el uso simultáneo de dos cámaras analizando los patrones de velocidad permitiría analizar de manera más exhaustiva la velocidad de impregnación en cada una de las capas.
- Uso del sistema en geometrías más complejas, que incorporen formas tridimensionales y/o sistemas de visión adicionales. En este sentido, puede analizarse tanto la velocidad del frente de flujo como la generación de líneas de unión entre flujos. Éstas últimas son también causas de acumulación de defectos. El uso de simulaciones computacionales previas al diseño y posicionamiento de entradas de resina y tomas de vacío permitirían elegir una configuración

adecuada, a lo que se añadirá el control de velocidad, optimizando así el resultado final. Para ello, podría recurrirse al uso de técnicas de visión 3D u otros sensores específicos.

- La velocidad óptima podría verse igualmente alterada con el uso de núcleos de relleno, especialmente con los absorbentes. Dado que su uso es recurrente en la mayor parte de aplicaciones industriales, puede resultar conveniente tener resultados acerca de su comportamiento y si éste modifica la velocidad óptima del material base.
- Además de la marcada influencia sobre las propiedades mecánicas que tiene la velocidad de impregnación, otros factores afectan pueden afectar de la misma manera y no en todos los casos se conocen los valores óptimos según el tipo de laminado, resina, proceso, etc. Así, una visión global de los parámetros óptimos repercutirá en gran medida en maximizar ciertas propiedades de los materiales. En este caso, el factor velocidad de impregnación ha sido analizado en profundidad, y sería de incuestionable utilidad conocer asimismo los valores óptimos del resto de parámetros (nivel de vacío o temperatura entre otros).
- En relación al anterior, el nivel de vacío es relevante en laminados que incorporan stitching. Se ha observado la generación de grandes huecos y oquedades alrededor de la zona de puntada, probablemente asociados a un elevado nivel de vacío. Así, hallar la presión óptima a aplicar puede reportar mejoras en el comportamiento final de los laminados reforzados tridimensionalmente.
- A pesar de la mejora observada en el contenido de huecos y las propiedades mecánicas utilizando esta nueva metodología, otras propiedades mecánicas en las que la matriz juega un papel importante deben ser también examinadas, tal como comportamientos a flexión o a fatiga.

- Aunque la respuesta del sistema de control utilizado es relativamente rápida, aparecen pequeñas inestabilidades, especialmente al inicio del proceso que tienden a desaparecer a medida que se desarrolla el proceso y las velocidades decrecen. En este sentido, la optimización del algoritmo, así como la velocidad de refresco pueden suponer una mejora significativa del proceso, permitiendo obtener velocidades más acotadas y unas propiedades del material más homogéneas.
- La evaluación de la tenacidad a fractura en ensayos a impacto, y especialmente con stitching, resulta de gran complejidad. La confluencia de varios mecanismos simultáneos requiere un análisis exhaustivo de cada uno de ellos. La relación entre sus parámetros y las características internas del laminado permitirían optimizar el comportamiento del material cuando es sometido a distintos tipos de carga.
- La velocidad óptima de impregnación en función de la orientación de la(s) lámina(s) no ha derivado en un modelo que permitan relacionarlas. Se han estudiado las láminas a 0°, 45° y 90°, lo que supone un número insuficiente de punto. Una batería de ensayos más amplia y un programa experimental específico para ello permitirían concretar estas posibles relaciones.
- Aunque quedaron fuera del alcance de esta tesis, durante la consecución de los de los experimentos desarrollados se ha recogido información acerca de la evolución de multitud de parámetros físicos y del material (deformaciones fuera de plano mediante DIC3D, disipación térmica de la rotura durante el impacto, curvas completas de fuerza-tiempo de todos los materiales impactados, curvas completas de tensión-deformación de ensayos a tracción, etc.) resultaría conveniente tratar de encontrar interrelaciones y conexiones entre ellos.

Probablemente ello derivará en nuevas formas y metodologías aplicables al estudio y análisis y caracterización de los materiales.

- La aplicación de métodos computacionales ha quedado al margen de los objetivos de esta tesis, con carácter principalmente práctico. Se ha extraído gran cantidad de información de los experimentos realizados. La creación de modelos computacionales basados en el Método de los Elementos Finitos, con aplicación de técnicas específicas como los Elementos Cohesivos, transmisión de calor, o la macro-meso-micro escala, así como modelos de daño específicos plantean nuevas vías de estudio. La cantidad de datos disponibles permitiría altos niveles de correlación con los experimentos, pudiendo extrapolar otros materiales y en otros escenarios.

6.3. Conclusions

According to the results of this thesis, it has been highlighted the importance of establishing control mechanisms during the manufacturing process, especially in composite materials. Processes such as Resin Infusion have, low levels of automation while require a strong human component to be carried out. Then, it should increase their level of automation and control in order to reduce the variability from external factors and maximize the results consequently.

The impregnation velocity, often randomly set in the industry, is a key process parameter to be considered to optimize the when it comes to final mechanical behaviour. Due to the process itself, the flow front velocity is changing continuously. On the other hand, different techniques of reinforcement allow to increase the potential of application of the infusion process.

According to the objectives of this thesis focused on flow rate optimization, a system for flow-detection and control has been developed and manufactured. This system, based on artificial vision, keeps the flow front velocity in a constant value during the whole process.

Implementing an impregnation velocity control system in the infusion process involves knowing the application ranges and optimal velocity values. Firstly, an analysis has been carried out aiming to analyse the impregnation process itself and the evolution of its variables (position, velocity and permeability, among others) while the flow front detection system is validated. This first phase has included conventional laminates and others reinforced with stitching. Both fiberglass and carbon have been used. The results have validated the flow detection system. Position and instantaneous velocity have been successfully detected. On the other hand, the experiments have highlighted the strong effect generated by the stitching during the impregnation process. Stitching has shown reductions in the impregnation time, around one order of magnitude lower when stitching is included

(from 383 seconds to 48.8 seconds in the case of fiberglass laminates when stitching is incorporated). The result is even more noticeable in the case of carbon tape fabric, from 907 seconds in conventional to 50 seconds in the reinforced one. The permeability is increased by 8 times and 28 times respectively, increasing from $4.23 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$ to $3.36 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ in glass (increased by 700%) and from $1.57 \cdot 10^{-11} \text{ m}^2$ to $4.39 \cdot 10^{-10} \text{ m}^2$ in carbon tape (increased by 2700 %). It means a remarkable improvement from the process point of view: higher lengths could be manufactured by infusion, lower pressures are required and shorter manufacturing times are achieved. After analysing the role of stitching, it has been detected that the thread distorts the laminate and generates channels through. It means the resin can flow with lower pressure losses than conventional laminates. These channels are mainly located on the outer faces of the laminate. In addition, channels through thickness are also created. As a result, the resin can flow more easily when the reinforcing thread is incorporated. These channels, as subsequent analysis has found, enhance de void and defects generation which reduces the structural performance.

The relation among different mechanical properties and the rate of impregnation is the second result of this thesis. Globally, it has been found that the phenomena which generates voids is markedly dependent on the flow front velocity. It derives in a noticeable variation on mechanical properties. Traction and impact test shows a set of optimal values when analysed at different impregnation velocities. Consequently, it is possible to maximize the behaviour of the material if a velocity controller is used.

As first result, the fibre orientation ($[M,0]_s$, $[M,45]_s$ and $[M,90]_s$) has shown a strong influence over the flow characteristics. Remarkable variations in the total impregnation time and permeability have been found. Infusion time is increased by 50 % in fibres at 90° when they are compared to fibres at 0° . It means a reduction in K_x permeability from $4.47 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ to $3.26 \cdot 10^{-9} \text{ m}^2$ (30 % lower). It has a great impact on the industrial application, as it could define the injection strategy to follow, aiming to reduce the total process time or ensuring adequate velocity control.

From the tensile test, the optimum flow front velocity that minimizes the amount of voids has been found in the range of 4.38 mm/s to 6.24 mm/s (6.33 mm/s for fibres at 0°, 4.38 mm/s for fibres oriented to 45°, and 6.24 mm/s for fibres oriented to 90°). These values are aligned with the range in which the maximum mechanical properties have been found.

By using the proposed methodology to guarantee the optimum, the tensile strength has been increased up to 18 % for in-flow oriented fibres, and 3.3 % for flow-transverse fibres, while the elastic module was increased by 18.4 % for fibres oriented in-flow direction and 8.7 % for flow transverse fibres. In addition, the standard deviation has been reduced up to 38.2 % for tensile strength and 44.9 % in the tensile module, increasing the repetitiveness consequently. The standard deviation in strength is higher than tensile modulus. It can be explained taking into account that the voids affect the strength values markedly, since they work as load concentrators and nucleation points to grow cracks. On contrasts, the effect on the elastic module is less remarkable, as the stresses far from the void are homogenized in the elastic regimen. Additionally, a greater influence of macrovoids has been found, since they produce an overall increase in stress, higher than that produced with microvoids, since the distribution of these is more random and not concentrated. The effect is more noticeable in the case of specimens tested at 0°, associated to the breakage mechanism. Before the specimen breakage, large delaminations appear. They extend throughout the specimen as a result of a local overload of one of the yarns. The existence of macrovoids, presumably found in the gaps between yarns and between adjacent plies, encourage the delamination by shear stress. It involves a stress imbalance between different yarns and plies that lead in a total material failure.

In relation to optimal velocity values, no clear relations have been observed for different fibre orientations. Although there is a slight variation among optimal velocity and the fibre orientation (6.33 mm/s at 0°, 4.38 mm/s at 45° and 6.24 mm/s at 90°) it is not possible to conclude a mathematical relation between them. An extended experimental program for this specific goal could clarify if there are any dependencies.

Similarly, impact tests report significantly different results for different impregnation velocities. The range match approximately with those obtained for the tensile test. Specimens [0₂,90,M]_s have been manufactured at constant velocity using the flow front velocity control, and they have been tested at impact energies of 13 J and 26 J.

The maximum reaction force analysis sets the optimal value of flow front velocity at 6.0 mm/s, showing a significant reduction as the velocity moves away from this value. The increase in reaction force and the reduction in damaged area is more remarkable as the impact energy increases, due to the fact that the delamination propagation mechanisms find in micro/macro voids a preferential path. At low energies, the impact is very localized and the energy is dissipated mainly through fibres breakage, matrix plastic deformation and breakage by matrix bending. Only in the case of large quantities of interconnected micro/macro voids, important delaminations could occur around the impact point. At high energy impacts, important delaminations have been observed in all specimens which show supercritical impacts, although some optimal values have been reported to improve the behaviour. In the range of velocities (2.5 mm/s to 11.0 mm/s), the maximum value of reaction force is around 3999.1 ± 15.6 N and 6512.0 ± 150.8 N for 13 J and 26 J impacts, respectively. At very high velocities (i.e 11.0 mm/s) this value is reduced by 1.9% and 9.1%, respectively. Similarly, it decreases by 2.5% and 13% when 2.5 mm/s is used. Since the reaction force of are directly related to the stiffness of the material, the data from impact analysis reproduce the findings in the tensile tests, in which significant reductions in the elastic modulus outside the optimum values were shown. Then, the highest properties have been obtained at optimum impregnation velocities at around 6.0 mm/s - 6.5 mm/s, which defines the process window. The damaged area has shown increases of 20.1 % and 8.2 % for low and high energies, respectively, when the flow front velocity is changed from optimums to very high or low values in the analysed range. At small energies, the effect of microvoids is higher than macrovoids, as they make easier through the yarns. At higher energies, macrovoids have shown more influence. When the energy is enough to reach the macrovoids, crack

propagation occurs through them, generating delaminations between consecutive plies, especially between those at different orientations. Due to in these cases, flexure effect of the specimen acquires high values, high shear forces are generated in the joints between sheets. These two effects result in delamination failure over large areas of the specimen. Thus, for high-energy impacts and in the case of lack of velocity control, velocities over the maximum are recommended, in order to minimize the damage. On contrast, at low energy impacts, it is more interesting to impregnate at velocities below the optimum. In an intermediate scenario, the optimum flow front velocity is 6.0 mm/s.

Microscopic analysis of the impacted specimens shows remarkable differences in the amount and type of voids, as well as different types of associated damage. Specimens impregnated at extremely high velocity, far from the optimum value, show a clear dominance of microvoids inside the yarns. The number of macrovoids is not so significant. The damage on these specimens is greater than the produced in the rest of specimens, in which some important interlaminar delaminations as well as internal intralaminar cracks have been reported. On the other hand, the samples impregnated at velocities near the optimum show a much lower quantity of microvoids between fibres, as well as similar quantities of macrovoids. Microscopic analysis reveals in these cases certain localised breaks in individual fibres, with fractured lengths that do not extend beyond the diameter of the fibres. In these cases, no delaminations or fractures of considerable size were reported.

In the third phase of this thesis, the goal was to evaluate the produced by three-dimensional reinforcement on the impact behaviour. Stitched and unstitched $[90_2,0,M]_s$ laminates have been impregnated in the range of 2.5 mm/s to 13.5 mm/s and tested at impact energies of 13 J and 26 J.

From the process point of view, the velocity has been adequately controlled by the artificial vision, showing no difference to conventional fabrics. After the impregnation process, a visual and microscopic analysis has reported different types of defects that did

not appear so markedly in conventional laminates. The distortion induced in the yarns by the stitch is a major source of defects. The literature describes the generation of resin-rich zones where the stitches are added, although it does not refer to the fact that dry zones are also generated. Additionally, a clear trend towards the voids generation around the stitches has been detected. The distortion generated in the yarns induces the creation of unimpregnated zones. These voids are in the order of 1 mm wide by several mm long and gradually dissipate from the stitch point. Their existence is not limited to the surface, and they can reach depths of several millimetres, even crossing the whole thickness. In all cases, this type of defect could be associated with the application of a relatively high vacuum level, which is not always effective for stitched laminates. In simple laminates this effect is not so noticeable. This means that the vacuum level for stitched laminates must be significantly lower than the applied unreinforced laminates.

Based on the analysis of maximum reaction forces on the impactor, a set of optimum impregnation velocity has been concluded. In non-stitched laminates, improvements of 3.1 % and 3.9 % have been reported for impacts at 13 J and 26 J, respectively, when velocity is changed from 2.5 mm/s to the range 5.0 mm/s - 7.5 mm/s. When stitched laminates are compared to unstitched laminates, improvements of 10% and 6.5 % have been reported for impacts of 13 J and 26 J, respectively, in stitched laminates. Again, this range of optimum velocities match with the one reported in the previous tensile and impact tests.

The wide dispersion observed in the values, especially at 26 J, is associated with the fact that the specimens have been re-impacted with 26 J after a first impact at 13 J. This accumulates random effects in the second test such as small differences in the positioning of the specimen, recovery of elastic deformation from the first impact, creep effect, etc., which reduce the repeatability in the results.

The wide dispersion observed in the values, especially high in the impacts at 26 J, is associated with the fact that the specimens have been re-impacted with 26 J after a first

impact at 13 J. This accumulates random effects in the second test such as small differences in the positioning of the specimen, recovery of elastic deformation from the first impact, creep effect, etc., which reduce the repeatability in the results.

At low energies, stitched laminates do not show a marked change between the results corresponding to extreme velocities and those that could be considered optimal. This is associated with the fact that the influence of stitching is so high that it attenuates the effect of micro/macro voids. In fact, at low energies, the capacity for improvement by optimised velocities is in the range of 2.3% to 3.0% while the possibility of improvement by adding stitching is around 8.3%.

Analysing the damaged area in stitching laminates, minimum values have been reported at 5.0 mm/s and 7.5 mm/s at 13 J and 26 J, respectively. For low impact energies, the similarity in the damaged area at low and high velocities indicates that the effect of micro/macro voids is similar in terms of damage propagation. The delaminations in both cases are similar in terms of magnitude and morphology.

