

UNIVERSIDAD DE CANTABRIA

PROGRAMA DE DOCTORADO EN INGENIERÍA CIVIL



TESIS DOCTORAL

**ANÁLISIS DEL PROCESO DE FRACTURA EN
MATERIALES ESTRUCTURALES MEDIANTE EL
USO DEL CRITERIO DE LA DENSIDAD DE
ENERGÍA DE DEFORMACIÓN Y EL CONCEPTO
DE MATERIAL EQUIVALENTE**

PHD THESIS

Realizada por:

Juan Diego Fuentes Benito

Dirigida por:

Sergio Cicero González

Escuela de Doctorado de la Universidad de Cantabria
Santander 2019



UNIVERSIDAD DE CANTABRIA

**DEPARTAMENTO DE CIENCIA E INGENIERÍA
DEL TERRENO Y DE LOS MATERIALES**

TESIS DOCTORAL

**ANÁLISIS DEL PROCESO DE FRACTURA EN
MATERIALES ESTRUCTURALES MEDIANTE EL USO
DEL CRITERIO DE LA DENSIDAD DE ENERGÍA DE
DEFORMACIÓN Y EL CONCEPTO DE MATERIAL
EQUIVALENTE**

JUAN DIEGO FUENTES BENITO

Santander, Diciembre 2019

“Daría todo lo que sé por la mitad de lo que ignoro”

René Descartes

AGRADECIMIENTOS

Quisiera dedicar unas palabras de agradecimiento para el tutor y director de esta Tesis Doctoral, el Profesor Sergio Cicero González. Tanto por la implicación mostrada como por las labores de seguimiento, supervisión y orientación brindadas a la hora de llevar a cabo la elaboración del presente trabajo.

A todos los miembros del Laboratorio de la División de Ciencia e Ingeniería de los Materiales de la Universidad de Cantabria que han aportado su granito de arena a la hora de realizar esta Tesis Doctoral.

A los Profesores Ali Reza Torabi de la Universidad de Teherán y Filippo Berto, de la NTNU, por sus aportaciones a esta investigación.

También me gustaría agradecer a mis padres, Miguel y Heliodora el apoyo incondicional mostrado durante todos estos años a pesar de la distancia y a mis hermanos, Guadalupe, Miguel y Almudena toda la motivación y apoyo proporcionado durante este tiempo.

Finalmente, pero no menos importante, a todas las personas que han estado a mi lado durante todo este tiempo: amigos, compañeras de piso y compañeros de trabajo dejaron de serlo para convertirse en compañeros de aventuras.

A todos vosotros, gracias de todo corazón.

Este trabajo ha recibido financiación del Ministerio de Economía y Competitividad del Gobierno de España a través del Programa Estatal de Fomento de la Investigación Científica y Técnica de Excelencia, a través de los proyectos:

MAT2014-58443-P: “Análisis del comportamiento en fractura de componentes estructurales con defectos en condiciones de bajo confinamiento tensional”.

Índice

| | |
|---|-----------|
| CAPÍTULO 1. INTRODUCCIÓN..... | 1 |
| CAPÍTULO 2. ESTADO DEL ARTE | 5 |
| 2.1 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICA-LINEAL..... | 6 |
| 2.1.1 Introducción | 6 |
| 2.1.2 Estado tensional en el frente de un defecto - factor de intensidad de tensiones | 8 |
| 2.1.3 Condiciones críticas de rotura. Parámetros de fractura en régimen elástico-lineal | 11 |
| 2.2 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELASTOPLÁSTICA | 13 |
| 2.2.1 Introducción | 13 |
| 2.2.2 Plasticidad en el frente de fisuras | 13 |
| 2.2.3 CTOD (<i>Crack Tip Opening Displacement</i>) | 14 |
| 2.2.4 Integral J | 15 |
| 2.3 ANÁLISIS DE DEFECTOS TIPO ENTALLA | 16 |
| 2.3.1 Introducción | 16 |
| 2.3.2 Distribución de tensiones en el fondo de entalla..... | 18 |
| 2.3.3 Criterios de fractura frágil en componentes entallados | 19 |
| 2.4 CRITERIO DE LA DENSIDAD DE ENERGÍA DE DEFORMACIÓN..... | 26 |
| 2.4.1 Introducción | 26 |
| 2.4.2 El criterio local de la densidad de energía de deformación..... | 36 |
| 2.4.3 Validación numérica y experimental del SED local | 46 |
| 2.5 CONCEPTO DE MATERIAL EQUIVALENTE..... | 52 |
| 2.5.1 Introducción | 52 |
| 2.5.2 Descripción del concepto de material equivalente..... | 53 |
| 2.5.3 Validación experimental del EMC | 57 |
| CAPÍTULO 3. MATERIALES Y MÉTODOS..... | 65 |
| 3.1 INTRODUCCIÓN..... | 65 |
| 3.2 PMMA..... | 66 |
| 3.2.1 Introducción | 66 |
| 3.3 AL7075-T651 | 72 |
| 3.3.1 Introducción | 72 |

| | | |
|--|--|------------|
| 3.3.2 | Aluminio Al7075-T651 LT | 73 |
| 3.3.3 | Aluminio Al7075-T651 TL | 78 |
| 3.4 | ACERO ESTRUCTURAL S275JR | 83 |
| 3.4.1 | Introducción | 83 |
| 3.4.2 | Acero S275JR (-10°C) | 84 |
| 3.4.3 | Acero S275JR (-30°C) | 90 |
| 3.4.4 | Acero S355JR (-50°C) | 94 |
| 3.5 | POLIAMIDA 6 REFORZADA CON FIBRA DE VIDRIO CORTA | 98 |
| 3.5.1 | Introducción | 98 |
| 3.5.2 | PA 6 PURA | 100 |
| 3.5.3 | PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) | 104 |
| 3.5.4 | PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) | 109 |
| 3.5.5 | PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) | 113 |
| 3.5.6 | PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) | 116 |
| CAPÍTULO 4. ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS | | 121 |
| 4.1 | INTRODUCCIÓN | 121 |
| 4.2 | APLICACIÓN DEL CRITERIO SED EN MATERIALES ENTALLADOS | 121 |
| 4.2.1 | Efecto del radio de entalla en la carga de rotura | 122 |
| 4.2.2 | Predicción de la carga de rotura mediante el criterio SED | 130 |
| 4.3 | APLICACIÓN DEL CRITERIO SED COMBINADO CON EL CONCEPTO DE MATERIAL EQUIVALENTE | 150 |
| 4.3.1 | Predicción de la carga de rotura mediante criterio SED combinado con el Concepto de Material Equivalente | 150 |
| CAPÍTULO 5. CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO | | 173 |
| 5.1 | CONCLUSIONES | 173 |
| 5.1.1 | Sobre la carga de rotura de las probetas | 174 |
| 5.1.2 | Sobre la validación del criterio SED | 174 |
| 5.1.3 | Sobre el rango de validez del criterio SED | 175 |
| 5.1.4 | Sobre la validación del criterio EMC-SED | 177 |
| 5.1.5 | Sobre el rango de validez del criterio EMC-SED | 177 |
| 5.2 | TRABAJO FUTURO | 180 |
| CAPÍTULO 6. BIBLIOGRAFÍA | | 183 |

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

La seguridad en servicio de los componentes estructurales es una de las principales preocupaciones de los ingenieros de diseño y de los de mantenimiento. La integridad estructural de los componentes se puede ver comprometida debido a la existencia de concentradores de tensiones tales como defectos. Estos defectos, que pueden aparecer durante el proceso de fabricación o desarrollarse como consecuencia de las solicitaciones a la que se somete al componente durante su funcionamiento, dan lugar a inestabilidades o roturas locales asociadas a determinados elementos microestructurales del material que, finalmente, conducen a la rotura, que es la situación última del comportamiento mecánico de los materiales. La Mecánica de la Fractura es una disciplina que se dedica al estudio de las condiciones críticas en el frente del defecto a partir de las cuales se desarrolla la rotura del material. Los defectos responsables de un fallo estructural pueden ser afilados (fisuras) o tener diferente grado de enromamiento (entallas). En el estudio de entallas, una práctica común es considerar que estas se comportan de igual modo que las fisuras, lo que da lugar a evaluaciones y cálculos conservadores desde el punto de vista de la capacidad resistente del material entallado, que es mayor que cuando éste se encuentra fisurado. Esto se conoce como efecto entalla.

A lo largo de las últimas décadas se han formulado y propuesto diferentes aproximaciones y metodologías que permiten analizar el comportamiento real en fractura de componentes con presencia de entallas. Entre otras, destacan por su amplia validación y sencillez analítica el

Criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED, *Strain Energy Density*) y el Concepto del Material Equivalente (EMC, *Equivalent Material Concept*).

El SED es un criterio energético que data de finales del siglo XIX y se ha empleado para formular distintos criterios de fallo en materiales con comportamiento tanto dúctil como frágil, convirtiéndose en una herramienta de gran utilidad en la evaluación del comportamiento bajo cargas estáticas y en fatiga de componentes estructurales con y sin entalla. En los últimos años, una nueva aproximación del SED, basada en la densidad de energía de deformación media en un volumen de control en el entorno del fondo de la entalla, ha sido propuesta y validada para predecir el comportamiento estático en materiales frágiles o cuasi-frágiles con entallas (ej., materiales cerámicos, PMMA o grafito entre otros).

El EMC es un concepto formulado de forma reciente que se emplea con el fin de sustituir un material con comportamiento dúctil por un material frágil equivalente desde el punto de vista de densidad de energía de deformación.

Esta Tesis Doctoral pretende ampliar la validación del criterio energético mencionado, así como de las metodologías propuestas, en materiales entallados. Para ello, y haciendo uso de una extensa base de datos, los materiales a analizar son:

- PMMA (polimetilmetacrilato). Se analizan 8 radios de entalla diferentes (0 mm (fisura), 0.25 mm, 0.32 mm, 0.5 mm, 1.00 mm, 1.50 mm, 2.00 mm y 2.50 mm).
- Aleación de aluminio Al7075-T651. Se analiza el material en dos direcciones respecto al laminado (longitudinal y transversal), así como 6 radios de entalla que van desde los 0 mm (fisura) hasta los 2.00 mm, pasando por los radios intermedios 0.15 mm, 0.21 mm, 0.47 mm y 1.00 mm.
- Acero estructural S275JR trabajando a tres temperaturas de su Zona de Transición Dúctil Frágil (-10°C, -30°C y -50°C). Los radios de entalla a analizar son: 0 mm (fisura), 0.15 mm, 0.25 mm, 0.50 mm, 1.00 mm y 2.00 mm.
- Poliamida 6 reforzada con fibra de vidrio corta (SGFR-PA6, *short glass fibre reinforced polyamide 6*). Se analizarán un total de 5 contenidos de fibra, desde la situación sin refuerzo (PA6 pura) hasta un contenido del 50% en peso, pasando por el 5%, 10% y 30%. Además, para estudiar el efecto entalla se analizarán 5 radios diferentes (0 mm (fisuras), 0.25 mm, 0.5 mm, 1.00 mm y 2.00 mm).

