

Trabajo Fin de Grado  
Grado en Ingeniería de Tecnologías Industriales  
Especialidad de Materiales

Caracterización de parámetros de resistencia en  
uniones adhesivas aeronáuticas en materiales  
compuestos

Autor: Alberto Martín Garrido

Tutores: Alberto Barroso Caro

Vladislav Mantič Leščišin

**Grupo de Elasticidad y Resistencia de Materiales.**  
**Dep. Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras**  
**Escuela Técnica Superior de Ingeniería**  
**Universidad de Sevilla**  
Sevilla, 2014





Trabajo Fin de Grado  
Grado en Ingeniería de Tecnologías Industriales

# **Caracterización de parámetros de resistencia en uniones adhesivas aeronáuticas en materiales compuestos**

Autor:

Alberto Martín Garrido

Tutores:

Alberto Barroso Caro

Profesor contratado doctor

Vladislav Mantič Leščičin

Catedrático de universidad

Grupo de Elasticidad y Resistencia de Materiales  
Dep. Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras  
Escuela Técnica Superior de Ingeniería  
Universidad de Sevilla  
Sevilla, 2014



El tribunal nombrado para juzgar el trabajo arriba indicado, compuesto por los siguientes miembros:

Presidente:

Vocales:

Secretario:

Acuerdan otorgarle la calificación de:

Sevilla, 2014

El Secretario del Tribunal



*A mi padre*





# Agradecimientos

---

Agradezco infinitamente a mi madre todo el esfuerzo que lleva depositando en mí durante todos estos años y a mi hermana Ana, por la enorme paciencia que tiene conmigo. A ambas, por ser las personas más cercanas a mí, gracias.

A Alberto Barroso por todo el tiempo dedicado y su inestimable ayuda a lo largo de estos meses, a Vladislav Mantic por ayudarme a entender los fundamentos de la mecánica de la fractura finita y a los operarios del taller de Elasticidad y Resistencia de Materiales por los innumerables servicios prestados.

A mi familia y amigos, que tan buenos momentos hemos pasado, y seguiremos pasando, juntos.

Además, me gustaría agradecer la labor de todas las personas, profesores y personal de otros sectores, que trabajan por mejorar la calidad universitaria, porque gracias a estas personas tengo la oportunidad de presentar este trabajo.

A todas las personas que me han ayudado, en mayor o menor medida, a formarme como persona.

*Alberto Martín Garrido*

*Sevilla, 2014*



# Resumen

---

El presente trabajo tiene como objetivo hallar un método experimental que permita obtener los parámetros de resistencia,  $\sigma_R$  y  $\tau_R$ , en la interfase de una unión adhesiva de material compuesto. Su principal cometido es el de utilizar estos parámetros en un criterio de fallo basado en la mecánica de la fractura finita.

El material a tratar es una unión entre una resina epoxy (material isótropo) y un laminado de fibra de carbono (material ortrótopo). Debido a la variación de las propiedades de ambas partes, normalmente aparecen unas tensiones singulares en los extremos de la interfase, además de una distribución de tensiones irregular que dificulta la obtención experimental de los parámetros de resistencia de la unión.

Para la realización de estos ensayos se procede a un análisis numérico mediante elementos finitos que nos permite diseñar las probetas en función del estado tensional en la interfase. Una vez elegidas las probetas a ensayar y el método de ensayo, se procede a explicar el proceso de fabricación de las probetas y el correspondiente ensayo experimental.

# Índice.

---

<b>Índice de figuras.</b>	<b><i>i</i></b>
<b>Índice de tablas.</b>	<b><i>ii</i></b>
<b>Notación.</b>	<b><i>iii</i></b>
<b>1. Introducción.</b>	<b>1</b>
<b>1.1 Revisión bibliográfica.</b>	<b>3</b>
1.1.1 Tesis doctoral A. Barroso.	4
1.1.2 Tesis doctoral D. F. Vicentini.	6
<b>1.2 Mecánica de la fractura finita.</b>	<b>8</b>
1.2.1 Enfoque de D. Leguillon.	9
1.2.2 Enfoque de Taylor D. et al.	10
<b>1.3 Hipótesis.</b>	<b>11</b>
<b>2 Ensayos numéricos.</b>	<b>13</b>
<b>2.1 Introducción.</b>	<b>13</b>
<b>2.2 Revisión bibliográfica.</b>	<b>14</b>
2.2.1 Ensayo losipescu.	14
2.2.2 Notched-butt test.	15
2.2.3 Dispositivo ARCAN.	16
<b>2.3 Caracterización de las probetas.</b>	<b>20</b>
2.3.1 Ensayos de tracción.	22
2.3.2 Ensayo a cortadura.	24
<b>2.4 Ensayo de estado mixto.</b>	<b>27</b>
<b>3 Ensayos experimentales.</b>	<b>29</b>
<b>3.1 Elaboración de las probetas.</b>	<b>29</b>
3.1.1 Unión fibra de carbono y adhesivo.	29
3.1.2 Probetas a tracción.	31
3.1.3 Probetas a cortadura.	34
<b>3.2 Ensayos experimentales.</b>	<b>38</b>
<b>4 Conclusiones.</b>	<b>41</b>
<b>Referencias.</b>	<b>43</b>
<b>Anexo 1. Plano probeta losipescu.</b>	<b>45</b>
<b>Anexo 2. Plano dispositivo ARCAN.</b>	<b>46</b>

# ÍNDICE DE FIGURAS.

Figura 1-1. Mecanismos de fallo en uniones adhesivas.	2
Figura 1-2. Fallo transversal debido a las diferentes contracciones por efecto Poisson.	2
Figura 1-3. Efecto de la excentricidad de las cargas en uniones a solape simples y uniones a doble solape.	4
Figura 1-4. Factores de intensificación de tensiones generalizados para probeta tipo Brazilian disk.	6
Figura 1-5. Envolvente de fallo en función del ángulo $\alpha$ .	7
Figura 1-6. Criterios de fallo para diferentes geometrías en función del ángulo de apertura $\alpha$ .	8
Figura 1-7. Modelo de entalla en el que aparece una grieta.	9
Figura 1-8. Resistencia a la rotura del material en función de la longitud de grieta.	10
Figura 2-1. Posibles fallos de la unión adhesiva a considerar.	13
Figura 2-2. Distribución de fuerzas, diagramas de cortantes y de flectores en probeta losipescu.	14
Figura 2-3. Configuración del ensayo losipescu.	14
Figura 2-4. Unión bimaterial para el denominado Notched-butt test.	15
Figura 2-5. Ángulo crítico en una unión polímero-polímero.	15
Figura 2-6. Concentración de tensiones desde el extremo de la unión hasta su centro.	16
Figura 2-7. Definición gráfica del ángulo $\alpha$ .	17
Figura 2-8. Modelo ARCAN utilizado en ANSYS.	17
Figura 2-9. Afinado de la malla en la interfase bimaterial.	18
Figura 2-10. Concentración de tensiones normales en función del procedimiento de ensayo de tracción.	18
Figura 2-11. Tensiones tangenciales en función del procedimiento de ensayo de tracción.	19
Figura 2-12. Concentración de tensiones normales en función del procedimiento de ensayo de cortadura.	19
Figura 2-13. Tensiones normales en función del procedimiento de ensayo de cortadura.	20
Figura 2-14. Conjunto de probetas a ensayar.	21
Figura 2-15. Probeta de tracción en función de $\Theta$ .	22
Figura 2-16. Ensayos de tracción en presencia o no de singularidades.	22
Figura 2-17. Concentración de tensiones normales en función del ángulo $\theta$ en ensayo de tracción.	23
Figura 2-18. Tensiones tangenciales en función del ángulo $\theta$ en ensayo de tracción.	23
Figura 2-19. Geometría de la probeta para el ensayo a cortadura.	25
Figura 2-20. Concentración de tensiones tangenciales en función de $p$ .	25
Figura 2-21. Concentración de tensiones tangenciales en función del ángulo $\theta$ en ensayo de cortadura.	26
Figura 2-22. Tensiones normales en función del ángulo $\theta$ en ensayo de cortadura.	26
Figura 2-23. Concentración de tensiones normales para $\alpha = 45^\circ$ con diferentes probetas.	28
Figura 2-24. Concentración de tensiones tangenciales para $\alpha = 45^\circ$ con diferentes probetas.	28
Figura 3-1. Apilado de la unión fibra de carbono – adhesivo.	29
Figura 3-2. Proceso de curado de la unión adhesiva.	30
Figura 3-3. Dimensiones de las probetas.	30
Figura 3-4. Penetración en las probetas de tracción.	31
Figura 3-5. Probeta de tracción de material compuesto de fibra de carbono con adhesivo.	31
Figura 3-6. Ángulo aproximado de $\theta_1$ para la probeta 4-3.	32
Figura 3-7. Ángulo aproximado de $\theta_2$ para la probeta 3-2.	32
Figura 3-8. Penetración en la probeta 4-3.	33
Figura 3-9. Probeta de adhesivo para ensayar a tracción.	33
Figura 3-10. Probeta de adhesivo para ensayar a cortadura.	34
Figura 3-11. Mecanizado de la entalla que evita las singularidades en probeta de ensayo a cortadura.	34
Figura 3-12. Geometría final de las probetas a cortadura.	35
Figura 3-13. Ángulo aproximado de $\theta_1$ para la probeta 1-2.	35
Figura 3-14. Ángulo aproximado de $\theta_1$ para la probeta 1-3.	36
Figura 3-15. Penetración en la probeta 1-1.	37
Figura 3-16. Penetración en la probeta 2-3.	37
Figura 3-17. Taladrado de las probetas.	37
Figura 3-18. Rotura de la probeta durante el taladrado.	38
Figura 3-19. Ensayo de las probetas y aspecto de rotura.	38
Figura 3-20. Ensayo a cortadura en dispositivo ARCAN.	39

# ÍNDICE DE TABLAS.

---

<i>Tabla 2-1. Tensión nominal y tensiones máximas en la interfase en función de <math>\theta</math> para ensayo de tracción.</i>	<i>24</i>
<i>Tabla 2-2. Tensión nominal y tensiones máximas en la interfase en función de <math>\theta</math> y para ensayo de cortadura.</i>	<i>27</i>
<i>Tabla 2-3. Parámetros de interés para ensayo con <math>\alpha = 45^\circ</math> en función de la probeta.</i>	<i>28</i>
<i>Tabla 3-1. Valores del ángulo <math>\theta</math> en probetas de tracción.</i>	<i>33</i>
<i>Tabla 3-2. Valores del ángulo <math>\theta</math> en probetas de cortadura.</i>	<i>36</i>

# NOTACIÓN.

---

$\sigma_R$	Tensión normal de fallo del material.
$\tau_R$	Tensión tangencial de fallo del material.
$\alpha$	Ángulo de aplicación de carga en ARCAN con respecto a la interfase bimaterial.
$\theta$	Ángulo de la entalla que elimina las singularidades con respecto a la interfase bimaterial.
$p$	Penetración de la entalla que elimina las singularidades con respecto al extremo de la interfase.
$K_k$	Factor de intensificación de tensiones generalizado.
$K_{kc}$	Tenacidad a fractura generalizada.
$G$	Tasa de liberación de energía para el crecimiento de la grieta.
$G_{xy}$	Módulo de cizalladura en el plano xy.
$\lambda_k$	Exponente característico que controla la singularidad.
$a$	Longitud de la grieta.
$E$	Módulo de Young.
$\Delta a$	Variación finita de la longitud de la grieta.
$\gamma_{xy}$	Deformación angular en el plano xy.





# 1. INTRODUCCIÓN.

---

El uso de métodos de unión entre diferentes componentes es una necesidad bien conocida, debido principalmente a la necesidad de fabricar una pieza compuesta por varios elementos que facilite la ejecución de los diferentes procesos a los que se somete.

El estudio de las uniones en materiales compuestos de fibra es más importante que en otro tipo de materiales, como el acero, debido a la dificultad de los procesos de fabricación y a la escasez de geometrías que se pueden obtener. Es muy frecuente utilizar láminas preimpregnadas de resina (prepregs) a la hora de fabricar un componente estructural, su uso suele limitarse a laminados.

Normalmente, el fallo de una estructura se inicia en algunas de sus uniones. Esto puede ser debido, principalmente, a una falta de consideración en cuanto a su diseño o a las limitaciones de la unión utilizada. En la mayoría de las ocasiones, el propio procedimiento de unión elegido no puede ofrecer un valor de resistencia similar al de los elementos que trata de unir, por lo que favorece la necesidad de conocer la capacidad portante de la unión.

Las uniones adhesivas se presentan como una alternativa a las uniones mecánicas, muy utilizadas a lo largo de la historia de la ingeniería, como pueden ser las uniones atornilladas o las uniones remachadas. El objetivo que se pretende conseguir es el de dotar a las uniones adhesivas de un carácter de fiabilidad a la hora de resistir valores de cargas elevados.

Entre las ventajas que presentan las uniones adhesivas:

- Evitan la aparición del par galvánico. Este fenómeno favorece la corrosión y tiene lugar cuando dos materiales conductores presentan una diferencia de potencial, lo que permite activar una reacción electroquímica en presencia de humedad que fragilizaría al metal más electronegativo al formarse una capa de óxido.
- La superficie de adhesión puede adaptarse a la zona de unión, de forma que pueden obtenerse superficies con una transmisión de carga más homogénea. Las uniones adhesivas no provocan concentradores de tensiones tan elevados.
- El peso se reduce considerablemente, siendo un factor importante en la industria aeroespacial.
- El adhesivo puede actuar como membrana sellante de la unión, impidiendo el paso de sustancias a través de ella.
- La unión es más sencilla, lo que implica una reducción de los costes de fabricación.
- Para realizar la unión no es necesario realizar un proceso destructivo en el material. Esto posee una enorme importancia en materiales compuestos de fibra, ya que un agrietamiento o taladro en una zona localizada puede ocasionar en un fallo global.

Y entre sus inconvenientes:

- La temperatura no puede ser muy elevada debido a que, en general, los adhesivos son muy susceptibles al fenómeno de creep. Además, las propiedades de los adhesivos dependen significativamente de la temperatura, ya que a bajas temperaturas se comporta como un material muy frágil y a altas temperaturas sufre una importante disminución de sus propiedades de rigidez y resistencia.
- Necesidad de tiempos de curado a temperaturas intermedias, lo que encarece el proceso de fabricación.
- Toxicidad, peligro de inflamabilidad.
- La unión entre el adhesivo y el adherente debe ser buena y, para ello, suelen realizarse tratamientos superficiales.

Actualmente, las uniones adhesivas se utilizan mayoritariamente en uniones secundarias, donde las cargas no son lo suficientemente elevadas como para poner en peligro la integridad estructural. Esto es debido, fundamentalmente, al desconocimiento general en cuanto a la resistencia total que la unión es capaz de soportar, ya que no resulta trivial hallar su valor.

Es interesante ver los tipos de fallos que pueden originarse en una unión adhesiva, ya que a priori no seremos capaces de controlar cuál tendrá lugar. Estos pueden observarse en la figura 1-1.

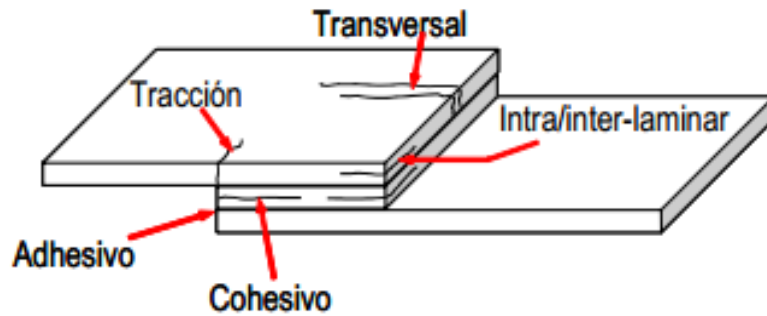


Figura 1-1. Mecanismos de fallo en uniones adhesivas.

- El fallo cohesivo ocurre cuando existen restos de adhesivos en ambos adherentes y es indicativo de una buena adherencia del adhesivo, ya que la zona débil es la interfase entre el adhesivo y el material compuesto por la cantidad de defectos que suele presentar en la práctica.
- El fallo adhesivo se produce cuando todo el adhesivo queda en uno de los adherentes y es propio de las uniones que fallan prematuramente debido a un defecto en la preparación superficial del adherente.
- El fallo interlaminar tiene lugar en la unión de las distintas láminas que forman el laminado y es debido a las tensiones de pelado originadas por la excentricidad del momento flector. Se origina en la matriz del material compuesto, ya que es la que posee menos resistencia.
- El fallo transversal ocurre debido a las contracciones que sufre la unión por efecto Poisson. En los extremos de la zona de solape se encuentra, por una cara de la unión, un adherente con tensiones nulas por condiciones de contorno y, por lo tanto, sin deformación. Por la otra cara se transmiten las cargas, produciendo un acortamiento de su área transversal.

Para garantizar la compatibilidad de la unión, se generan unas tensiones perpendiculares a la carga aplicada y son las que producen este tipo de fallo, que se ilustra en la figura 1-2.

- El fallo por tracción en los extremos de la unión está originado por la aparición de los momentos flectores asociados a la excentricidad en la transmisión de la carga.

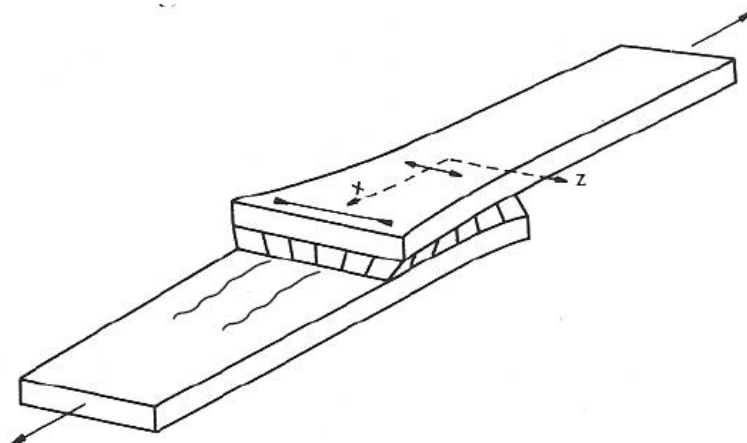


Figura 1-2. Fallo transversal debido a las diferentes contracciones por efecto Poisson.

Las uniones adhesivas suelen presentar una unión bimaterial, es decir, varios materiales se encuentran en contacto entre sí separados por una interfase. Para el caso que nos ocupa, la unión es entre un material compuesto de fibra de carbono y una resina que, debido a la variación brusca de sus propiedades, aparecen unas tensiones singulares que provocan el fallo prematuro de la unión si la geometría no posee la forma adecuada.

El presente trabajo trata de estudiar, experimentalmente, este tipo de comportamiento. Aunque se pretenden ensayar probetas con presencia de singularidades, también se ha buscado una forma de eliminarlas, de forma que la probeta fallaría por un estado de tensiones no singulares.

El poder ensayar las probetas sin presencia de singularidades para hallar los valores reales de  $\sigma_R$  y  $\tau_R$  en una unión adhesiva es un tema al que no se le ha dedicado una especial atención en la literatura científica, y que posee una gran importancia pues permitiría tener un mayor conocimiento de las propiedades mecánicas de la unión y ser capaces de proponer criterios de fallo basados en la mecánica de la fractura finita, que emplea, entre otros parámetros, dichos valores de resistencia.

Para lograr comprender el problema, se comienza con una introducción acerca de la caracterización de las uniones adhesivas. Barroso [1] trató el problema de los parámetros que controlan el problema elástico según un enfoque de tensiones locales, mientras que Vicentini [2] ensayó unas probetas tipo Brazilian disk para hallar los parámetros de fractura que las gobiernan.