At high impact energies, the effect of microvoids is more relevant than macrovoids. The propagation of large-scale delamination occurs more easily when there are macrovoids between plies, although microvoids encourage the propagation of cracks in the transversal plane of the laminate. The preferential fracture way is through the stitching lines, as the stitches act as stress raisers.

At 13 J, all unstitched specimens showed a critical impact, with damage at 60 % of the maximum load, while no damage was observed on the stitched specimens. At 26 J, all showed a supercritical impact with large delaminations, although different indicators conclude a better behaviour in the case of the stitched ones. The impact duration was significantly shorter in the case of the stitched, due to a greater quasi-static flexural stiffness. The peak forces were slightly higher in the case of stitched, with an increase of 1.2% compared to unstitched. At low impact energies, interlaminar delaminations are

concentrated around the impact point, in both stitched and unstitched. In this cases, the interlaminar fracture is not extended beyond 10 - 20 mm. In such cases, the delaminations in both laminates have approximately the same length, since the base-material is the same and the stitching is not having any effect. In this sense, stitching does not prevent the crack from occurring.

When the impact energy is higher (i.e. 13 J), delaminations tend to grow beyond the point of impact and this is when stitching produces significantly different results. Although it does not prevent delaminations from appearing at the point of impact, it avoids them from spreading beyond the characteristic dimension of the stitching pattern. On the other hand, the unstitched laminate is not able to retain crack growth, as there is no bridging between the different plies. Only resin is inside, and large delaminations appear.

The analysis absorbed and dissipated energy during the impact shows higher dissipation rates in the unstitched laminates. Among the stitched laminates, the greatest amount of energy was dissipated by those impregnated at non-optimal velocities. The dissipated energy gives an idea of the amount of damage generated. Then, the minimum damage has been generated in the laminates impregnated optimum velocities. When this value is divided by the damaged area, an estimation of the tenacity to fracture is obtained. The energy could be mainly associated to internal delaminations, generated by shear stress. Then, the value corresponds to Mode II fracture toughness. In this case, the specimens impregnated at 7.5 mm/s report the highest value, obtaining approximately 4.9 kJ/m² after 13 J impacts.

When the energy level is increased, only the impregnated laminate at 7.5 mm/s keeps the $E_{\text{absorbed}}/\text{Damaged area}$ ratio approximately constant, while other increase it significantly. Therefore, only in this case it can be noted as G_{II} . Other velocities show higher values as it includes the dissipated energy by other mechanisms (and not measured such as friction, noise and heat). As they have a larger damaged area, a higher part of the energy is dissipated

in friction between internal sheets, rather than in the generation of new damage. This effect has been reported by other researchers when several successive impacts are made on the same specimen, concluding that the delaminated area is gradually smaller.

To sum up, the proposed methodology to control the impregnation in infusion process has concluded in improved mechanical properties by optimizing the flow front velocity using a simple and low-cost system. Homogeneity and repetitiveness have been also improved. Quantitatively, the impregnation velocity within the range from 4.5 mm/s to 7.5 mm/s has reported the best results from the mechanical point of view. Nevertheless, there are small differences, mainly associated to the type of load and the applied energy level. As a result, the dispersion of the data has been reduced and then, repeatability of the results has been improved, which lead to a more efficient use of the material. This is achieved by keeping a constant velocity throughout the process, which results in minimising the amount of voids.

On the other hand, stitching shows optimum velocity within the same range as unstitched laminates. Several stitching-associated impregnation issues have been reported, such as large voids and dry areas around the stitch point. Even so, the overall effect of stitching leads in improvements in impact properties and reductions in the damaged area.

Thus, the proposed impregnation methodology implies a significant advance in the manufacturing processes of composite materials which, in most cases, shows lack of exhaustive control of their parameters.

Finally, to find the optimum velocity for a given laminate, a conventional impregnation test could be enough to estimate the optimum velocity value (range). Then, this value can be used during controlled infusions to maximise the goal property. Thus, a single test on a laminate of sufficient length to cover a wide range of flow front speeds is enough to find the optimum velocity of the laminate. Otherwise, the literature can help to find approximate values, which usually set the optimum velocity values within the range

$2.5 \cdot 10^{-3} < Ca^* < 2.5 \cdot 10^{-2}$, where Ca^* is the modified capillary number. Then, this velocity can be set in the control system, and it will be kept during the whole process. By this real-time control, the resin infusion process will reduce the influence of the operator's skills, improving the properties and dispersion in the results. Thus, a reduction in weight is achieved by two ways: improved mechanical properties mean less use of material and weight; and the reduction in the dispersion of the results allows lower safety coefficients and therefore less material.

6.4. Future work

From this thesis, some points have been detected as uncovered by literature and the state-of-the-art. Therefore, they have been summarized as proposals to be developed in successive studies.

- Flow monitoring on the mould face using an additional camera at the back would allow the study of the flow front when a highly permeable medium is added into the top side of the laminate. The difference between both fronts may imply the existence of different local flow front velocities at different points of the laminate, and likely non-reported defect generation mechanisms.
- Current experiments have been carried out using fabrics up to 4 mm thick. The process conditions could be slightly different when thick fabrics are used, especially when highly permeable media or highly asymmetric permeability distribution is added. In this cases, the flow through the thickness should be identified. In this scenario, the use of two cameras could report could give information about the flow through internal layers. This could be achieved by using 3D vision techniques or specific sensors.
- Use of the system in more complex geometries, incorporating three-dimensional shapes and/or additional vision systems. In this sense, both the speed of the flow front and the generation of connecting lines between flows can be analysed. The latter are also causes of defect accumulation. The use of computer simulations prior to the design and positioning of resin inlets and vacuum intakes would allow the choice of an appropriate configuration, to which speed control would be added, thus optimising the final result.
- The optimum velocity could also be modified if internal cores are added. Since they are used in most of industrial applications, it may be useful to know how they modified the flow features.

- Other factors, apart from velocity, have great influence over the final mechanical properties (vacuum level or temperature, among others). In this case, the impregnation velocity has been deeply analysed. Then, a review of the optimal parameters could help engineers and designers to maximize certain material properties.
- The vacuum level is highly important in laminates that incorporate stitching, as some experiments have shown in this thesis. The generation of large voids around the stitching area has been observed, probably associated with a high vacuum level. Thus, finding the optimum vacuum pressure should improve the final behaviour of three-dimensional reinforced laminates.
- Bending or fatigue properties are markedly defined by matrix properties. In this context, voids could have a relevant role. The application of the proposed methodology could be examined.
- Although the response of the control system used is relatively fast, small instabilities appear, especially at the beginning of the process. Then, the algorithm optimisation as well as updating rate can improve the control process. More homogeneous and adjusted velocities can be reached.
- The fracture toughness evaluation in the impact tests is highly complex, especially when stitching is added. The confluence of several simultaneous mechanisms requires an exhaustive analysis of each one of them. Some experimental analysis could help to understand the relationship between the parameters and the internal characteristics of the laminate when different types of load are applied.
- The optimum flow front velocity as a function of the fibres orientation has not led into a clear model. The plies have been studied at 0°, 45° and 90°, which is an insufficient number of points. A more extensive experimental program for this

purpose would define how the flow front velocity varies with the fibres orientation.

- Some additional parameters were measured and logged during the experiments in this thesis. They were not processes as they are out of the scope of this thesis. Then, out-of-plane deformations, thermal dissipation of the breakage during the impact, complete force-time curves of all the impacted materials, complete stress-strain curves of tensile tests, among other were measured. In future analysis, this information could be processed in order to look for new forms and methodologies applicable to the study, analysis and characterisation of these materials.
- The application of computational methods is out the scope of this thesis. A great deal of information has been extracted from the experiments carried out. The creation of computational models based on the Finite Element Method, with the application of specific techniques such as the Cohesive Elements, heat transmission, or the macro-meso-micro scale, as well as specific damage models pose new ways of study. The amount of data available would allow high levels of correlation with the experiments, being able to extrapolate other materials and in other scenarios.

Capítulo 7

Referencias

7. Referencias

- [1] Roeseler, W. G., B. Sarh, and M. U. Kismarton, "Composite Structures : The First 100 Years," in *16th International Conference on Composite Materials. Kyoto*, 2007, pp. 1–10, doi: 10.1063/1.5008116.
- [2] Kumar, A., R. Tyagi, and S. Kumar, "Application and Future of Composite Materials : A Review," *Int. J. Innov. Res. Sci. Technol.*, vol. 5, no. 5, pp. 6907–6911, 2016, doi: 10.15680/IJIRSET.2016.0505041.
- [3] Gururaja, M. N. and A. N. H. Rao, "A Review on Recent Applications and Future Prospectus of Hybrid Composites," *Int. J. Soft Comput. Eng.*, vol. 1, no. 6, pp. 352–355, 2012.
- [4] Wilson, A., "Vehicle weight is the key driver for automotive composites," *Reinf. Plast.*, vol. 61, no. 2, pp. 100–102, 2017, doi: <https://doi.org/10.1016/j.repl.2015.10.002>.
- [5] Abel, P., C. Lauter, T. Gries, and T. Troester, "Textile composites in the automotive industry," in *Fatigue of Textile Composites*, no. 2007, S. V. L. Valter Carvelli, Ed. Elsevier Ltd, 2015, pp. 383–401.
- [6] Adam, T. J. *et al.*, "Multifunctional composites for future energy storage in aerospace structures," *Energies*, vol. 11, no. 2, 2018, doi: 10.3390/en11020335.
- [7] Gysin, H. J., "Machine Industry - a Market for Advanced Thermoplastic Composites," in *Verbundwerk*, 1991.
- [8] Maine, E., S. Lubik, and E. Garnsey, "Process-based vs. product-based innovation: Value creation by nanotech ventures," *Technovation*, vol. 32, no. 3–4, pp. 179–192, 2012, doi: 10.1016/j.technovation.2011.10.003.
- [9] Kim, J. S., "Investing in advanced materials: A market-driven methodology," *Technovation*, vol. 47, pp. 23–31, 2016, doi: 10.1016/j.technovation.2015.11.006.
- [10] Costanza, D. N., "Fibrous Tectonics: A Rethinking of Composite Production through Innovation and Exploration of Molding Techniques and Methodologies," *Procedia Eng.*, vol. 155, pp. 452–463, 2016, doi: 10.1016/j.proeng.2016.08.048.
- [11] Slayton, R. and G. Spinardi, "Radical innovation in scaling up: Boeing's Dreamliner and the challenge of socio-technical transitions," *Technovation*, vol. 47, pp. 47–58, 2016, doi: 10.1016/j.technovation.2015.08.004.
- [12] Lauter, C., T. Tröster, and R. Corin, "Hybrid Structures Consisting of Sheet Metal and Fibre Reinforced Plastics for Structural Automotive Applications," in *Advanced Composite Materials for Automotive Applications: Structural Integrity and Crashworthiness*, 2014, pp. 149–174.
- [13] Achim, V. and E. Ruiz, "Guiding selection for reduced process development time in RTM," *Int. J. Mater. Form.*, vol. 3, no. SUPPL. 2, pp. 1277–1286, 2010, doi: 10.1007/s12289-009-0630-6.
- [14] Roth, Y. C., M. Weinholdt, and L. Winkelmann, "Liquid Composite Moulding - Enabler for the

Automated Production of CFRP Aircraft Components,” in *ECCM16 - 16th European Conference on Composite Materials*, 2014, pp. 1–8.

- [15] Zentrum, D., “EVo: Net Shape RTM Production Line,” *J. large-scale Res. Facil.*, vol. 2, no. A66, pp. 1–7, 2016, doi: 10.17815/jlsrf-2-125.
- [16] Parnas, R. S., *Liquid Composite Molding*. Hanser Publisher, 2000.
- [17] Scalici, T., G. Pitarresi, D. Badagliacco, V. Fiore, and A. Valenza, “Mechanical properties of basalt fiber reinforced composites manufactured with different vacuum assisted impregnation techniques,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 104, pp. 35–43, 2016, doi: 10.1016/j.compositesb.2016.08.021.
- [18] Yamashita, M., T. Sakagawa, F. Takeda, F. Kimata, and Y. Komori, “Development of Advanced Vacuum-assisted Resin Transfer Molding Technology for Use in an MRJ Empennage Box Structure,” *Mitsubishi Heavy Ind. Ltd, Tech. Rev.*, vol. 45, no. 4, pp. 1–4, 2008.
- [19] Yenilmez, B., M. Senan, and E. Murat Sozer, “Variation of part thickness and compaction pressure in vacuum infusion process,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 69, no. 11–12, pp. 1710–1719, 2009, doi: 10.1016/j.compscitech.2008.05.009.
- [20] Poorzeinolabedin, M., L. Parnas, and S. H. Dashatan, “Resin infusion under flexible tooling process and structural design optimization of the complex composite part,” *Mater. Des.*, vol. 64, pp. 450–455, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2014.08.008.
- [21] Alampalli, S., J. O’Connor, and A. P. Yannotti, *Design, fabrication, construction, and testing of an FRP superstructure*. 2000.
- [22] Alampalli, S., J. O’Connor, and A. P. Yannotti, “Fiber reinforced polymer composites for the superstructure of a short-span rural bridge,” *Compos. Struct.*, vol. 58, no. 1, pp. 21–27, 2002, doi: 10.1016/S0263-8223(02)00044-2.
- [23] Hautier, M., D. Lévêque, C. Huchette, and P. Olivier, “Plastics, Rubber and Composites,” *ICCM Int. Conf. Compos. Mater.*, vol. 39, no. 3–5, pp. 200–207, 2010, doi: <https://doi.org/10.1179/174328910X12647080902411>.
- [24] Hadigheh, S. A., R. J. Gravina, S. Setunge, and S. J. Kim, “Bond characterization of adhesively bonded joints made with the resin infusion (RI) process,” *Int. J. Adhes. Adhes.*, vol. 57, pp. 13–21, 2014, doi: 10.1016/j.ijadhadh.2014.10.001.
- [25] Pierce, R. S. and B. G. Falzon, “Injection repair of composites for automotive and aerospace applications,” *21st Int. Conf. Compos. Mater.*, no. August, 2017.
- [26] Xu, W., Y. Gu, M. Li, X. Ma, D. Zhang, and Z. Zhang, “Co-curing process combining resin film infusion with prepreg and co-cured interlaminar properties of carbon fiber composites,” *J. Compos. Mater.*, vol. 48, no. 14, pp. 1709–1724, 2014, doi: 10.1177/0021998313490536.