Para ello, la presente Tesis Doctoral se divide en 6 capítulos. El primero de ellos es esta introducción. En el Capítulo 2 se tratan las bases de la Mecánica de la Fractura, disciplina a

partir de la cual se han desarrollado diferentes teorías y metodologías para el análisis de defectos tipo entalla. Se hará un análisis extensivo del criterio SED que se ha desarrollado para analizar a fractura componentes estructurales entallados y así como del EMC que permite simplificar el análisis de los materiales al convertir un material con comportamiento elastoplástico en un material equivalente con comportamiento elástico-lineal y que, por ende, se utilizarán en el presente trabajo; en el Capítulo 3 se describen los materiales escogidos para la realización de este trabajo, y se justifica su elección. Asimismo, se detalla el programa experimental que se ha llevado a cabo, definiendo los ensayos realizados y los equipos empleados, así como los resultados obtenidos; en el Capítulo 4 se analiza en primer lugar la capacidad predictiva del criterio energético SED para obtener la carga de rotura para cada uno de los distintos materiales y cada uno de los radios de entalla analizados. Posteriormente, teniendo en cuenta la naturaleza elástica-lineal del criterio SED, estos mismos materiales se analizarán empleando la metodología que resulta de la combinación del EMC con el criterio SED y, por último, se comparan los resultados obtenidos tras aplicar ambas metodologías (SED y EMC-SED). Los valores de carga de rotura estimados se comparan con los resultados experimentales con el objetivo de validar las metodologías propuestas; el Capítulo 5 recoge las principales conclusiones obtenidas en el presente trabajo de investigación. Además, este capítulo incluye las líneas de investigación futuras que pueden surgir como continuación de esta Tesis Doctoral; finalmente, el Capítulo 6 recoge las referencias bibliográficas utilizadas en este trabajo.

Con todo ello, la presente Tesis Doctoral tratará de simplificar tanto a nivel experimental como analítico la obtención de las cargas de rotura de los materiales entallados independientemente de su comportamiento a tracción y/o fractura, empleando para ello metodologías cuya base teórica se asienta sobre las de la Mecánica de la Fractura pero que reducen al mínimo la cantidad de recursos necesarios para llevar a cabo la resolución del problema planteado.

CAPÍTULO 2

ESTADO DEL ARTE

El principal objetivo de esta Tesis Doctoral es el análisis a fractura de diferentes materiales estructurales con defectos tipo entalla mediante el uso de criterios energéticos. Para ello, en primer lugar, se tratarán las bases de la Mecánica de la Fractura, disciplina a partir de la cual se han desarrollado diferentes teorías y metodologías para el análisis de defectos tipo fisura. Así, los apartados 2.1 y 2.2 recogen la Mecánica de la Fractura Elástica-Lineal (MFEL) y la Mecánica de la Fractura Elastoplástica (MFEP), respectivamente. A continuación, en el apartado 2.3 se justifica porqué el comportamiento de entallas y fisuras se debe analizar de manera diferente. Seguidamente, en el apartado 2.4, se detallará el criterio energético que permite el análisis a fractura de componentes estructurales entallados, teniendo en cuenta sus bases teóricas y conceptuales, así como los orígenes del mismo. Posteriormente, en el apartado 2.5, se desarrollará otra metodología que permite evaluar a fractura cualquier material independientemente del nivel de plasticidad en su comportamiento a fractura. Se trata, respectivamente, del Criterio de la Densidad de Energía de Deformación y del Concepto de Material Equivalente. El objetivo final de este trabajo se llevará a cabo mediante la combinación de ambas herramientas.

2.1 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICA-LINEAL

2.1.1 Introducción [1]

A la hora de analizar el comportamiento mecánico de un material se pueden distinguir tres regímenes: elástico, plástico y finalmente, fractura. Conocer este estado último del comportamiento mecánico de los materiales es de vital importancia. La rotura final o fractura viene precedida de inestabilidades o roturas locales que actúan como defectos y generan situaciones de discontinuidad en el material. En torno a estos defectos, que pueden ser preexistentes en el material (por fabricación y/o mecanizado) o no (ej. generados por solicitaciones en uso), se establecen las condiciones críticas de rotura del material. En este contexto, se puede definir la Mecánica de la Fractura como la parcela de la ciencia aplicada que tiene como objeto analizar y determinar el comportamiento mecánico de los elementos estructurales considerando la existencia de defectos, sea cual sea su origen, en el material del que están constituidos, hasta definir las condiciones o criterios de rotura [2].

Los principios de la Mecánica de la Fractura comienzan a desarrollarse durante la Primera Guerra Mundial por parte del ingeniero aeronáutico Alan Arnold Griffith, cuando lleva a cabo un estudio teórico sobre la naturaleza y la tensión de rotura de los metales [3], aunque no es hasta mediados del siglo XX cuando diversos autores comienzan a aplicar los principios propuestos por Griffith a otros tipos de materiales. De este modo, se puede decir que la Mecánica de la Fractura nació en el contexto del estudio de la rotura de los materiales metálicos, pero hoy en día es patrimonio de todos los tipos de materiales. De acuerdo al comportamiento de los materiales en rotura, se puede establecer, por un lado, la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal (MFEL), aplicable a materiales frágiles (cerámicos, vidrios y algunos metálicos con comportamiento elástico-lineal) que no desarrollan un grado de plasticidad significativo previamente a la rotura y, por otro lado, la Mecánica de la Fractura Elastoplástica (MFEP), asociada a materiales con una alta ductilidad y un comportamiento no lineal, como son algunos metálicos y polímeros.

El desarrollo tecnológico que se ha producido a lo largo de la historia ha fomentado el empleo de nuevos materiales y la asignación de nuevas aplicaciones a los mismos, que han derivado en un elevado número de accidentes asociados a roturas inesperadas, no previsibles mediante la caracterización mecánica convencional de los materiales. Algunos de estos ejemplos son el desarrollo de la aviación en el XX, el de las uniones soldadas y, recientemente,

el empleo de materiales de alta resistencia combinado con diseños cada vez más ajustados y con menores coeficientes de seguridad que suponen gran ahorro de material. Por tanto, tratando de evitar los citados accidentes, queda justificada la aplicación de la Mecánica de la Fractura en el diseño estructural y en la mejora del diseño de los materiales, siendo de gran importancia en la mayor parte de los campos de la ingeniería.

La Mecánica de la Fractura debe responder por lo tanto a las cuestiones planteadas sobre el conocimiento del comportamiento mecánico del material en condiciones fisuradas (defectos planos con frente de avance de radio tendente a cero). Para esta situación singular se pueden obtener los estados tensionales y de deformaciones empleando las teorías clásicas de la Elasticidad.

Una vez establecidos los estados locales de sollicitación en el fondo del defecto mediante la Mecánica de la Fractura, es necesario definir las condiciones críticas que provocan la propagación rápida e inestable de la fisura. Estas condiciones se deben plantear de tal forma que, según los criterios adecuados, se pueda estimar el esfuerzo exterior o el tamaño de defecto máximo que garanticen la seguridad en servicio de los componentes estructurales en función del material y de la resistencia a la fractura de este.

En fractura existen tres modos de sollicitación y rotura diferentes (ver Figura 2.1). El Modo de tracción o Modo I, es el más habitual y se corresponde con aquel en el que el esfuerzo es perpendicular al plano y al frente de fisura. El Modo II o de cortante es aquel en el que el esfuerzo es paralelo al plano de fisura y perpendicular a frente de la misma. Por último, está el Modo III o de torsión, en el que el esfuerzo es paralelo al plano y al frente de la fisura. En un sólido se puede presentar cualquiera de los tres modos de rotura en fractura o una combinación de los mismos.

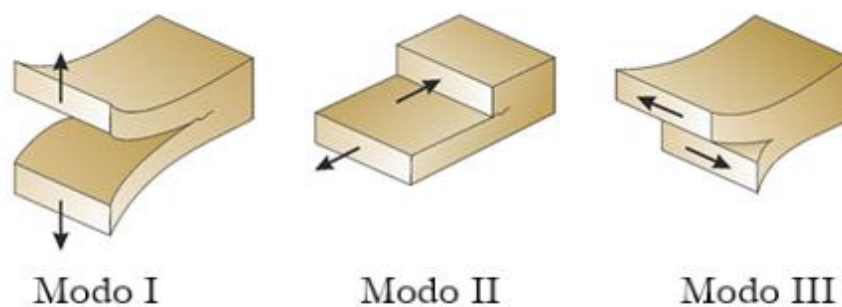


Figura 2.1. Esquema de los modos de rotura en fractura [4].

2.1.2 Estado tensional en el frente de un defecto - factor de intensidad de tensiones

Mediante el análisis elástico-lineal, planteando ecuaciones de equilibrio, compatibilidad y constitutivas, y resolviendo en el campo complejo, se puede definir la distribución de tensiones en el frente de una fisura. La solución más sencilla es aquella que se obtiene para una placa de dimensiones infinitas con una fisura pasante de doble frente, de longitud $2a$, sometida a un estado tensional remoto uniforme, tal y como se muestra en la Figura 2.2. En este caso y analizando el Modo I, el estado tensional aproximado viene definido por las expresiones [5]:

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2.1)$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2.2)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (2.3)$$

$$\sigma_z = 0 \quad (\text{Tensión plana}) \quad (2.4)$$

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (\text{Deformación plana}) \quad (2.5)$$

Considerando el estado de deformaciones en dicha zona, se pueden obtener de igual modo las expresiones que definen los desplazamientos:

$$u = \frac{\sigma}{2E} \sqrt{\frac{ar}{2}} (1 + \nu) \left[(2k - 1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (2.6)$$

$$v = \frac{\sigma}{2E} \sqrt{\frac{ar}{2}} (1 + \nu) \left[(2k + 1) \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} - \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right] \quad (2.7)$$

$$w = -\frac{\nu}{E} \int (\sigma_x + \sigma_y) d_z \quad (\text{Tensión plana}) \quad (2.8)$$

$$w = 0 \quad (\text{Deformación plana}) \quad (2.9)$$

en tensión plana se cumple que:

$$k = 3 - 4\nu \quad (2.10)$$

mientras que en deformación plana:

$$k = \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \quad (2.11)$$

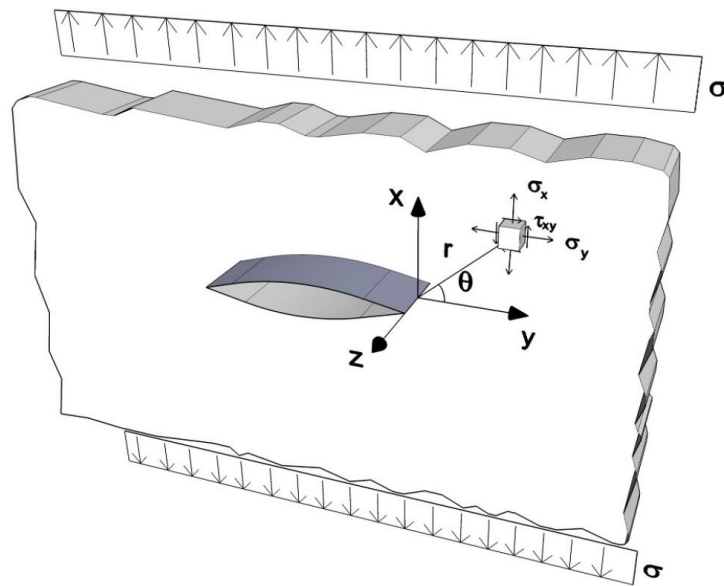


Figura 2.2. Estado tensional en las proximidades del fondo de fisura [6].