Continuando con la introducción se comenta, brevemente, ciertos enfoques de la mecánica de la fractura finita que servirán para entender la importancia que tiene adaptarla a un criterio de fallo en uniones adhesivas.

Una vez que se ha presentado el problema a analizar se procede al apartado de los ensayos numéricos. En este apartado se analizan diferentes elementos que nos permiten alcanzar los estados de no singularidad y de tensiones uniformes a lo largo de la interfase, ya que trata de servir como precedente en cuanto al diseño de las probetas.

Una vez caracterizada la forma de la probeta, se procede a la realización del ensayo experimental. Para ello, se procede a la fabricación de éstas a partir de la unión entre un laminado de fibra de carbono y otro laminado de adhesivo.

La aparición de ciertos imprevistos ha condicionado que los ensayos experimentales no hayan podido ser realizados en su totalidad. Se discutirá con mayor detalle más adelante.

## 1.1 Revisión bibliográfica.

Es conocido que las uniones adhesivas resisten más carga cuando se encuentran sometidas a tensiones de cortadura (uniones a solape) en vez de a tensiones de tracción (uniones a tope).

El modelo de Volkersen (1938) fue el primero en analizar de forma aproximada el estado tensional en una unión a solape. En él, se considera que las deformaciones del adherente son exclusivamente a tracción y las deformaciones del adhesivo son debidas cortadura.

El inconveniente principal de este modelo es el no considerar la excentricidad de las cargas, que provocan un momento flector que tiende a generar unas tensiones normales en la dirección del espesor (tensiones de pelado). Este efecto se ilustra en la figura 1-3 y fue incluido en un nuevo modelo ideado por Goland y Reissner (1944).

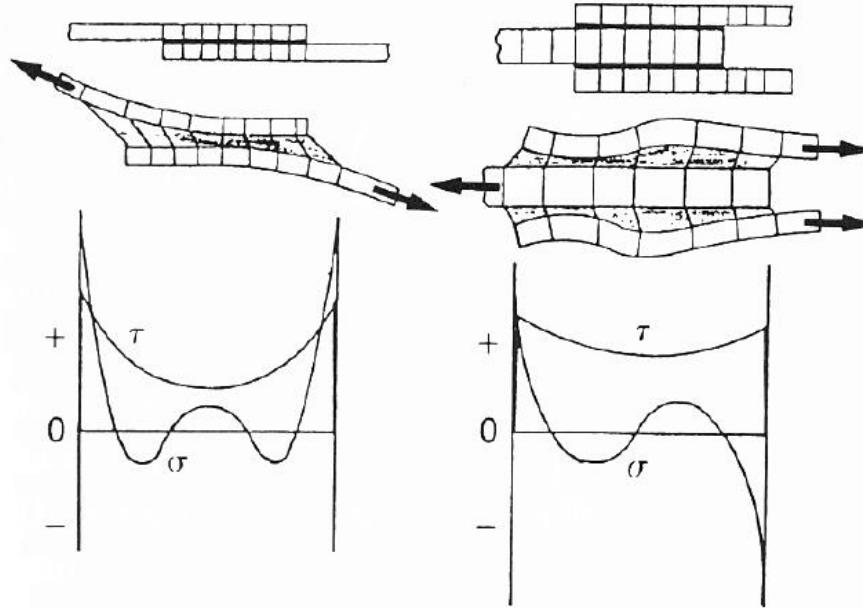


Figura 1-3. Efecto de la excentricidad de las cargas en uniones a solape simples y uniones a doble solape.

Un salto importante lo produjo Hart-Smith (1973-1974) al incorporar numerosas mejoras respecto a los trabajos anteriores, como pueden ser la adición de materiales compuestos (se estudió la influencia de la secuencia de apilado y las diferentes propiedades que pueden presentar las fibras y los adhesivos, entre otros), la influencia de la temperatura y las correspondientes tensiones residuales de curado, la capacidad de comportamiento elasto-plástico en los adhesivos y una mejora de las expresiones del momento flector originado por la excentricidad de las cargas.

Desde entonces, se han desarrollado diferentes propuestas enfocadas tanto en estados nominales de tensión como en estados locales. Estos enfoques no se utilizan de forma universal para predecir el fallo de la unión adhesiva, aunque sirven de precedentes para los criterios de fallo venideros.

A continuación se resumirán las tesis doctorales de Barroso y Vicentini, ya que preceden a este trabajo y sus resultados obtenidos han ayudado a la realización de éste.

### 1.1.1 Tesis doctoral A. Barroso.

Barroso [1] estableció el valor de los parámetros característicos que gobiernan el estado tensional y el campo de desplazamientos en uniones adhesivas bimateriales. Para ello, propuso un modelo de estados locales de tensiones.

El estado local de tensiones y el campo de desplazamientos pueden definirse como una función de la distancia al vértice donde se presenta la singularidad y del ángulo que forma el punto donde se evalúa el parámetro correspondiente respecto a uno de referencia:

$$\begin{aligned}\sigma_{ij}(r, \theta) &= \sum_{k=1}^n \frac{K_k}{\left(\frac{r}{L}\right)^{1-\lambda_k}} f_{ijk}(\theta) + \sigma_{ij0}(\theta) \\ u_i(r, \theta) &= \sum_{k=1}^n \frac{K_k}{\left(\frac{r}{L}\right)^{\lambda_k}} g_{ik}(\theta) + u_{i0}(r, \theta)\end{aligned}\tag{1}$$

El enfoque utilizado es adecuado, ya que aunque suponga ausencia de grietas, se producen tensiones singulares en la esquina multimaterial gobernadas por los factores de intensificación de tensiones generalizados (FITGs).

Los parámetros  $\lambda_k$  (exponente característico),  $f_{ijk}(\theta)$  (función característica del estado tensional) y  $g_{ik}(\theta)$  (función característica del campo de desplazamientos) se pueden evaluar a partir de las propiedades de los materiales y de su geometría local, por lo que son independientes de la sollicitación. Su determinación se aborda mediante herramientas semi-analíticas.

Para resolver el problema elástico ya solo hace falta hallar los valores de  $K_k$ , donde ya sí se tiene en cuenta la sollicitación externa, las condiciones de contorno y la geometría global del problema.

Hay que destacar que estos valores no se corresponden con los modos clásicos de fractura (modo simétrico, modo anti-simétrico y modo anti-plano), por lo menos en su estricto significado. A estos factores de intensificación de tensiones se denominan comúnmente como generalizados (FITG).

Esto es debido a que, en la mecánica de la fractura tradicional, la existencia de una grieta proporciona un valor de  $K_k$  y de  $G$ . Como en el presente planteamiento no hay presencia de grietas, no tiene sentido hablar de cuánta energía es necesaria para aumentar el tamaño de la grieta, por lo que  $G$  carece de significado físico y se cambia la denominación de  $K_k$  a FITG.

Además, existe el problema adicional de las dimensiones físicas que representan. Así, los FIT en grietas tienen como unidades  $[MPa \cdot mm^{0.5}]$ , mientras que los FITG con  $\lambda_k \neq 0.5$  poseen como unidades  $[MPa \cdot mm^{1-\lambda_k}]$ . Esto propicia, por ejemplo, si queremos comparar la severidad de diferentes FITG habría que comparar su magnitud adimensional (dividiendo por el correspondiente FITG crítico), lo que no hace más que complicar la comprensión del problema.

Barroso propone un ajuste por mínimos cuadrados que evalúa el error cometido entre unos desplazamientos calculados mediante un programa de elementos de contorno y los desplazamientos teóricos, que dependen de los múltiples  $K_k$ . La solución se halla minimizando el error cometido.

### 1.1.2 Tesis doctoral D. F. Vicentini.

Vicentini [2] estudió experimentalmente la esquina bimaterial de uniones adhesivas en materiales compuestos mediante ensayos inspirados en Brazilian disk specimen.

Estos ensayos consisten en una probeta circunferencial, la cual se le aplica una carga para un cierto ángulo  $\alpha$  de referencia. Es un ensayo muy versátil, ya que permite ensayar diferentes configuraciones con un mismo tipo de probeta.

Mediante Barroso, se representaron los FITGs (despreciando  $K_3$  debido a que el término correspondiente no presenta singularidad de tensiones) para un ángulo  $0^\circ < \alpha < 180^\circ$ . En la figura 1-4 se observa que existen ciertos valores de  $\alpha$  en los cuales un modo de fractura se anula, cuyos valores son:

$$K_1 = 0 \quad \begin{matrix} \alpha = 60^\circ \\ \alpha = 143^\circ \end{matrix}$$

$$K_2 = 0 \quad \begin{matrix} \alpha = 13^\circ \\ \alpha = 115^\circ \end{matrix}$$

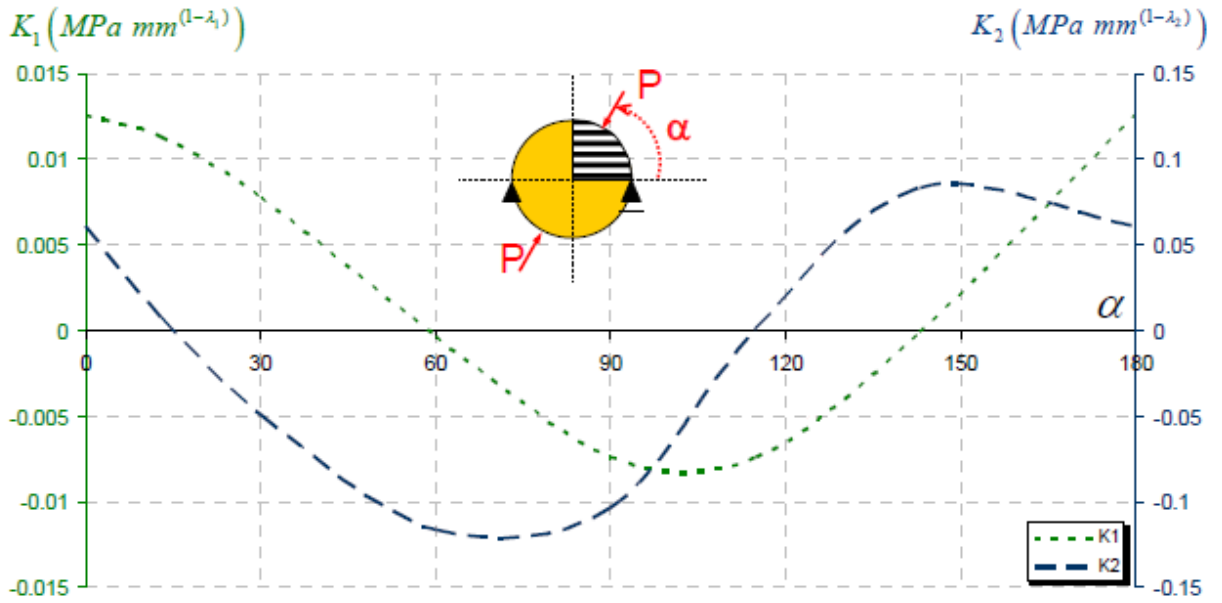


Figura 1-4. Factores de intensificación de tensiones generalizados para probeta tipo Brazilian disk.

Si se ensayan las probetas para esos ángulos obtendremos únicamente un modo de fractura y, haciendo una comparación entre el FITG numérico y la carga máxima que soporta experimentalmente la unión, podremos obtener los valores de tenacidad de fractura de la unión.

$$K_{kc} = K_k^{FEM} \frac{\sigma_{nom}^{exp}}{\sigma_{nom}^{FEM}} \left( \frac{R^{exp}}{R^{FEM}} \right)^{1-\lambda_k} \quad (2)$$

Una vez que se realizaron los ensayos, mediante la ecuación anterior se hallan las tenacidades de fractura generalizadas y se obtiene la envolvente de fallo de la figura 1-5.

Aunque el ensayo se haga ante carga compresión, cabe recordar que aparece en el centro de la probeta un estado de tracción en una dirección aproximadamente la perpendicular a la carga. Por lo tanto, la zona más importante es el tercer cuadrante de la citada figura 1-5 ya que es la sollicitación a la que suelen encontrarse las uniones a solape sometidas a tracción en los extremos del adherente.

Los ensayos con ambos modos de fractura sirven para mejorar la envolvente de fallo. De forma general, podemos expresar la tenacidad a fractura generalizada como:

$$K = K_c(\psi) \quad (3)$$

Donde  $K = \sqrt{\left(\frac{K_1}{K_{1c}}\right)^2 + \left(\frac{K_2}{K_{2c}}\right)^2}$  y  $\psi = \tan^{-1}\left(\frac{K_2}{K_1}\right)$ . Esto ofrece una mayor versatilidad al cubrir todos los ángulos y no solo aquellos en los que un modo de fractura se anula, sin embargo la dificultad que conlleva es mayor.

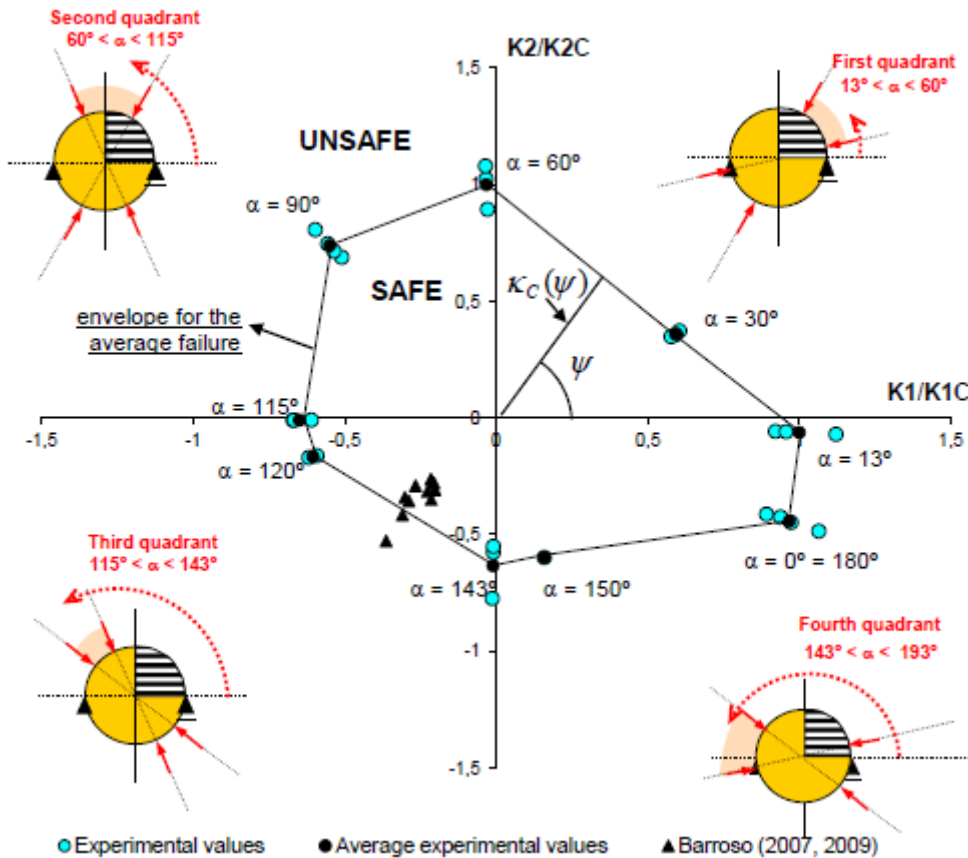


Figura 1-5. Envolvente de fallo en función del ángulo  $\alpha$ .

## 1.2 Mecánica de la fractura finita.

El Grupo de Elasticidad y Resistencia de Materiales de la Escuela Técnica Superior de Ingeniería se encuentra, actualmente, en un proyecto que trata de establecer un criterio de fallo para las uniones adhesivas de materiales compuestos mediante un enfoque de la mecánica de la fractura finita. Ésta tiene la capacidad de predecir el fallo tanto de un cuerpo con grietas, de un cuerpo libre de ellas y, más interesante aún, un cuerpo que presente un estado intermedio.

El presente trabajo no tiene como objetivo hallar tal criterio de fallo. En su lugar, obtendremos los parámetros de resistencia de la unión adhesiva que será necesario hallar sus valores para tener todos los datos del problema en cuestión.

Hay dos criterios de fallo muy comunes en la mecánica del medio continuo a la hora de evaluar materiales frágiles: el criterio tensional y el criterio energético.

En la figura 1-6.a) se muestra una situación donde puede aplicarse el criterio tensional, en el que se produce el fallo de la pieza cuando se alcanza la tensión  $\sigma_R$  (aunque también puede utilizarse si una variable el problema elástico supera un cierto valor admisible  $\varepsilon_R$ ), como en cualquiera de sus puntos. Este criterio proporciona una carga de fallo nula para el caso en el que exista grieta, ya que aparecen tensiones singulares en el extremo de ésta, lo que restringe su uso a situaciones en las que no existen grietas.

En la figura 1-6.b), con existencia de grieta, puede aplicarse el criterio energético, donde el fallo se produce cuando la tasa de liberación de energía que produce el crecimiento de la grieta  $G$  es superior a la crítica,  $G_c$ . Para el caso de ausencia de grietas, este criterio predice una energía infinita para hacer crecer la grieta, inutilizándolo para este caso.

Aunque hablemos de liberación de energía del crecimiento de la grieta por simplicidad a la hora de entender la física del problema, puede relacionarse con el FIT mediante la relación de Irwin  $G = \frac{K^2}{E}$ , ya que éste resulta más útil en el presente trabajo dado que  $\lambda_k$  puede tener otros valores aparte de  $\lambda_k = 0.5$ .

La figura 1-6.c).c muestra una situación intermedia a las dos anteriores. Este caso no presenta el orden de singularidad de la grieta, pero la fuerza de rotura será menor que la aplicada para el caso de la figura 1-6.a) debido a la existencia de la entalla. Por lo tanto, la idea es utilizar un criterio de fallo que englobe a los dos anteriores.

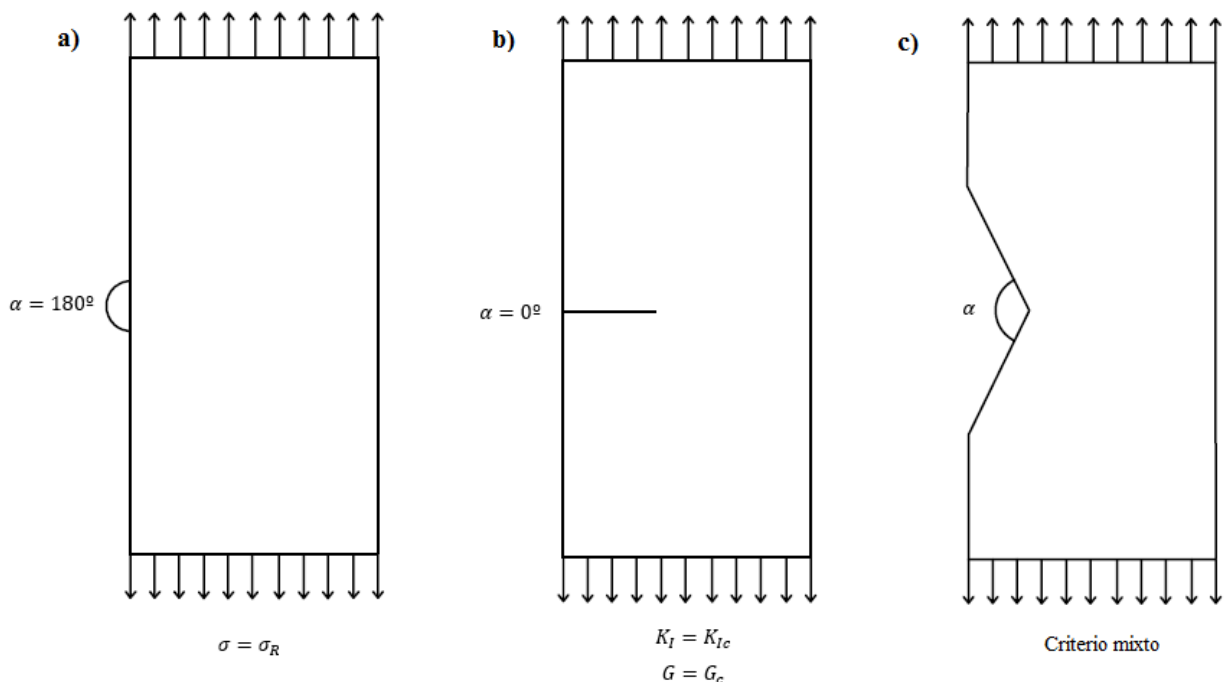


Figura 1-6. Criterios de fallo para diferentes geometrías en función del ángulo de apertura  $\alpha$ .