- [27] Ehrenstein, G. W., *Faserverbund- Kunststoffe*. Munich: Carl Hanser Publishers, 2006.
- [28] Lowe, J., "Aerospace applications," in *Design and Manufacture of Textile Composites*, L. AC, Ed. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2005, pp. 405–423.
- [29] Middendorf, P. and C. Metner, "Aerospace applications of non-crimp fabric composites," in *on-crimp Fabric Composites*, vol. Cambridge; L. SV, Ed. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2011, pp. 441–448.
- [30] Yaacob, A. *et al.*, "Comparative mechanical properties study of resin infusion versus hand laminating for the construction of 23-ft fishing boat," *ARPJ. Eng. Appl. Sci.*, vol. 12, no. 1, pp. 1954–1960, 2017.
- [31] Brent Strong, A., *Fundamentals of Composites Manufacturing: Materials Methods and Applications*, Second. Society of Manufacturing Engineers, 2008.
- [32] Dow, M. B. and H. B. Dexter, *Development of Stitched, Braided and Woven Composite Structures in the ACT Program and at Langley Research Center (1985 to 1997)*. Hampton, Virginia: National Aeronautics and Space Administration, 1997.
- [33] Liu, X. and F. Chen, "A review of void formation and its effects on the mechanical performance of carbon fiber reinforced plastic," *Eng. Trans.*, vol. 64, no. 1, pp. 33–51, 2016.
- [34] Barbero, E. J., *Introduction to composite material design*, 2nd ed. 2011.
- [35] Robinson, M. J., "A qualitative analysis of some of the issues affecting the cost of composites structures," in *Proc 23rd Int SAMPE Technical Conf*, 1991.
- [36] LeBel, F., A. E. Fanaei, E. Ruiz, and F. Trochu, "Prediction of optimal flow front velocity to minimize void formation in dual scale fibrous reinforcements," *Int. J. Mater. Form.*, vol. 7, no. 1, pp. 93–116, 2014, doi: 10.1007/s12289-012-1111-x.
- [37] Ruiz, E., V. Achim, S. Soukane, F. Trochu, and J. Bréard, "Optimization of injection flow rate to minimize micro/macro-voids formation in resin transfer molded composites," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, no. 3–4, pp. 475–486, 2006, doi: 10.1016/j.compscitech.2005.06.013.
- [38] Martin, F. A. *et al.*, "Simulation and Validation of Injection-Compression Filling Stage of Liquid Moulding with Fast Curing Resins," *Appl. Compos. Mater.*, vol. 26, no. 1, pp. 41–63, 2019, doi: 10.1007/s10443-018-9682-4.
- [39] Patiño-Arcila, I. D. and J. D. Vanegas-Jaramillo, *Modeling and simulation of filling in dual-scale fibrous reinforcements: state of the art and new methodology to quantify the sink effect*, vol. 52, no. 14. 2018.
- [40] Crivelli V., I., M. Durante, A. Langella, and U. Morano, "Flow Front Analysis in Resin Infusion Process," in *Intelligent Production Machines and Systems*, D. T. Pham, E. E. Eldukhri, and A. J. Soroka, Eds. Cardiff, UK: Elsevier, 2006, p. 662.

- [41] Nakatani, H., K. Adachi, and K. Osaka, "Resin Impregnation Behavior in Thick Carbon Fibre Composite With a Corner During Vartm Process," in *The 13th International Conference on Flow Proessing in Composite Materials*, 2016, pp. 1-2.
- [42] Ferland, P., D. Guittard, and F. Trochu, "Concurrent Methods for Permeability Measurement in Resin Transfer Molding," *Int. SAMPE Symp. Exhib.*, vol. 36, no. pt 1, pp. 546-555, 1991, doi: 10.3139/9781569906200.016.
- [43] Hull, D., *Materiales Compuestos*. 1987.
- [44] Bunsell, A. R., *Handbook of Poperties of Textile and Technical Fibres*, 2nd ed., vol. 91. Woodhead Publishing, 2018.
- [45] Gauthier, M. M., *Engineered Materials Handbook*. OH, USA: ASM International, Materials Park, 1995.
- [46] Obukuro, M., Y. Takahashi, and H. Shimizu, "Effect of Diameter of Glass Fibers on Flexural Properties of Fiber-reinforced Composites," *Dent. Mater. J.*, vol. 27, no. 4, pp. 541-548, 2008, doi: 10.4103/0970-9290.116696.
- [47] Otto, W. H., "Relationship of Tensile Strength of Glass Fibers to Diameter," *J. of Am. Ceram. Soc.*, vol. 38, no. 3, 1955, doi: <https://doi.org/10.1111/j.1151-2916.1955.tb14588.x>.
- [48] Shrivastava, A., A. Shrivastava, and Shrivastava A., "Additives for Plastics," in *Introduction to Plastics Engineering*, William Andrew Publishing, 2018, pp. 111-141.
- [49] Iqbal, M., M. Islam, J. Ananda, and K. Lau, "Potentiality of utilising natural textile materials for engineering composites applications Potentiality of utilising natural textile materials for engineering composites applications," *J. Mater.*, vol. 59, no. October 2017, pp. 359-368, 2014, doi: 10.1016/j.matdes.2014.03.022.
- [50] Witten, E., T. T. Kraus, and M. Kühnel, "Composites Market Report 2015. Market developments, trends, outlook and challenges," 2015. http://www.eucia.eu/userfiles/files/Composites_Market_Report_2015.pdf (accessed Feb. 07, 2019).
- [51] Miravete, A., *Materiales Compuestos*, 1st ed. España: Reverte, 2011.
- [52] Schwartz, M. M., *Composite Materials Handbook*, 2nd ed. New York, 1992.
- [53] Lee, S. M., "International Encyclopedia of Composites: Reinforcements," in *Vol. 5*, New York, 1991.
- [54] Lupescu, M. B., *Fiber Reinforcements for Composite Materials*. Bucuresti: Editura Tehnica, 2004.
- [55] Ekşi, S. and K. Genel, "Comparison of Mechanical Properties of Unidirectional and Woven Carbon, Glass and Aramid Fiber Reinforced Epoxy Composites," vol. 132, no. 3, pp. 879-882, 2017, doi: 10.12693/APhysPolA.132.879.
- [56] Lomov, S., I. Verpoest, and F. Robitaille, "Manufacturing and internal geometry of textiles," in

Design and Manufacture of Textile Composites, Woodhead Publishing Series in Textiles, Ed. Cambridge (England): CRC Press, 2005, pp. 1–61.

- [57] Semenov, A. S., B. E. Melnikov, and S. Semenov, “Experimental research and finite element analysis of elastic and strength properties of fiberglass composite material,” no. May, 2014, doi: 10.5862/MCE.47.3.
- [58] Alsalam, A. H. A., “Evaluation Mechanical Properties of Polymer Composites Reinforced by different Metal Powders,” *Eng. Tecnol. J.*, vol. 33, no. Part B. No7, pp. 1348–1360, 2015.
- [59] Awang Ngah, S., “Static and fatigue behaviour of fibre composites infused with rubber- and silica nanoparticle-modified epoxy,” no. June, 2013, [Online]. Available: <http://spiral.imperial.ac.uk/handle/10044/1/14432>.
- [60] Drzal, L. T. and M. Madhukar, “Fibre-matrix adhesion and its relationship to composite mechanical properties,” *J. Mater. Sci.*, vol. 28, no. 3, pp. 569–610, 1993.
- [61] Zhou, Y., M. Fan, and L. Chen, *Interface and bonding mechanisms of plant fibre composites: An overview*. Elsevier Ltd, 2016.
- [62] Campbell, F. C., *Manufacturing Processes for Advanced Composites*. Elsevier Science, 2003.
- [63] Täljstena, B. and L. Elfgrén, “Strengthening concrete beams for shear using CFRP-materials: evaluation of different application methods,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 31, no. April, pp. 87–96, 2000, doi: 10.1016/S1359-8368(99)00077-3.
- [64] Agarwal, B. D., L. J. Broutman, and K. Chandrashekhara, *Analysis and Performance of Fiber Composites Third Edition*. 2006.
- [65] Williams, C., J. Summerscales, and S. M. Grove, “Resin Infusion under Flexible Tooling (RIFT): a review,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 27, no. A, pp. 517–524, 1996.
- [66] Vilà, J., “Dual Scale Flow during Vacuum Infusion of Composites : Experiments and Modelling,” University Carlos III Madrid, 2015.
- [67] Abdurrohman, K., T. . Satrio, N. L. Muzayadah, and Teten, “PhD Thesis: A comparison process between hand lay-up , vacuum infusion and vacuum bagging method toward e-glass EW 185 / lylcal composites,” in *6th International Seminar of Aerospace Science and Technology*, 2018, pp. 1–10, doi: 10.1088/1742-6596/1130/1/012018.
- [68] Mahmood, A. S., “Processing-Performance Relationships for Fibre-Reinforced Composites,” University of Plymouth, 2015.
- [69] Bai, J., *Advanced fibre-reinforced polymer (RFP) composites for structural applications*. Woodhead Publishing Limited, 2013.
- [70] Nilakantan, G. and S. Nutt, “Reuse and upcycling of aerospace prepreg scrap and waste,” *Reinf.*

Plast., vol. 59, no. 1, pp. 44–51, 2015, doi: 10.1016/j.repl.2014.12.070.

- [71] Rudd, C. D., A. C. Long, K. N. Kendall, and C. G. Magin, *Liquid Moulding Technologies*. 1997.
- [72] Bratukhin, A. G. and V. S. Bogolyubov, *Composite Manufacturing Technology*. Springer. Chapman & Hall, 1995.
- [73] Boisse, P., *Advances in Composites Manufacturing and Process Design*. Woodhead Publishing Series in Composites Science and Engineering: Number 56, 2015.
- [74] Ermanni, P., C. Di Fratta, and F. Trochu, “Molding: Liquid Composite Molding (LCM),” *Wiley Encyclopedia of Composites*. pp. 1–10, Jul. 20, 2012, doi: doi:10.1002/9781118097298.weoc153.
- [75] Njionhou, A., F. Berthet, and B. Castanié, “Effects of process parameters on the mechanical properties and morphology of stitched and non-stitched carbon/epoxy liquid resin-infused NCF laminate, out of autoclave and out of oven,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 65, no. 9–12, pp. 1289–1302, 2013, doi: 10.1007/s00170-012-4257-2.
- [76] Ruiz, E., “De la caracterisation des materiaus et simulation du procede a l’optimisation de la fabrication des composites par injection sur renfort,” University of Montreal (Canadá), 2014.
- [77] Gourichon, B., C. Binétruy, and P. Krawczak, “A new numerical procedure to predict dynamic void content in liquid composite molding,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 37, no. 11, pp. 1961–1969, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.12.017.
- [78] Kaynak, C., E. Akgul, and N. A. Isitman, “Effects of RTM mold temperature and vacuum on the mechanical properties of epoxy/glass fiber composite plates,” *J. Compos. Mater.*, vol. 42, no. 15, pp. 1505–1521, 2008, doi: 10.1177/0021998308092204.
- [79] Yang, J., Y. Jia, Y. Ding, H. He, T. Shi, and L. An, “Edge Effect in RTM Processes Under Constant Pressure Injection Conditions,” *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 116, no. 5, pp. 2658–2667, 2010, doi: 10.1002/app.
- [80] Pineda, U., “Caracterización de procesos de infusión de resina mediante visión artificial,” 2013.
- [81] LeBel, F., “PhD Thesis: Controle de la Fabrication des Composites par injection sur renforts,” École Polytechnique de Montréal, 2012.
- [82] Liu, L., B. M. Zhang, D. F. Wang, and Z. J. Wu, “Effects of cure cycles on void content and mechanical properties of composite laminates,” *Compos. Struct.*, vol. 73, no. 3, pp. 303–309, 2006, doi: 10.1016/j.compstruct.2005.02.001.
- [83] Zhu, H., B. Wu, D. Li, D. Zhang, and Y. Chen, “Influence of Voids on the Tensile Performance of Carbon/epoxy Fabric Laminates,” *J. Mater. Sci. Technol.*, vol. 27, no. 1, pp. 69–73, 2011, doi: 10.1016/S1005-0302(11)60028-5.
- [84] Chen, D., K. Arakawa, and C. Xu, “Reduction of Void Content of Vacuum-Assisted Resin Transfer

- Molded Composites by Infusion Pressure Control,” *Polym. Compos.*, vol. 116, no. 1, pp. 37–43, 2015, doi: 10.1002/pc.
- [85] Kazmi, S. M. R., Q. Govignon, and S. Bickerton, “Control of laminate quality for parts manufactured using the resin infusion process,” *J. Compos. Mater.*, vol. 53, no. 3, pp. 327–343, 2018, doi: 10.1177/0021998318783308.
- [86] Kedari, V. R., B. I. Farah, and K. T. Hsiao, “Effects of vacuum pressure, inlet pressure, and mold temperature on the void content, volume fraction of polyester/e-glass fiber composites manufactured with VARTM process,” *J. Compos. Mater.*, vol. 45, no. 26, pp. 2727–2742, 2011, doi: 10.1177/0021998311415442.
- [87] Zhang, K., Y. Gu, S. Wang, M. Li, and Z. Zhang, “Effects of preheating temperature of the mould on the properties of rapid-curing carbon fibre composites fabricated by vacuum-assisted resin infusion moulding,” *Polym. Polym. Compos.*, vol. 22, no. 9, pp. 825–836, 2014, doi: 10.1177/096739111402200910.
- [88] Jiang, S., C. Zhang, and B. Wang, “A process performance index and its application to optimization of the RTM process,” *Polym. Compos.*, vol. 22, no. 5, pp. 690–701, 1999.
- [89] Sánchez, F. *et al.*, “A process performance index based on gate-distance and incubation time for the optimization of gate locations in liquid composite molding processes,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 37, no. 6, pp. 903–912, 2006.
- [90] Comas-Cardona, S., S. Ziaee, and S. G. Advani, “Spatially homogeneous gelation in liquid composite molding,” *Polym. Eng. Sci.*, vol. 42, no. 8, pp. 1667–1673, 2002.
- [91] Darcy, H., “Les fontaines publiques de la ville de Dijon: exposition et application,” *Dalmont*, p. 647, 1856, doi: 10.1080/00150199208223391.
- [92] Advani, S. G., V. M. Brusckhe, and R. S. Parnas, “Resin Transfer Molding Flow Phenomena in Polymeric Composites,” in *Flow and Rheology in Polymer Composites Manufacturing*, Elsevier B.V., 1994.
- [93] Bienétry, C. and J. Pabiot, “Effects of fabric architectural heterogeneities on effective and saturated permeabilities in RTM,” in *12th International Conference on Composite Materials, ICCM-12*, 1999, pp. 1–10.
- [94] Ahn, K. J., J. C. Seferis, J. C. Berg, and S. J. C., “Simultaneous measurements of permeability and capillary pressure of thermotessing matrices in woven fabric reinforcements,” *Polym. Compos.*, vol. 12, no. 3, pp. 146–152, 1991, [Online]. Available: <http://uvadoc.uva.es/handle/10324/22153>.
- [95] Zhou, Z. J. *et al.*, “Resin flow monitoring inside composite laminate during resin film infusion process,” *Polym. Compos.*, vol. 35, pp. 681–690, 2014, doi: 10.1002/pc.22711.

- [96] Hurtado, F. J., A. S. Kaiser, A. Viedma, and S. Diaz, "Numerical analysis of the vacuum infusion process for sandwich composites with perforated core and different fiber orientations," *J. Sandw. Struct. Mater.*, vol. 18, no. 4, pp. 415–444, 2016, doi: 10.1177/1099636215589081.
- [97] Çengel, Y. A. and J. M. Cimbala, *Fluid mechanics: Fundamentals and applications*. 2006.
- [98] Francucci, G., E. S. Rodríguez, and A. Vázquez, "Study of saturated and unsaturated permeability in natural fiber fabrics," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 41, no. 1, pp. 16–21, 2010, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.07.012.
- [99] Park, C. H. and W. Il Lee, "Modeling void formation and unsaturated flow in liquid composite molding processes: A survey and review," *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 30, no. 11, pp. 957–977, 2011, doi: 10.1177/0731684411411338.
- [100] Shih, C. H. and L. J. Lee, "Effect of fiber architecture on permeability in liquid composite molding," *Polym. Compos.*, vol. 19, no. 5, pp. 626–639, 1998, doi: 10.1002/pc.10136.
- [101] Park, C. H. and P. Krawczak, "Unsaturated and saturated permeabilities of fiber reinforcement: Critics and suggestions," *Front. Mater.*, vol. 2, no. April, pp. 1–6, 2015, doi: 10.3389/fmats.2015.00038.
- [102] Dungun, F. D. and A. M. Sastry, "Saturated and unsaturated polymer flows: microphenomena and modeling," *J. Compos. Mater.*, vol. 36, pp. 1581–1603, 2002, doi: 10.1177/0021998302036013179.
- [103] Pillai, K., "Modeling the unsaturated flow in liquid composite molding processes: a review and some thoughts," *J. Compos. Mater.*, vol. 38, pp. 2097–2118, 2004, doi: 10.1177/0021998304045585.
- [104] Arbter, R., J. M. Beraud, C. Binetruy, L. Bizet, J. Bréard, and S. Comas-Cardona, "Experimental determination of the permeability of textiles: a benchmark exercise," *Compos. A*, vol. 42, pp. 1157–1168, 2011, doi: 10.1016/j.compositesa.2011.04.021.
- [105] Naik, N. K., M. Sirisha, and A. Inani, "Permeability characterization of polymer matrix composites by RTM/VARTM," *Prog. Aerosp. Sci.*, vol. 65, pp. 22–40, 2014, doi: 10.1016/j.paerosci.2013.09.002.
- [106] Vernet, N. *et al.*, "Experimental determination of the permeability of engineering textiles: benchmark II," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 61, pp. 172–184, 2014, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.02.010.
- [107] Williams, C., S. M. Grove, and J. Summerscales, "The compression response of fibre-reinforced plastic plates during manufacture by the resin infusion under flexible tooling method," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 29, no. 1–2, pp. 111–114, 1998, doi: 10.1016/S1359-835X(97)00038-9.