Para poder analizar el estado tensional en las proximidades del fondo de fisura, resulta necesario determinar una nueva variable. Esta variable es el factor de intensidad de tensiones K , y se define como una nueva magnitud física, con dimensiones y significado propio. Para el caso estudiado anteriormente y representado en la Figura 2.2, solicitada la placa en Modo I, se define por la expresión:

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.12)$$

Las unidades del Sistema Internacional que definen el factor de intensidad de tensiones son $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, y esta magnitud define por sí sola el estado tensional y de deformaciones en el entorno del frente de una fisura, ya que de forma biunívoca define el estado de tensiones y de desplazamientos para cada punto de coordenadas (r, θ) , salvando la singularidad en $r = 0$, según las expresiones:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^I(\theta) \quad (2.13)$$

$$u_i(r, \theta) = \frac{K_I}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (1 + \nu) \xi_{ij}^I(\theta) \quad (2.14)$$

$f_{ij}^I(\theta)$ y $\xi_{ij}^I(\theta)$ son funciones de la orientación propias del Modo I, cuyo valor se puede deducir por comparación con las expresiones (2.1) a (2.11).

Observando la ecuación del factor de intensidad de tensiones, se puede comprobar cómo el estado tensional en el entorno de un defecto depende linealmente del esfuerzo externo aplicado, σ , y de la raíz cuadrada de una variable geométrica propia de las dimensiones del defecto, a . La expresión más general del factor de intensidad de tensiones es:

$$K_I = M\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.15)$$

donde M es un factor adimensional derivado de las condiciones geométricas analizadas. Aun analizando geometrías sencillas, la estimación del factor de intensidad de tensiones puede resultar compleja y se apoya en:

- Métodos analíticos, determinando el estado tensional o de deformaciones y, posteriormente, el valor de K_I mediante la aplicación de la teoría de la Elasticidad y el apoyo en técnicas analíticas como los elementos finitos.
- Métodos experimentales, basados en la medición de la variación de la flexibilidad o bien en ensayos de fotoelasticidad, a partir de los cuales se deduce el factor de intensidad de tensiones.

La combinación de los métodos mencionados anteriormente ha facilitado la elaboración de compendios de soluciones tabuladas para una elevada gama de componentes con geometrías y solicitaciones habituales en ingeniería (ej., [7–9]).

2.1.3 Condiciones críticas de rotura. Parámetros de fractura en régimen elástico-lineal

2.1.3.1 La tenacidad a fractura del material (criterio tensional de rotura)

La presencia de defectos produce una concentración de tensiones en el fondo de los mismos que, en caso de estar en condiciones de elasticidad lineal, son proporcionales a la sollicitación externa. A medida que las sollicitaciones externas van aumentando, las tensiones locales también aumentan, hasta alcanzar unas condiciones críticas a nivel microestructural. De este modo, se producen roturas locales mediante micromecanismos como pueden ser el clivaje (comportamiento frágil) o los microhuecos (comportamiento dúctil), que determinan el crecimiento del defecto y la consecución inmediata de la rotura. Estas condiciones críticas de rotura se alcanzan para un estado tensional local dado, σ_{ij}^C , que en elasticidad lineal justifica un factor de intensidad de tensiones crítico, K_I^C , para el cual se alcanzan las condiciones macroestructurales límites que conducen a la rotura.

Este valor de resistencia a fractura en condiciones de deformación plana alcanza su mínimo, es característico para cada material y es independiente de la geometría. (ver Figura 2.3). En tales circunstancias se denomina tenacidad a fractura del material, K_{IC} .

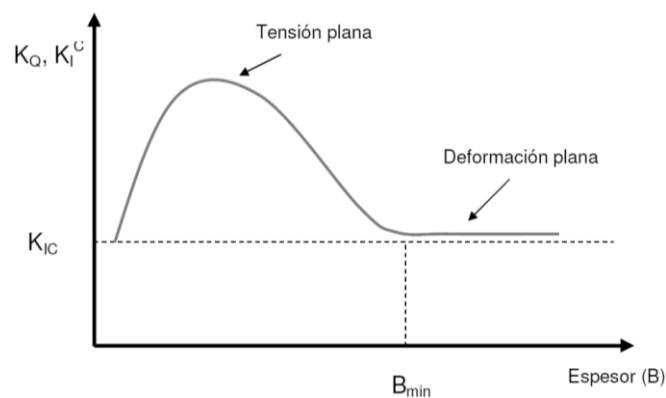


Figura 2.3. Evolución de la resistencia a fractura con el espesor [6].

Por tanto, en Modo I, se debe realizar el diseño teniendo en cuenta que se debe cumplir:

$$K_I(\sigma, a) < K_{IC} \text{ (material)} \quad (2.16)$$

La condición de rotura se establece para:

$$K_I = K_{IC} \quad (2.17)$$

2.1.3.2 La tasa de liberación de energía (criterio energético de rotura)

Otra forma de evaluar las condiciones de rotura se basa en consideraciones energéticas, que tienen su origen en los estudios realizados por Griffith [3] y son admisibles cuando se trata de analizar la fractura elástica-lineal. Este criterio establece que la fisura crecerá de forma brusca o inestable cuando la energía liberada en su propagación iguala o supera la energía consumida en el avance de la fisura.

Cuando la tasa de liberación de energía por unidad de área, G , es igual a la energía necesaria para generar la unidad de área de fisura, R , que es característica del material y está asociada a la creación de nuevas superficies libres, el criterio de rotura se puede expresar como:

$$G = R = G_c \quad (2.18)$$

El proceso de fractura es función de la tasa de liberación de energía, que depende de las sollicitaciones externas y de la geometría del componente, y de su valor crítico (G_c), que es un parámetro propio del material que define su resistencia a la rotura.

En el caso más sencillo, que como se ha indicado anteriormente, es aquel que analiza una placa infinita con fisura pasante de longitud $2a$ (ver Figura 2.2), la solución analítica de la tasa de liberación de energía en condiciones de tensión plana es [3,10]:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.19)$$

donde E es el módulo de elasticidad del material.

Analizando esta expresión se deduce inmediatamente su relación con el factor de intensidad de tensiones, K_I [11,12]:

$$G = \frac{K_I^2}{E} \quad (\text{Tensión plana}) \quad (2.20)$$

$$G = \frac{K_I^2(1 - \nu^2)}{E} \quad (\text{Deformación plana}) \quad (2.21)$$

Distintas publicaciones recogen de forma detallada y extendida la Mecánica de la Fractura Elástica-Lineal (MFEL) (ej. [11–15]).

2.2 MECÁNICA DE LA FRACTURA ELASTOPLÁSTICA

2.2.1 Introducción

La mecánica de la Fractura Elástica-Lineal (MFEL) describe y predice correctamente el comportamiento en fractura de materiales frágiles. Aun así, el análisis del campo tensional que esta teoría propone para el entorno de un defecto obtiene valores que tienden a infinito al aproximarse a su punta. Esta situación teórica se resuelve en la realidad con la presencia de una zona plástica en el fondo de la fisura y con el hecho de que el radio en la punta tiene un valor finito (aunque tendente a cero). Siempre que el tamaño de esta zona plástica sea suficientemente pequeño con respecto al resto de dimensiones del problema (ej., tamaño del defecto, ligamento resistente, etc.), la MFEL puede usarse proporcionando buenos resultados en sus predicciones. Sin embargo, gran número de materiales son demasiado dúctiles y tenaces como para que las predicciones de la MFEL sean correctas, ya que previamente a la rotura desarrolla una importante zona plástica que condiciona su comportamiento ante la rotura. Surge entonces la necesidad de usar la Mecánica de la Fractura Elastoplástica (MFEP), que permite analizar aquellas situaciones de fractura de los materiales que vienen precedidas de un estado de deformación plástica en el entorno de sus defectos [6,16].

2.2.2 Plasticidad en el frente de fisuras

A medida que aumenta el tamaño de la zona plástica, la MFEL es cada vez más imprecisa y se hace necesario introducir correcciones para poder extender el uso de la misma a situaciones con plasticidad a pequeña escala. Existen multitud de correcciones posibles, aunque una de las más empleadas es la de Irwin, que en su segunda aproximación y, considerando condiciones de tensión plana, establece que el tamaño de la zona plastificada, r_p^* , es:

$$r_p^* = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (2.22)$$

En deformación plana, la diferente situación tensional conduce a un tamaño de zona plástica más pequeño para materiales elastoplásticos perfectos, siendo por tanto el tamaño de la zona plástica, r_p^* :

$$r_p^* = \frac{1}{3\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (2.23)$$

Cuando los materiales exhiben un comportamiento más dúctil y la zona plástica comienza a ser significativa, es necesario emplear otros métodos de análisis que permitan abordar los problemas de fractura precedidos de deformaciones plásticas significativas, en los que el proceso de fractura viene acompañado, generalmente, por el crecimiento estable de la fisura. Los parámetros elastoplásticos más empleados son la apertura del frente de fisura (*Crack Tip Opening Displacement*, CTOD) y la integral J.

2.2.3 CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*)

El CTOD es la apertura que se produce entre los labios o caras de una fisura afilada en el frente original tras aplicar una tensión tal que provoque la plastificación del mismo (Figura 2.4) [16]. Esta apertura del frente de la fisura provoca el enromamiento de la misma, produciéndose un desplazamiento vertical finito que se mide a través del CTOD. Cuando el material fisurado alcanza un valor de CTOD crítico ($CTOD_c$), el material se rompe. Es un parámetro característico del material y se puede determinar mediante ensayos. El CTOD es capaz de definir el campo de tensiones elastoplástico en el frente de la fisura (ej. [11]).

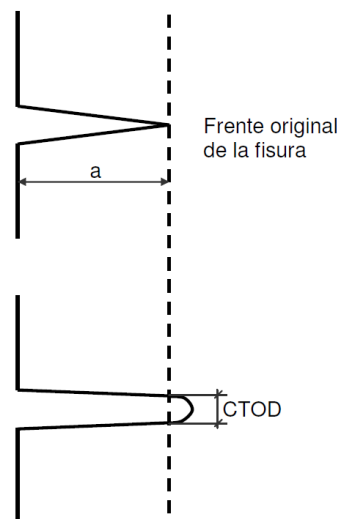


Figura 2.4. Definición del parámetro CTOD [6].