Éste es uno de los objetivos que trata de conseguir la mecánica de la fractura finita (MFF). Existen diversas formas de abordar el problema y, aunque no es el objetivo de este escrito, comentaremos los enfoques de diferentes autores que aumentará la motivación del presente trabajo.

### 1.2.1 Enfoque de D. Leguillon.

Leguillon [3] abordó el problema al proponer un factor de intensificación de tensiones crítico  $k_c$  que dependía tanto de la tasa de liberación de energía crítica como de la tensión de rotura del material utilizando el modelo de una entalla en un material homogéneo en el que aparece una grieta tal y como se aprecia en la figura 1-7.

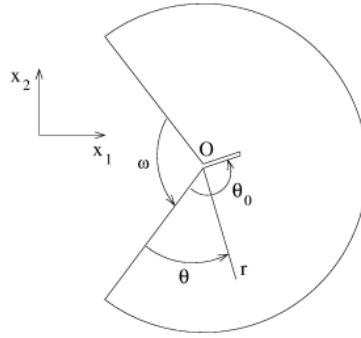


Figura 1-7. Modelo de entalla en el que aparece una grieta.

Para hallar  $k_c$ , estableció ciertas restricciones en la longitud del crecimiento de la grieta. Así, al aplicar un balance energético y el criterio de fallo correspondiente, obtuvo que el valor mínimo del incremento de longitud de grieta debía ser:

$$l^{2\lambda-1} \geq \frac{G_c}{K(w, \theta_0) k^2 \sigma_a^2} \quad (4)$$

Donde K es un coeficiente que depende de la geometría local y de la dirección de fractura, k es el factor de intensificación de tensiones y  $\sigma_a$  es la tensión aplicada.

Por otra parte, expresando las tensiones en términos del factor de intensificación de tensiones y aplicando el criterio de fallo tensional, obtuvo el valor máximo que puede tener el crecimiento de la grieta:

$$l^{1-\lambda} \leq \frac{k \sigma_a}{\sigma_c} \quad (5)$$

Elevando la ecuación (5) al cuadrado y multiplicando por (4), nos queda:

$$l_0 = \frac{G_c}{K(w, \theta_0) \sigma_c^2} \quad (6)$$

Operando, el criterio obtiene una forma más simplificada y permite expresar el factor de intensificación de tensiones como:

$$k \geq \left( \frac{G_c}{K(w)} \right)^{1-\lambda} \sigma_c^{2\lambda-1} \quad (7)$$

En un principio, la ecuación resulta válida, ya que la solución para el caso de grieta ( $\lambda = 0.5$ ) coincide con el criterio energético, así como la solución para el caso de ausencia de grietas ( $\lambda = 1$ ) coincide con el criterio tensional. El crecimiento de la nueva grieta se supone conocido y con una dirección  $\theta_c = \pi - \frac{w}{2}$ .

### 1.2.2 Enfoque de Taylor D. et al.

Taylor et al [4] [5] propusieron una modificación en la teoría de Griffith, cambiando el crecimiento de la grieta infinitesimal da por un crecimiento de longitud finita  $\Delta a$ . Para ello, la variación de energía que experimenta es:

$$G_c \Delta a = \int_a^{a+\Delta a} \frac{\sigma_f^2 \pi}{E} a da = \frac{\sigma_f^2 \pi}{2E} (2a\Delta a + \Delta a^2) \quad (8)$$

Operando y utilizando la relación de Irwin, obtenemos la tensión de fractura:

$$\sigma_f = \frac{K_c}{\sqrt{\pi \left(a + \frac{\Delta a}{2}\right)}} \quad (9)$$

Si  $a \gg \Delta a$ , la relación es idéntica a la mecánica de la fractura clásica. Sin embargo, cuando  $a \rightarrow 0$  la mecánica de la fractura clásica no predice correctamente el fenómeno (ya que necesita una longitud de grieta grande), dando lugar a la denominada tensión inherente:

$$\sigma_0 = \frac{K_c}{\sqrt{\pi \frac{\Delta a}{2}}} \quad (10)$$

Despejando  $\frac{\Delta a}{2}$ , obtenemos un parámetro al que se denominará como longitud característica del problema:

$$\frac{\Delta a}{2} = L = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_c}{\sigma_0} \right)^2 \quad (11)$$

Esta longitud restringe el campo de aplicación de la mecánica de la fractura clásica. Como puede comprobarse en figura 1-8, para longitudes de grieta menores o similares a L el efecto de ésta en la resistencia del elemento es nula, mientras que para longitudes de grieta mayores que L, su resistencia puede aproximarse por la mecánica de la fractura clásica.

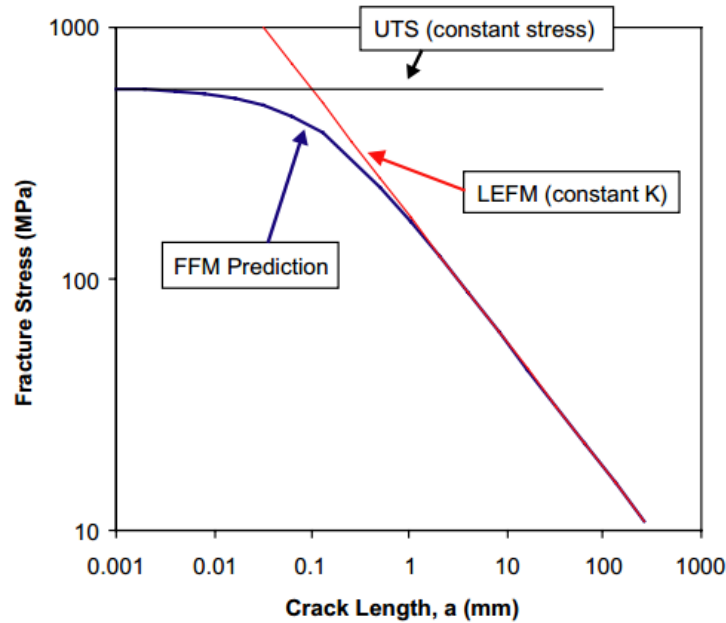


Figura 1-8. Resistencia a la rotura del material en función de la longitud de grieta.

Para el caso de entallas, Taylor propuso un modelo en el que el factor de intensificación de tensiones que producía el fallo dependía de  $L$ . Siendo  $\rho$  el radio de la entalla, para grietas menores que  $2L$  el valor de  $K$  en el fallo se ilustra en la ecuación (12), mientras que para grietas mayores que  $2L$  el valor de  $K$  en el fallo se indica en la ecuación (13).

$$\frac{K}{K_c} = \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{\rho}{20.08L}}} \quad (12)$$

$$\frac{K}{K_c} = \frac{1}{2.24} \sqrt{\frac{\rho}{L}} \quad (13)$$

Más adelante, propusieron el cumplimiento tanto del criterio tensional como del criterio energético. Para que se produjese el fallo, debía cumplirse que en un segmento de longitud  $\Delta_{SE}$  el valor de las tensiones fuese superior a la tensión de rotura y que la tasa de liberación de energía fuese superior a la crítica. Esto se refleja en la ecuación (14):

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_a^{a+\Delta_{SE}} \sigma_y(x) dx = \sigma_u \Delta_{SE} \\ \int_a^{a+\Delta_{SE}} K_I^2(a) dx = K_{Ic}^2 \Delta_{SE} \end{array} \right. \quad (14)$$

El cumplimiento de ambas ecuaciones es una condición necesaria y suficiente para que se produzca el fenómeno de propagación de fractura. Además, el parámetro  $\Delta_{SE}$  se demuestra que es constante e igual a  $2L$ .

### 1.3 Hipótesis.

A continuación se enumeran algunas de las hipótesis empleadas a lo largo del trabajo

- Deformación plana, que nos permitirá expresar los campos de desplazamientos y los campos de tensiones como:

$$\begin{aligned} u_x &= u_x(x, y) & \sigma_x &= \sigma_x(u_x, u_y) \\ u_y &= u_y(x, y) & \sigma_y &= \sigma_y(u_x, u_y) \\ u_z &= 0 & \sigma_z &= \sigma_z(\sigma_x, \sigma_y) \end{aligned}$$

Es necesario que en una determinada dirección no haya variaciones de geometría, propiedades del material ni de condiciones de contorno, lo cual se produce en nuestro trabajo en la dirección del espesor.

- Se considera al adhesivo como un material isótropo, mientras que a las láminas de fibra de carbono como materiales equivalentes transversalmente isótropos (existirá una diferencia de propiedades si tomamos la dirección de las fibras o la perpendicular a ellas).
- Tensiones residuales procedentes del curado nulas. Esta hipótesis implicará que la resistencia experimental de la unión será menor que la real al no estar éstas consideradas.
- Ausencia de grietas y defectos iniciales.



## 2 ENSAYOS NUMÉRICOS.

### 2.1 Introducción.

El presente capítulo trata de diseñar la geometría de las probetas y su posterior análisis numérico mediante el programa de elementos finitos ANSYS.

Las potenciales trayectorias de los distintos fallos en la unión adhesiva que vamos a considerar son los que aparecen en la figura 2-1, donde (1) implica un fallo adhesivo con las fibras a  $0^\circ$  respecto a la interfase bimaterial, (2) implica un fallo adhesivo con las fibras a  $90^\circ$  respecto a la interfase y (3) implica un fallo cohesivo que se da exclusivamente en el material adhesivo. Para estudiar los casos se ensayarán diferentes probetas cuya composición variará en función del fallo a analizar.

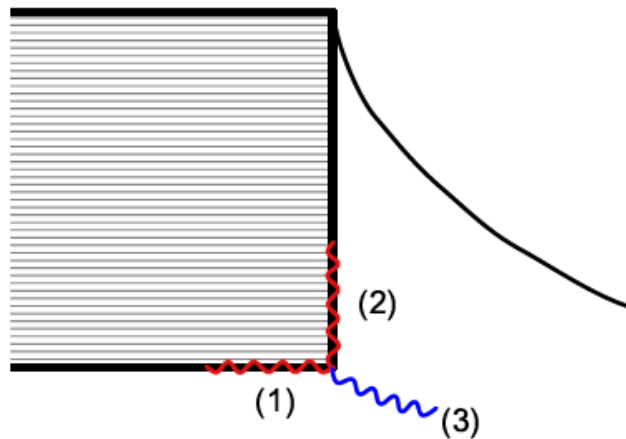


Figura 2-1. Posibles fallos de la unión adhesiva a considerar.

Lo ideal sería realizar un análisis numérico de cada ensayo experimental pues es gracias a éste que podremos obtener los parámetros de resistencia del material: si conocemos la distribución de tensiones obtenida numéricamente en la interfase para una carga unidad, al observar la carga en el instante de rotura de la unión obtendremos la tensión de rotura en la interfase por comparación.

Uno de los objetivos principales del análisis numérico es comprobar que el diseño de las probetas se ajusta con los requerimientos experimentales necesarios para establecer una posible aproximación de los parámetros de resistencia.

Es también una parte importante el observar el comportamiento del estado tensional en la interfase al variar ciertos parámetros que controlen la geometría de la unión. Se observará posteriormente que la geometría de la probeta juega un papel fundamental en los ensayos que este trabajo persigue.

Destacar, una vez que se ha introducido el problema a analizar, la diferencia entre la presente geometría y la utilizada en anteriores ensayos. En Vicentini [2] se ensayaron probetas tipo Brazilian disk que incluyen todos los posibles fallos de la unión que en este trabajo hemos mencionado. Esto permite hallar la resistencia global de la unión, pero no permite hallar la resistencia de cada elemento constitutivo presente en la unión adhesiva.

Existe cierto interés en estudiar la interfase de la unión adhesiva entre el material compuesto de fibra de carbono y el adhesivo para cada una de sus configuraciones. Debido a la complejidad de elaborar una unión ideal, sería útil estudiar tanto los fallos adhesivos como los fallos cohesivos para comprobar el fallo de cada uno de estos elementos

## 2.2 Revisión bibliográfica.

Es importante remarcar que, en este apartado, se reflexionará la mayor parte de la geometría adoptada en las probetas. Aunque las ideas que se desarrollan a continuación son conocidas, la caracterización completa de los distintos mecanismos de fallo no ha sido desarrollada con anterioridad con el presente enfoque (hasta donde el autor tiene conocimiento) para obtener los parámetros de resistencia en uniones adhesivas en materiales compuestos.

### 2.2.1 Ensayo Iosipescu.

El ensayo Iosipescu se utiliza frecuentemente en el ensayo de materiales compuestos. Su principal uso es el de obtener el módulo de cizalladura de una lámina de material compuesto. Para ello, el ensayo trata de reproducir en la interfase una distribución de tensiones tangenciales uniforme mediante la sollicitación externa de cortadura, de forma que si montamos dos bandas extensiométricas a 45° con la dirección de la carga y perpendiculares entre sí, podemos obtener los valores de  $\gamma_{12}$ . El módulo de cizalladura se halla como el cociente entre  $\frac{\tau_{12}}{\gamma_{12}}$ .

Sin embargo, la existencia de un esfuerzo cortante provoca la aparición de un momento flector y, por lo tanto, la presencia de tensiones normales que dificultan la correcta obtención del módulo de cizalladura. Iosipescu propone un modelo en el cual la sección central de la probeta presenta un estado de cortante uniforme y flector nulo que se ilustra en la figura 2-2.

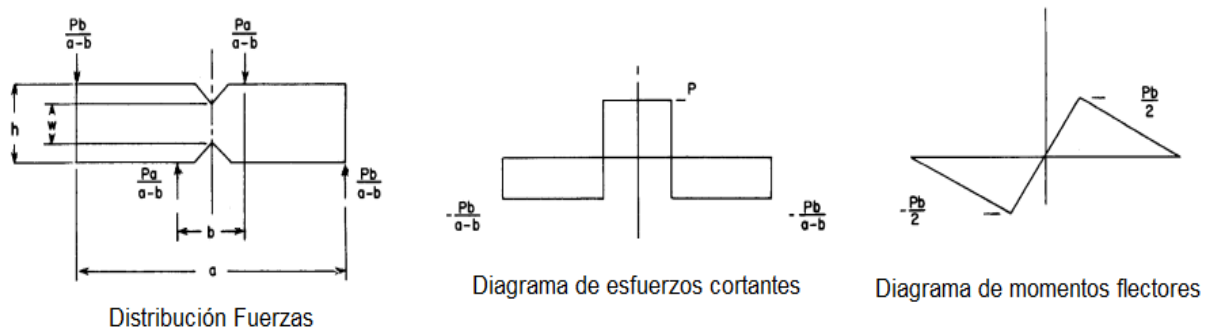


Figura 2-2. Distribución de fuerzas, diagramas de cortantes y de flectores en probeta Iosipescu.

La función de la entalla central es doble. Por un lado, al disminuir la sección resistente aumentan las tensiones que se producen en esa parte de la sección, lo que aseguraría la rotura por la zona. Por otro lado, para no introducir un concentrador de tensiones, es importante que la entalla siga las isostáticas del campo de tensiones que, para un estado de tensiones tangenciales puras, forman un ángulo de 45° con la normal de la interfase. La figura 2-3 muestra una configuración para realizar este ensayo y el plano de la probeta utilizada en este trabajo puede observarse en el anexo 2. .

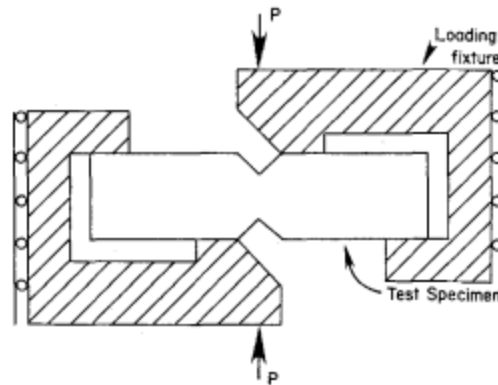


Figura 2-3. Configuración del ensayo Iosipescu.

## 2.2.2 Notched-butt test.

Lauke [6] halló la resistencia a tracción  $\sigma_R$  en una unión bimaterial polímero-polímero. Inicialmente, la geometría de la probeta trata una unión en la que las esquinas de ambos materiales son iguales y de  $90^\circ$ , presentando unas condiciones de contorno libres en la cara en la que no están unidos.

El problema que presenta esta unión es que, en general, se producen unas tensiones singulares en los extremos de la unión. Esto puede solventarse gracias al trabajo desarrollado por Barroso [1], donde Lauke propone variar el ángulo en el extremo de uno de los materiales, modificando la geometría local y, por lo tanto, el valor de los parámetros característicos que definen el problema elástico local. La figura 2-4 recoge la forma de la probeta.

De esta forma, se introduce una entalla en uno de los materiales y, en función del ángulo, puede obtenerse una distribución de tensiones que presenta singularidades o no. La entalla debe realizarse en todo el perímetro de la unión, de forma que el ángulo es el mismo en todas las caras.

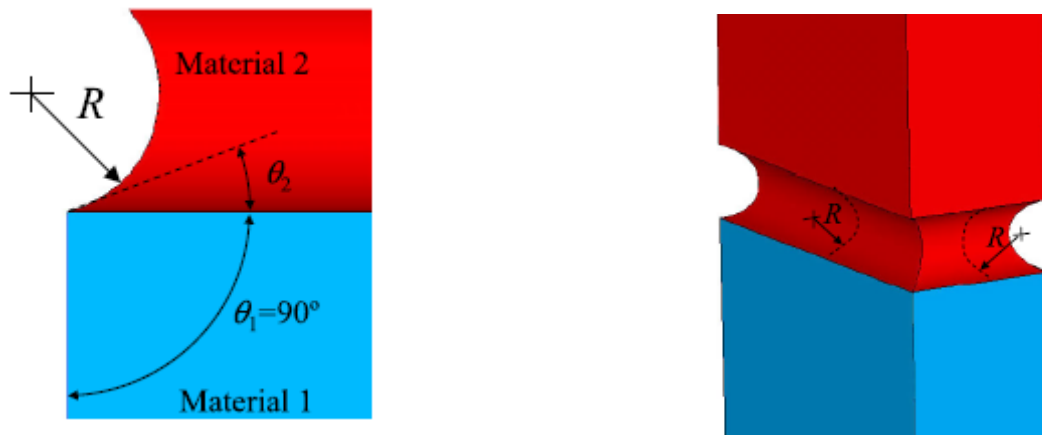


Figura 2-4. Unión bimaterial para el denominado Notched-butt test.

Los ángulos críticos que obtuvo se reflejan en la figura 2-5, utilizando una unión de policarbonato (PC) y de poliuretano (TPU).