- [108] Grimsley, B. W., P. Hubert, X. Song, and N. Langley, "Flow and compaction during the vacuum assisted resin transfer molding process," in *Proceedings of the 33rd International SAMPE Conference on Advancing Affordable Materials Technology*, 2001, vol. 33, pp. 143–153.
- [109] Correia, N. C., F. Robitaille, A. C. Long, C. D. Rudd, P. Šimáček, and S. G. Advani, "Analysis of the vacuum infusion moulding process: I. Analytical formulation," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 36, no. 12, pp. 1645–1656, 2005, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.03.019.
- [110] Rieber, G., J. Jiang, C. Deter, N. Chen, and P. Mitschang, "Influence of textile parameters on the in-plane Permeability," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 52, pp. 89–98, 2013, doi: 10.1016/j.compositesa.2013.05.009.
- [111] Simacek, P., D. Heider, J. W. Gillespie, and S. Advani, "Post-filling flow in vacuum assisted resin transfer molding processes: Theoretical analysis," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 40, no. 6–7, pp. 913–924, 2009, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.04.018.
- [112] Dave, R., J. L. Kardos, and M. P. Duduković, "A model for resin flow during composite processsearcher are finding the K using experiment which has own type of preforming part 2: Numerical analysis for unidirectional graphite/epoxy laminates," *Polym. Compos.*, vol. 8, no. 2, pp. 123–132, 1987, doi: 10.1002/pc.750080209.
- [113] Guwtsky, T. G., Z. Cai, S. Bauer, D. Boudher, J. Kingery, and S. Wineman, "Consolidation Experiments for Laminate Composites," *J. Compos. Mater.*, vol. 21, no. July 1987, pp. 650–669, 1987.
- [114] Gutowski, T. G., T. Morigaki, and Z. Cai, "The Consolidation of Laminate Composites," *J. Compos. Mater.*, vol. 21, no. 2, pp. 172–188, 1987, doi: 10.1177/002199838702100207.
- [115] Heuer, H. *et al.*, "Review on quality assurance along the CFRP value chain - Non-destructive testing of fabrics, preforms and CFRP by HF radio wave techniques," *Compos. Part B Eng.*, vol. 77, pp. 494–501, 2015, doi: 10.1016/j.compositesb.2015.03.022.
- [116] Lukaszewicz, D. H. J. A., C. Ward, and K. D. Potter, "The engineering aspects of automated prepreg layup: History, present and future," *Compos. Part B Eng.*, vol. 43, no. 3, pp. 997–1009, 2012, doi: 10.1016/j.compositesb.2011.12.003.
- [117] Potter, K., B. Khan, M. Wisnom, T. Bell, and J. Stevens, "Variability , fibre waviness and misalignment in the determination of the properties of composite materials and structures," *Appl. Sci. Manuf. Part A*, vol. 39, pp. 1343–1354, 2008, doi: 10.1016/j.compositesa.2008.04.016.
- [118] Fedulov, B. N., F. K. Antonov, A. A. Safonov, A. E. Ushakov, and S. V. Lomov, "Influence of fibre misalignment and voids on composite laminate strength," *J. Compos. Mater.*, vol. 49, no. 23, pp. 2887–2896, 2015, doi: 10.1177/0021998314557533.
- [119] Hagstrand, P. O., F. Bonjour, and J. A. E. Manson, "The influence of void content on the structural

flexural performance of unidirectional glass fibre reinforced polypropylene composites,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 36, pp. 705–714, 2005, doi: 10.1016/j.compositesa.2004.03.007.

- [120] Hamidi, Y. K., “Process-Induced Defects in Resin Transfer Molded Composites,” in *Comprehensive Composite Materials II*, vol. 2, Elsevier Ltd., 2018, pp. 95–106.
- [121] Mukhopadhyay, S., M. I. Jones, and S. R. Hallett, “Composites : Part A Tensile failure of laminates containing an embedded wrinkle ; numerical and experimental study,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 77, pp. 219–228, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2015.07.007.
- [122] Anders, M., J. Lo, T. Centea, and S. Nutt, “Development of a Process Window for Minimizing Volatile-Induced Surface Porosity in the Resin Transfer Molding of a Benzoxazine/Epoxy Blend,” *SAMPE J.*, vol. 52, pp. 44–55, 2016.
- [123] Aaboud, B., A. Saouab, and Y. Nawab, “Simulation of air bubble ’ s creation , compression , and transport phenomena in resin transfer moulding,” 2017, doi: 10.1177/0021998317697481.
- [124] Hamidi, Y. K. and M. C. Altan, “Process Induced Defects in Liquid Molding Processes of Composites,” *Intern. Polym. Process. XXXII*, vol. 5, pp. 527–544, 2017.
- [125] Irving, E. P. and C. Soutis, *Polymer Composites in the Aerospace Industry*, 1st ed. Woodhead Publishing, 2015.
- [126] Gangloff, J. J., C. Daniel, and S. G. Advani, “A Model of Two Phase Resin and Void Flow during Composites Processin,” *Int. J. Multiph. Flow*, vol. 65, pp. 51–60, 2014, doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2014.05.015.
- [127] Kuentzer, N., Simacek, P., Advani, S. G. and Walsh, S., N. Kuentzer, P. Simacek, S. G. Advani, and S. Walsh, “Correlation of Void Distribution to VARTM Manufacturing Techniques,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 38, no. 3, pp. 802–813, 2007, doi: 10.1016/j.compositesa.2006.08.005.
- [128] Ghiorse, S. R., “Effect of void content on the mechanical properties of carbon/epoxy laminates,” in *SAMPE Quarterly (ISSN 0036-0821)*, 1993, vol. 24, no. 2, pp. 54–59.
- [129] Patel, N. and L. J. Lee, “Effects of fiber mat architecture on void formation and removal in liquid composite molding,” *Polym. Compos.*, vol. 16, no. 5, pp. 386–399, 1995, doi: 10.1002/pc.750160507.
- [130] Lundström, T. S. and B. R. Gebart, “Influence from process parameters on void formation in resin transfer molding,” *Polym. Compos.*, vol. 15, no. 1, pp. 25–33, 1994, doi: 10.1002/pc.750150105.
- [131] Leaman, A. M., “Trauma centres,” *Br. J. Surg.*, vol. 81, no. 3, pp. 475–475, 1994, doi: 10.1016/j.compositesa.2012.11.008.
- [132] Devillard, M., K.-T. Hsiao, and S. G. Advani, “Flow sensing and control strategies to address race-tracking disturbances in resin transfer molding—part II: automation and validation,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 36, no. 11, pp. 1581–1589, 2005, doi:

<https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2004.04.009>.

- [133] Sozer, E. M., S. Bickerton, and S. G. Advani, "On-line strategic control of liquid composite mould filling process," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 31, no. 12, pp. 1383–1394, 2000, doi: [https://doi.org/10.1016/S1359-835X\(00\)00060-9](https://doi.org/10.1016/S1359-835X(00)00060-9).
- [134] Carlone, P., Palazzo, G. S., "Unsaturated and Saturated Flow Front Tracking in Liquid Composite Molding Processes Using Dielectric Sensors," *Appl. Compos. Mater.*, vol. 22, pp. 543–557, 2015, doi: 10.1007/s10443-014-9422-3.
- [135] Johnson, R. J. and R. Pitchumani, "Simulation of Active Flow Control Based on Localized Preform Heating in a VARTM Process," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 37, pp. 1815 –1830, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.09.007.
- [136] Nielsen, J. D. and R. Pitchumani, "Intelligent model-based control of preform permeation in liquid composite molding processes, with online optimization," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 32, no. 12, pp. 1789–1803, 2001, doi: 10.1016/S1359-835X(01)00013-6.
- [137] Lawrence, J. M. *et al.*, "An Approach to Couple Mold Design and On-Line Control to Manufacture Complex Composite Parts by Resin Transfer Molding," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 33, pp. 981 –990, 2002, doi: 10.1016/S1359- 835X(02)00043-X.
- [138] Hsiao, K.-T., M. Devillard, and S. G. Advani, "Simulation Based Flow Distribution Network Optimization for Vacuum Assisted Resin Transfer Moulding Process," *Model. Simul. Mater. Sci. Eng.*, vol. 12, pp. 175–190, 2004, doi: 10.1088/0965-0393/12/3/S08.
- [139] Sas, H. S., P. Simáček, and S. G. Advani, "A Methodology to Reduce Variability During Vacuum Infusion with Optimized Design of Distribution Media," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 78, pp. 223 –233, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2015.08.011.
- [140] Huang, H. and R. Talreja, "Effects of Void Geometry on Elastic Properties of Unidirectional Fiber Reinforced Composites," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 65, pp. 1964 –1981, 2005, doi: 10.1016/j.compscitech.2005.02.019.
- [141] Villière, M., S. Guérault, V. Sobotka, N. Boyard, J. Bréard, and D. Delaunay, "Dynamic Saturation Curve Measurement in Liquid Composite Molding by Heat Transfer Analysis," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 69, pp. 255–265, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.11.024.
- [142] Pearce, N., F. Guild, and J. Summerscales, "A study of the effects of convergent flow fronts on the properties of fibre reinforced composites produced by RTM," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 29A, pp. 141–152, 1998.
- [143] Jinlian, H., L. Yi, and S. Xueming, "Study on void formation in multi-layer woven fabrics," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 35, no. 5, pp. 595–603, 2004.
- [144] Leclerc, J. S. and E. Ruiz, "Porosity reduction using optimized flow velocity in Resin Transfer

- Molding,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, no. 12, pp. 1859–1868, 2008, doi: 10.1016/j.compositesa.2008.09.008.
- [145] Vanegas-Jaramillo, J. D., I. D. Patiño-Arcila, and C. A. Vargas-Isaza, “Vacíos por Atrapamiento Mecánico en Procesos de Moldeo Líquido: Mecanismo de Formación, Influencia en el Comportamiento Mecánico y Reducción,” *Tecno Lógicas*, vol. 0, no. 30, pp. 149–181, 2013, doi: 10.22430/22565337.93.
- [146] Potter, K., *Resin transfer moulding*, vol. August. Chapman & Hall, 1997.
- [147] Simacek, P., V. Neacsu, and S. G. Advani, “A phenomenological model for fiber tow saturation of dual scale fabrics in liquid composite molding,” *Polym. Compos.*, 2010, doi: 10.1002/pc.20982.
- [148] Chan, A., D. Larive, and R. Morgan, “Anisotropic permeability of fiber preforms: Constant flow rate measurements,” *J. Compos. Mater.*, vol. 27, no. 10, pp. 996–1008, 1993.
- [149] Lekakou, C., M. Johari, D. Norman, and M. Bader, “Measurements techniques and effects on in-plane permeability of woven cloths in RTM,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 27, no. 5, pp. 401–408, 1996.
- [150] Deparseval, Y., P. K. M., and S. G. Advani, “A simple model for the variation of permeability due to partial saturation in dual scale porous media,” *Transp Porous Media*, vol. 27, no. 3, pp. 243–64, 1997.
- [151] Sadiq, T. A. K., S. G. Advani, and R. S. Parnas, “Experimental investigation of transverse flow through aligned cylinders,” *Int. J. Multiph. Flow*, vol. 21, no. 5, pp. 755–774, 1995.
- [152] Parnas, R. S. and F. R. Phelan, “The Effect of Heterogeneous Porous Media on Mold Filling in Resin Transfer Molding,” *Sampe Q.*, vol. 22, no. 2, pp. 53–60, 1991.
- [153] Kuentzer, N., P. Simacek, S. G. Advani, and S. Walsh, “Permeability characterization of dual scale fibrous porous media,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 37, no. 11, pp. 2057–2068, 2006, doi: 10.1016/j.compositesa.2005.12.005.
- [154] Jurin, J., “An account of some experiments shown before the Royal Society; with an enquiry into the cause of the ascent and suspension of water in capillary tubes,” *Philos. Trans. R. Soc. London*, vol. 30, 1719, doi: <https://doi.org/10.1098/rstl.1717.0026>.
- [155] Washburn, E. W., “The Dynamics of Capillary Flow,” *Second Ser.*, vol. 17, no. 3, pp. 273–283, Mar. 1921, doi: 10.1103/PhysRev.17.273.
- [156] Simacek, P. and S. G. Advani, “A numerical model to predict fiber tow saturation during liquid composite molding,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 63, no. 12, pp. 1725–1736, 2003, doi: 10.1016/S0266-3538(03)00155-6.
- [157] Bernet, N., V. Michaud, P. E. Bourban, and J. A. E. Manson, “An impregnation model for the consolidation of thermoplastic Composites Made from Commingles Yarns,” *J. Compos. Mater.*, vol.

33, no. 8, pp. 751–772, 1998.

- [158] Binétruy, C., B. Hilaire, and J. Pabiot, “The interactions between flows occurring inside and outside fabric tows during RTM,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 57, no. 5, pp. 587–596, 1997, doi: 10.1016/S0266-3538(97)00019-5.
- [159] Parnas, R. S., A. J. Salem, T. A. K. Sadiq, H. P. Wang, and S. G. Advani, “The interaction between micro- and macro-scopic flow in RTM preforms,” *Compos. Struct.*, vol. 27, no. 1–2, pp. 93–107, 1994, doi: 10.1016/0263-8223(94)90071-X.
- [160] Pillai, K. M. and S. G. Advani, “Numerical and analytical study to estimate the effect of two length scales upon the permeability of a fibrous porous medium,” *Transp. Porous Media*, vol. 21, no. 1, pp. 1–17, 1995, doi: 10.1007/BF00615332.
- [161] Foley, M. E. and J. W. Gillespie, “Modeling the effect of fiber diameter and fiber bundle count on tow impregnation during liquid molding processes,” *J. Compos. Mater.*, vol. 39, no. 12, pp. 1045–1065, 2005, doi: 10.1177/0021998305048739.
- [162] Amico, S. and C. Lekakou, “Flow through a Two-Scale Porosity, Oriented Fibre Porous Medium,” *Transp. Porous Media*, vol. 54, no. 1, pp. 35–53, 2004, doi: 10.1023/A:1025799404038.
- [163] Alazmi, B. and K. Vafai, “Analysis of Variable Porosity, Thermal Dispersion, and Local Thermal Nonequilibrium on Free Surface Flows Through Porous Media,” *J. Heat Transfer*, vol. 126, no. 3, p. 389, 2004, doi: 10.1115/1.1723470.
- [164] Young, W. Bin, “Capillary impregnation into cylinder banks,” *J. Colloid Interface Sci.*, vol. 273, no. 2, pp. 576–580, 2004, doi: 10.1016/j.jcis.2003.11.056.
- [165] Batch, G. L., T. Chen, Y. and C. W. Macosko, “Capillary impregnation of aligned fibrous Beds: Experiments and Model,” *J. Reinf.*, vol. 15, pp. 1027–1051, 1996.
- [166] Chwastiak, S., “A wicking method for measuring wetting properties of carbon yarns,” *J. Colloid Interface Sci.*, vol. 42, no. 2, pp. 298–309, 1973, doi: 10.1016/0021-9797(73)90293-2.
- [167] Lundström, T. S., “Measurement of void collapse during resin transfer moulding,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 28, no. 3, pp. 201–214, 1997, doi: 10.1016/S1359-835X(96)00109-1.
- [168] S. Amico, C. L., “An experimental study of the permeability and capillary pressure in resin-transfer moulding. Parte 4: ‘Analysis of the experimental data of the RTM infiltration experiments,’” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 61, pp. 1945–1959, 2001, doi: 10.1016/S0266-3538(01)00104-X.
- [169] Chang, C. Y., L. W. Hourng, and C. J. Wu, “Numerical study on the capillary effect of resin transfer molding,” *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 16, no. 6, pp. 566–586, 1997, doi: 10.1177/073168449701600606.
- [170] Chen, Y., H. Davis, and W. Macosko, “Wetting of fiber mats for composites manufacturing: I. Visualisation experiments,” *AIChE J.*, vol. 41, no. 10, pp. 2261–2273, 1995.