2.2.4 Integral J

La integral J [17] es una integral curvilínea, cerrada en torno al frente de fisura e independiente del camino de integración, que define el cambio diferencial de energía potencial del sistema para una extensión diferencial de la fisura, de modo que puede considerarse la extensión al dominio elastoplástico de la tasa de liberación de energía G de Griffith, descrita en la MFEL [11]. Permite caracterizar biunívocamente el estado tensional y de deformaciones en el entorno de dicho frente en un material elastoplástico. La integral J se utiliza como criterio de rotura, de forma que un sistema material con un defecto dado iniciará su proceso de fractura cuando la integral J alcance un valor crítico J_c :

$$J \geq J_c \quad (2.24)$$

J_c es una constante característica propia del material que depende de la temperatura y de la velocidad de sollicitación y que debe ser obtenida con probetas que han de tener un espesor B mínimo, establecido en la normativa correspondiente [18]:

Eshelby [19], basándose en el teorema de conservación de la energía, definió un conjunto de integrales de contorno independientes del camino de integración. Una de ellas es la integral J , cuya expresión en el caso bidimensional es:

$$J = \int_{\Gamma} W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \quad (2.25)$$

donde W es la energía de deformación por unidad de volumen, T_i son las componentes del vector de tracciones, u_i son las componentes del vector de desplazamientos y d_s es un elemento diferencial de Γ . La energía de deformación se define como:

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.26)$$

donde σ_{ij} y ε_{ij} son los tensores de tensiones y deformaciones respectivamente.

Las componentes del vector de tracciones vienen dadas por:

$$T_{ij} = \sigma_{ij} n_j \quad (2.27)$$

donde n_j son las componentes de un vector unitario normal a Γ . La Figura 2.5 muestra un esquema en el que se definen gráficamente algunos de los términos de la integral J .

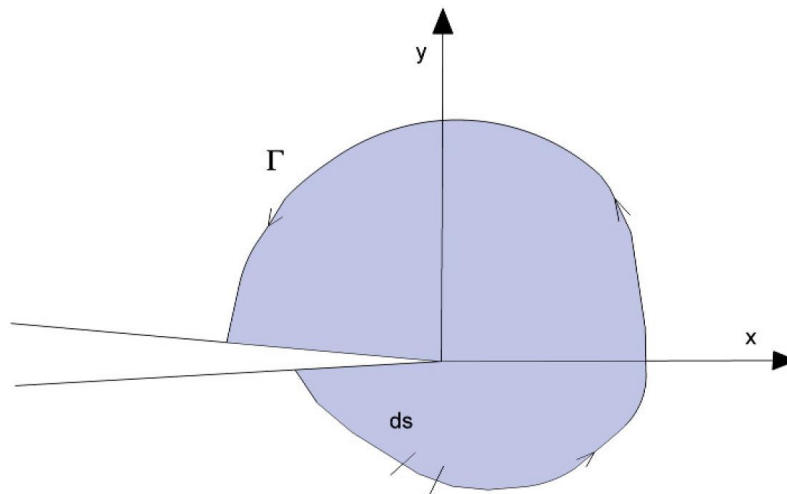


Figura 2.5. Contorno arbitrario alrededor del frente de fisura [6].

Muchos materiales tenaces no fallan de forma catastrófica al alcanzar un valor crítico del CTOD o de J , sino que desarrollan una resistencia frente a la fractura que crece con la propagación de la fisura [11]. De esta manera la J resistente del material aumenta para valores crecientes de dicha propagación, dando lugar a una curva J_R del material. Un análisis a fractura que tenga en cuenta esta consideración compara la integral J aplicada con la curva J_R del material, estableciéndose dos condiciones para que se produzca la rotura:

$$J = J_R \quad (2.28)$$

$$\frac{dJ}{da} = \frac{dJ_R}{da} \quad (2.29)$$

Un estudio más detallado de la Mecánica de la Fractura Elastoplástica (MFEP) se puede encontrar, por ejemplo, en [11–14].

2.3 ANÁLISIS DE DEFECTOS TIPO ENTALLA

2.3.1 Introducción [6,16]

La aplicación de la Mecánica de la Fractura para la evaluación de fisuras es una disciplina completamente conocida y asentada en el mundo de la ingeniería, basada en el conocimiento del campo de tensiones en el frente de la fisura, que queda perfectamente definido con el

factor de intensidad de tensiones, (K_I) en el campo elástico o por la integral J (o el CTOD) en el campo elastoplástico. Se establece que una fisura propaga cuando el valor de K_I (o J) alcanza un valor crítico K_{mat} (o J_{mat}), que bajo unas determinadas condiciones se denomina tenacidad a fractura del material, K_{IC} (o J_{IC}) y es una propiedad del mismo (ver Figura 2.3).

Sin embargo, hay muchas situaciones en las que los defectos a estudiar no son necesariamente afilados, como por ejemplo en el caso de agujeros o ranuras, y la consideración de los mismos como fisuras da lugar a la realización evaluaciones excesivamente conservadoras. En este trabajo se denomina entalla a todo defecto con radio finito (no nulo) en el fondo del mismo.

En el caso de la fractura frágil, la MFEL propone que el producto de la raíz cuadrada del tamaño de la fisura por la tensión crítica aplicada es igual a una constante [5]:

$$\sigma_c \sqrt{a} = \text{constante}_1 \quad (2.30)$$

Sin embargo, los componentes entallados están sometidos a estados tensionales menos exigentes y por tanto la ecuación (2.30) resulta:

$$\sigma_c a^\alpha = \text{constante}_2 \quad (2.31)$$

donde α es una constante. Este efecto entalla está relacionado con la naturaleza física del proceso de fractura [20]. Para que la fractura ocurra, es necesario que se cumplan unas condiciones críticas de sollicitación en un cierto volumen de material o zona de proceso, de tal forma que los enfoques de las tensiones máximas a menudo no son adecuados, ya que en la mayoría de los casos los resultados que se obtienen son excesivamente conservadores.

La existencia de una entalla en un material genera unas condiciones intermedias entre las que se producen en un material sin defectos y en un material fisurado. A veces, si la entalla es muy roma, no tiene ningún efecto en la capacidad resistente del material tras tener en cuenta el factor concentrador de tensiones K_t . En estos casos, el fallo se produce cuando la tensión local (tensión nominal multiplicado por K_t) en el fondo de la entalla alcanza la tensión de rotura, σ_u . En el otro extremo se obtiene que en el caso de entallas muy afiladas, estas se comportan del mismo modo que una fisura de la misma longitud.

De cualquier modo, en la práctica, hay muchos otros tipos de entallas que no se ajustan a estos casos extremos: en el momento en que se produce el fallo la tensión elástica en el fondo de la entalla es superior a σ_u y K_I (calculado asumiendo que la entalla es una fisura) es mayor

que K_{mat} . Es decir, el material entallado resiste más de lo esperado. Esto se conoce como efecto entalla.

2.3.2 Distribución de tensiones en el fondo de entalla

Existen multitud de soluciones analíticas que permiten definir la distribución elástica de tensiones en el fondo de una entalla (σ_{yy}). En la Tabla 2.1 [20] se recogen algunas de las propuestas que han ido surgiendo a lo largo de los años:

Tabla 2.1. *Distribución de tensiones en el frente de entalla [20].*

| <i>Autores</i> | <i>Distribución elástica de tensiones</i> | |
|---------------------------------|--|--------|
| Timoshenko y Goodier, 1951 [21] | $\sigma_{yy} = \sigma_N \left[1 + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{x}{2} \right)^{-2} + \frac{3}{2} \left(1 + \frac{x}{2} \right)^{-4} \right]$ | (2.32) |
| Neuber y Weiss, 1962 [22] | $\sigma_{yy} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{\rho}{\rho + 4x}}$ | (2.33) |
| Creager-Paris, 1967 [23] | $\sigma(r) = \frac{K}{\sqrt{\pi}} \frac{2(\rho + r)}{(2r + \rho)^{3/2}}$ | (2.34) |
| Chen y Pan, 1978 [24] | $\sigma_{yy} = \sigma_{max} \sqrt{\frac{\rho}{\rho + 8x}}$ | (2.35) |
| Usami, 1985 [25] | $\sigma_{yy} = \frac{\sigma_{max}}{3} \left[1 + \frac{1}{2} \left(1 + \frac{x}{2} \right)^{-2} + \frac{3}{2} \left(1 + \frac{x}{2} \right)^{-4} \right]$ | (2.36) |
| Glinka (1987) [26] | Entalla roma $\sigma_{yy} = \sigma_{max} \left[1 - 2.33 \left(\frac{x}{\rho} \right) + 2.59 \left(\frac{x}{\rho} \right)^{1.5} - 0.907 \left(\frac{x}{\rho} \right)^2 + 0.037 \left(\frac{x}{\rho} \right)^3 \right]$ | (2.37) |
| | Entalla afilada $\sigma_{yy} = \sigma_{max} \left[1 - 0.235 \left(\frac{x}{\rho} \right)^{0.5} - 1.33 \left(\frac{x}{\rho} \right) + 1.28 \left(\frac{x}{\rho} \right)^{1.5} - 0.037 \left(\frac{x}{\rho} \right)^2 \right]$ | (2.38) |
| Kujawski, 1991 [27] | $\sigma_{yy} = f \sigma_{max} \left[\left(1 + \frac{2x}{\rho} \right)^{-1/2} + \left(1 + \frac{2x}{\rho} \right)^{-3/2} \right]$ | (2.39) |
| | $f = 1$ cuando $\frac{x}{\rho} < 0.2$ | |
| | $f = 1 + \frac{\text{Tan}\left(\frac{\pi}{2K_t}\right)}{2.8} \left(\frac{x}{\rho} - 0.2 \right)$ cuando $\frac{x}{\rho} \geq 0.2$ | |
| Bhattacharya y Kumar, 1995 [28] | $\sigma_{yy} = \sigma_N K_t \sqrt{\frac{\rho}{\rho + 4x}}$ y $0 \leq x \leq \frac{\rho}{4} (K_t^2 - 1)$ | (2.40) |

En estas expresiones σ_{max} es la tensión máxima y K_t es el factor de concentración de tensiones, definido como por la relación entre la máxima tensión en el fondo de entalla y la tensión exterior aplicada.

2.3.3 Criterios de fractura frágil en componentes entallados

Teniendo en cuenta la distribución de tensiones en el frente de una entalla, se pueden distinguir dos tipos de criterios de fractura: el criterio global y los criterios locales de fractura [20]. Cuando se analizan entallas, se debe tener en consideración que no existe la singularidad tensional en el frente del defecto que hay en las fisuras, sino una tensión máxima seguida de una pseudo-singularidad en la cual la distribución de tensiones viene determinada por el factor de intensidad de tensiones de entalla (NSIF, *Notch Stress Intensity Factor*).

2.3.3.1 Criterio de fractura global

El criterio de fractura global se basa en la idea de que en la situación crítica, el factor de intensidad de tensiones de entalla alcanza un valor crítico. En definitiva, considera un criterio de fractura análogo al caso de fisuras, solo que en esta situación el valor crítico a alcanzar es K_{ρ}^c en lugar de la tenacidad a fractura del material:

$$K_{\rho} = K_{\rho}^c \quad (2.41)$$

El parámetro K_{ρ}^c es una medida de la resistencia a fractura y viene dado en $\text{MPa} \cdot \text{m}^{\alpha}$. El NSIF está relacionado con la carga exterior aplicada.

La aplicación de este criterio está altamente limitada debido a la falta de soluciones analíticas de K_{ρ} y/o procedimientos estandarizados para la definición experimental de K_{ρ}^c .