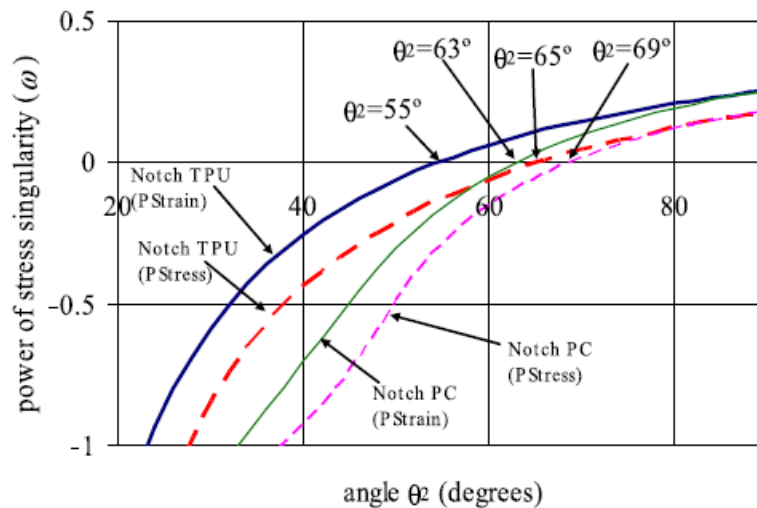


Figura 2-5. Ángulo crítico en una unión polímero-polímero.

Los ángulos a destacar son aquellos en los que el orden de singularidad es nulo, debido a que son aquellos cuya capacidad portante de la unión es la mayor. Un ángulo superior al crítico presenta singularidades, mientras que un ángulo inferior al crítico presenta tensiones nulas en su extremo y un nivel menos uniforme de tensiones a lo largo de la interfase común de ambos materiales.

Por lo tanto, para ángulos menores al ángulo crítico no existirán singulares pero la resistencia de la unión es mejorable. Sin embargo, no tiene sentido tratar con ángulos mayores al ángulo crítico puesto que ya aparecen singularidades y, por lo tanto, no podemos hablar de estados de tensión nominales.

La figura 2-6 muestra la concentración de tensiones a lo largo de la interfase de unión en el caso en que no existan singularidades obtenida en el artículo [6] anteriormente citado.

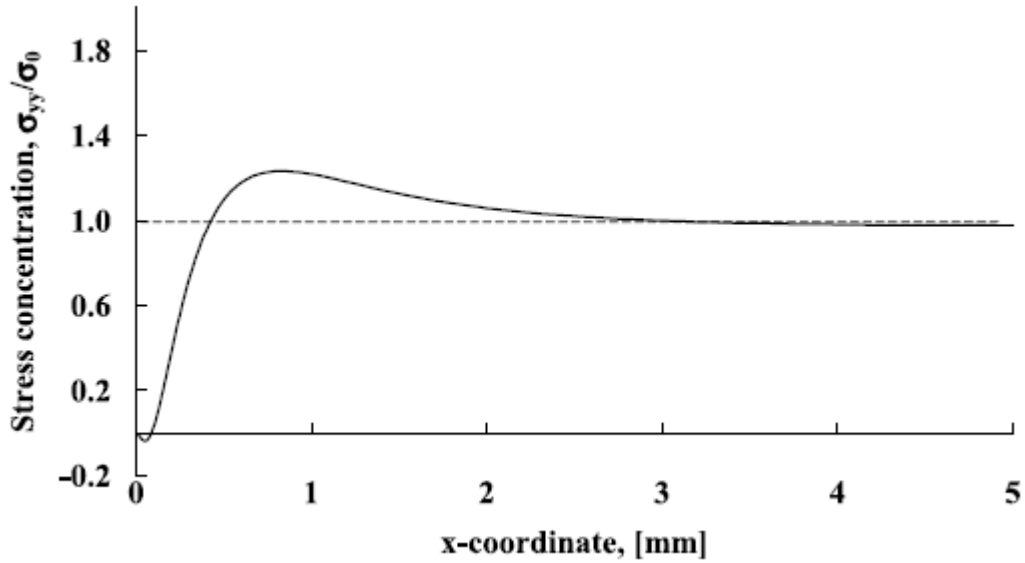


Figura 2-6. Concentración de tensiones desde el extremo de la unión hasta su centro.

Lauke predice que la probeta romperá por la zona de la interfase afectada por el concentrador de tensiones de la entalla, por lo que su el valor de la resistencia queda determinado por:

$$\sigma_R = \frac{\sigma_{yy,m\acute{a}x}}{\sigma_0} \cdot \frac{F_{y,cr}^0}{A_0}$$

### 2.2.3 Dispositivo ARCAN.

El valor de  $\sigma_R$  puede obtenerse en un ensayo en el que se produzca una tracción pura al obtener el valor de la tensión en su instante de rotura, mientras que el valor de  $\tau_R$  puede obtenerse mediante el ensayo Iosipescu. La dificultad radica a la hora de ejecutar un ensayo intermedio en el que podamos controlar cuánto está influyendo  $\sigma_R$  y cuánto  $\tau_R$ .

Para realizar este tipo de ensayos se ha elegido un dispositivo tipo ARCAN, que se caracteriza por ensayar a tracción un par de semidiscos, donde en su lado interior se encuentra agarrada la probeta de interés. Los semidiscos poseen, en su lado exterior, unos orificios que forman un ángulo  $\alpha$  con la dirección de la probeta donde se realiza la tracción con el dispositivo correspondiente.



Así, si  $\alpha = 90^\circ$ , la probeta se encontrará en un estado de tracción, mientras que si  $\alpha = 0^\circ$  la probeta se encontrará en un estado de cortadura. Para ángulos intermedios habrá un estado mixto en el que existe tanto tracción como cortadura, donde el peso de cada una de las partes dependerá del valor de  $\alpha$ . La figura 2-7 ilustra lo anteriormente descrito y el plano del dispositivo ARCAN utilizado en el trabajo puede verse en el anexo 2.

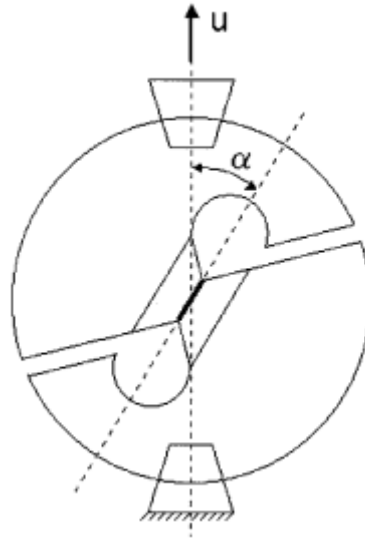


Figura 2-7. Definición gráfica del ángulo  $\alpha$ .

Vamos a introducir brevemente el modelo utilizado en ANSYS, ilustrado en la figura 2-8, para la realización de la evolución de las tensiones, tanto normales como tangenciales, a lo largo de la interfase bimaterial. A menos que se especifique lo contrario, los ensayos se han realizado sobre un modelo tipo ARCAN.

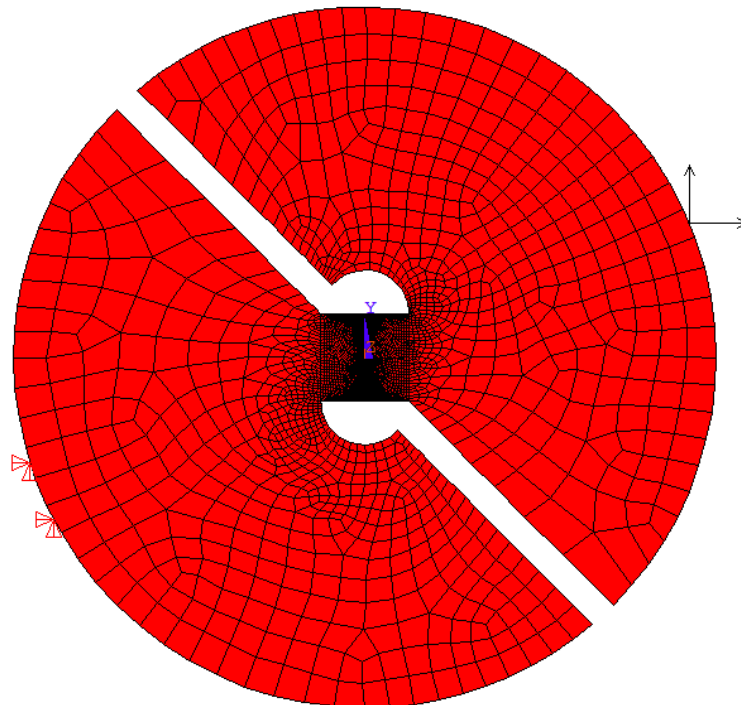


Figura 2-8. Modelo ARCAN utilizado en ANSYS.

El modelo utilizado permite ensayar cualquier ángulo comprendido entre  $0^\circ < \alpha < 90^\circ$ , así como variar los diferentes parámetros que gobiernan la geometría de nuestra probeta y ver su influencia en el estado tensional.

La estructura ensayada es hiperestática, ya que es complicado establecer unas condiciones de contorno adecuadas para cualquier ángulo  $\alpha$ . Esta decisión no afectará a las tensiones en la probeta, ya que las condiciones de contorno se encuentran muy alejadas de ésta y puede despreciarse su efecto por el principio de Saint-Venant.

La densidad del mallado es mayor cuanto más cerca de la interfase se encuentra el elemento (ya que es la zona de interés). El número de elementos es del orden de  $3E5$  y el más pequeño posee unas dimensiones del orden de  $1E-4$  mm. La figura 2-9 trata de ilustrar la densidad de la malla en el extremo de la interfase de una probeta a tracción.

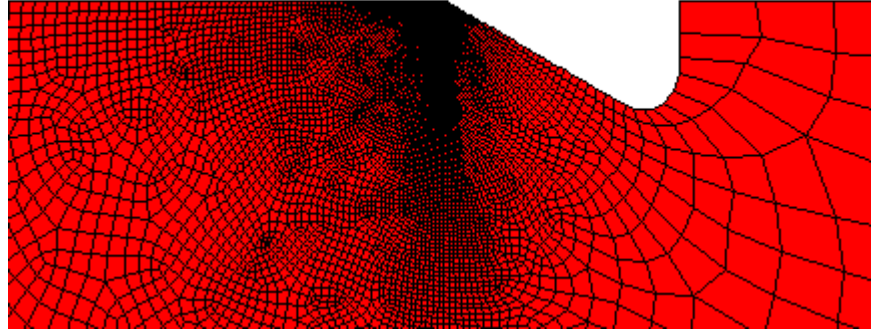


Figura 2-9. Afinado de la malla en la interfase bimaterial.

A continuación se muestra la comparación entre los ensayos de tracción y cortadura en diferentes dispositivos. La figura 2-10 y 2-11 muestra la comparación entre el ensayo de tracción mediante Notched-butt test y mediante un dispositivo ARCAN con ángulo de carga  $\alpha = 90^\circ$ , mientras que la figura 2-12 y 2-13 muestra la comparación entre el ensayo Iosipescu y un dispositivo ARCAN con ángulo de carga  $\alpha = 0^\circ$ .

Destacar que los resultados numéricos obtenidos en cuanto a distribución de tensiones con el dispositivo ARCAN son bastante buenos, tanto para ensayos de tracción como para ensayos a cortadura.

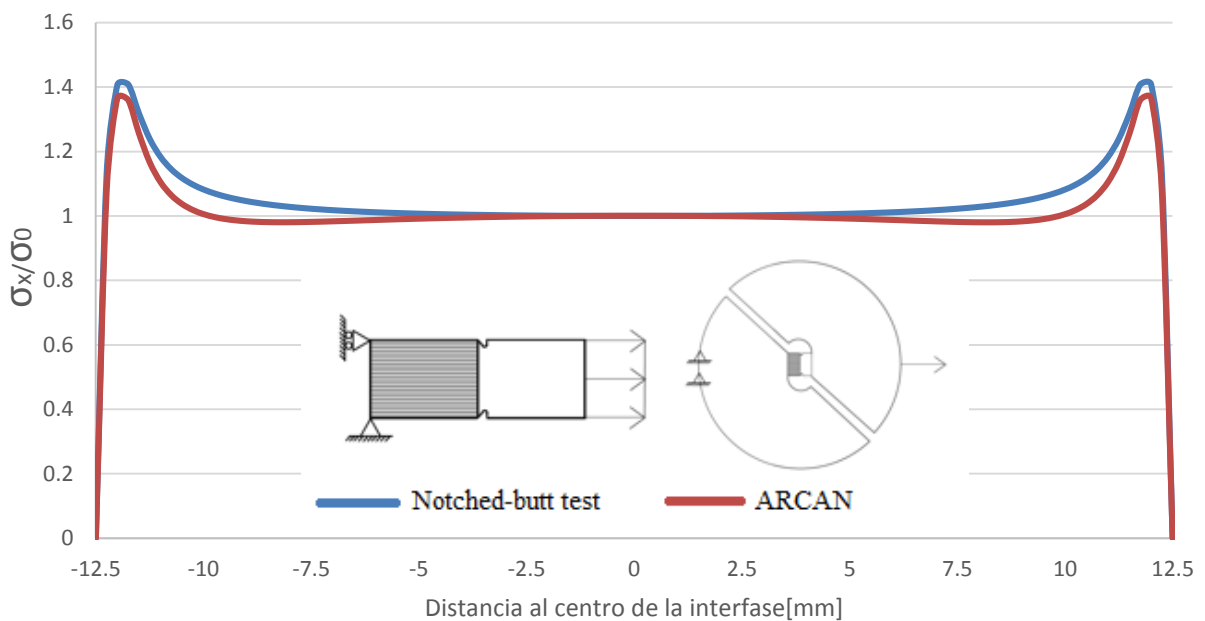


Figura 2-10. Concentración de tensiones normales en función del procedimiento de ensayo de tracción.

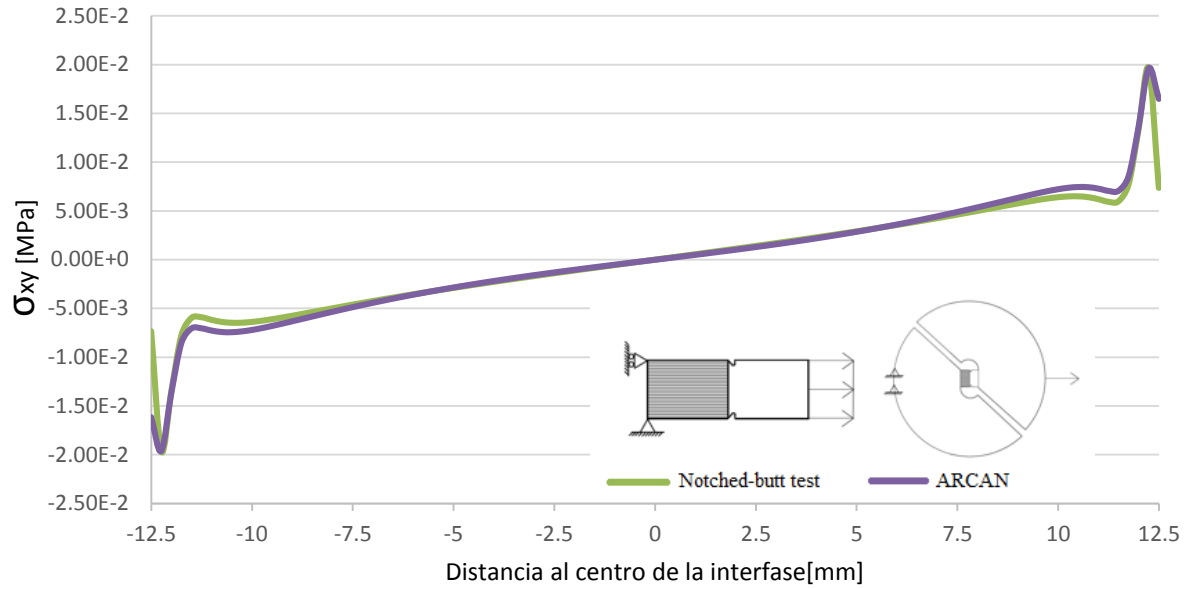


Figura 2-11. Tensiones tangenciales en función del procedimiento de ensayo de tracción.

La aparición de tensiones tangenciales es debida, entre otras cosas, a la variación de las propiedades de la unión. En los extremos aparecen unas tensiones tangenciales altas debidas a la entalla que elimina las singularidades, pero que pueden despreciarse en relación a las tensiones normales, ya que éstas aparecen en una zona muy pequeña y aportaran un efecto pequeño a la rotura del elemento.

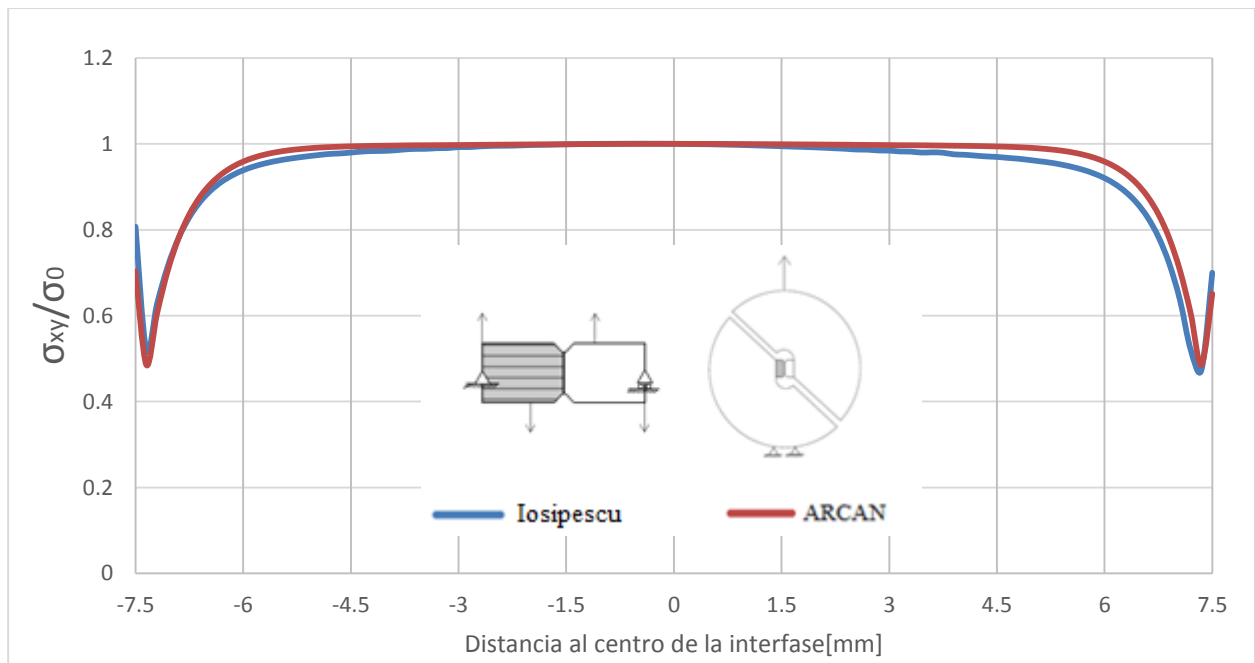


Figura 2-12. Concentración de tensiones normales en función del procedimiento de ensayo de cortadura.