- [171] Kang, M., W. Lee, and T. Hahn, "Formation of microvoids during RTM process," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 60, no. 12–13, pp. 2417–2434, 2000.
- [172] Lee, D., W. Lee, and M. Kang, "Analysis and minimization of void formation during resin transfer molding process," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, no. 16, pp. 3281–3289, 2006.
- [173] Chowdhury, K. A., R. Talreja, and A. A. Benzerga, "Effects of Manufacturing-Induced Voids on Local Failure in Polymer-Based Composites," *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 130, pp. 1–9, 2008, doi: 10.1115/1.2841529.
- [174] Bréard, J., Y. Henzel, F. Trochu, and R. Gauvin, "Analysis of dynamic flows through porous media. Part I: Comparison between saturated and unsaturated flows in fibrous reinforcements," *Polym. Compos.*, vol. 24, no. 3, pp. 391–408, 2003, doi: 10.1002/pc.10038.
- [175] Labat, L., J. Bréard, S. Pillut-Lesavre, and G. Bouquet, "Void fraction prevision in LCM parts," *EPJ Appl. Phys.*, vol. 16, no. 2, pp. 157–164, 2001, doi: 10.1051/epjap:2001104.
- [176] Patel, N. and L. J. Lee, "Modeling of void formation and removal in liquid composite molding. Part II: Model development and implementation," *Polym. Compos.*, vol. 17, no. 1, pp. 104–114, 1996.
- [177] Matsuzaki, R., D. Seto, A. Todoroki, and Y. Mizutani, "Void Formation in Geometry-Anisotropic Woven Fabrics in Resin Transfer Molding," *Adv. Compos. Mater.*, vol. 23, pp. 99–114, 2014, doi: 10.1080/09243046.2013.832829.
- [178] Morgan, M. R., "Characterizing the Effects of Capillary Flow During Liquid Composite Molding," 2015.
- [179] Andrea, M. and T. Romero, "State of the art of degasification techniques , in the shaping processes of composite materials prepared by Resin infusion," no. February, 2014.
- [180] Yeager, M., P. Simacek, and S. G. Advani, "Role of fiber distribution and air evacuation time on capillary driven flow into fiber tows," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 93, pp. 144–152, 2017, doi: 10.1016/j.compositesa.2016.11.016.
- [181] Mehdikhani, M., L. Gorbatikh, I. Verpoest, and S. V Lomov, "Voids in fiber-reinforced polymer composites: A review on their formation, characteristics, and effects on mechanical performance," *J. Compos. Mater.*, p. 002199831877215, 2018, doi: 10.1177/0021998318772152.
- [182] Chen, F. and J. M. Hodgkinson, "Impact behaviour of composites with different fibre architecture," in *Proc. IMechE.*, 2009, vol. 223, pp. 1009–1018, doi: 10.1243/09544100JAERO451.
- [183] Mattsson, H. D., "Average Strain in Fiber Bundles and Its Effect on NCF Composite Stiffness," *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 129, no. April 2007, pp. 211–219, 2007, doi: 10.1115/1.2400266.
- [184] Edgren, F. *et al.*, "Formation of damage and its effects on non-crimp fabric reinforced composites loaded in tension," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 64, pp. 675–692, 2004, doi: 10.1016/S0266-3538(03)00292-6.

- [185] Joffe, R., D. Mattsson, J. Modniks, and J. Varna, "Compressive failure analysis of non-crimp fabric composites with large out-of-plane misalignment of fiber bundles," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 36, pp. 1030–1046, 2005, doi: 10.1016/j.compositesa.2004.10.028.
- [186] Matsuzaki, R., M. Naito, D. Seto, A. Todoroki, and Y. Mizutani, "Analytical prediction of void distribution and a minimum void angle in anisotropic fabrics for radial injection resin transfer molding," *Express Polym. Lett.*, vol. 10, no. 10, pp. 860–872, 2016, doi: 10.3144/expresspolymlett.2016.80.
- [187] Brandley, M., "Void modeling in resin infusion," 2015.
- [188] Patel, N. and L. J. Lee, "Modelling of void formation and removal in LCM. Part I: Wettability Analysis," *Polymer (Guildf.)*, vol. 17, no. 1, 1996, doi: 10.5194/gmdd-8-6669-2015.
- [189] Hattabi, M., J. Echaabi, M. O. Bensalah, J. Bréard, and A. Saouab, "Flow analysis during on-line and radial injection applications in permeability measurements," *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 24, no. 18, pp. 1909–1920, 2005, doi: 10.1177/0731684405054356.
- [190] Li, M., S. Wang, Y. Gu, Z. Zhang, Y. Li, and K. Potter, "Dynamic capillary impact on longitudinal micro-flow in vacuum assisted impregnation and the unsaturated permeability of inner fiber tows," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 70, no. 11, pp. 1628–1636, 2010, doi: 10.1016/j.compscitech.2010.06.004.
- [191] Kang, M. K., W. Il Lee, and H. T. Hahn, "Analysis of vacuum bag resin transfer molding process," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 32, no. 11, pp. 1553–1560, 2001, doi: 10.1016/S1359-835X(01)00012-4.
- [192] Patel, N. and L. J. Lee, "Modeling of void formation and removal in liquid composite molding. Part I: Wettability analysis," *Polym. Compos.*, vol. 17, no. 1, pp. 96–103, 1996, doi: 10.1002/pc.10594.
- [193] Barraza, H. J., L. Aktas, Y. K. Hamidi, J. Long Jr., E. A. O'Rear, and M. C. Altan, "Moisture Absorption and Wet-Adhesion Properties of Resin Transfer Molded (RTM) Composites Containing Elastomer-Coated Glass Fibers," *J. Adhes. Sci. Technol.*, vol. 17, pp. 217–233, 2003, doi: 10.1163/156856103762302014.
- [194] DeValve, C. and R. Pitchumani, "Simulation of Void Formation in Liquid Composite Molding Processes," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 51, pp. 22–32, 2013, doi: 10.1016/j.compositesa.2013.03.016.
- [195] Hamidi, Y. K. and M. C. Altan, "Spatial Variation of Void Morphology in Resin Transfer Molded E-Glass/Epoxy Composites," *J. Mater. Sci. Lett.*, vol. 22, pp. 1813–1816, 2003, doi: 10.1023/B:JMSL.00000005428.88229.5b.
- [196] Hamidi, Y. K., L. Aktas, M. C. Altan, and M. A. Cengiz, "Formation of Microscopic Voids in Resin Transfer Molded Composites," *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 126, no. October 2004, pp. 420 –426,

2004, doi: 10.1115/1.1789958.

- [197] Hamidi, Y. K., L. Aktas, and M. C. Altan, "Three-Dimensional Features of Void Morphology in Resin Transfer Molded Composites," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 65, pp. 1306–1320, 2005, doi: 10.1016/j.compscitech.2005.01.001.
- [198] Hamidi, Y. K., S. Dharmavaram, L. Aktas, and M. C. Altan, "Effect of Fiber Content on Void Morphology in Resin Transfer Molded EGlass/Epoxy Composites," *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 131, pp. 1–11, 2009, doi: 10.1115/1.3030944.
- [199] Rohatgi, V., N. Patel, and L. Lee, "Experimental investigation of flow-induced microvoids during impregnation of unidirectional stitched fiberglass mat," *Polym Compos*, vol. 17, no. 2, pp. 161–170, 1996.
- [200] Ravey, C., F. LeBel, E. Ruiz, and F. Trochu, "Void minimization and optimization of injection velocity in RTM processing," *19th Int. Conf. Compos. Mater. Montr. Canada*, pp. 1–10, 2013.
- [201] Majó, M. and J. Andreu, "Estudio constitutivo de materiales compuestos laminados sometidos a cargas cíclicas," Universitat Politècnica de Catalunya, 2003.
- [202] Talreja, R. and V. S. Chandra, *Damage and Failure of Composite Materials*. 2012.
- [203] Goodwin, A. A., C. A. Howe, and P. R. J., "The Role of Voids in Reducing the Interlaminar Shear Strength in RTM Laminates," in *Proceedings of Int. Conf. Comp. Mat., Australian Compos. Struct. Soc. IV*, 1997, pp. 11–19.
- [204] Scott, A. E., I. Sinclair, and W. Spearing, S. M., Mavrogordato, M. N. Hepples, "Influence of Voids on Damage Mechanisms in Carbon/Epoxy Composites Determined via High Resolution Computed Tomography," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 90, pp. 147 –153, 2014, doi: 10.1016/j.compscitech.2013.11.004.
- [205] Ricotta, M., M. Quaresimin, and R. Talreja, "Mode I Strain Energy Release Rate in composite laminates in the presence of voids," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 68, no. 13, pp. 2616–2623, 2008, doi: 10.1016/j.compscitech.2008.04.028.
- [206] Aktas, L., Y. K. Hamidi, and M. C. Altan, "Effect of Moisture on the Mechanical Properties of Resin Transfer Molded Composites. Part I: Absorption," *J. Mater. Process Manuf. Sci.*, vol. 10, pp. 239–254, 2002, doi: 10.1177/1062065602010004005.
- [207] Olivero, K. A., H. J. Barraza, E. A. O'Rear, and A. M. C., "Effect of Injection Rate and Post-Fill Cure Pressure on Properties of Resin Transfer Molded Disks," *J. Compos. Mater.*, vol. 36, pp. 2011–2028, 2002, doi: 10.1177/0021998302036016244.
- [208] Gurdal, Z., A. P. Tomasino, and S. B. Biggers, "Effect of Processing Induced Defects on Laminate Response: Interlaminar Tensile Strength," *Sampe*, vol. 27, no. December 2014, pp. 39–49, 1991.
- [209] Richardson, M. O. W. and M. J. Wisheart, "Review of low-velocity impact properties of composite

- materials,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 27, no. 12, pp. 1123–1131, 1996.
- [210] Cantwell, W. J. and J. Morton, “The impact resistance of composite materials - a review,” *Composites*, vol. 22, no. 5, pp. 347–362, 1991.
- [211] Shivakumar, K. N., “Prediction of Low-Velocity Impact Damage in Thin Circular Laminates,” *AIAA J.*, vol. 23, no. 3, pp. 442–449, 1984, doi: 10.2514/3.8933.
- [212] Cordell, T. M., “Low-Velocity Impact Testing Composite Materials,” vol. 22, no. January, pp. 30–52, 1988.
- [213] Liu, D., E. Lansing, and L. E. Malvern, “Cracking in Impacted Glass / Epoxy Plates,” no. July, pp. 594–609, 1987.
- [214] Lafayette, W., “Impact Induced Fracture in Laminated Composite,” vol. 19, no. January, pp. 51–66, 1985.
- [215] Abrate, S., *Impact on Composite Structures*. Cambridge University Press, 1998.
- [216] Reid, S. R. and G. Zhou, *Impact Behaviour of Fibre-Reinforced Composite Materials and Structures*. 2000.
- [217] Abrate, S., “Impact on Laminated Composite Materials,” 1991, doi: 10.1115/1.3119500.
- [218] ASTM International, “ASTM D7136/D7136M. Standard Test Method for Measuring the Damage Resistance of a Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite to a Drop-Weight Impact Event.” 2012, doi: 10.1520/D7136.
- [219] Freitas, M. De, A. Silva, and L. Reis, “Numerical evaluation of failure mechanisms on composite specimens subjected to impact loading,” vol. 31, pp. 199–207, 2000.
- [220] Shyr, T. and Y. Pan, “Impact resistance and damage characteristics of composite laminates,” vol. 62, pp. 193–203, 2003, doi: 10.1016/S0263-8223(03)00114-4.
- [221] Pérez Martínez, M. A., “Evaluación del daño por impacto en laminados de material compuesto mediante la respuesta dinámica,” 2011.
- [222] Tamin, M. N., *Damage and Fracture of Composite Materials and Structures*, vol. 5. 2012.
- [223] Davies, G. A. O. and X. Zhang, “Impact damage prediction in carbon composite structures,” *Int. J. Impact Eng.*, vol. 16, no. 1, pp. 149–170, 1995.
- [224] Choi, H. Y., H.-Y. T. Wu, and F.-K. Chang, “A New approach toward understanding damage mechanisms and mechanics of laminated composites due to low-velocity impact: Part II - Analysis,” 1991.
- [225] Chang, F., H. Y. Choi, and S.-T. Jeng, “Study on impact damage in laminated composites,” *Mech. Mater.*, vol. 10, pp. 83–95, 1990.
- [226] Robinson, P., E. Greenhalgh, and P. Silvestre, *Failure mechanisms in polymer matrix composites*.

Criteria, testing and industrial applications. Philadelphia, USA: Woodhead Publishing Limited, 2012.