2.3.3.2 Criterios de fractura locales

Los criterios de fractura locales tienen en cuenta los campos de tensiones y deformaciones en el fondo de la entalla. Estos criterios asumen fundamentalmente la existencia de una zona de proceso en torno al defecto, cuyo tamaño se define a partir de las propiedades mecánicas del material [20,29].

Existen multitud de criterios de fractura locales que tienen una solidez teórica evidente, aunque en la mayoría de los casos, su aplicación práctica es muy limitada debido a que la definición de los parámetros de cálculo no es sólida y su obtención no es evidente. Por lo

tanto, se hace necesario establecer una metodología que permita analizar componentes entallados de forma práctica manteniendo la solidez teórica de los criterios de fractura locales. Surgen así, entre otros:

- Criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED) “*Strain Energy Density*”
- Método de la Tensión del Punto
- Método de la Tensión Media
- Teoría de las Distancias Críticas (TDC)
- Modelos de Zona de Proceso

En los apartados 2.3.3.2.1 a 2.3.3.2.5 se recoge una breve descripción de cada uno de los criterios y cuál es el ámbito de aplicación de los mismos.

2.3.3.2.1 Criterio de la Densidad de Energía de Deformación (*SED criterion*)

Este método energético establece que la fractura de un material tendrá lugar en el momento en el que en el frente de la entalla, en un área o volumen determinado de material en el frente del defecto, el valor de la densidad de energía de deformación alcanza un valor crítico.

Este método constituye la base principal sobre la que se sustentan los análisis que se llevan a cabo en esta tesis doctoral y se desarrolla en profundidad en el apartado 2.4.

2.3.3.2.2 Método de la Tensión del Punto

En el método de la Tensión del Punto (*Point Stress Method*), Whitney y Nuismer [30,31], establecen que la fractura frágil para un componente entallado tiene lugar cuando la tensión tangencial a una distancia crítica específica del fondo de la entalla, alcanza la tensión crítica (σ_c). En la Figura 2.6 se representa la distancia crítica ($r_c, r_{c,U}$) definida según el método de la Tensión del Punto para el caso particular de una entalla en U.

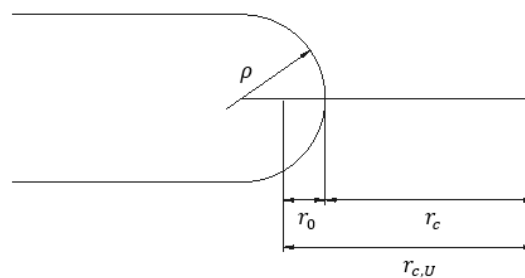


Figura 2.6. Representación de la distancia crítica para el método de la Tensión del Punto para entallas en U [30].

Los parámetros r_c y $r_{c,U}$ en la Figura 2.6 son las distancias críticas del método de la Tensión del Punto medidas desde el fondo de la entalla y desde el origen de coordenadas respectivamente. De acuerdo al método de la Tensión del Punto se deben cumplir tres condiciones. La primera de ellas es que la tensión tangencial ($\sigma_{\theta\theta}$) a la distancia crítica desde el fondo de entalla sea igual a la tensión crítica (σ_c), que normalmente se asume que es una propiedad del material.

$$\sigma_{\theta\theta}(r_{c,U}) = \sigma_c \quad (2.42)$$

La segunda condición que se debe cumplir es que el factor de intensidad de tensiones de entallas en Modo I ($K_I^{U,\rho}$) alcance su valor crítico a la distancia crítica ($K_{IC}^{U,\rho}$), siendo este valor la tenacidad a fractura en Modo I del componente entallado.

$$K_I^{U,\rho} = K_{IC}^{U,\rho} \quad (2.43)$$

Por último, la tercera condición que se debe cumplir es que el ángulo de iniciación de la fisura sea igual a cero debido a la simetría de la geometría y la carga aplicada.

Asumiendo la distribución de tensiones propuesta por Creager-Paris [23]:

$$\sigma_{\theta\theta}(r) = \frac{K_I^{U,\rho}}{\sqrt{2\pi r}} \left[1 + \frac{\rho}{2r} \right] \quad (2.44)$$

sustituyendo las ecuaciones (2.42) y (2.43) dentro de (2.44) se obtiene:

$$\sigma_c = \frac{K_{IC}^{U,\rho}}{\sqrt{2\pi r_{c,U}}} \left[1 + \frac{\rho}{2r_{c,U}} \right] \quad (2.45)$$

Tal y como se puede observar en la Figura 2.6, se comprueba que resulta válida la expresión:

$$r_{c,U} = \frac{\rho}{2} + r_c \quad (2.46)$$

Por tanto, si se sustituye la ecuación (2.46) dentro de la ecuación (2.45) y se despeja el valor de la tenacidad a fractura del material entallado ($K_{IC}^{U,\rho}$) queda:

$$K_{IC}^{U,\rho} = \frac{\sqrt{\pi(\rho + 2r_c)}\sigma_c}{1 + \rho/(\rho + 2r_c)} \quad (2.47)$$

Los únicos parámetros no conocidos de la ecuación (2.47) son r_c y σ_c , que se consideran propiedades del material. Una vez que estos valores se conocen, la tenacidad a fractura del material entallado (entallas en U) se puede obtener fácilmente [30].

La distancia crítica r_c para entallas romas en V y entallas en U, puede asumirse igual que para el caso de fisuras [30].

$$r_c = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_c} \right)^2 \quad (2.48)$$

donde K_{IC} es el valor de la tenacidad a fractura y σ_c la resistencia a tracción del material (frágil).

2.3.3.2.3 Método de la Tensión Media

De acuerdo al método de la Tensión Media, Whitney y Nuismer [30,31] establecen que la fractura frágil de un material ocurre cuando la tensión tangencial media a lo largo de una distancia crítica específica del fondo de la entalla alcanza un valor crítico. En la Figura 2.7 se representa la distancia crítica definida según el método de la Tensión Media para el caso de entallas en U.

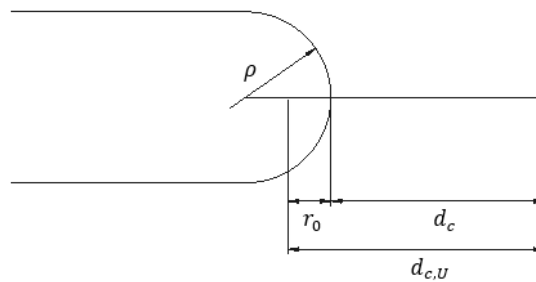


Figura 2.7. Representación de la distancia crítica para el método de la Tensión Media para entallas en U [30].

Los parámetros d_c y $d_{c,U}$ son la distancia crítica del método de la Tensión Media medida desde el fondo de la entalla y desde el origen de coordenadas respectivamente. La tensión media a lo largo de la distancia crítica se puede escribir como:

$$\bar{\sigma}_{\theta\theta} = \frac{1}{d_c} \int_{\rho/2}^{d_{c,U}} \sigma_{\theta\theta}(r) dr \quad (2.49)$$

De acuerdo al criterio de la Tensión Media, $\bar{\sigma}_{\theta\theta}$ debe alcanzar el valor de la tensión crítica σ_c en el momento de la fractura. Por tanto, sustituyendo el valor de $\sigma_{\theta\theta}$ de la ecuación (2.44) dentro de la ecuación (2.49) y considerando que $\bar{\sigma}_{\theta\theta} = \sigma_c$ es válido en el momento de la fractura, se obtiene:

$$\sigma_c = \frac{1}{d_c} \int_{\rho/2}^{d_{c,U}} \frac{K_I^{U,\rho}}{\sqrt{2\pi r}} \left[1 + \frac{\rho}{2r} \right] dr \quad (2.50)$$

Tras integrar la ecuación (2.50) y considerando que $K_I^{U,\rho} = K_{IC}^{U,\rho}$ en el momento de la fractura frágil, se obtiene:

$$\sigma_c d_c = \frac{K_{IC}^{U,\rho}}{\sqrt{2\pi}} \left(2\sqrt{d_{c,U}} - \frac{\rho}{\sqrt{d_{c,U}}} \right) \quad (2.51)$$

Tal y como se puede comprobar en la Figura 2.7, en el caso de analizar una entalla en U, el valor de la distancia crítica $d_{c,U}$ es:

$$d_{c,U} = \frac{\rho}{2} + d_c \quad (2.52)$$

Por tanto, si se sustituye la ecuación (2.52) dentro de la ecuación (2.51) y se despeja el valor de la tenacidad a fractura del material entallado, se obtiene:

$$K_{IC}^{U,\rho} = \frac{\sqrt{2\pi}\sigma_c d_c}{2 \sqrt{\frac{\rho}{2+d_c} - \frac{\rho}{\sqrt{\frac{\rho}{2} + d_c}}}} \quad (2.53)$$

Por otro lado, se puede asumir que la distancia d_c es:

$$d_c = \frac{2}{\pi} \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_c} \right)^2 \quad (2.54)$$

donde K_{IC} es el valor de la tenacidad a fractura y σ_c la resistencia a tracción del material (frágil).

2.3.3.2.4 Teoría de las Distancias Críticas (TDC)

La Teoría de las Distancias Críticas [32], es un grupo de metodologías que tienen en común el uso de la tenacidad del material (K_C) y un parámetro de longitud dependiente del material (L). A su vez, este valor de L está relacionado con otro parámetro característico del material, que es la tensión inherente (σ_0). En el caso de analizar la fractura de materiales frágiles con entallas, el valor de esta longitud viene definido por:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_C}{\sigma_0} \right)^2 \quad (2.55)$$

siendo en este caso el valor de la tensión inherente (σ_0) igual a la tensión de rotura del material (σ_u).

Si por el contrario se analizan materiales con comportamiento elastoplástico, el valor de la tensión inherente (σ_0) suele ser mucho mayor que la tensión de rotura del material (σ_u), y por tanto, para obtener los valores de los parámetros de la TDC es necesario realizar una calibración de los mismos recurriendo a simulación por elementos finitos y/o a extensos programas experimentales. Dentro de la TDC se pueden encontrar cuatro métodos relacionados. Los dos más empleados son el Método del Punto y el Método de la Línea.

El Método del Punto (PM) “*Point Method*”, establece que la rotura del material se produce cuando a una distancia $L/2$ del fondo de la entalla, se alcanza un valor de tensión igual a σ_0 .

$$\sigma \left(\frac{L}{2} \right) = \sigma_0 \quad (2.56)$$

Por otro lado, el Método de la Línea (LM) “*Line Method*” propone que la fractura tiene lugar cuando la tensión media, medida a lo largo de una distancia $2L$ desde el fondo de la entalla, sea igual a σ_0 .

$$\frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma(r) dr = \sigma_0 \quad (2.57)$$

Se puede observar el paralelismo entre estos dos métodos y los métodos de la Tensión del punto y de la Tensión Media respectivamente.