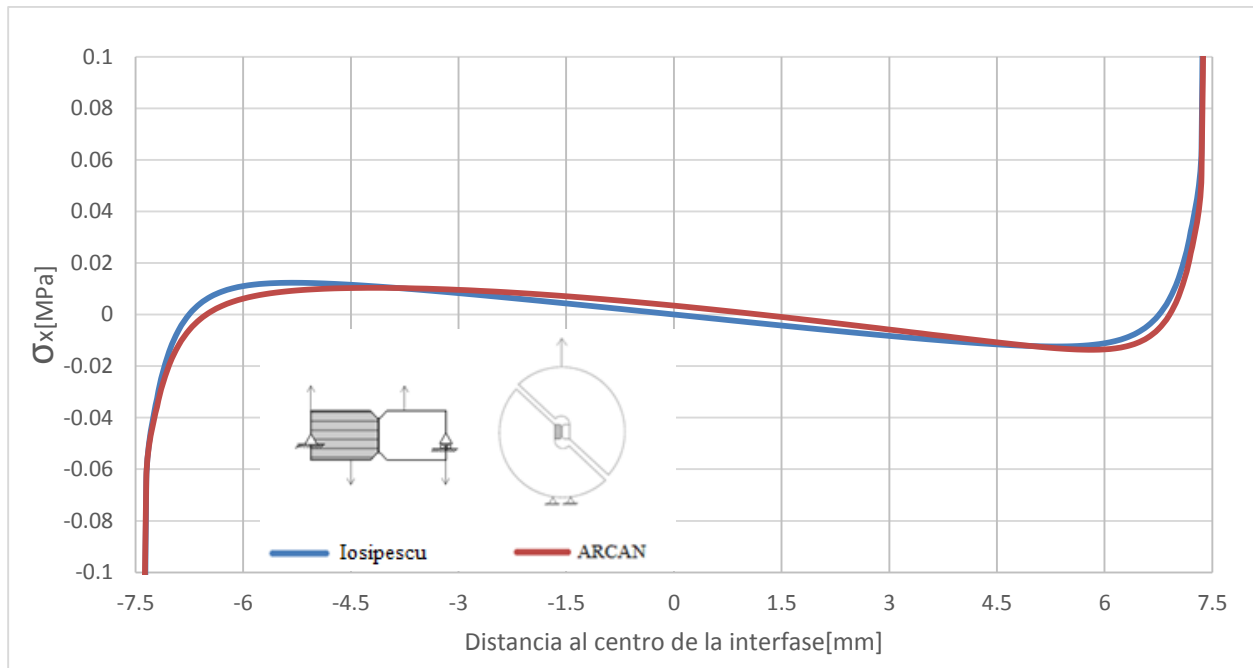


Figura 2-13. Tensiones normales en función del procedimiento de ensayo de cortadura.

Destacar que los resultados numéricos obtenidos en cuanto a distribución de tensiones con el dispositivo ARCAN son bastante buenos, tanto para ensayos de tracción como para ensayos a cortadura.

El ensayo Iosipescu presenta, en el centro de la interfase, unas tensiones normales nulas. Éste no es el caso en el ensayo a cortadura utilizando el dispositivo ARCAN (ya que el momento flector no es nulo en el centro de la interfase), pero el valor de estas tensiones es de dos órdenes de magnitud inferior al valor de las tensiones tangenciales, lo que nos permitirá despreciarlas.

Las singularidades en los extremos que aparecen en el ensayo Iosipescu se analizan y evitan en el apartado 2.3.2.

## 2.3 Caracterización de las probetas.

Aunque no se recoge en su tesis, gracias al código desarrollado por Barroso A. en Mathematica se conocen los ángulos en los cuales se produce las singularidades de las probetas. Para la unión fibra  $0^\circ$  - epoxy el ángulo de singularidad  $\theta \approx 66.5^\circ$ , mientras que la unión fibra  $90^\circ$  - epoxy muestra un ángulo de singularidad  $\theta \approx 65^\circ$ .

El ángulo de singularidad es un parámetro característico de la geometría local de la probeta, lo que implica que será el mismo tanto para ensayos a tracción como para ensayos a cortadura y mixtos. Esto facilita el programa de ensayos, trabajando con un menor número de ángulos diferentes.

Destacar que, para calcular la resistencia en el fallo cohesivo no es necesario realizar ningún cambio para evitar las singularidades, ya que al no existir una interfase bimaterial no tienen lugar. Por lo tanto, estas probetas se realizarán de la misma forma que aquellas en las que se produce el fallo adhesivo con la salvedad de la entalla que evita las singularidades, que se verá en profundidad en los apartados posteriores.

Las propiedades de los materiales se recogen a continuación:

Material compuesto fibra de carbono	$E_{11} = 1.51E5 \text{ [MPa]}$	$E_{22} = 8.5E3 \text{ [MPa]}$	$\nu_{12} = 0.33$	$G_{12} = 5.25E3 \text{ [MPa]}$
Adhesivo	$E = 2.4E3 \text{ [MPa]}$	$\nu = 0.4$		

Las gráficas tanto para tensiones normales como para tensiones tangenciales para orientaciones de carga respecto a la interfase a  $0^\circ$  y  $90^\circ$  se representarán desde un extremo de la interfase hasta el centro de ésta debido a la simetría/antisimetría que se produce, ya que ante cargas de tracción  $\sigma_x$  es simétrica y  $\sigma_{xy}$  es antisimétrica, mientras que en cortadura  $\sigma_x$  es antisimétrica y  $\sigma_{xy}$  es simétrica. La notación  $\frac{\sigma_x}{\sigma_0}$  implica el cociente entre la tensión normal (también aplicable a tensión tangencial) en un determinado punto y la tensión nominal de la interfase ( $\sigma_x$  evaluada en el centro de la interfase), mientras que  $\frac{x}{L}$  denota el cociente entre la distancia de un punto al centro de la interfase y la mitad de la longitud de la interfase. El hecho de representar las magnitudes de esta manera es por la claridad que ofrece la forma adimensional.

En todos los ensayos numéricos se ha utilizado una fuerza de  $F = 1 \text{ N}$ , por lo que el valor de las tensiones en MPa está referido a dicha fuerza. Esto nos permite comparar el orden de unas tensiones con otras, careciendo del significado de la capacidad portante de la unión.

La figura 2-14 recoge las diferentes probetas a ensayar, tanto a tracción como a cortadura. Aunque las probetas mostradas provienen del proceso de fabricación que se explica en el apartado 3.1, resulta ilustrativo verlo en este momento para comprender de forma más clara los próximos apartados.

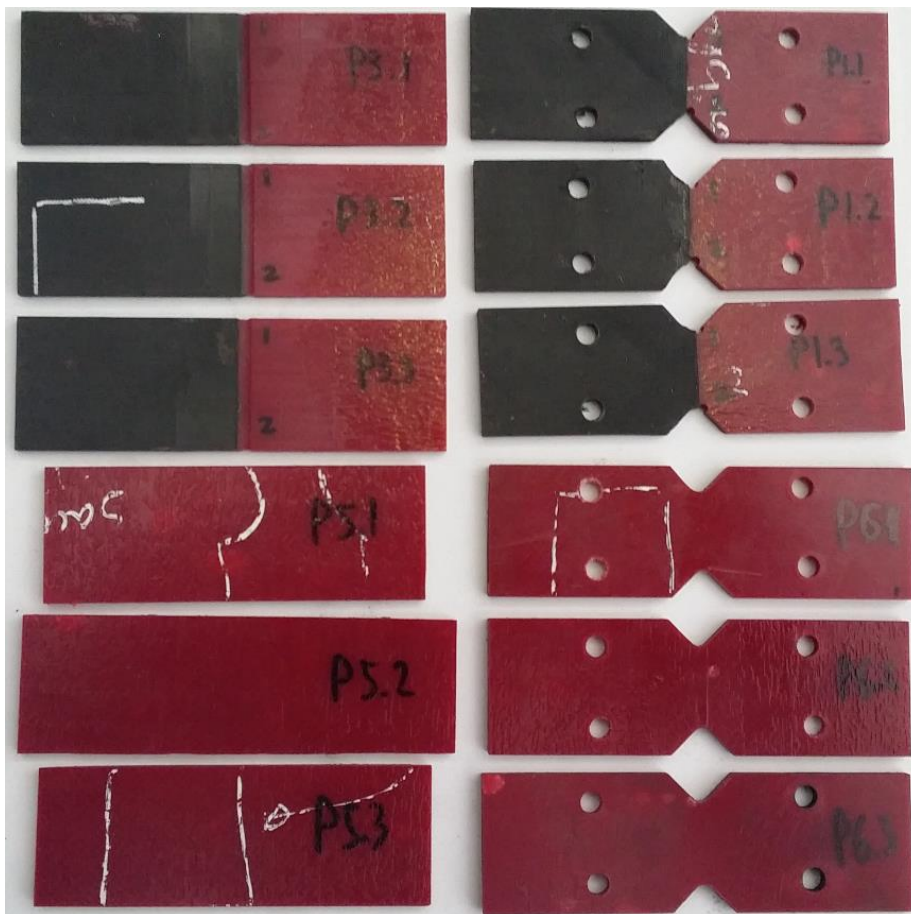


Figura 2-14. Conjunto de probetas a ensayar.

### 2.3.1 Ensayos de tracción.

Los ensayos de tracción se realizarán con la geometría propuesta por Lauke en el ensayo Notched-butt test. En su artículo trató una unión con diferentes materiales poliméricos y, en principio, no hay ningún indicio por el que no pueda reconstruirse la distribución de tensiones para el caso de uniones con fibra de carbono. La figura 2-15 recoge la geometría propuesta por Lauke adaptada a nuestros ensayos.

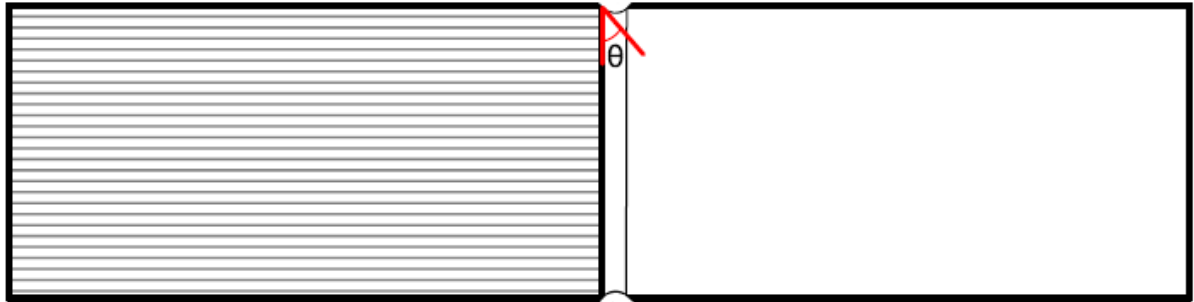


Figura 2-15. Probeta de tracción en función de  $\Theta$ .

Dado que el análisis numérico se hace con la hipótesis de deformación plana, no es necesario considerar la presencia de entallas que eviten las singularidades en los extremos en la dirección perpendicular al espesor de la probeta. Las entallas sí deben realizarse en el ensayo experimental, ya que aparecen tensiones en esa dirección.

La figura 2-16 recoge, de forma ilustrativa, la distribución de tensiones en el ensayo de una probeta en función de la presencia o no de singularidades.

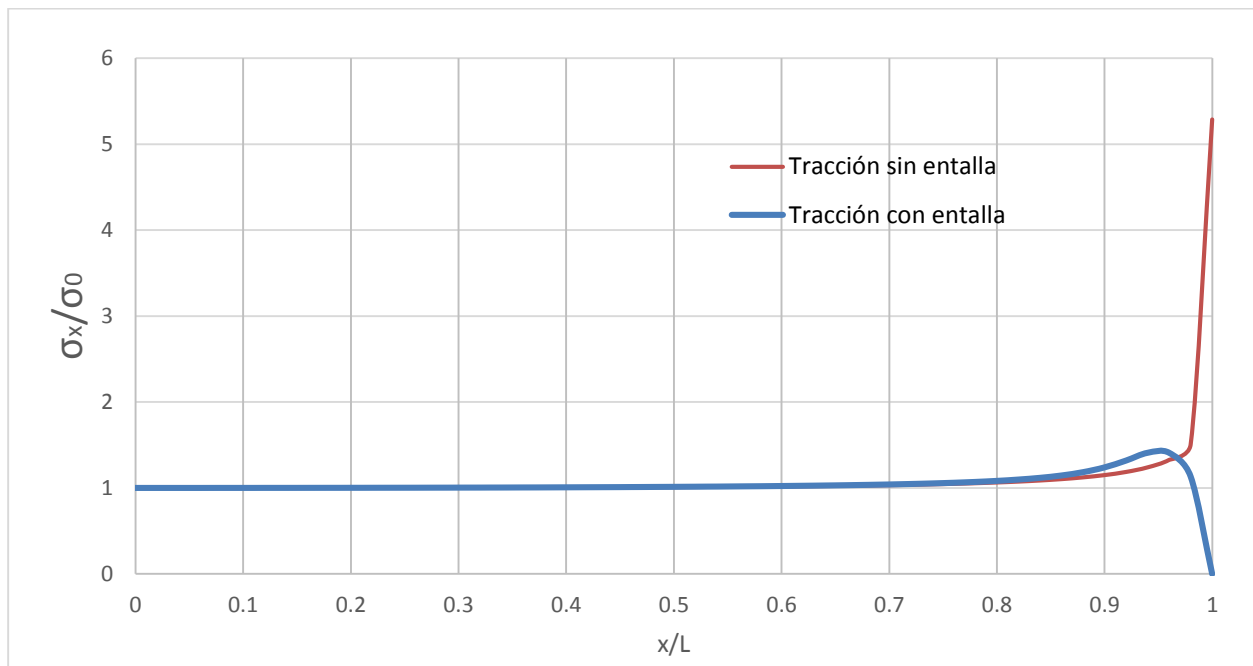


Figura 2-16. Ensayos de tracción en presencia o no de singularidades.

La presencia de la entalla proporciona un concentrador de tensiones en una zona próxima al extremo de la interfase. Aunque esto no es deseable a la hora de evaluar la resistencia de la unión, es la única forma de conseguir anular las tensiones singulares.

Las figuras 2-17 y 2-18 recogen la distribución de tensiones a lo largo de la interfase en función del ángulo de singularidad  $\theta$  para un ensayo de tracción en el dispositivo ARCAN.

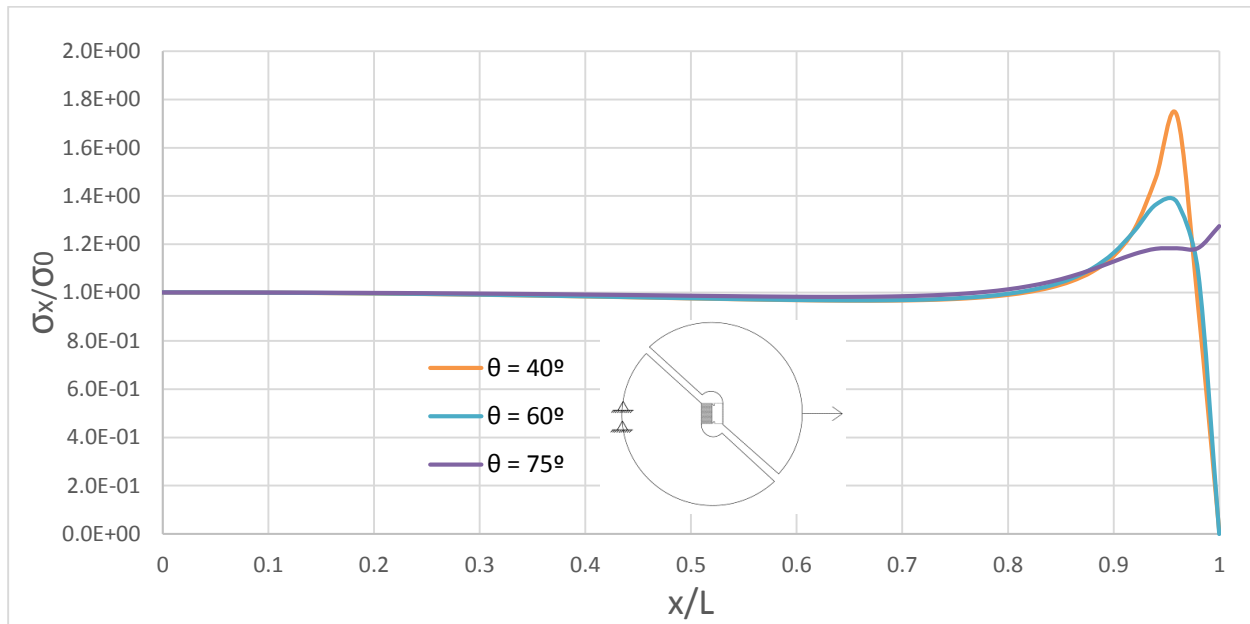


Figura 2-17. Concentración de tensiones normales en función del ángulo  $\theta$  en ensayo de tracción.

Es muy importante obtener una distribución de tensiones lo más uniforme posible, ya que al existir variaciones de éstas para ángulos de  $\theta$  bajos, el fallo del material puede verse condicionado y ofrecer unos valores distintos de rotura del real.

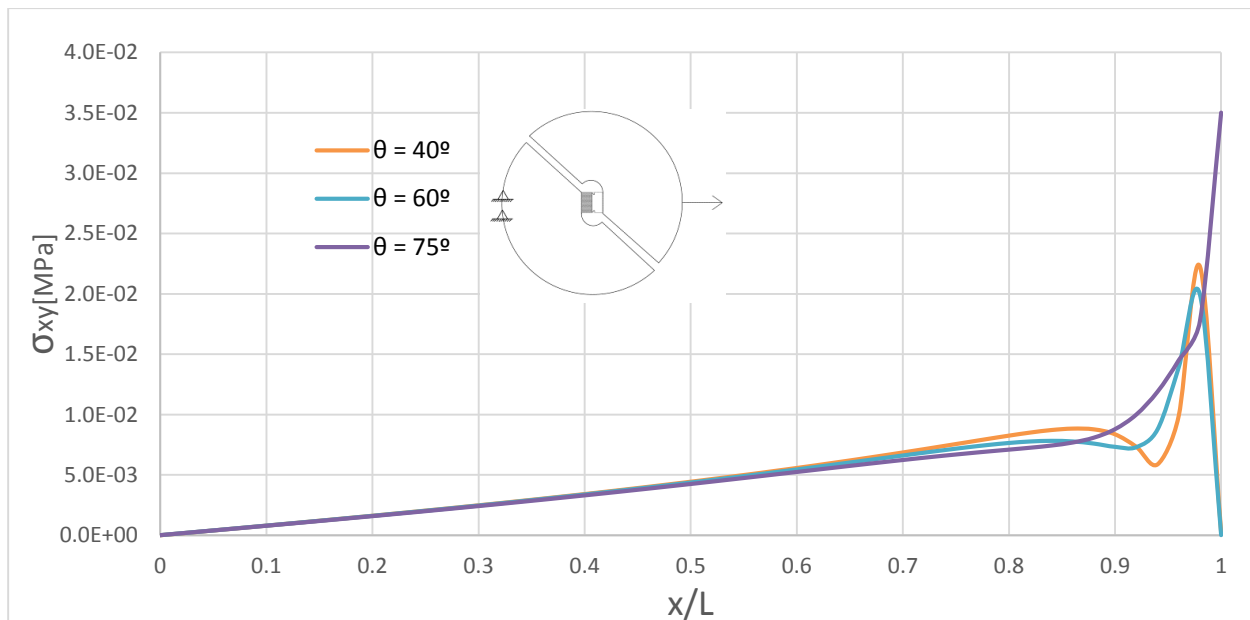


Figura 2-18. Tensiones tangenciales en función del ángulo  $\theta$  en ensayo de tracción.

La tabla 2-1 muestra algunos datos de interés obtenidos mediante los ensayos numéricos.

Ángulo entalla $\theta$	Tipo unión	$\sigma_0$ [MPa]	$\sigma_{x,máx}$ [MPa]	$ \sigma_{xy,máx} $ [MPa]
40°	Fibra 0° - Epoxy	3.94E-2	6.83E-2	2.23E-02
	Fibra 90° - Epoxy	3.92E-2	6.75E-2	2.19E-02
60°	Fibra 0° - Epoxy	3.94E-02	5.42E-02	1.99E-02
	Fibra 90° - Epoxy	3.92E-2	5.35E-02	1.96E-02
75°	Fibra 0° - Epoxy	3.94E-02	$\infty$	$\infty$
	Fibra 90° - Epoxy	3.92E-2	$\infty$	$\infty$

Tabla 2-1. Tensión nominal y tensiones máximas en la interfase en función de  $\theta$  para ensayo de tracción.