- [227] Kumari, P., J. Wang, and Saahil, "Residual Tensile Strength of the Multi-Impacted Scarf-Repaired Glass Fiber-Reinforced Polymer (GFRP) Composites," *Materials (Basel)*, vol. 11, p. 2351, 2018, doi: 10.3390/ma11122351.
- [228] Modi, D., N. C. Correia, M. Johnson, A. C. Long, C. Rudd, and F. Robitaille, "Active control of the vacuum infusion process," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 38, no. 5, pp. 1271–1287, 2007, doi: 10.1016/j.compositesa.2006.11.012.
- [229] Afendi, M., W. M. Banks, and K. D., "Bubble Free Resin for Infusion Process," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 36, pp. 739–746, 2005, doi: 10.1016/j.compositesa.2004.10.030.
- [230] Lebel, F., A. E. Fanaei, E. Ruiz, and F. Trochu, "Experimental characterization by fluorescence of capillary flows in dual-scale engineering fabrics," *Text. Res. J.*, vol. 83, no. 15, pp. 1634–1659, 2013, doi: 10.1177/0040517512471742.
- [231] Lynch, K., P. Hubert, and A. Poursartip, "Use of a Simple, Inexpensive Pressure Sensor to Measure Hydrostatic Resin Pressure during Processing on Composite Laminates," *Polym. Compos.*, vol. 20, pp. 581–593, 1999.
- [232] Yang, B., T. Jin, F. Bi, Y. Wei, and J. Li, "Influence of fabric shear and flow direction on void formation during resin transfer molding," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 68, pp. 10–18, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.09.015.
- [233] Matsuzaki, R., D. Seto, M. Naito, and E. Al., "Analytical prediction of void formation in geometrically anisotropic woven fabrics during resin transfer molding," *Compos Sci Technol*, vol. 107, pp. 154–161, 2015.
- [234] Yamaleev, N. and R. Mohan, "Effect of the phase transition on intra-tow flow behavior and void formation in liquid composite molding," vol. 32, pp. 1219–1233, 2006, doi: 10.1016/j.ijmultiphaseflow.2006.05.011.
- [235] Kang, M. K., W. Il Lee, H. T. Hahn, Moon Koo Kang, W. Il Lee, and H. T. Hahn, "Formation of Microvoids during Resin-Transfer Molding Process," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 60, pp. 2427–2434, 2000, doi: 10.1016/S0266-3538(00)00036-1.
- [236] Gourichon, B., M. Deleglise, C. Binetruy, and P. Krawczak, "Dynamic Void Content Prediction during Radial Injection in Liquid Composite Molding," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, pp. 46–55, 2008, doi: 10.1016/j.compositesa.2007.09.008.
- [237] Schell, J. S. U., M. Deleglise, C. Binetruy, P. Krawczak, E. P., and P. Ermanni, "Numerical Prediction and Experimental Characterization of Meso-Scale-Voids in Liquid Composite Moulding," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 38, pp. 2460–2470, 2007, doi: 10.1016/j.compositesa.2007.08.005.

- [238] Gascón, L., J. A. García, F. LeBel, E. Ruiz, and F. Trochu, "Numerical Prediction of Saturation in Dual Scale Fibrous Reinforcements During Liquid Composite Molding," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 77, pp. 275– 284, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2015.05.019.
- [239] Gueroult, S., A. Lebel-Lavacry, C. H. Park, L. Bizet, A. Saouab, and J. Bréard, "Analytical modeling and in situ measurement of void formation in liquid composite molding processes," *Adv. Compos. Mater.*, vol. 23, no. 1, pp. 31–42, 2014, doi: 10.1080/09243046.2013.862383.
- [240] Lekakou, C. and M. Bader, "Mathematical modelling of macro and micro infiltration in resin transfer moulding (RTM)," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 29, no. 1–2, pp. 29–37, 1998.
- [241] Guarichon, B., C. Binetruy, and P. Krawczak, "Experimental investigation of high fiber tow count fabric unsaturation during RTM," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, no. 7–8, pp. 976–982, 2006.
- [242] Tan, H., "Simulation of flow in dual-scale porous media," University of Wisconsin-Milwaukee, 2010.
- [243] Lundström, S., T. Frishfelds, and A. Jakovics, "Bubble formation and motion in non-crimp fabrics with perturbed bundle geometry," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 41, no. 1, pp. 83–92, 2010.
- [244] Park, C. H., A. Lebel, A. Saouab, J. Bréard, and W. Il Lee, "Modeling and simulation of voids and saturation in liquid composite molding processes," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 42, no. 6, pp. 658–668, 2011, doi: 10.1016/j.compositesa.2011.02.005.
- [245] Tan, H. and K. Pillai, "Unsaturated Flow of Dual-Scale Fiber Preform in Liquid Composite Molding I: Isothermal Flows," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 43, no. 1, pp. 1–13, 2012.
- [246] LeBel, F., A. E. Fanaei, E. Ruiz, and F. Trochu, "Experimental Characterization by Fluorescence of Capillary Flows in the Fiber Tows of Engineering Fabrics," *Open J. Inorg. Non-metallic Mater.*, vol. 2, pp. 25–45, 2012, doi: 10.4236/ojinm.2012.23004.
- [247] García, J. A., L. Gascón, F. Chinesta, E. Ruiz, and F. Trochu, "An efficient solver of the saturation equation in liquid composite molding processes," *Int. J. Mater. Form.*, vol. 3, no. SUPPL. 2, pp. 1295–1302, 2010, doi: 10.1007/s12289-010-0681-8.
- [248] Johnson, R. J. and R. Pitchumani, "Active control of reactive resin flow in a vacuum assisted resin transfer molding (VARTM) Process," *J. Compos. Mater.*, vol. 42, no. 12, pp. 1205–1229, 2008.
- [249] Nalla, A. R., M. Fuqua, J. Glancey, and B. Lelievre, "A multi-segment injection line and real-time adaptive, model-based controller for vacuum assisted resin transfer molding," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 38, no. 3, pp. 1058–1069, 2007.
- [250] Nasr, J., S. Kasprzak, M. Fuqua, and J. Glancey, "An external flow modification system for vacuum assisted resin transfer molding," in *SAMPE 2007*, 2007.
- [251] Alms, J. B., J. L. Glancey, and S. G. Advani, "Development of computer controller flow manipulation for vacuum infusion processes," in *Proceedings of the International conference on Composite materials (ICCM 2009)*, 2009.

- [252] Alms, J. B., S. G. Advani, and J. L. Glancey, "Liquid composite molding control methodologies using vacuum induced preform relaxation," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 42, no. 1, pp. 57–65, 2011.
- [253] Montés, N. *et al.*, "Application of artificial vision in flow redirection during filling of liquid composite molding processes," in *10 th ESAFORM. Conference on material forming.*, 2007, no. 1, pp. 902–907, doi: 10.1063/1.2729628.
- [254] Mogavero, J. and S. G. Advani, "Experimental investigation of flow through multi-layered preforms," *Polym. Compos.*, vol. 18, no. 5, pp. 649–655, 1997, doi: 10.1002/pc.10316.
- [255] Advani, S. G., E. M. Sozer, S. Bickerton, H. C. Stadtfeld, and K. V. Steiner, "Use of Sensors and Simulations To Move Towards Automation of the Resin Transfer Molding Process," in *ICCM 12 - International Conference on Composite Materials (ICCM)*, 1999.
- [256] Lee, C. L. and K. H. Wei, "Effect of material and process variables on the performance of resin-transfer-molded epoxy fabric composites," *J. Appl. Polym. Sci.*, vol. 77, no. 10, pp. 2149–2155, 2000, doi: 10.1002/1097-4628(20000906)77:10<2149::AID-APP7>3.0.CO;2-J.
- [257] Lee, C. W., B. P. Rice, M. Buczek, and D. Mason, "Resin transfer molding process monitoring and control," *43rd Int. SAMPE Symp.*, no. November 1998, pp. 231–42, 1998, [Online]. Available: <http://www.aschome.com/PDFs/Resin Transfer Molding Process Monitoring And Control.pdf>.
- [258] Kranbuehl, D. E., P. Kingsley, S. Hart, G. Hasko, B. Dexter, and A. C. Loos, "In situ sensor monitoring and intelligent control of the resin transfer molding process," *Polym. Compos.*, vol. 15, no. 4, pp. 299–305, 1994, doi: 10.1002/pc.750150408.
- [259] Bickerton, S., H. C. Stadtfeld, K. V. Steiner, and S. G. Advani, "Design and application of actively controlled injection schemes for resin-transfer molding," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 61, no. 11, pp. 1625–1637, 2001, doi: 10.1016/S0266-3538(01)00064-1.
- [260] Nielsen, J. D. and R. Pitchumani, "Closed-loop flow control in resin transfer molding using real-time numerical process simulations," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 62, no. 2, pp. 283–298, 2002, doi: 10.1016/S0266-3538(01)00213-5.
- [261] Nielsen, J. D. and R. Pitchumani, "Control of flow in resin transfer molding with real-time preform permeability estimation," *Polym. Compos.*, vol. 23, no. 6, 2002.
- [262] Berker, B., P. Barooah, M. Yoon, and J. Sun, "Sensor Based Modeling and Control of Fluid Flow in Resin Transfer Molding," *J. Mater. Process. Manuf. Sci.*, vol. 7, no. 2, pp. 195–214, 1998.
- [263] Muric-Nesic, J., P. Compston, and Z. H. Stachurski, "On the void reduction mechanisms in vibration assisted consolidation of fibre reinforced polymer composites," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 42, no. 3, pp. 320–327, 2011, doi: 10.1016/j.compositesa.2010.12.011.
- [264] Ravey, C., E. Ruiz, and F. Trochu, "Determination of the optimal impregnation velocity in Resin

- Transfer Molding by capillary rise experiments and infrared thermography," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 99, pp. 96–102, 2014, doi: 10.1016/j.compscitech.2014.05.019.
- [265] Govignon, Q., S. Bickerton, J. Morris, and P. A. Kelly, "Full field monitoring of the resin flow and laminate properties during the resin infusion process," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, no. 9, pp. 1412–1426, 2008, doi: 10.1016/j.compositesa.2008.05.005.
- [266] Matsuzaki, R., S. Kobayashi, A. Todoroki, and Y. Mizutani, "Full-field monitoring of resin flow using an area-sensor array in a VaRTM process," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 42, no. 5, pp. 550–559, 2011, doi: 10.1016/j.compositesa.2011.01.014.
- [267] Fratta, C. Di, G. Koutsoukis, F. Klunker, and P. Ermanni, "Fast method to monitor the flow front and control injection parameters in resin transfer molding using pressure sensors," 2015, doi: 10.1177/0021998315614994.
- [268] Mouritz, A. P., K. H. Leong, and I. Herszberg, "A review of the effect of stitching on the in-plane mechanical properties of fibre-reinforced polymer composites," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 28, no. A, pp. 979–991, 1997, doi: 10.2307/3546618.
- [269] Dransfield, K., C. Baillie, and Y. W. Mai, "On stitching as a method for improving the delamination resistance of CFRPs," *Compos. Sci. Technol.*, pp. 1–8, 1993.
- [270] Dransfield, K. *et al.*, "Improving the delamination resistance of CFRP by stitching—a review," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 50, no. 3, pp. 305–317, 1994.
- [271] Crothers, P. J., T. Kruckenberg, I. Herszberg, and M. K. Bannister, "Textile Processes for the Manufacture of Composite Materials," *Proc. 6th Aust. Aero. Conf.*, pp. 531–537, 1996.
- [272] Morales, A., "Structural stitching of textile preforms," in *Proc. 22nd Int. SAMPE Tech. Conference*, 1990, pp. 1217–1230.
- [273] Textiles-ISO/TC-38, "ISO 4915:1991." 1991.
- [274] Ogale, A. and P. Mitschang, "Tailoring of textile preforms for fibre-reinforced polymer composites," *J. Ind. Text.*, vol. 34, no. 2, pp. 77–96, 2004, doi: 10.1177/1528083704046949.
- [275] Tong, L., A. P. Mouritz, and M. K. Bannister, *3D Fibre Reinforced Polymer Composites*, 1st ed. Oxford, UK: Elsevier, 2002.
- [276] Dell'Anno, G., J. W. G. Treiber, and I. K. Partridge, "Manufacturing of composite parts reinforced through-thickness by tufting," *Robot. Comput. Integr. Manuf.*, vol. 37, pp. 262–272, 2016, doi: 10.1016/j.rcim.2015.04.004.
- [277] Bittmann, E., "Flowing towards Efficiency: LCM-compliant Matrices for Composites," *Int. AVK Meet.*, 2010.
- [278] Padaki, N. V., R. Alagirusamy, B. L. Deopura, and R. Fangueiro, "Compression and permeability

- properties of multiaxial warp-knit preforms," *J. Text. Inst.*, vol. 99, no. 4, pp. 287–294, 2008, doi: 10.1080/00405000701414733.
- [279] Mouritz, A. P. and B. N. Cox, "Mechanistic approach to the properties of stitched laminates," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 31, no. 1, pp. 1–27, 2000, doi: 10.1016/S1359-835X(99)00056-1.
- [280] Mouritz, A. P., J. Gallagher, and A. A. Goodwin, "Flexural and interlaminar shear properties of stitched GRP laminates following repeated impacts," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 57, no. 509, 1996.
- [281] Reeder, J. R., "Stitching vs. a Toughened Matrix- Compression Strength Effects," *J. Compos. Mater.*, vol. 29, pp. 2464–2487, 1995.
- [282] Furrow, Keith, W. and A. C. Loos, "Environmental Effects on Stitched RTM Textile Composites," *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 15, pp. 378–419, 1996.
- [283] Adams, D. O. and M. W. Hyer, "Effect of Layer Waviness on the Compression Fatigue Performance of Thermoplastic Composite Laminates," *Int. J. Fatigue*, vol. 16, pp. 385–391, 1994, doi: 10.1016/0142-1123(94)90450-2.
- [284] Hsiao, H. M., I. M. Daniel, and Daniel I. M., "Effect of Fiber Waviness on Stiffness and Strength Reduction of Unidirectional Composites under Compressive Loading," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 56, no. 5, pp. 581 –593, 1996, doi: 10.1016/0266-3538(96)00045-0.
- [285] Li, Y., B. Stier, B. Bednarczyk, J.-W. Simon, and S. Reese, "The Effect of Fiber Misalignment on the Homogenized Properties of Unidirectional Fiber Reinforced Composites," *Mech. Mater.*, vol. 92, pp. 261–274, 2016, doi: 10.1016/j.mechmat.2015.10.002.
- [286] Requena, G., G. Fiedler, B. Seiser, P. Degischer, M. DiMichiel, and T. Buslaps, "3D-Quantification of the Distribution of Continuous Fibres in Unidirectionally Reinforced Composites," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 40, no. 2, pp. 152 –163, 2009.
- [287] Maurin, R., P. Davies, N. Baral, and C. Baley, "Transverse Properties of Carbon Fibres by Nano-Indentation and Micromechanics," *Appl. Compos. Mater.*, vol. 15, pp. 61–73, 2008.
- [288] Gereke, T., O. Döbrich, M. Hübner, and C. Cherif, "Experimental and Computational Composite Textile Reinforcement Forming: A Review," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 46, pp. 1–10, 2013, doi: 10.1016/j.compositesa.2012.10.004.
- [289] Dai, S., P. R. Cunningham, S. Marshall, and C. Silva, "Influence of Fibre Architecture on the Tensile, Compressive and Flexural Behaviour of 3D Woven Composites," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 69, pp. 195–207, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.11.012.
- [290] Dodwell, T. J., R. Butler, and G. W. Hunt, "Out-of-Plane Ply Wrinkling Defects During Consolidation over an External Radius," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 105, pp. 151–159, 2014.
- [291] Vallons, K., I. Duque, S. V. Lomov, and I. Verpoest, "Loading Direction Dependence of the Tensile

- Stiffness, Strength and Fatigue Life of Biaxial Carbon/Epoxy NCF Composites,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. Composites, pp. 16–21, 2011, doi: 10.1016/j.compositesa.2010.09.009.
- [292] Olave, M., A. Vanaerschot, S. V. Lomov, and D. Vandepitte, “Internal Geometry Variability of Two Woven Composites and Related Variability of the Stiffness,” *Polym. Compos.*, vol. 33, pp. 1335 – 1350, 2012, doi: 10.1002/pc.22260.
- [293] F., E.-H. R. and P. D. R, “Gaussian Function Characterization of Unnotched Tension Behavior in a Carbon/Epoxy Composite Containing Localized Fiber Waviness,” *Compos. Struct.*, vol. 93, pp. 2400 – 2408, 2011, doi: 10.1016/j.compstruct.2011.03.029.
- [294] Do, T. T. and D. J. Lee, “Analysis of Tensile Properties for Composites with Wrinkled Fabric,” *J. Mech. Sci. Technol.*, vol. 24, pp. 471–479, 2010, doi: 10.1007/s12206-009-1207-5.
- [295] Sutcliffe, M. P. F., S. L. Lemanski, and A. E. Scott, “Measurement of Fibre Waviness in Industrial Composite Components,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 72, no. 2016 –2023, 2012.
- [296] Mizukami K., Mizutani, Y., Kimura, K., Sato, A., Todoroki, A. and Suzuki, Y., “Detection of In-Plane Fiber Waviness in Cross-Ply CFRP Laminates Using Layer Selectable Eddy Current Method,” *Compos. PART*, vol. 82, pp. 108–118, 2016, doi: 10.1016/j.compositesa.2015.11.040.
- [297] Schmidt, C., C. Schultz, P. Weber, and B. Denkena, “Evaluation of Eddy Current Testing for Quality Assurance and Process Monitoring of Automated Fiber Placement,” *Compos. Part B Eng.*, pp. 109–116, 2014, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.08.061.
- [298] H., W. and Z.-W. Wang, “Statistical Analysis of Yarn Feature Parameters in C/Epoxy Plain-Weave Composite Using Micro CT with High-Resolution Lens-Coupled Detector,” *Appl. Compos. Mater.*, vol. 23, pp. 601–622, 2016, doi: 10.1007/s10443-016-9476-5.
- [299] Bloom, L. D., W. J., and K. D. Potter, “Damage Progression and Defect Sensitivity: An Experimental Study of Representative Wrinkles in Tension,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 45, pp. 449–458, 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2012.05.021.
- [300] Mrse, A. M. and M. R. Piggott, “Compressive Properties of Unidirectional Carbon Fibre Laminates: II. The Effects of Unintentional and Intentional Fibre Misalignments,” *Compos. Sci. Technol.*, pp. 219–227, 1993.
- [301] Hörrmann, S., A. Adumitroaie, C. Viechtbauer, and M. Schagerl, “The Effect of Fiber Waviness on the Fatigue Life of CFRP Materials,” *Int. J. Fatigue*, vol. 90, pp. 139 –147, 2016, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2016.04.029.
- [302] Vogler, T. J., S. Y. Hsu, and S. Kyriakides, “Composite failure under combined compression and shear,” *Int. J. Solids Struct.*, vol. 37, no. 12, pp. 1765–1791, 2000, doi: 10.1016/S0020-7683(98)00323-0.
- [303] Ogale, A. and P. Mitschang, “Stitching Technology Used for Preform Manufacturing and their

Quality Aspects,” in *Proceeding of IVW Kolloquium. Kaiserslautern, Germany*, 2006.