El Método de la Fisura Imaginaria (ICM) “*Imaginary Crack Method*”, supone que en el frente de la entalla existe una fisura ficticia de longitud L y que el fallo ocurre cuando se alcanza un valor crítico del factor de intensidad de tensiones, K_c . Por último, está la Mecánica de la Fractura Finita (FFM) “*Finite Fracture Mechanics*”, que postula que el fallo del material tiene lugar si existe la suficiente energía disponible como para permitir que la fisura crezca un valor finito Δa , que se supone una constante del material.

Los orígenes de la TDC se establecen a mediados del siglo XX con Neuber [33] y Peterson [34], quienes propusieron las primeras versiones del Método de la Línea y del Método del punto, respectivamente.

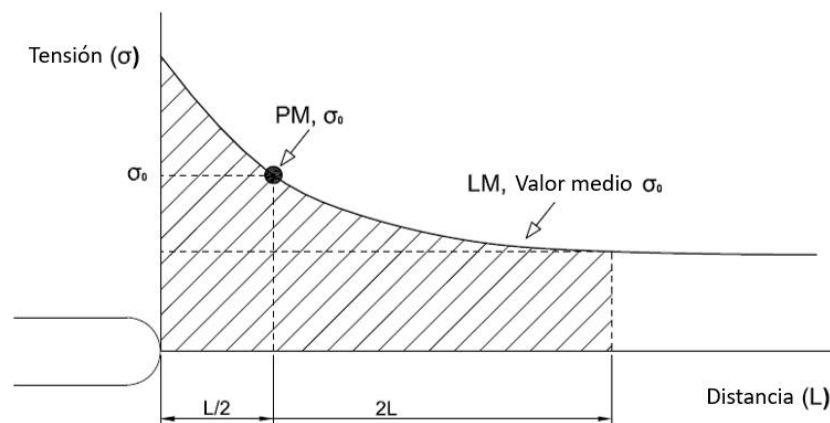


Figura 2.8. Definición gráfica del Método del Punto y del Método de la Línea.

Posteriormente, a mediados de los años 70, Whitney y Nuismer [30] definen el Método de la Tensión del Punto “*Point Stress Method*”, relacionado con el PM, y el Método de la Tensión Media “*Average Stress Method*”, relacionado con el LM. La base teórica de estos métodos es similar a la de los métodos propuestos por Neuber y Peterson, con la salvedad de que en este caso, ambos métodos se conectan con la MFEL y permiten la obtención de la distancia crítica en función de la tenacidad a fractura.

Finalmente, en la década de los 90 y a principios del siglo XXI, Taylor, empleando datos experimentales de la literatura [32], demuestra la aplicabilidad del Método del Punto y del Método de la Línea en una amplia gama de materiales y procesos de fractura.

2.3.3.2.5 Modelos de Zona de Proceso

Estos modelos establecen que el proceso de fractura tiene lugar a través de una zona de proceso, que puede ser definida como una zona plástica o una zona de daño existente en el fondo de la entalla. La rotura tendrá lugar cuando el daño acumulado en esa zona de proceso alcance un valor crítico. Las primeras aproximaciones realizadas y que por tanto, establecen los orígenes de estos modelos, fueron las propuestas por Dugdale y Barenblatt [35,36]. Posteriormente, otros autores como Hillerborg [37] han conseguido aplicar satisfactoriamente estos modelos a probetas de hormigón, o en [38], donde los autores también han podido emplear exitosamente estos modelos para predecir fractura de probetas de PMMA entalladas.

2.4 CRITERIO DE LA DENSIDAD DE ENERGÍA DE DEFORMACIÓN

2.4.1 Introducción

Durante muchos años el Criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED, *Strain Energy Density*) se ha empleado para formular distintos criterios de fallo en materiales tanto con comportamiento dúctil como frágil [39]. Desde sus inicios en 1885, con el trabajo de Beltrami [40], hasta nuestros días, el SED se ha convertido en una herramienta de gran utilidad en la evaluación del comportamiento bajo cargas estáticas y en fatiga de componentes estructurales con y sin entallas.

Teniendo en cuenta que se han propuesto multitud de criterios para predecir las cargas de rotura en componentes entallados, cabe mencionar que en los apartados 2.4.1.1 a 2.4.1.4, se realiza un breve resumen aquellos criterios que se consideran herramientas fundamentales para el desarrollo del criterio SED. En particular, los criterios que se van a revisar y describir brevemente con el objetivo de introducir de un modo más adecuado el SED son [41]:

- Energía de fractura específica absorbida de Guillemot
- Método generalizado de la tensión tangencial máxima
- Criterio de Sih
- Método del redondeo ficticio de entalla de Neuber

2.4.1.1 Energía de fractura específica absorbida de Gillemot

Inicialmente, Gillemot et al. [41–43] determinaron experimentalmente la energía de fractura específica absorbida (ASFE, *Absorbed Specific Fracture Energy*) para diversos materiales, tanto en probetas lisas (sin defectos) como entalladas. El proceso de fractura se divide en dos partes: iniciación y propagación de la fisura. La ASFE se define como la energía de deformación necesaria para que se inicie la fisura en una unidad de volumen del material, y se puede obtener considerando la energía absorbida en un elemento infinitesimal en el frente de la fisura o alrededor de la superficie de fractura en una probeta de tracción (Figura 2.9a).

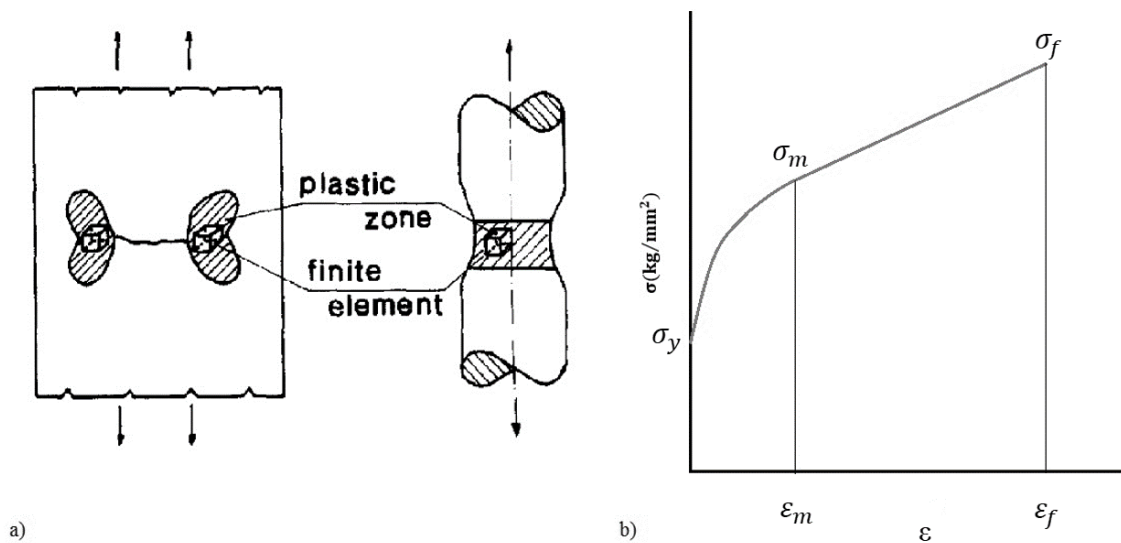


Figura 2.9. a) Definición teórica de la ASFE [42]; b) Curva tensión-deformación en variables reales de un acero al carbono [42].

Sin embargo, no es evidente obtener la medida de la energía en un elemento de volumen infinitesimal. En la práctica, esta se puede aproximar de manera precisa calculando la energía específica absorbida por unidad de volumen hasta la situación de fractura $(dW/dV)_c$, siendo W la energía y V el elemento de volumen del material considerado. La ASFE es una propiedad intrínseca del material que se puede obtener a partir de un ensayo de tracción uniaxial. Así, la ASFE se puede calcular según la integral:

$$\left(\frac{dW}{dV}\right)_c = \int_0^{\epsilon_f} \sigma d\epsilon \quad (\text{MJ} / \text{m}^3) \quad (2.58)$$

Por tanto, la ASFE es igual al área encerrada bajo la curva tensión-deformación en variables reales (Figura 2.9b). En el caso de las probetas entalladas, el valor de la ASFE representa el

valor medio de la energía de fractura específica absorbida (W_m) y por tanto, no es una propiedad real del material. En este caso, la energía de deformación plástica se absorbe en una pequeña zona en el frente de la entalla y se promedia a lo largo de toda la zona de rotura de la probeta (Figura 2.10). El valor medio de ASFE (W_m) disminuye cuanto más afilada es la entalla debido a la reducción de la zona plástica. En la Figura 2.10 se muestran los valores de la ASFE en función del factor K_t .

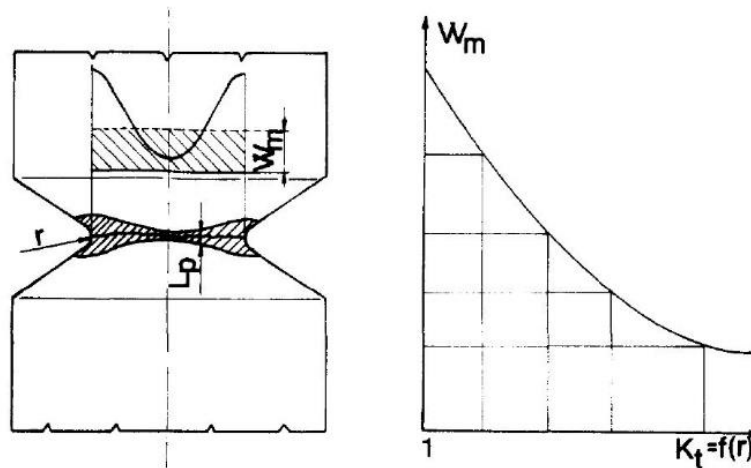


Figura 2.10. Definición de la ASFE media [43].

2.4.1.2 Método generalizado de la tensión tangencial máxima (MTS)

Una de las ideas fundamentales en el análisis a fractura de componentes frágiles es el llamado concepto de Modo I local [44]. Esta propuesta es sugerida por Erdogan y Sih en [44], donde se trata el análisis de placas fisuradas. Esta teoría es una de las más empleadas para el crecimiento de fisuras en modo mixto y establece que la propagación de fisuras comienza a lo largo de la dirección (θ_c) en la que se deriva la tensión tangencial máxima. A lo largo de esta línea, el esfuerzo cortante es igual a cero y se produce el estado de tensión principal. La fractura comienza cuando la tensión tangencial máxima ($\sigma_{\theta\theta}$) alcanza un valor crítico (σ_c) para el material que es igual a la tensión de fractura de un ensayo de tracción uniaxial. Las condiciones para el crecimiento de la fisura en una dirección se pueden expresar:

$$\frac{\partial \sigma_{\theta\theta}}{\partial \theta} = 0 \text{ y } \frac{\partial^2 \sigma_{\theta\theta}}{\partial \theta^2} < 0 \quad (2.59)$$

$$\sigma_{\theta\theta}(\theta_c) = \sigma_c \quad (2.60)$$

El campo de tensiones en el entorno del frente de la fisura se puede expresar mediante la ecuación (ver sistema de coordenadas en la Figura 2.11):

$$\begin{aligned} \begin{Bmatrix} \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} &= \frac{K_I}{4\sqrt{2\pi r}} \left[\begin{Bmatrix} 3 \cos(\theta/2) \\ 5 \cos(\theta/2) \\ \sin(\theta/2) \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \cos(3\theta/2) \\ -\cos(3\theta/2) \\ \sin(3\theta/2) \end{Bmatrix} \right] \\ &+ \frac{K_{II}}{4\sqrt{2\pi r}} \left[\begin{Bmatrix} -3 \sin(\theta/2) \\ -5 \sin(\theta/2) \\ \cos(\theta/2) \end{Bmatrix} + 3 \begin{Bmatrix} -\sin(3\theta/2) \\ \sin(3\theta/2) \\ \cos(3\theta/2) \end{Bmatrix} \right] \end{aligned} \quad (2.61)$$

En la ecuación (2.61) K_I y K_{II} son los factores de intensidad de tensiones en Modo I y Modo II respectivamente, de acuerdo a la mecánica de la fractura elástica-lineal.