Pueden sacarse varias conclusiones a la vista de la tabla 2-1 y de las figuras 2-17 y 2-18:

- La tensión nominal se mantiene constante al variar el ángulo  $\theta$ , esto es debido principalmente a que la entalla se encuentra en el extremo de la interfase, de forma que no afecta como concentrador de tensiones al centro de la interfase, donde se obtienen las tensiones nominales.
- La tensión máxima es menor conforme aumenta el ángulo  $\theta$ , lo cual implica que la unión será capaz de aguantar una carga mayor. El motivo por el que ocurre esto es que, al aumentar el ángulo  $\theta$ , estamos alejando el concentrador de tensiones de la interfase, lo que permite que las tensiones sean más uniformes cuando llegan a la interfase.
- La distribución de tensiones es más suave conforme se aumenta el ángulo  $\theta$ , lo que favorece una distribución de tensiones constante. Su interpretación es la misma que la utilizada en el apartado anterior.

### 2.3.2 Ensayo a cortadura.

El ensayo a cortadura se realizará mediante la unión de la geometría de la probeta Iosipescu y de la probeta del ensayo Notched-butt test.

La idea de unir las geometrías es la de obtener el beneficio de ambas y puede apreciarse la forma del extremo de la interfase en la figura 2-19. Dado que la entalla Iosipescu modifica las tensiones tangenciales de forma global a lo largo de la interfase, la presencia de la entalla que impide la singularidad no debe influenciar en gran medida el campo de tensiones que se genera. Sin embargo, como la entalla modifica el carácter local del extremo de la interfase, no existen singularidades en el estado tensional.



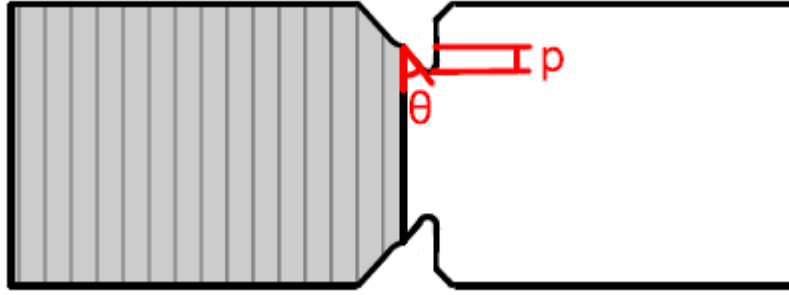


Figura 2-19. Geometría de la probeta para el ensayo a cortadura.

Aun así, la entalla que evita las singularidades modifica el estado tensional a lo largo de la interfase, por lo que es importante controlar sus dimensiones. Ésta entalla debe poseer el menor tamaño posible para que su efecto sobre la zona media de la interfase sea minúsculo. La figura 2-20 muestra la distribución de tensiones tangenciales en función del tamaño de la entalla que controla la singularidad (aunque no se ha hablado aún de las dimensiones de la probeta, la interfase posee una longitud de  $L = 15 \text{ mm}$ , de forma que pueda compararse los valores de  $p$ ).

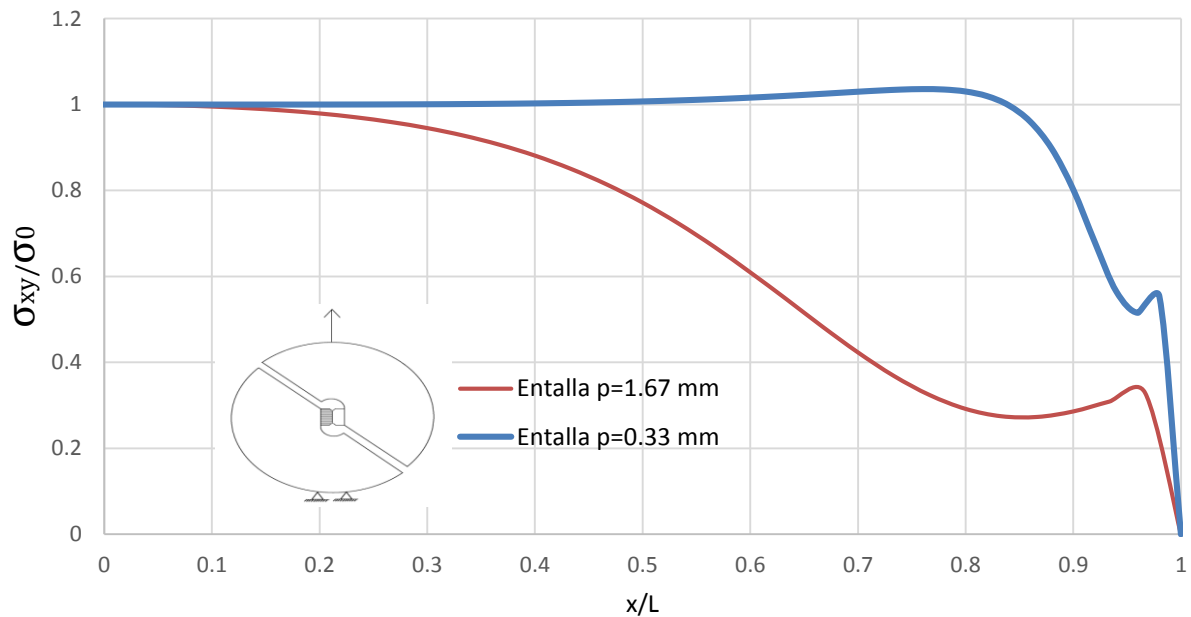
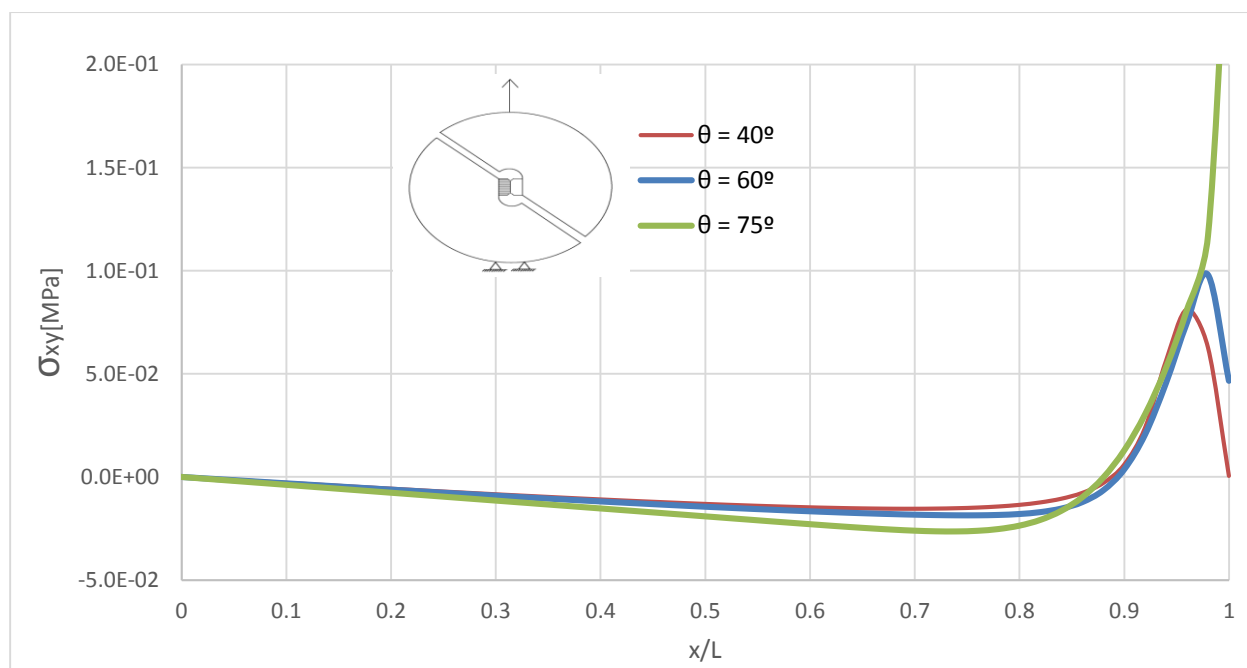
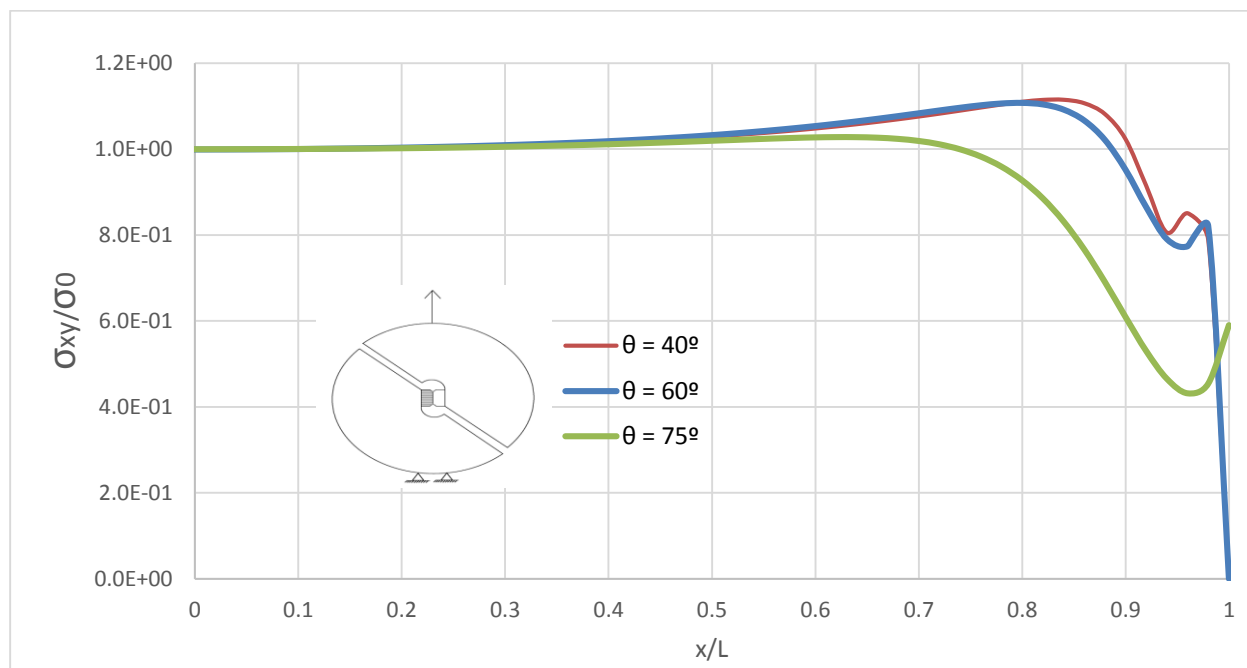


Figura 2-20. Concentración de tensiones tangenciales en función de  $p$ .

Las figuras 2-21 y 2-22 recogen la distribución de tensiones a lo largo de la interfase en función del ángulo de singularidad  $\theta$  para el ensayo de cortadura en un dispositivo ARCAN.



La tabla 2-2 muestra algunos datos de interés obtenidos mediante los ensayos numéricos.

Ángulo entalla $\theta$	Tipo unión	$\tau_0$ [MPa]	$\tau_{xy,m\acute{a}x}$ [MPa]	$ \sigma_{x,m\acute{a}x} $ [MPa]
40°	Fibra 0° - Epoxy	6.58E-02	7.31E-02	8.11E-02
	Fibra 90° - Epoxy	6.90E-02	7.10E-02	5.85E-02
60°	Fibra 0° - Epoxy	6.57E-02	7.27E-02	9.78E-02
	Fibra 90° - Epoxy	6.92E-02	7.06E-02	7.30E-02
75°	Fibra 0° - Epoxy	6.72E-02	$\infty$	$\infty$
	Fibra 90° - Epoxy	7.13E-02	$\infty$	$\infty$

Tabla 2-2. Tensión nominal y tensiones máximas en la interfase en función de  $\theta$  y para ensayo de cortadura.

Pueden sacarse varias conclusiones a la vista de la tabla 2-2 y de las figuras 2-21 y 2-22 son muy similares a las que se obtuvieron para el caso de tracción.

En este caso, la concentración de tensiones es más uniforme respecto al ensayo de tracción, lo que permitirá obtener unos buenos valores de resistencia del material. Además, la concentración de tensiones sin presencia de singularidades presenta dos picos máximos de tensiones en vez de uno como en el ensayo de tracción.

## 2.4 Ensayo de estado mixto.

Resulta interesante ver la influencia de las tensiones en la interfase para ángulos comprendidos entre  $0^\circ < \alpha < 90^\circ$ , ya que es frecuente en la práctica que se produzca el fallo de un elemento mediante una combinación de tracción y cortadura.

Los ensayos numéricos aquí recogidos no están hechos con las probetas adecuada, ya que su diseño no es sencillo. Su explicación es simple: un ensayo de tracción genera unas tensiones normales paralelas a la dirección de la carga, mientras que un ensayo de cortadura genera unas tensiones normales de tracción y compresión a  $45^\circ$  con respecto a la carga. Dado que se produce un estado intermedio entre uno y otro, la distribución de tensiones formará un ángulo desconocido con la dirección de la carga, por lo que resulta difícil homogeneizar, mediante la modificación de la geometría de la probeta, unas tensiones desconocidas.

La figura 2-23 muestra la distribución de tensiones normales para ambos tipos de probeta, mientras que la figura 2-24 muestra la distribución de tensiones tangenciales. Algunos valores característicos se recogen en la tabla 2-3. Puede observarse que las tensiones normales sufren unas concentraciones de tensiones importantes por presencia de la entalla (muy cercanos a  $3\sigma_0$ , que es una concentración similar a la que produce en las inmediaciones del agujero)

Destacar que, aunque los valores son muy altos, la distribución de tensiones para la probeta de cortadura es más suave que la distribución de tensiones para la probeta de tracción.

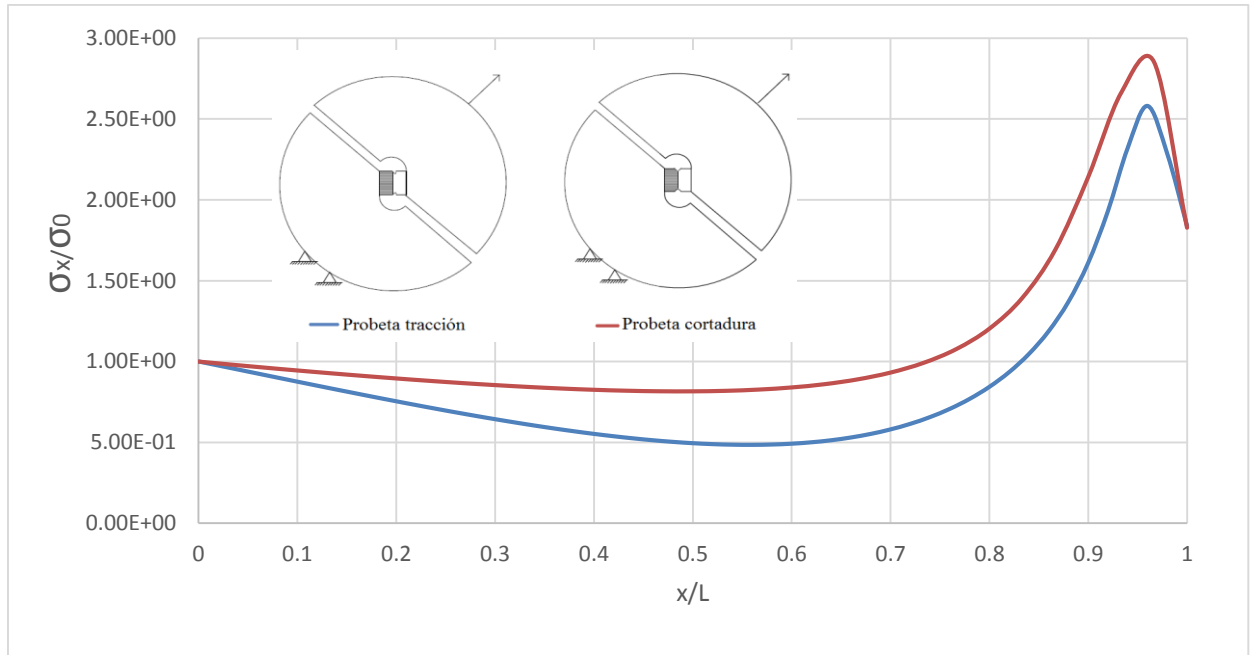


Figura 2-23. Concentración de tensiones normales para  $\alpha = 45^\circ$  con diferentes probetas.

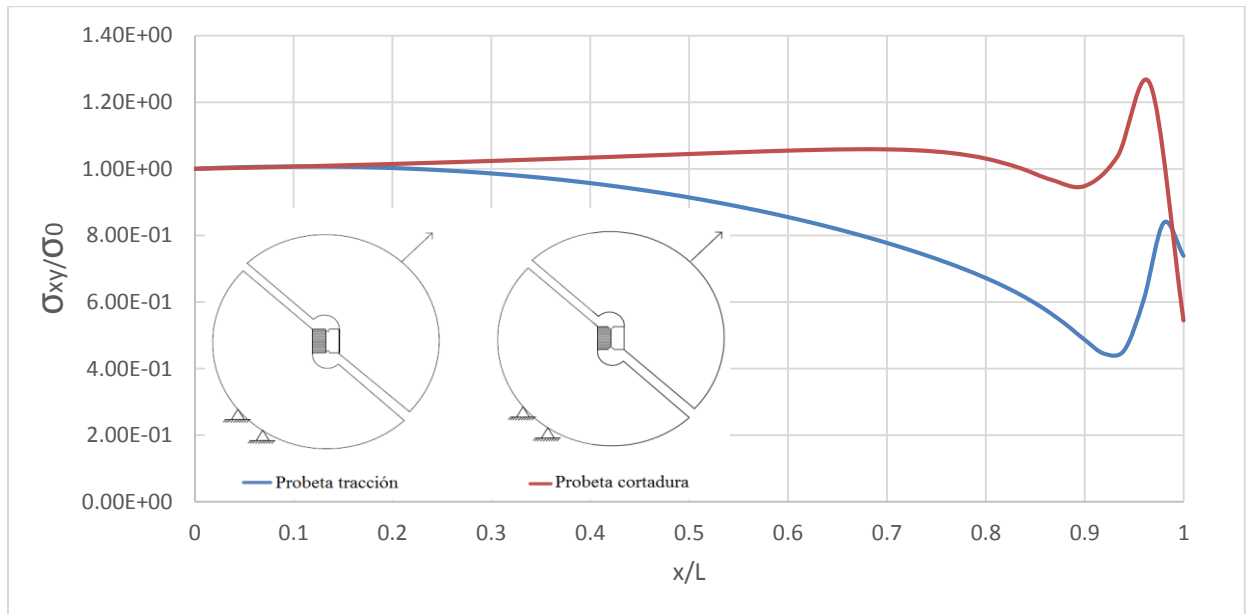


Figura 2-24. Concentración de tensiones tangenciales para  $\alpha = 45^\circ$  con diferentes probetas.

	$\tau_0$ [MPa]	$ \tau_{xy,m\acute{a}x} $ [MPa]	$\sigma_0$ [MPa]	$ \sigma_{x,m\acute{a}x} $ [MPa]
Probeta tracción	3.69E-02	3.09E-02	2.86E-02	7.39E-02
Probeta cortadura	4.67E-02	5.84E-02	3.87E-02	1.10E-01

Tabla 2-3. Parámetros de interés para ensayo con  $\alpha = 45^\circ$  en función de la probeta.