- [304] Mitschang, P., A. Ogale, J. Schlimbach, F. Weyrauch, and C. Weimer, “Preform technology: A necessary requirement for quality controlled LCM-processes,” *Polym. Polym. Compos.*, vol. 11, no. 8, pp. 605–622, 2003.
- [305] Arnold, M., G. Rieber, and P. Mitschang, “Permeability as the key parameter for short cycle times,” *Kunststoffe Int.*, vol. 102, no. 3, pp. 25–28, 2012.
- [306] Rieber, G. and P. Mitschang, “Influence of stitching seams on two-dimensional permeability,” in *9th International Conference on Flow Processes in Composite Materials*, 2008, vol. 9, no. July.
- [307] Chiu, C. H. and C. C. Cheng, “In-Plane Permeability of Stitched MMWK Laminates in Resin Transfer Molding,” *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 20, no. 5, pp. 391–408, 2002, doi: 10.1106/073168402026440.
- [308] Hu, J., Y. Liu, and X. Shao, “Effect of Stitches on the Permeability of Interbundle Channels in Stitched Fabrics,” *Text. Res. J.*, vol. 49, no. 9, pp. 691–699, 2003.
- [309] Talvensaari, H., E. Ladstätter, and W. Billinger, “Permeability of stitched preform packages,” *Compos. Struct.*, vol. 71, no. 3–4, pp. 371–377, 2005, doi: 10.1016/j.compstruct.2005.09.033.
- [310] Rieber, G. and P. Mitschang, “2D Permeability changes due to stitching seams,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 41, no. 1, pp. 2–7, 2010, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.09.006.
- [311] Mitschang, P. and A. Ogale, “Quality aspects of and thread selection for stitched preforms,” in *International Conference on Composite Materials*, 2009.
- [312] Rimmel, O., D. May, and P. Mitschang, “Impact of Stitching on Permeability and Mechanical Properties of Preforms Manufactured by Dry Fiber Placement,” *Polym. Compos.*, vol. 1, no. 56, pp. 1–12, 2018, doi: 10.1002/pc.24911.
- [313] Lomov, S. V., E. B. Belov, T. Bischoff, S. B. Ghosh, T. Truong Chi, and I. Verpoest, “Carbon composites based on multiaxial multiply stitched preforms. Part 1. Geometry of the preform,” vol. 33, pp. 1171–1183, 2002.
- [314] Jiang, Y., J. Hu, and F. Ko, “Characterizing and modelling bending properties of Multiaxial Warp Knitted Fabrics,” *Text. Res. J.*, vol. 69, no. 9, pp. 691–697, 1999.
- [315] Hu, J. and F. Ko, “Modeling uniaxial tensile properties of multiaxial warp knitted fabrics,” *Text. Res. J.*, vol. 68, no. 11, pp. 828–834, 1998.
- [316] Stig, F. and S. Hallström, “Influence of crimp on 3D-woven fibre reinforced composites,” *Compos. Struct.*, vol. 95, pp. 114–122, 2013, doi: 10.1016/j.compstruct.2012.07.022.
- [317] Becker, D. and P. Mitschang, “Influence of preforming technology on the out-of-plane impregnation behavior of textiles,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 77, pp. 248–256, 2015,

doi: 10.1016/j.compositesa.2015.05.001.

- [318] Rimmel, O., D. Becker, and P. Mitschang, "Maximizing the out-of-plane-permeability of preforms manufactured by dry fiber placement Maximizing the out-of-plane-permeability of preforms manufactured by dry fiber placement," *Adv. Manuf. Polym. Compos. Sci.*, vol. 0340, no. July, pp. 1–10, 2017, doi: 10.1080/20550340.2016.1260900.
- [319] Wouters, M., "Effects of fibre bundle size and stitch pattern on the static properties of unidirectional carbon-fibre non-crimp fabric composites," 2002.
- [320] Léonard, F., J. Stein, A. Wilkinson, and P. Withers, "3D Characterisation of Void Distribution in Resin Film Infused Composites," in *Conferene on Industrial Computed Tomography*, 2012, vol. 17, no. 12, pp. 69–76, [Online]. Available: <http://www.ndt.net/article/ctc2012/papers/75.pdf>.
- [321] Yudhanto, A., N. Watanabe, Y. Iwahori, and H. Hoshi, "Compression properties and damage mechanisms of stitched carbon / epoxy composites Compression properties and damage mechanisms of stitched carbon / epoxy composites," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 86, no. September, pp. 52–60, 2013, doi: 10.1016/j.compscitech.2013.07.002.
- [322] Yudhanto, A., G. Lubineau, I. A. Ventura, N. Watanabe, Y. Iwahori, and H. Hoshi, "Damage characteristics in 3D stitched composites with various stitch parameters under in-plane tension," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 71, no. January, pp. 17–31, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.12.012.
- [323] Yudhanto, A., G. Lubineau, I. A. Ventura, N. Watanabe, Y. Iwahori, and H. Hoshi, "Damage characteristics in 3D stitched composites with various stitch parameters under in-plane tension," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 71, pp. 17–31, 2015, doi: 10.1016/j.compositesa.2014.12.012.
- [324] Ogale, A., *Investigations of sewn preform characteristics and quality aspects for the manufacturing of fiber reinforced polymer composites*. 2007.
- [325] Beier, U. *et al.*, "Evaluation of preforms stitched with a low melting-temperature thermoplastic yarn in carbon fibre-reinforced composites," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, pp. 705–711, 2008, doi: 10.1016/j.compositesa.2008.02.011.
- [326] Sharma, S. K. and B. V. Sankar, "Sublaminar buckling and compression strength of stitched uniweave graphite/epoxy laminates," *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, vol. 16, no. 5, pp. 425–434, 1997, doi: 10.1177/073168449701600503.
- [327] Harris, H., N. Schinske, R. Krueger, and B. Swanson, "Multiaxial stitched preform reinforcements for RTM fabrication," *Proc. 36th Int. SAMPE Symp.*, pp. 521–535, 1991.
- [328] Herszberg, I. and M. K. Bannister, "Compression and compression-after-impact properties of thin stitched carbon/epoxy composites," in *5th Aust. Aero. Conf.*, 1993.

- [329] Adanur, S. and S. R. Gongalareddy, "Compressive properties of stitched woven fibreglass fabric reinforced composite sections for civil engineering applications," in *Proceedings of 3rd International Conference Composite Materials*, 1996, pp. 49–50.
- [330] Kang, T. J. and S. ho Lee, "Effect of Stitching on the Mechanical and Impact Properties of Woven Laminate Composite," *Journal of Composite Materials*, vol. 28, no. 16. pp. 1574–1587, 1994, doi: 10.1177/002199839402801604.
- [331] Bibo, G. A. and P. J. Hogg, "Influence of reinforcement architecture on damage mechanism and residual strength of glass-fibre/epoxy composite system," vol. 3538, no. 97, 1998.
- [332] Kang, T. J. and C. Kim, *Mechanical and impact properties of composite laminates reinforced with kevlar multiaxial warp knit fabrics*, vol. 5. 1997.
- [333] Hosur, M. V., M. Adya, J. Alexander, S. Jeelani, U. Vaidya, and A. Mayer, "Studies on Impact Damage Resistance of Affordable Stitched Woven Carbon / Epoxy Composite Laminates," *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 22, no. 10, pp. 927–952, 2003, doi: 10.1177/073168403027283.
- [334] Byun, J. H., S. W. Song, C. H. Lee, M. K. Um, and B. S. Hwang, "Impact properties of laminated composites with stitching fibers," *Compos. Struct.*, vol. 76, no. 1–2, pp. 21–27, 2006, doi: 10.1016/j.compstruct.2006.06.004.
- [335] Dextef, H. B. and G. H. Haskob, "MECHANICAL PROPERTIES AND DAMAGE TOLERANCE OF MULTIAXIAL WARP-KNIT COMPOSITES," vol. 56, pp. 367–380, 1996.
- [336] Potter, K. D., "Early history of the resin transfer moulding process for aerospace applications," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 30, no. 5, pp. 619–621, 1999, doi: 10.1016/S1359-835X(98)00179-1.
- [337] Friedrich, K. and A. A. Almajid, "Manufacturing aspects of advanced polymer composites for automotive applications," *Appl. Compos. Mater.*, vol. 20, no. 2, pp. 107–128, 2013, doi: 10.1007/s10443-012-9258-7.
- [338] Michaeli, W., K. Fischer, R. Bastian, L. Winkelmann, and J. Wessels, "Prozessketten für FVK in Großserie," in *Proceedings of the 25. Internationales Kunststofftechnisches Kolloquium*, 2010.
- [339] Mitschang, P., "Zykluszeitverkürzung bei der Verarbeitung von FVK durch den Einsatz variothermer Werkzeug," in *Proceedings of the Fachtagung Carbon Composites*, 2013.
- [340] Schnizer, M., "Anforderungen und Lösungsansätze für einen höheren Automatisierungs- grad in der CFK-Fertigung," in *Proceedings of the 2nd Augsburger Produktionstechnik- Kolloquium*, 2013.
- [341] Gerngross, T., "Endeffektoren zur automatisierten Produktion," in *Proceedings of the 2nd Augsburger Produktionstechnik-Kolloquium*, 2013.
- [342] Brecher, C., M. Emonts, B. Ozolin, A. Schnabel, and C. Greb, "Preform manufacturing and handling for the mass production of composites," in *Proceedings of the 6th Aachen- Dresden International*

Textile Conference, 2013.

- [343] Torstrick, S., "RTM-processing for net shaped parts in high quantities," in *Proceedings of the CFK-Valley Stade Convention*, 2013.
- [344] Greff, E., "Funktionsintegrierte Hochauftriebsstrukturen, Anforderungen und Handlungsfelder," in *Proceedings of the 7. Wissenschaftstag des Instituts für Faserverbundleichtbau und Adaptronik*, 2010.
- [345] Kleemiss, S., "Composite Multispar Flap Industrialisierungsaspekte," in *Proceedings of the 13th Gesprächsrunde Tooling*, 2013.
- [346] Mathur, R., D. Heider, C. Hoffman, J. W. Gillespie, and B. Fink, "Flow front measurements and model validation in the vacuum assisted resin transfer molding process," *Polym. Compos.*, vol. 22, no. 4, pp. 477–490, 2001.
- [347] Sayre, J. R. and A. C. Loos, "Resin infusion of triaxially braided preforms with through-the-thickness reinforcements," *Polym. Compos.*, vol. 24, no. 2, pp. 229–236, 2003.
- [348] Burton, P. A., "In Situ Analysis of Void Formation at the Flow Front in RTM," 2018.
- [349] Lawrence, J. M., V. Neacsu, and S. G. Advani, "Modeling the impact of capillary pressure and air entrapment on fiber tow saturation during resin infusion in LCM," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 40, no. 8, pp. 1053–1064, 2009, doi: 10.1016/j.compositesa.2009.04.013.
- [350] MATLAB, "MATLAB Version 9.7.0.1190202 (R2018)." The MathWorks Inc., Natick, Massachusetts, 2010.
- [351] Patnaik, S. and Y.-M. Yang, *Soft Computing Techniques in Vision Science*. Springer, 2012.
- [352] Pratt, W. K., *Digital Image Processing*, 2nd ed. 1991.
- [353] Scaramuzza, D., A. Martinelli, and R. Siegwart, "A Toolbox for Easy Calibrating Omnidirectional Cameras," in *IEEE International Conference on Intelligent Robots and Systems, (IROS)*, 2006, pp. 7–15.
- [354] ASTM International, *ASTM D3039 - Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. 1995.
- [355] Molnár, P. and P. Mitschang, "Improvement in Bonding of Functional Elements with the Fiber Reinforced Polymer Structure by Means of," *J. Compos. Mater. Compos. Mater.*, vol. 41, no. 21, pp. 2569–2583, 2007, doi: 10.1177/0021998307077379.
- [356] Floeck, M., H. C. Stadtfeld, and P. Mitschang, "Impact of Stitching Processes on the Compaction Behavior of Glass Fiber Reinforcements," *J. Ind. Text.*, vol. 36, no. 2, pp. 151–165, 2006, doi: 10.1177/1528083706068667.
- [357] Gröössing, H., N. Stadlmajer, E. Fauster, M. Fleischmann, and R. Schledjewski, "Flow Front

Advancement During Composite Processing: Predictions from Numerical Filling Simulation Tools in Comparison With Real-World Experiments,” *Polym. Compos.*, vol. 116, no. 1, pp. 37–43, 2015, doi: 10.1002/pc.23474.