Se observa que cuando la tensión circunferencial ($\sigma_{\theta\theta}$) en la dirección del crecimiento de la fisura es una tensión principal, el esfuerzo cortante ($\tau_{r\theta}$) a lo largo de esa dirección, desaparece. Por tanto, se demuestra que la solución para la dirección de crecimiento de la fisura es:

$$K_I \sin \theta + K_{II}(3\cos \theta - 1) = 0 \quad (2.62)$$

Para calcular la tensión ($\sigma_{\theta\theta}$) de la ecuación (2.61) se debe introducir una distancia crítica r_0 medida desde el frente de la fisura. El concepto de región núcleo como la zona que rodea el frente de la fisura fue propuesto por Sih [45]. La idea es que la solución de la mecánica de los medios continuos, así como la medida experimental, dejan de ser válidas a una distancia r_0 del fondo de la fisura.

Este criterio ha sido ampliamente aplicado y se puede encontrar en el trabajo de diversos autores como Gdoutos [46], Yokobori et al. [47] y Hyde y Chambers [48] entre otros. Además, recientemente se ha propuesto un criterio MTS modificado que permite considerar la contribución de las tensiones en T y el análisis de entallas [49–55].

2.4.1.3 Criterio de Sih

El criterio energético más empleado para el análisis de la fractura en materiales sin deformación plástica es el de Griffith [3], que se basa en la energía superficial específica. Años más tarde, Sih sugiere el uso del factor de densidad de energía de deformación (\mathcal{S}) [45].

El concepto de “*core region*” (región núcleo, Figura 2.11) rodeando el frente de la fisura se propone en [56]. La idea principal es que la mecánica de los medios continuos no puede ser utilizada en el entorno del frente de la fisura, delimitada por el radio de la región núcleo. El factor de densidad de energía de deformación (S) se define como el producto de la densidad de energía de deformación por la distancia crítica desde el punto de la singularidad. Así, el fallo se produce cuando S alcanza un valor crítico, S_C , mientras que la dirección de propagación de la fisura se determina mediante la imposición de una condición mínima en S . Esta teoría extiende su uso empleando la energía total de deformación en el entorno del frente de la entalla, y se consideró como punto de referencia aquel de mayor tensión tangencial en la superficie de la entalla.

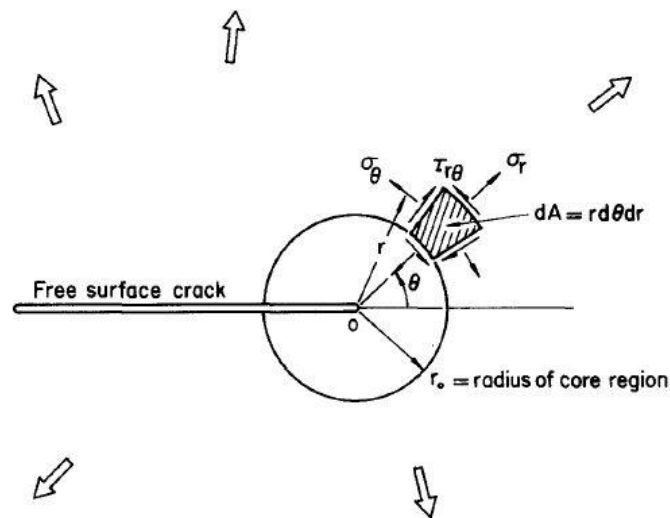


Figura 2.11. Definición de la “*core region*” o *región núcleo* [45].

El criterio de la densidad de energía de deformación en fractura se refina y se resume por Sih en [57]. El elemento material se mantiene siempre a una distancia finita del frente de la fisura o de la entalla, fuera de la región del núcleo, donde la no homogeneidad del material debida a micro-fisuras, dislocaciones o bordes de grano descartan una solución analítica precisa. Esta teoría puede explicar tanto la plastificación como la fractura e incluso, se puede aplicar en materiales dúctiles. En función del estado tensional local, el radio de la región del núcleo puede coincidir o no con el ligamento crítico (r_c), que se corresponde con el punto de inicio de la propagación inestable de la fisura [30,56,58–60]. El citado ligamento (r_c) depende de la tenacidad a fractura (K_{IC}), el límite elástico (σ_y), el coeficiente de Poisson (ν) y de la relación entre las componentes dilatacional y distorsional de la densidad de energía de deformación. La dirección de σ_{max} determina la distorsión máxima, mientras que σ_{min} está relacionada

con la dilatación. La distorsión está asociada al comportamiento elástico, mientras que la dilatación tiende a estar asociada a la creación de superficies libres o a la fractura, y ocurre a lo largo de la línea en la que se espera que se produzca el avance de la fisura.

Si se establece de forma experimental, y para varios materiales ingenieriles, un valor de la función de densidad de energía de deformación igual al cociente entre las componentes de dilatación (dW_c) y de distorsión (dV_c). La energía de deformación requerida para la iniciación de la fisura en un una unidad de volumen del material se denomina energía de fractura específica absorbida (ASFE), y su relación con el valor crítico de J_c y el factor crítico S_c ha sido ampliamente discutida en [41–43], donde se puede observar que:

$$\frac{S_c}{r} = \left(\frac{dW}{dV} \right)_c \quad (2.63)$$

siendo S_c el factor de densidad de energía de deformación crítico y r el radio vector de la posición del fallo. Ya que la distribución de absorción de energía específica W en componentes entallados no es uniforme, se asume que el material se fisura tan pronto como una determinada cantidad de energía es absorbida por la pequeña zona plástica presente en el fondo de la entalla. Si la entalla es lo suficientemente afilada, en una aproximación inicial, la energía específica debida a la deformación elástica es lo suficientemente pequeña como para no tenerla en cuenta. Recientemente, la función del volumen de energía se ha trasladado de la escala macro a la micro con el fin de tener en cuenta las micro-fisuras como una mayor singularidad tensional [61–67].

Cuando se analizan entallas en V, el factor de densidad de energía de deformación (S) se define y se aplica como una extensión del método propuesto para el caso de fisuras [57,60]. Se analizan los posibles puntos de inicio de la fractura y se evalúa con precisión la tasa de cambio del volumen respecto a la superficie del material $\Delta V/\Delta A$ mediante el uso de modelos numéricos. Se demuestra que la variación local de este parámetro debe ser menor que el promedio global de $\Delta V/\Delta A$ en el sistema para garantizar la confianza de los resultados numéricos. Además, el factor de densidad de energía de deformación crítico, S_c , se muestra como una función del ángulo de apertura de la entalla tanto para cargas simétricas como asimétricas. La hipótesis fundamental es que el comienzo de la fractura coincide con el máximo de la de la función de densidad de energía de deformación máxima, $(dW/dV)_{max}^{max}$, y el máximo de la función de densidad de energía mínima, $(dW/dV)_{min}^{max}$, con referencia a

la variable espacio angular, respectivamente. Los valores estacionarios de dW/dV en un sistema pueden tener numerosos máximos y mínimos. El par $(dW/dV)_{max}^{max}$ y $(dW/dV)_{min}^{max}$, es único y tiene un significado físico específico. El máximo de $(dW/dV)_{max}$, corresponde al máximo relativo, referido al punto donde comienza la fractura debido a un cambio en la forma con un pequeño cambio de volumen, mientras que el mínimo relativo correspondiente a un aumento del volumen está relacionado con la fractura. La segunda hipótesis es que el fallo se produce cuando $(dW/dV)_{max}^{max}$ y $(dW/dV)_{min}^{max}$ alcanzan respectivamente sus valores críticos, $(dW/dV)_p$ y $(dW/dV)_c$

De forma más precisa, Sih escribe S [45,57]:

$$S = a_{11}(\theta)K_I^2 + 2a_{12}(\theta)K_I K_{II} + a_{22}(\theta)K_{II}^2 \quad (2.64)$$

donde K_I y K_{II} son los factores de intensidad de tensiones en Modo I y Modo II respectivamente, de la mecánica de la fractura elástica-lineal, y a_{11} , a_{12} , a_{22} son las funciones angulares que dependen del coeficiente de Poisson (ν) y del módulo de cortante (G) relacionado con el módulo de Young (E) según:

$$E = 2G(1 + \nu) \quad (2.65)$$

Las funciones son:

$$a_{11} = \frac{1}{16G} [(1 + \cos(\theta))(\kappa - \cos(\theta))] \quad (2.66)$$

$$a_{12} = \frac{1}{16G} \sin \theta [2 \cos(\theta) - (\kappa - 1)] \quad (2.67)$$

$$a_{22} = \frac{1}{16G} [(\kappa + 1)(1 - \cos(\theta)) + (1 + \cos(\theta))(3 \cos(\theta) - 1)] \quad (2.68)$$

aquí κ toma el valor de $(3 - 4\nu)$ para la condición de deformación plana y $(3 - \nu)/(1 + \nu)$ para la condición de tensión plana [57–59].

Sih establece que el crecimiento inicial de fisura tiene lugar en la dirección a lo largo en la cual el factor de densidad de energía de deformación S posee un valor estacionario (mínimo), es decir:

$$\frac{\partial S}{\partial \theta} = 0 \quad (2.69)$$

Según afirma Sih, el criterio no requiere realizar ningún cálculo sobre la velocidad de liberación de la energía, y por tanto posee la ventaja de ser capaz de analizar los problemas de modo mixto a la vez. A diferencia de la teoría convencional de Griffith que solo mide la magnitud de las tensiones locales, el parámetro fundamental S es sensible a la dirección. De este modo, la diferencia entre el parámetro de Griffith y S es análoga a la diferencia existente entre un escalar y un vector.

El criterio de Sih se ha aplicado principalmente a fisuras y a entallas afiladas. Sin embargo, hay que mencionar que también se ha aplicado a dos tipos de entallas particulares: agujeros elípticos y entallas hiperbólicas [35].