## 3 ENSAYOS EXPERIMENTALES.

El presente apartado trata de mostrar el proceso de fabricación de las probetas, así como su posterior ensayo y evaluación de la rotura de las probetas. Todo lo que aquí se expone ha sido desarrollado en el taller de Elasticidad y Resistencia de Materiales, en sus diferentes módulos.

La necesidad de un ensayo experimental es debida a que los ensayos numéricos están desarrollados a partir de una unión bimaterial ideal. Entre otras cosas, en los ensayos numéricos hemos asumido la ausencia de defectos, tensiones residuales procedentes del curado y la unión perfecta entre ambos materiales. Estos aspectos son muy difíciles de controlar y no se dan en la práctica, siendo un apartado muy importante pues el ver cómo se comportan estos parámetros en la resistencia real de la unión.

### 3.1 Elaboración de las probetas.

#### 3.1.1 Unión fibra de carbono y adhesivo.

Los materiales de partida son láminas de fibra de carbono tipo prepreg y láminas de adhesivo. Se prepararán dos tipos de laminado: con la unión de la fibra a  $0^\circ$  con respecto a la interfase y con la unión de la fibra a  $90^\circ$ . Las láminas se apilan tal y como se muestran en la figura 3-1, dejando un exceso de adhesivo de forma que se produzca la unión completa de las láminas.

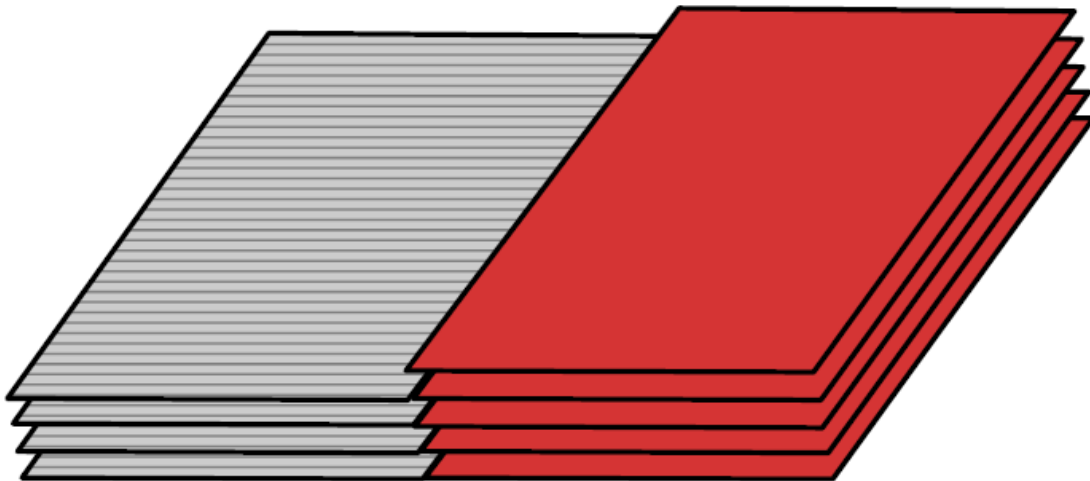


Figura 3-1. Apilado de la unión fibra de carbono – adhesivo.

Posteriormente, se cubre el apilado con una bolsa y se aplica el vacío en su interior, de tal forma que se ejerce presión, impidiendo que el apilado pueda descolocarse. El conjunto se introduce en el autoclave que, a una temperatura alrededor de los  $180^\circ\text{C}$ , se produce el curado en unas 3 horas tanto del prepreg como del adhesivo, formando una unión sólida. Este proceso queda ilustrado en la figura 3-2.

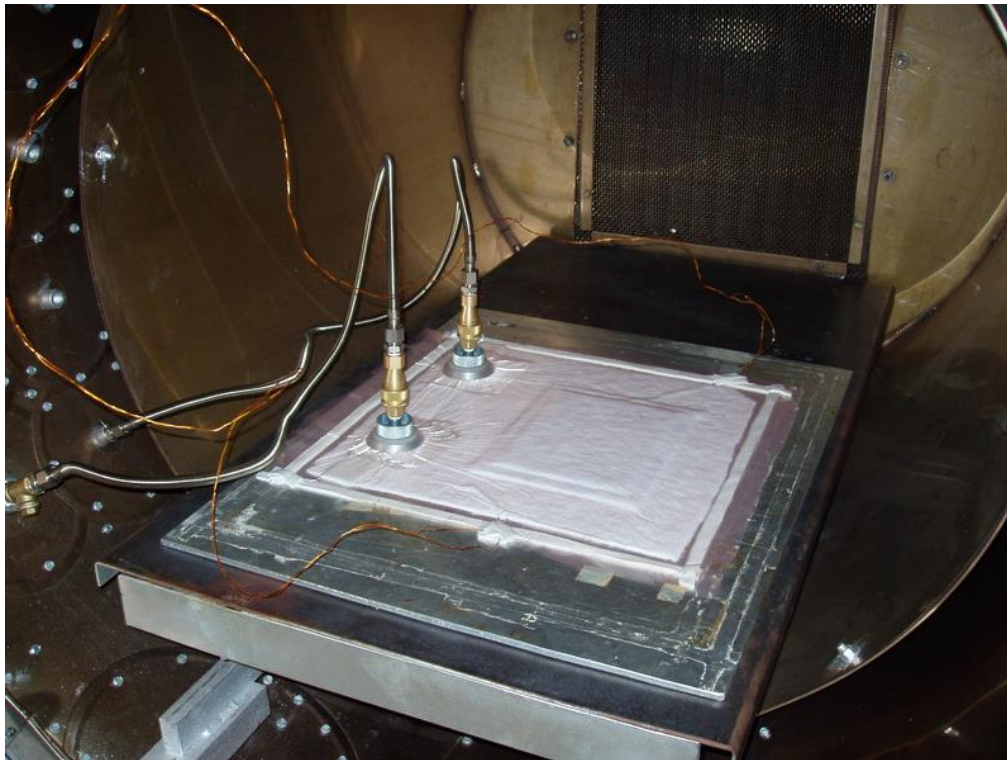


Figura 3-2. Proceso de curado de la unión adhesiva.

Una vez que la unión ya está formada, se procede a cortar el panel en probetas de tamaño 80x25 mm, quedando la interfase en el centro de éstas, tal y como se aprecia en la figura 3-3. Las probetas de adhesivo se formaron con los restos del panel que no se encontraban cerca de la interfase con la fibra de carbono.

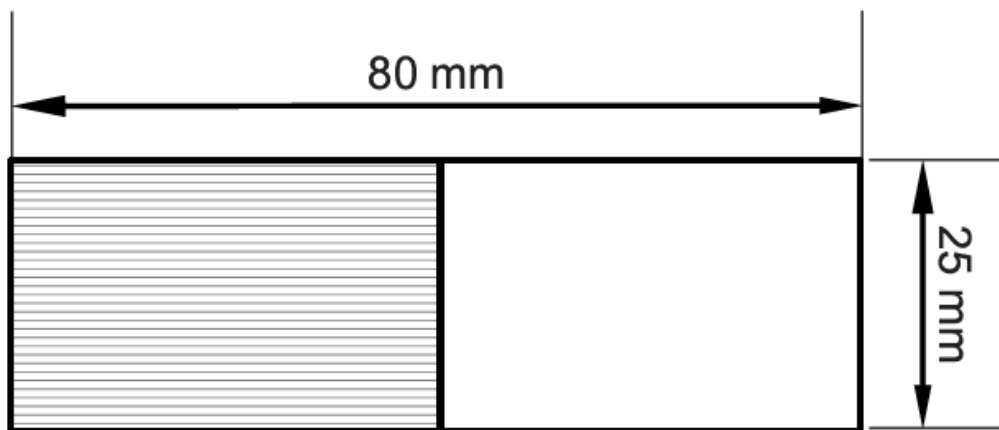


Figura 3-3. Dimensiones de las probetas.

### 3.1.2 Probetas a tracción.

Para fabricar las probetas de tracción, para el caso de unión de material compuesto de fibra de carbono con adhesivo, se procedió a realizar una entalla del orden de las décimas de milímetro mediante un taladro, controlando la penetración en el adhesivo. Puede observarse la sensibilidad de la penetración para obtener un ángulo de  $65^\circ$  de entalla que evita las singularidades en la figura 3-4.

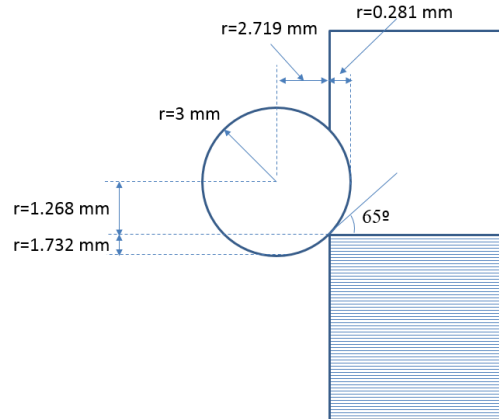


Figura 3-4. Penetración en las probetas de tracción.

La figura 3-5 muestra la geometría de la entalla que evita las singularidades en este tipo de probetas y la geometría de la probeta.

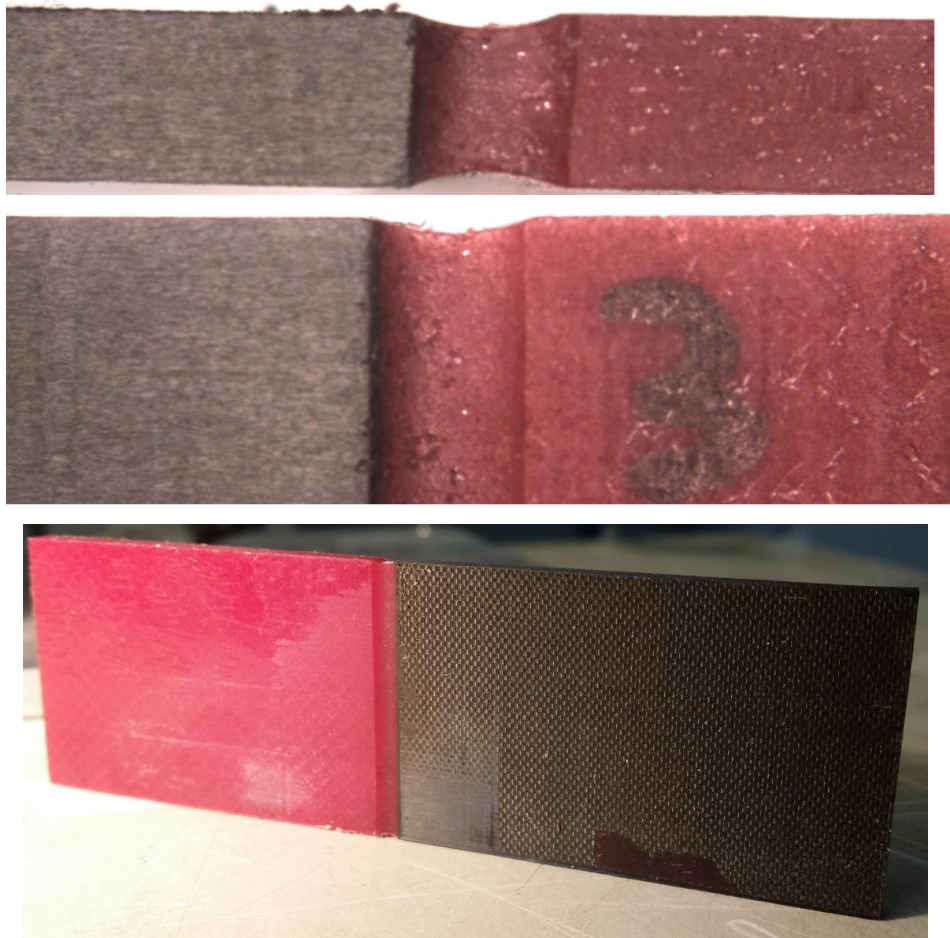


Figura 3-5. Probeta de tracción de material compuesto de fibra de carbono con adhesivo.



Medir los ángulos  $\theta$  no ha sido una tarea fácil ya que no se han realizado ningún tipo de preparaciones superficiales para observar a través del microscopio, ni tampoco se garantiza que los resultados aquí recogidos sean exactos. Un ejemplo de estas mediciones puede observarse en las figuras 3-6 y 3-7.

Para facilitar su numeración, se marcaron los vértices de la probeta desde el número 1 hasta el número 4. Así, si el ángulo a medir se hizo con un taladro que va desde 1 hasta 4, se mide su valor y se hace referencia a la numeración de sus vértices para identificar el ángulo.

Esto nos hace asumir que el ángulo  $\theta$  es el mismo en el mismo lado para ambos vértices, ya que se realizaron de una misma pasada. Esto no tiene por qué ser cierto, ya que si el material presenta curvaturas residuales procedentes, por ejemplo, del curado en autoclave, el ángulo en un mismo lado será diferente para ambos vértices.

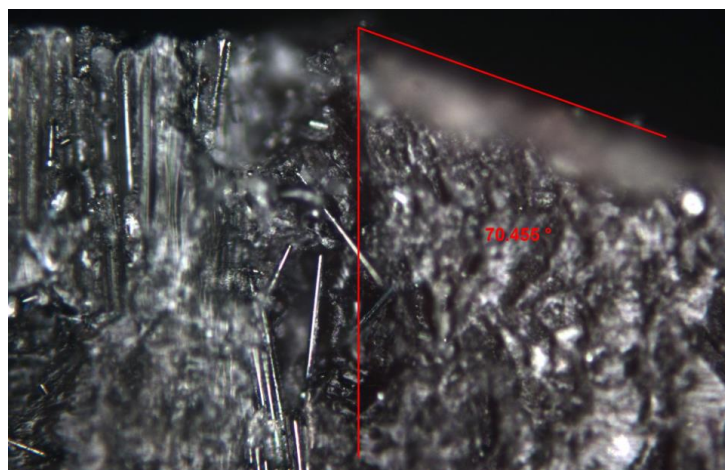


Figura 3-6. Ángulo aproximado de  $\theta_1$  para la probeta 4-3.

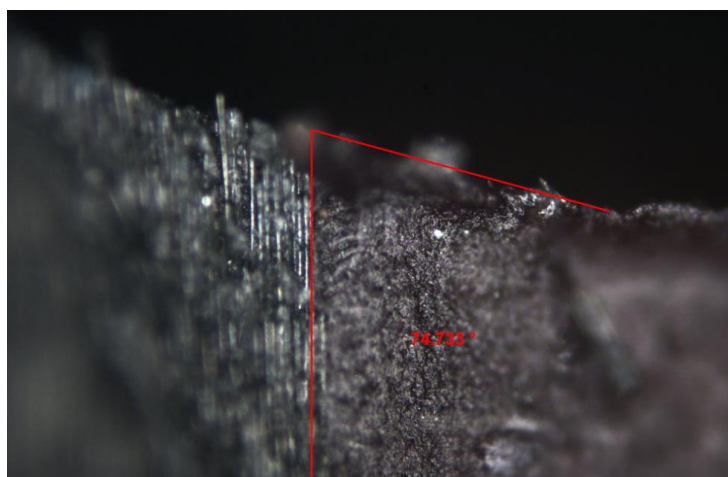


Figura 3-7. Ángulo aproximado de  $\theta_2$  para la probeta 3-2.

A la vista de las imágenes, puede observarse una de las mayores complicaciones de este trabajo y es el de realizar este tipo de entallas. Lo ideal sería que la penetración en el material compuesto de fibra de carbono fuera nula y que la parte de adhesivo inmediata sufriera el mecanizado. Esto, mediante un control manual de la taladradora, es difícil de conseguir.

El inconveniente principal de esto es que, localmente, ambos materiales van a formar siempre un ángulo de  $180^\circ$  en los extremos, presentando singularidades y sus consecuentes problemas. Para este tipo de casos, el valor de  $\theta$  es relativo, ya que habría que considerar que la interfase con la cara libre de la fibra de carbono no forma un ángulo de  $90^\circ$ .



La tabla 3-1 muestra los valores de los ángulos  $\theta$  obtenidos para cada una de estas probetas.

		$\theta_1$ (14)	$\theta_2$ (23)	$\theta_3$ (34)	$\theta_4$ (12)
Fibras 90°	P3.1	102°	61.3°	78°	73°
	P3.2	78°	75°	90°	228°
	P3.3	71°	90°	66°	67°
Fibras 0°	P4.1	70°	90°	74°	71°
	P4.2	67°	69°	70°	72°
	P4.3	75°	90°	80°	65°

Tabla 3-1. Valores del ángulo  $\theta$  en probetas de tracción.

Los valores del ángulo  $\theta$  no varían demasiado, pero se mantienen en una zona en la que se producen singularidades en todos sus casos. Esto restringe el campo de ensayos, ya que no existen probetas que no presenten singularidades en ninguno de sus vértices.

En cuanto a la penetración, se mantiene prácticamente constante a los valores predeterminados. La figura 3-8 muestra una de ellas medida en microscopio.

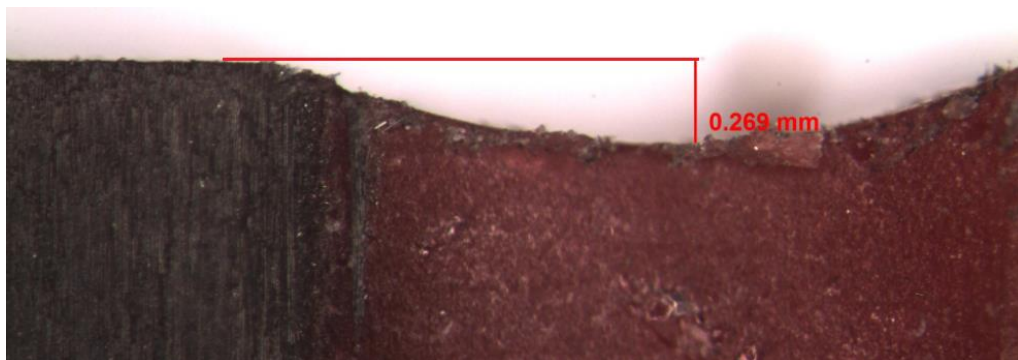


Figura 3-8. Penetración en la probeta 4-3.

Las probetas de adhesivo (figura 3-9) que se van a ensayar a tracción no sufren ningún tipo de modificación en su geometría al no existir singularidades. Su rotura puede ocurrir en cualquier parte al no existir zonas preferentes de rotura.



Figura 3-9. Probeta de adhesivo para ensayar a tracción.

### 3.1.3 Probetas a cortadura.

El proceso de fabricación ha sido totalmente diferente a las probetas de tracción. En primer lugar, se procedió a realizar la entalla Iosipescu mediante una fresadora. La probeta se fijaba a la mordaza con un ángulo de  $45^\circ$  y se procedía a pasar la fresa de 6 mm por la interfase, que producía un ángulo de  $90^\circ$ . La figura 3-10 muestra una probeta de adhesivo (que no necesita más modificaciones al no presentar singularidades) tras realizar este proceso.



Figura 3-10. Probeta de adhesivo para ensayar a cortadura.

Posteriormente, las probetas de material compuesto de fibra de carbono con adhesivo necesitan el mecanizado de una entalla en la parte del adhesivo para evitar las singularidades.

Al tener que estar en la interfase y, para no variar la distribución de tensiones tangenciales prácticamente constante a lo largo de ésta, se procedió a realizar la entalla con el dispositivo para realizar ensayos de agujero ciego. Aunque la utilidad de éste es la de hallar el valor de las tensiones residuales de un material, el diámetro de su herramienta era el más pequeño que había en el laboratorio ( $\approx 1$  mm). Este proceso se ilustra en la figura 3-11.