- [358] Esteban, B., J. R. Riba, G. Baquero, A. Rius, and R. Puig, “Temperature dependence of density and viscosity of vegetable oils,” *Biomass and Bioenergy*, vol. 42, pp. 164–171, 2012, doi: 10.1016/j.biombioe.2012.03.007.
- [359] Heider, D., P. Simacek, A. Dominauskas, H. Deffor, S. G. Advani, and J. W. Gillespie, “Infusion design methodology for thick-section, low-permeability preforms using inter-laminar flow media,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 38, no. 2, pp. 525–534, 2007, doi: 10.1016/j.compositesa.2006.02.016.
- [360] Tekieli, M., S. Santis, G. Felice, A. Kwiecień, and F. Roscini, “Application of Digital Image Correlation to composite reinforcements testing,” *Compos. Struct.*, vol. 160, pp. 670–688, 2017, doi: 10.1016/j.compstruct.2016.10.096.
- [361] Duan, Z., H. He, W. Liang, Z. Wang, L. He, and X. Zhang, “Tensile, Quasistatic and Dynamic Fracture Properties of Nano-Al₂O₃-Modified Epoxy Resin,” *Materials (Basel)*, vol. 11, p. 905, 2018, doi: 10.3390/ma11060905.
- [362] Vasco-Olmo, J. M., F. A. Díaz-Garrido, R. Dorado-Vicente, and R. García-López, “Cálculo de los factores de intensificación de tensiones mediante técnicas ópticas de campo completo,” *Rev. Iberoam. Ing. Mecánica*, vol. 16, no. 2, pp. 93–106, 2012.
- [363] Nuoping, Z., C. Herzberg, S. Krzywinski, and C. Technology, “Impact Properties of Stitched Fibre Reinforced Thermoplastic Composite,” in *ICCM International Conferences on Composite Materials*, 2009, pp. 15–17.
- [364] Safri, S., M. T. H. Sultan, N. Yidris, and F. Mustapha, “Low velocity and high velocity impact test on composite materials - A review,” *Int. J. Eng. Sci.*, vol. 3, pp. 50–60, 2014.
- [365] Olsson, R., “Analytical prediction of large mass impact damage in composite laminates,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 32, pp. 1207–1215, 2001.
- [366] Mitrevski, T., “The effect of impactor shape on the impact response of composite laminates,” vol. 67, pp. 139–148, 2005, doi: 10.1016/j.compstruct.2004.09.007.
- [367] Mitrevski, T., I. H. Marshall, and R. Thomson, “The influence of impactor shape on the damage to composite laminates,” vol. 76, pp. 116–122, 2006, doi: 10.1016/j.compstruct.2006.06.017.
- [368] Murat, B., B. Goren, and M. Emin, “Impactor diameter effect on low velocity impact response of woven glass epoxy composite plates,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 50, pp. 325–332, 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.02.024.
- [369] ASTM International, “ASTM D7136/D7136M. Standard Test Method for Measuring the Damage

Resistance of a Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite to a Drop-Weight Impact Event,” vol. i, no. C, doi: 10.1520/D7136.

- [370] Feraboli, P. and K. T. Kedward, “Enhanced Evaluation of the Low-Velocity Impact Response of Composite Plates,” *AIAA J.*, no. October 2004, 2015, doi: 10.2514/1.4534.
- [371] Panettieri, E. *et al.*, “Low-velocity impact tests on carbon / epoxy composite laminates : A benchmark study To cite this version : HAL Id : hal-01409242,” 2016.
- [372] Feraboli, P., “Some Recommendations for Characterization of Composite Panels by Means of Drop Tower Impact Testing,” *J. Aircr.*, vol. 43, no. 6, pp. 1710–1718, 2006, doi: 10.2514/1.19251.
- [373] Bektaş, N. B. and İ. Ağır, “Impact response of composite plates manufactured with stitch-bonded non-crimp glass fiber fabrics,” vol. 21, no. 1, pp. 111–120, 2014, doi: 10.1515/secm-2012-0066.
- [374] Sutherland, L. S. and C. G. Soares, “Impact characterisation of low fibre-volume glass reinforced polyester circular laminated plates,” *Int. J. Impact Eng.*, no. March 2018, 2005, doi: 10.1016/j.ijimpeng.2003.11.006.
- [375] Butterworth, S., “On the Theory of Filter Amplifiers,” *Exp. Wirel. Wirel. Eng.*, vol. 7, pp. 536–541, 1930.
- [376] Yu, G., L. Wu, L. Ma, and J. Xiong, “Low velocity impact of carbon fiber aluminum laminates,” vol. 119, pp. 757–766, 2015, doi: 10.1016/j.compstruct.2014.09.054.
- [377] Reddy, T. S., P. R. S. Reddy, and V. Madhu, “Response of E-glass/Epoxy and Dyneema Composite Laminates Subjected to low and High Velocity Impact,” in *11th International Symposium on Plasticity and Impact Mechanics, Implast 2016*, 2017, vol. 173, pp. 278–285, doi: 10.1016/j.proeng.2016.12.014.
- [378] Balaganesan, G. and V. Chandra, “Energy absorption of repaired composite laminates subjected to impact loading,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 98, pp. 39–48, 2016, doi: 10.1016/j.compositesb.2016.04.083.
- [379] Yan, H., C. Oskay, A. Krishnan, and L. R. Xu, “Compression-after-impact response of woven fiber-reinforced composites,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 70, no. 14, pp. 2128–2136, 2010, doi: 10.1016/j.compscitech.2010.08.012.
- [380] Lawrence, B. D. and R. P. Emerson, “A comparison of low-velocity impact and quasi-static indentation,” *Army Res. Lab.*, no. December, p. 22, 2012, doi: 10.1016/j.jhsa.2014.04.045.
- [381] Koricho, E. G., A. Khomenko, M. Haq, L. T. Drzal, G. Belingardi, and B. Martorana, “Effect of hybrid (micro- and nano-) fillers on impact response of GFRP composite,” *Compos. Struct.*, vol. 134, pp. 789–798, 2015, doi: 10.1016/j.compstruct.2015.08.106.
- [382] Wooh, S. and C. Wei, “A high-fidelity ultrasonic pulse-echo scheme for detecting delaminations in composite laminates,” vol. 30, pp. 433–441, 1999.

- [383] Aymerich, F. and S. Meili, "Ultrasonic evaluation of matrix damage in impacted composite laminates," vol. 31, pp. 1–6, 2000.
- [384] Ahmed, A. and R. Mohmmmed, "Non-contact inspection of impact damage properties of woven fabric Noncontact inspection of impact damage properties of woven fabric-reinforced composites after low-velocity impact by using air-coupled ultrasonic technique," no. December, 2015, doi: 10.1177/1528083715598656.
- [385] Ambu, R., F. Aymerich, F. Ginesu, and P. Priolo, "Assessment of NDT interferometric techniques for impact damage detection in composite laminates," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, pp. 199–205, 2006, doi: 10.1016/j.compscitech.2005.04.027.
- [386] Okafor, A. C., A. W. Otieno, A. Dutta, and V. S. Rao, "Detection and characterization of high-velocity impact damage in advanced composite plates using multi-sensing techniques," vol. 54, pp. 289–297, 2001.
- [387] Amenabar, I., A. Mendikute, A. López-arraiza, M. Lizaranzu, and J. Aurrekoetxea, "Composites : Part B Comparison and analysis of non-destructive testing techniques suitable for delamination inspection in wind turbine blades," *Compos. Part B Eng.*, vol. 42, no. 5, pp. 1298–1305, 2011, doi: 10.1016/j.compositesb.2011.01.025.
- [388] Scarponi, C. and G. Briotti, "Ultrasonic technique for the evaluation of delaminations on CFRP , GFRP , KFRP composite materials," vol. 31, pp. 237–243, 2000.
- [389] Berkettis, K., D. Tzetzis, and P. J. Hogg, "Impact Damage Detection and Degradation Monitoring of Wet GFRP Composites Using Noncontact Ultrasonics," 2009, doi: 10.1002/pc.
- [390] Dong, J., B. Kim, A. Locquet, P. Mckeon, N. Declercq, and D. S. Citrin, "Nondestructive evaluation of forced delamination in glass fi ber-reinforced composites by terahertz and ultrasonic waves," *Compos. Part B Eng.*, vol. 79, pp. 667–675, 2015, doi: 10.1016/j.compositesb.2015.05.028.
- [391] Harizi, W., S. Chaki, G. Bourse, and M. Ourak, "Composites : Part B Mechanical damage characterization of glass fiber-reinforced polymer laminates by ultrasonic maps," *Compos. Part B Eng.*, vol. 70, pp. 131–137, 2015, doi: 10.1016/j.compositesb.2014.11.014.
- [392] Hassen, A. A., H. Taheri, and U. K. Vaidya, "Non-destructive investigation of thermoplastic reinforced," *Compos. Part B Eng.*, vol. 97, pp. 244–254, 2016, doi: 10.1016/j.compositesb.2016.05.006.
- [393] Goidescu, C. *et al.*, "Composites : Part B Damage investigation in CFRP composites using full-field measurement techniques: Combination of digital image stereo-correlation , infrared thermography and X-ray tomography," *Compos. Part B Eng.*, vol. 48, pp. 95–105, 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2012.11.016.
- [394] Dunkers, J. P., D. P. Sanders, L. Donald, M. J. Everett, and W. H. Green, "Comparison of optical

coherence tomography , x-ray computed tomography , and confocal microscopy results from an impact damaged epoxy / e-glass composite,” no. January 2015, pp. 129–154, 2010, doi: 10.1080/00218460210386.

- [395] Meola, C. and G. M. Carlomagno, “Recent advances in the use of infrared thermography,” vol. 27, 2004, doi: 10.1088/0957-0233/15/9/R01.
- [396] Libonati, F. and L. Vergani, “Composites : Part B Damage assessment of composite materials by means of thermographic analyses,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 50, pp. 82–90, 2013, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.01.012.
- [397] Meola, C. and G. M. Carlomagno, “Composites : Part A Impact damage in GFRP : New insights with infrared thermography,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 41, no. 12, pp. 1839–1847, 2010, doi: 10.1016/j.compositesa.2010.09.002.
- [398] Harizi, W., S. Chaki, G. Bourse, and M. Ourak, “Composites : Part B Mechanical damage assessment of Polymer – Matrix Composites using active infrared thermography,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 66, pp. 204–209, 2014, doi: 10.1016/j.compositesb.2014.05.017.
- [399] Harizi, W., S. Chaki, G. Bourse, and M. Ourak, “Composites : Part B Mechanical damage assessment of Glass Fiber-Reinforced Polymer composites using passive infrared thermography,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 59, pp. 74–79, 2014, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.11.021.
- [400] Lomov, S. V *et al.*, “Full-field strain measurements for validation of meso-FE analysis of textile composites,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 39, pp. 1218–1231, 2008, doi: 10.1016/j.compositesa.2007.09.011.
- [401] Fidan, S. and T. Sinmazc, “International Internal damage investigation of the impacted glass / glass þ aramid fiber reinforced composites by micro-computerized tomography,” vol. 51, pp. 1–7, 2012, doi: 10.1016/j.ndteint.2012.07.005.
- [402] Arif, M. F., F. Meraghni, Y. Chemisky, N. Despringre, and G. Robert, “Composites : Part B In situ damage mechanisms investigation of PA66 / GF30 composite : Effect of relative humidity,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 58, pp. 487–495, 2014, doi: 10.1016/j.compositesb.2013.11.001.
- [403] Sket, F., R. Seltzer, J. M. Molina-aldareguía, C. Gonzalez, and J. Llorca, “Determination of damage micromechanisms and fracture resistance of glass fiber / epoxy cross-ply laminate by means of X-ray computed microtomography,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 72, no. 2, pp. 350–359, 2012, doi: 10.1016/j.compscitech.2011.11.025.
- [404] Gonzalez, R. C., R. Woods, and L. E. Steven, *Digital Image Processing Using MATLAB*. Pearson, 2003.
- [405] Harris, C. and M. Stephens, “A COMBINED CORNER AND EDGE DETECTOR,” pp. 147–152, 1988, doi: 10.5244/C.2.23.
- [406] Torr, P. H. S., “MLESAC : A New Robust Estimator with Application to Estimating Image

Geometry,” vol. 156, pp. 138–156, 2000, doi: 10.1006/cviu.1999.0832.

- [407] Manta, A., M. Gresil, and C. Soutis, “Infrared thermography for void mapping of a graphene/epoxy composite and its full-field thermal simulation,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 42, no. 7, pp. 1441–1453, 2019, doi: 10.1111/ffe.12980.
- [408] Vollmer, M. and K. P. Möllmann, *Infrared Thermal Imaging: Fundamentals, Reseach and Applications*. Weinheim, Germany: Wiley-VCH, 2010.
- [409] Verma, K. K., B. L. Dinesh, K. Singh, K. M. Gaddikeri, and R. Sundaram, “Challenges in Processing of a Cocured Wing Test Box Using Vacuum Enhanced Resin Infusion Technology (VERITy),” in *Procedia Materials Science*, 2014, vol. 6, no. Icmpec, pp. 331–340, doi: 10.1016/j.mspro.2014.07.042.
- [410] Liu, L., S. Guo, and B. M. Zhang, “Experimental investigation of porosity and its effects on interlaminar shear strength in composite laminates,” *Int. SAMPE Symp.*, vol. 51, pp. 1–7, 2006.
- [411] Feng, Y. *et al.*, “Micro-CT characterization on porosity structure of 3D Cf/ SiCmcomposite,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 42, no. 11, pp. 1645–1650, 2011, doi: 10.1016/j.compositesa.2011.07.015.
- [412] Little, J. E., X. Yuan, and M. I. Jones, “Characterisation of voids in fibre reinforced composite materials,” *NDT E Int.*, vol. 46, no. 1, pp. 122–127, 2012, doi: 10.1016/j.ndteint.2011.11.011.
- [413] Nikishkov, Y., L. Airoidi, and A. Makeev, “Measurement of voids in composites by X-ray Computed Tomography,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 89, pp. 89–97, 2013, doi: 10.1016/j.compscitech.2013.09.019.
- [414] Voort, G. F., *Metallography Principles and Practices*. OH, USA: ASM International, 1999.
- [415] Paciornik, S. and J. R. M. D'almeida, “Measurement of void content and distribution in composite materials through digital microscopy,” *J. Compos. Mater.*, vol. 43, no. 2, pp. 101–112, 2009, doi: 10.1177/0021998308098234.
- [416] Lystrup, J. C., J. C. Lystrup, J. Crockett, and E. R. Homer, “Permeability Characterization and Fluorescent Void Flow Monitoring for Processing Simulation,” 2018.
- [417] Shim, S. B., K. Ahn, J. C. Seferis, A. J. Berg, and W. Hudson, “Flow and void characterization of stitched structural composites using resin film infusion process (RFIP),” *Polym. Compos.*, vol. 15, no. 6, pp. 453–463, 1994, doi: 10.1002/pc.750150610.
- [418] Han, N. L., S. S. Suh, J. M. Yang, and H. T. Hahn, “Resin film infusion of stitched stiffened composite panels,” *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 34, no. 3, pp. 227–236, 2003, doi: 10.1016/S1359-835X(03)00002-2.
- [419] Carman, P. G., “Fluid flow through granular beds,” *Chem. Eng. Res. Des.*, vol. 75, no. 1 SUPPL., pp. S32–S48, 1997, doi: 10.1016/s0263-8762(97)80003-2.

- [420] Zhou, X. Y. and P. D. Gosling, "Influence of stochastic variations in manufacturing defects on the mechanical performance of textile composites," *Compos. Struct.*, vol. 194, pp. 226–239, 2018, doi: 10.1016/j.compstruct.2018.04.003.
- [421] Pratt, J. W. and J. D. Gibbons, "Kolmogorov-Smirnov Two-Sample Tests," in *Concepts of Nonparametric Theory*, Springer S., New York, USA: Springer, 1981, pp. 318–319.
- [422] Muruganadhan, R. and Velamurali, "Low Velocity Impact Analysis on Stitched and Unstitched Laminates," *Asian J. Res. Soc. Sci. Humanit.*, vol. 6, no. 6, p. 752, 2016, doi: 10.5958/2249-7315.2016.00241.0.
- [423] Brimhall, T., "Friction energy absorption in fiber reinforced composites," Jan. 2005.
- [424] Ravandi, M., W. S. Teo, L. Q. N. Tran, M. S. Yong, and T. E. Tay, "Low velocity impact performance of stitched flax/epoxy composite laminates," *Compos. Part B Eng.*, vol. 117, pp. 89–100, 2017, doi: 10.1016/j.compositesb.2017.02.003.