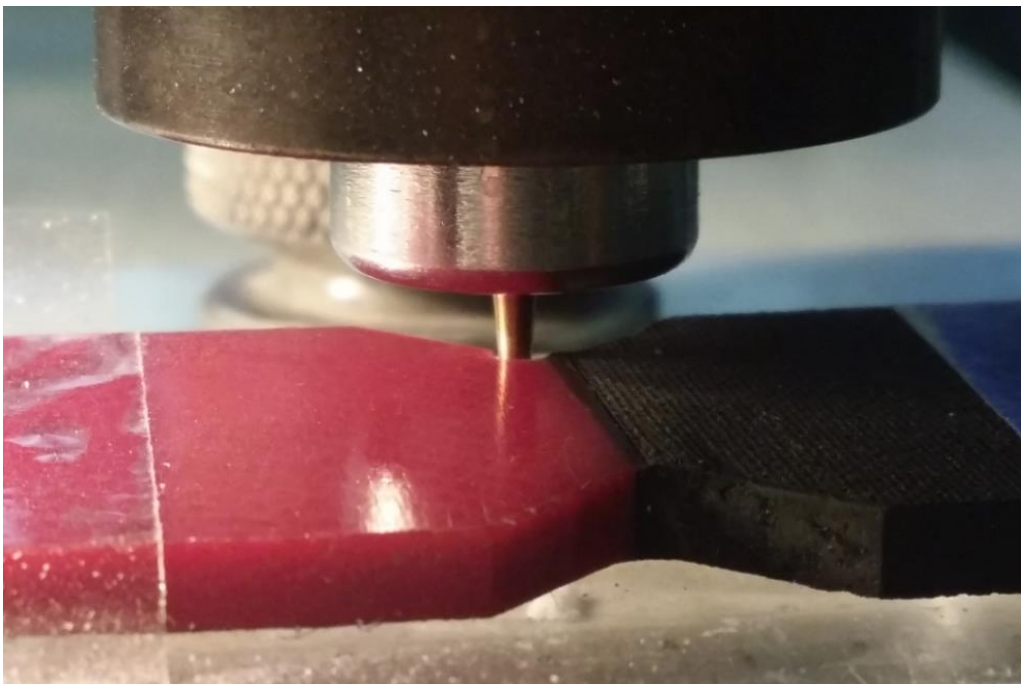


Figura 3-11. Mecanizado de la entalla que evita las singularidades en probeta de ensayo a cortadura.

Dada la dificultad de realizar y controlar el ángulo de la entalla, su proceso ha sido completamente manual y, una vez realizadas las entallas, se procede a clasificar las probetas en función de los ángulos  $\theta$  obtenidos.

Destacar que, en este caso, sólo es necesario realizar dos entallas, una en cada extremo de la interfase y perpendicular a la dirección del espesor. Esto es debido a que el estado de cortadura va a originar unas tensiones tangenciales exclusivamente en el plano  $\sigma_{xy}$ . Las tensiones normales originadas en el ensayo se considerarán despreciables a este tipo de efectos.

La geometría final de este tipo de probetas se ilustra en la figura 3-12.



Figura 3-12. Geometría final de las probetas a cortadura.

Las figuras 3-13 y 3-14 muestran algunos ejemplos de los ángulos  $\theta$  medidos mediante microscopio, mientras que la tabla 3-2 recoge sus valores característicos para todas las probetas de ensayo a cortadura.

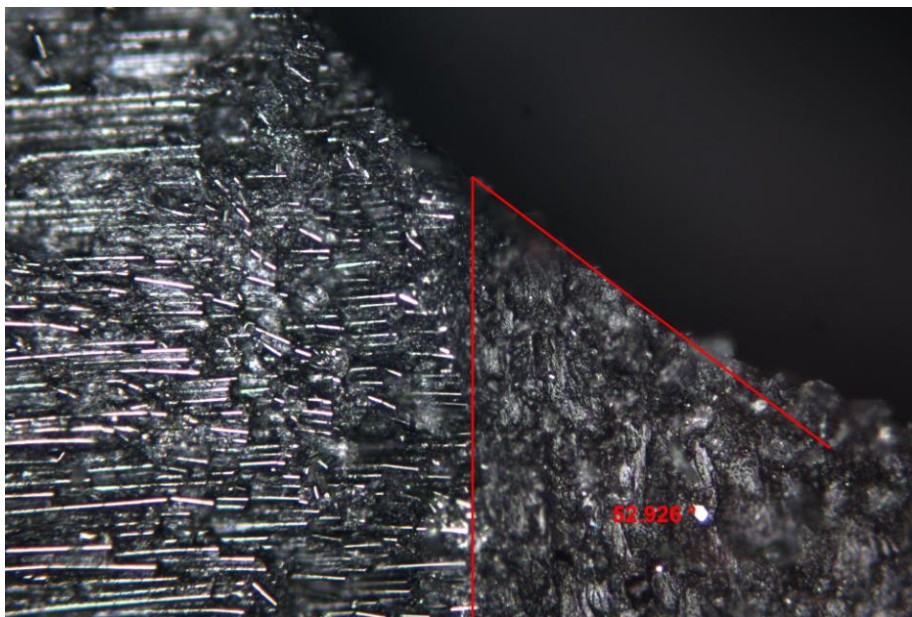


Figura 3-13. Ángulo aproximado de  $\theta_1$  para la probeta 1-2.



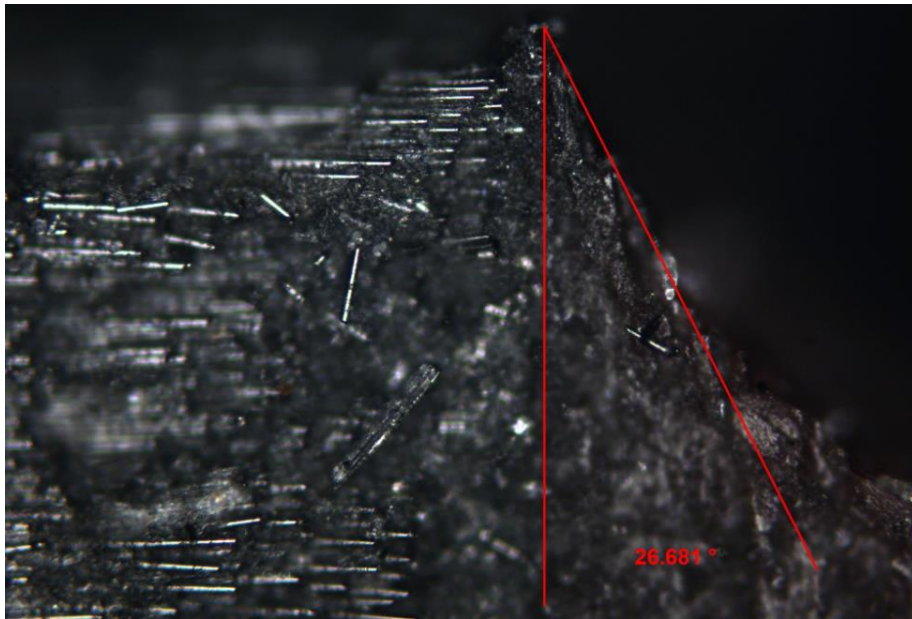


Figura 3-14. Ángulo aproximado de  $\theta_1$  para la probeta 1-3.

		$\theta_1$ (1)	$\theta_2$ (2)
Fibras 90°	P1.1	29°	23°
	P1.2	53°	38°
	P1.3	27°	24°
Fibras 0°	P2.1	53°	45°
	P2.2	90°	110°
	P2.3	61°	14.5°
	P2.4	75°	29°
	P2.5	68°	45°

Tabla 3-2. Valores del ángulo  $\theta$  en probetas de cortadura.

De nuevo, estos valores de  $\theta$  son aproximados y no tienen por qué coincidir con los reales.

En este caso, sí existen probetas en las que se han eliminado las singularidades. Tanto las probetas P1.1, P1.2, P1.3, P2.1 y P2.3 son ejemplos de ello. Dado que en las de fibra a 0° hay de ambos tipos, será interesante comparar los fallos de ambos tipo.

Por último, indicar que la penetración obtenida en estas probetas es mayor que en las probetas a tracción, que se muestra en las figuras 3-15 y 3-16. El motivo principal es la dificultad de ejecución del proceso y el efecto que producirán estas penetraciones será el de unas tensiones tangenciales más variables a lo largo de la interfase (tal y como se vio en la figura 2-20).

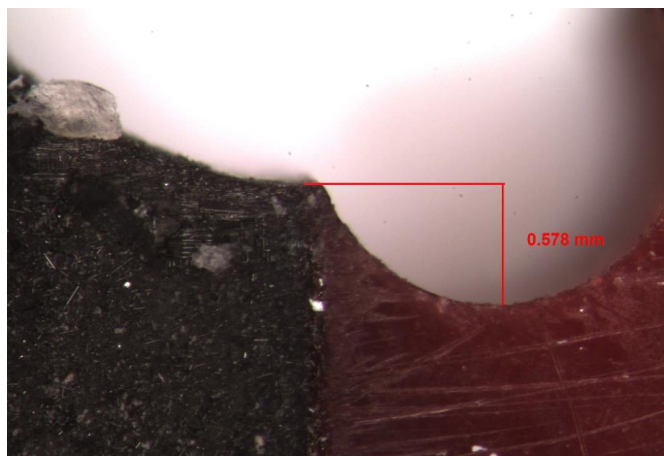


Figura 3-15. Penetración en la probeta 1-1.

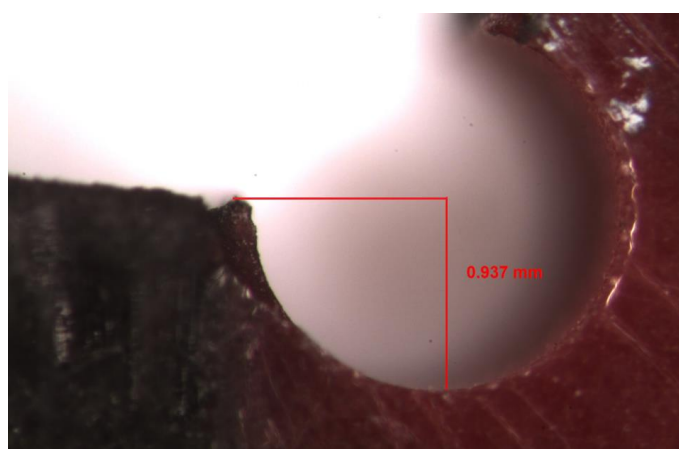


Figura 3-16. Penetración en la probeta 2-3.

Dado que las probetas a cortadura se ensayarán en el dispositivo ARCAN, es necesario hacerle varios taladros para poder sujetar, mediante tornillos, la probeta al dispositivo. Este proceso se ilustra en la figura 3-17.



Figura 3-17. Taladrado de las probetas.

Una muestra de la fragilidad de este tipo de probetas puede apreciarse en la figura 3-18. En ella, al realizarse los taladros se produjo la rotura del laminado de fibra de carbono. Una de las principales hipótesis es por las deformaciones residuales procedentes del curado del material.

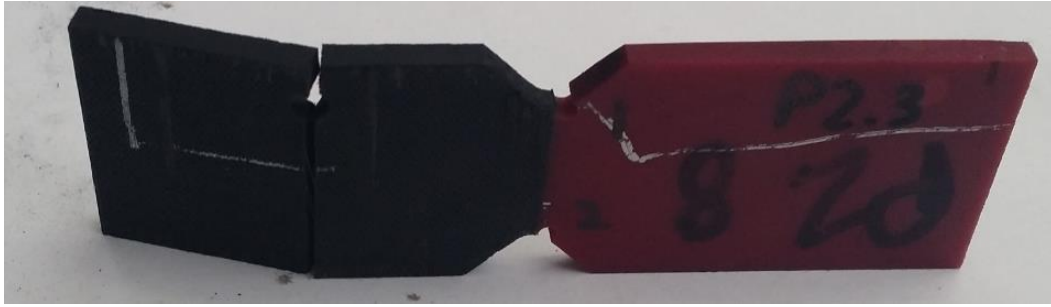


Figura 3-18. Rotura de la probeta durante el taladrado.

### 3.2 Ensayos experimentales.

El presente apartado se encuentra incompleto. La intención inicial era ensayar tanto a tracción como a cortadura todas las probetas, aunque solo pudo ensayarse varias probetas a tracción y una a cortadura.

A tracción se ensayaron probetas exclusivamente de adhesivo y probetas de fibra de carbono a 90° con respecto a la interfase bimaterial. El valor de rotura obtenido difiere mucho entre sí, ya que las probetas de adhesivo aguantaron hasta 3 veces más carga que la probeta bimaterial, que rompió por la interfase. Esto puede ser por varias causas: la unión no es capaz de soportar una carga similar que la del material con peores propiedades mecánicas o la presencia de singularidades influyó en el fallo prematuro. La figura 3-19 muestra el ensayo de ambas probetas y su rotura.



Figura 3-19. Ensayo de las probetas y aspecto de rotura.

El ensayo a cortadura de una probeta de adhesivo falló de forma incluso más prematura, del orden de 4 veces la resistencia a tracción que tuvieron las mismas probetas. Esto es algo a revisar, ya que no es cierto que el adhesivo soporte menor carga a cortadura que a tracción.

El fallo se produjo por una sección entre el taladro y el extremo de la interfase. La explicación es que esa sección es muy pequeña y se encuentra en un concentrador de tensiones, por lo que su resistencia se encuentra muy limitada. El ensayo puede contemplarse en la figura 3-20.



Figura 3-20. Ensayo a cortadura en dispositivo ARCAN.





## 4 CONCLUSIONES.

---

El presente trabajo presenta un método experimental para hallar los parámetros de resistencia en una unión adhesiva de material compuesto (aunque puede utilizarse para cualquier interfase bimaterial).

La principal dificultad del proyecto reside en la realización de los ensayos experimentales, dado que las geometrías a reproducir son complejas en su ejecución:

Una de las principales limitaciones que posee este trabajo es la unión entre la probeta y el dispositivo ARCAN, ya que aparece un concentrador de tensiones en una zona con poca sección resistente, lo que favorece la rotura en zonas ajenas a la interfase. Además, el análisis numérico predice una unión entre el dispositivo ARCAN y la probeta uniforme, cosa que no ocurre en el apartado experimental. Este inconveniente se puede solucionar para los ensayos a cortadura, disminuyendo ligeramente el tamaño de las probetas de forma que pueda ensayarse en un dispositivo Iosipescu, ya que el agarre de las probetas se produce sin taladros.

Otra limitación es la dificultad del control dimensional a la hora de realizar las entallas que evitan las singularidades en los extremos de la interfase debido a su pequeño tamaño y a la sensibilidad del valor de los ángulos buscados con pequeñas variaciones del movimiento de las máquinas empleadas. Con los instrumentos del taller, es complicado controlar tanto que los ángulos salgan similares en una misma probeta como que todos los ángulos aparezcan sin singularidades.

La idea de utilizar un dispositivo ARCAN es buena, al permitir la realización de ensayos mixtos. Su único inconveniente es que la probeta a ensayar no es única (al contrario que en otro tipo de ensayos con diferentes ángulos de carga, como el Brazilian test), lo que dificulta la correcta realización de los ensayos.

Esto no resta importancia a los ensayos numéricos. Estos ensayos ofrecen unos resultados muy prometedores, ya que la distribución de tensiones tangenciales en la interfase para el ensayo a cortadura con su respectiva probeta responde a los requisitos exigidos para obtener un valor de resistencia correcto. En cuanto a la distribución de tensiones normales en el ensayo de tracción, su valor era esperado al haberse ensayado previamente con otros materiales.

Queda como desarrollo futuro el tratar de reproducir con un mayor grado de fiabilidad las geometrías de las probetas modelizadas para su ensayo y posterior uso en los modelos de predicción de fallo mediante la mecánica de la fractura finita.



# REFERENCIAS.

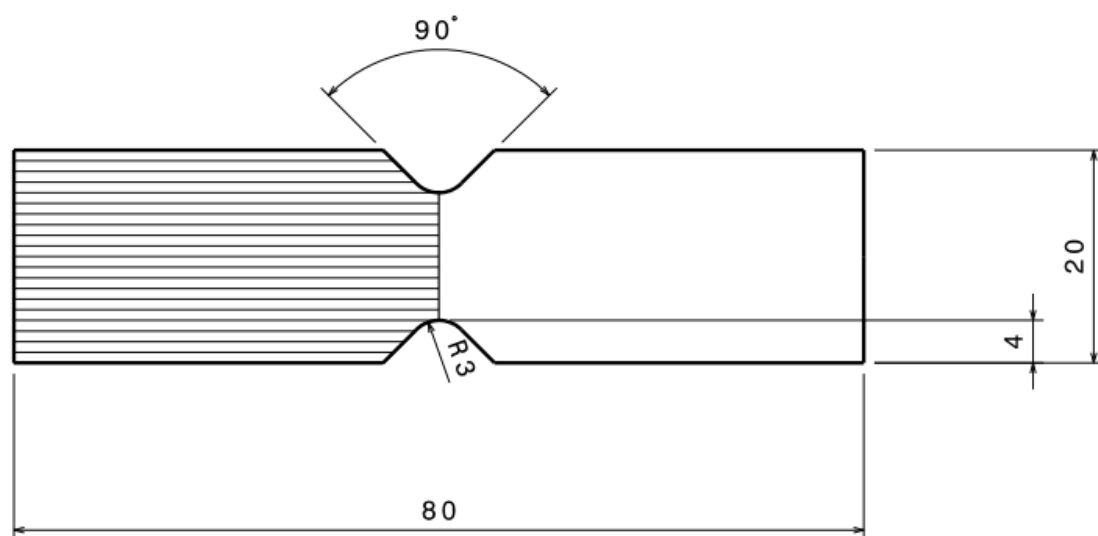
---

- [1] Barroso, A. “Caracterización de estados singulares de tensión en esquinas multimateriales. Aplicación a uniones adhesivas con materiales compuestos” *Tesis Doctoral*, 2007.
- [2] Vicentini, D.F. “Study of the stress state and failure in adhesive joints with composite materials” *Tesis Doctoral*, 2012.
- [3] Leguillon, D. “Strength or toughness? A criterion for crack onset at a notch” Artículo, 2001.
- [4] Taylor, D. “The theory of critical distances” Artículo, 2007.
- [5] Cornetti, P., Pugno, N., Carpinteri, A. y Taylor D. “Finite fracture mechanics: A coupled stress and energy failure criterion” Artículo, 2006.
- [6] Lauke, B. y Barroso, A. “Notched-butt test for the determination of adhesion strength at bimaterial interfaces” Artículo, 2011.
- [7] Barroso, A., Vicentini, D., Mantič, V., París, F. “Determination of generalized fracture toughness in composite multimaterial closed corners with two singular terms – Part I: Test proposal and numerical analysis” Artículo, 2011.
- [8] Vicentini, D., Barroso, A., Justo, J., Mantič, V., París, F. “Determination of generalized fracture toughness in composite multimaterial closed corners with two singular terms – Part II: Experimental results” Artículo, 2011.
- [9] Walrath D.E. y Adam D.F. “The Iosipescu shear test as applied to composite materials” Artículo, 1983.
- [10] París, F., Cañas, J., Marín, J.C. y Barroso, A. “Introducción al análisis y diseño con materiales compuestos” Publicación, 1993.
- [11] París, F. “Failure prediction of composite joints by means of singular stress state” Composites week Leuven, 2013.



## ANEXO 1. PLANO PROBETA IOSIPESCU.

---



## ANEXO 2. PLANO DISPOSITIVO ARCAN.

---