2.4.1.4 *Aproximación del redondeo ficticio de entalla de Neuber*

De acuerdo a las publicaciones de Neuber [31,68,69] el parámetro efectivo capaz de controlar la resistencia en condiciones estáticas o de fatiga no es la tensión teórica máxima de la entalla en el caso de entallas afiladas, si no la tensión de la entalla promediada a lo largo de una distancia en dirección normal al frente de la entalla. Los materiales tienen un volumen específico “elemental”, que da como resultado una “longitud de soporte estructural” específica. Este efecto se puede describir promediando las tensiones máximas de entalla en un pequeño volumen de material en el frente de la entalla, con radio ρ . La tensión promedio puede ser expresada a través de la tensión máxima de una entalla con un radio ficticio ampliado. Esta ampliación se puede expresar mediante el parámetro ρ^* , modificado por el factor S que recoge la influencia de la multiaxialidad y el criterio de resistencia. La magnitud ρ^* depende exclusivamente de las condiciones microestructurales del material. En [68,69] Neuber indica que se obtiene a través del límite elástico (σ_y) para fatiga de alto número de ciclos, mientras que en [70] Weiss establece que este valor para cargas estáticas se obtiene según:

$$\rho^* = \left(\frac{2}{\pi}\right) \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_{mc}}\right)^2 \quad (2.70)$$

donde K_{IC} es la tenacidad a fractura del material y σ_{mc} es la tensión local de fractura.

El concepto del redondeo ficticio de entallas y su base matemática se desarrolla en un momento en el que la importancia de las tensiones de entalla para las evaluaciones de resistencia es evidente, lo que resulta en una demanda de definición de estas tensiones, ya sea experimental o teóricamente. Para poder apreciar bien la contribución de Neuber, es necesario considerar el concepto de microsoporte dentro del contexto de la teoría general de las tensiones de entalla [31].

Con el objetivo de dejar claros los principales puntos del enfoque de Neuber, aquí solo se considera el Modo I de carga. Cuando el radio de la entalla es muy pequeño, o tiende a cero, el factor de concentración de tensiones teórico (K_t) alcanza valores muy elevados y el fallo por fatiga o por rotura frágil no se puede definir a través del valor teórico máximo de las tensiones de entalla. En este caso, no se puede considerar la máxima tensión teórica, sino que se debe asumir que la tensión promediada sobre un elemento material de tamaño finito es decisiva para que se produzca el fallo.

La microestructura del elemento material en el fondo de la entalla se caracteriza mediante la longitud de soporte microestructural dependiente del material (ρ^*). Una primera aproximación obtenida de resultados experimentales indica que $\rho^* \approx 0.1$ mm en fatiga para aceros de baja resistencia y aleaciones de aluminio. El promediado de la tensión se realiza a lo largo de esta longitud solucionando así el problema de la entalla e integrando las tensiones de entalla teóricas σ_{th} sobre ρ^* , siendo x_0 la distancia que posiciona los ejes coordenados [31]:

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\rho^*} \int_{x_0}^{x_0+\rho^*} \sigma_{th} dx \quad (2.71)$$

Con el fin de simplificar este procedimiento, en la Figura 2.12, Neuber [68,69] introduce el concepto de redondeo ficticio de entalla. La tensión de entalla promediada $\bar{\sigma}$ se puede determinar directamente mediante el análisis de la entalla con un radio de entalla extendido (ρ_f), tal y como se puede ver en la Figura 2.12b:

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* \quad (2.72)$$

ρ es el radio de entalla real y s es el factor de soporte que depende de la multiaxialidad del estado de tensiones y del criterio de fallo aplicado.

El método de Neuber para determinar el radio de entalla ficticio ρ_f consiste en los siguientes pasos:

- Definir la tensión equivalente (σ o τ) relevante en la bisectriz (dirección del fallo asumida) mediante las expresiones cerradas para entallas redondeadas y afiladas en V
- Determinar la tensión máxima promediada ($\bar{\sigma}$) a lo largo de la longitud de soporte microestructural (ρ^*)
- Igualar la expresión de $\bar{\sigma}$ para un radio ρ^* finito con la expresión de $\bar{\sigma}$ para $\rho^* = 0$ con el fin de obtener el radio ρ_f dependiente de ρ , ρ^* y 2α mediante procedimientos numéricos
- Obtener el factor $s = (\rho_f - \rho)/\rho^*$ que a su vez es dependiente de ρ , ρ^* y 2α en general

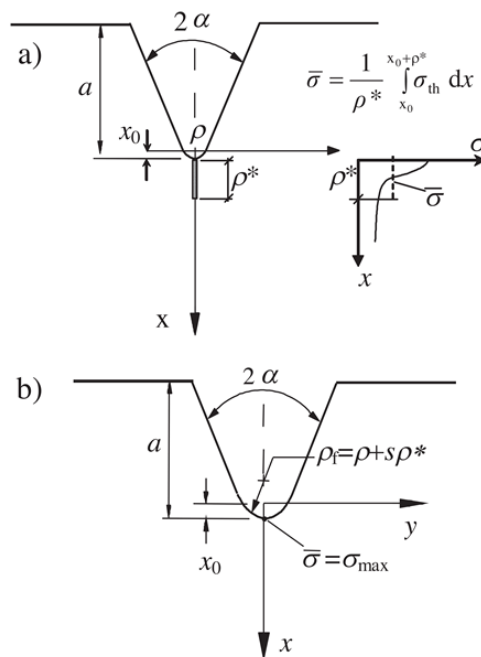


Figura 2.12. Aplicación de la Aproximación del redondeo de entalla para el Modo I de carga [68,69].

En la aproximación de Neuber se mantienen algunas carencias y controversias. En particular, se debe indicar que en la propuesta recogida en [69], la tensión debida al cortante no se tiene en cuenta y por tanto los valores de s se ofrecen sin hacer ninguna referencia al ángulo de apertura de la entalla. Por otro lado, en [68] Neuber establece la existencia de una gran influencia de este ángulo de apertura de la entalla al considerar el criterio de la tensión normal tanto para cargas de tracción como para cargas de torsión. Finalmente, en la edición más reciente del libro de Neuber [68], se suprime la influencia del ángulo de apertura de la entalla

y se propone un único valor de s para describir el redondeo ficticio de entallas para cualquier ángulo de apertura. Los valores de s dados por Neuber para las cargas de tensión (y de flexión) se refieren a probetas planas, en condiciones de tensión plana y a probetas simétricas respecto a un eje con entallas circunferenciales en condiciones de deformación plana. Otro de los puntos que faltan por clarificar es la solución de entalla roma teniendo en cuenta la influencia de otros parámetros geométricos de la entalla además del radio de entalla. En conclusión, aún quedan algunas dudas respecto a la aplicación del enfoque, particularmente cuanto se trata de entallas afiladas con ángulos de apertura de la entalla arbitrarios. También se debe subrayar que, aunque Neuber siempre habla de volumen elemental, su método se basa en una integración en una línea y la contribución de los flancos de la entalla no se considera completamente a la hora de realizar el cálculo.

La principal limitación de la aproximación del redondeo ficticio de entalla es que puede ser aplicado fácilmente a modos puros, pero la extensión del mismo a un modo de carga mixto no resulta fácil de aplicar y, además, solo se puede realizar de una forma aproximada.

2.4.2 El criterio local de la densidad de energía de deformación

El criterio local de la densidad de energía de deformación (SED local), propuesto por Lazzarin y Zambardi en [71], se basa en el concepto del volumen estructural elemental de Neuber [33] y en la teoría de Sih [45], el cual considera como parámetro crítico el producto de la densidad de energía de deformación medida en un punto por la distancia entre el punto y el frente de la entalla. El criterio SED local se desarrolló en [71] y está basado en la densidad de energía de deformación media en un volumen de control en el entorno del frente de la entalla.

Las aproximaciones basadas en la densidad de energía de deformación no se pueden usar en el frente de una entalla en V afilada, ya que tanto las tensiones como densidad de energía de deformación tienden a infinito en $r = 0$. Sin embargo, si se considera un volumen finito en el material próximo a la entalla, cualesquiera que sean sus características (entalla roma, entalla afilada, fisura), la energía siempre tiene un valor finito. De este modo, la cuestión radica en cómo estimar el tamaño de este volumen. El SED local se centra en la posibilidad de predecir el comportamiento estático en materiales frágiles o cuasi-frágiles con entallas utilizando únicamente el valor de la energía del volumen finito. Otros enfoques sobre volúmenes críticos han sido propuestos para el caso de fatiga de alto número ciclos [72] y de bajo número ciclos [73]. Anteriormente había sido propuesta una aproximación de intensidad del campo

de tensiones [74,75] donde el producto de la tensión equivalente por una función de peso se integra en un dominio Ω , constante del material, que se puede aproximar a una esfera con el centro en la raíz de la entalla.

2.4.2.1 Distribución de tensiones en entallas en U y V

Teniendo en cuenta el sistema de coordenadas polares que se muestra en la Figura 2.13 el SED local parte de la distribución de tensiones en el fondo de la entalla definida mediante la expresión [76]:

$$\sigma_{ij} = a_1 \left[f_{ij}(\theta, \alpha) + \left(\frac{r}{r_0} \right)^{\mu_1 - \lambda_1} g_{ij}(\theta, \alpha) \right] \quad (2.73)$$

donde a_1 es función del factor de intensidad de tensiones de entalla en el caso de entallas en V afiladas y, en el caso de entallas romas, es función de la tensión elástica máxima de entalla σ_{max} .

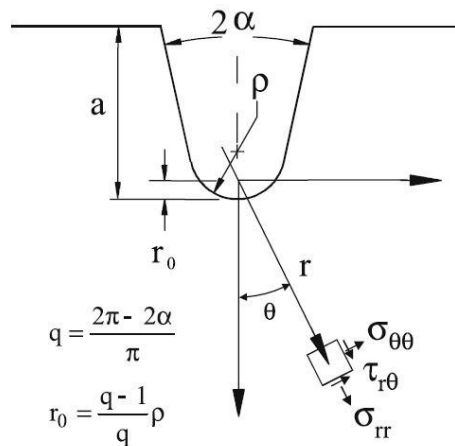


Figura 2.13. Sistema de coordenadas polares y componentes de tensión [16].

En valor de r_0 en la ecuación (2.73) se obtiene como la distancia entre el frente de la entalla y el origen del sistema de coordenadas locales medida en la bisectriz. Depende del radio de entalla ρ y del ángulo de apertura 2α :

$$r_0 = \rho \left[\frac{(\pi - 2\alpha)}{(2\pi - 2\alpha)} \right] \quad (2.74)$$

El valor máximo de r_0 se alcanza cuando $2\alpha = 0$, siendo igual a $\rho/2$ [77]. Las funciones angulares f_{ij} y g_{ij} se definen en [76]:

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} f_{\theta\theta} \\ f_{rr} \\ f_{r\theta} \end{pmatrix} &= \frac{1}{1 + \lambda_1 + \chi_{b1}(1 - \lambda_1)} \left[\begin{pmatrix} (1 + \lambda_1) \cos(1 - \lambda_1) \theta \\ (3 - \lambda_1) \cos(1 - \lambda_1) \theta \\ (1 - \lambda_1) \sin(1 - \lambda_1) \theta \end{pmatrix} \right. \\ &\quad \left. + \chi_{b1}(1 - \lambda_1) \begin{pmatrix} \cos(1 + \lambda_1) \theta \\ -\cos(1 + \lambda_1) \theta \\ \sin(1 + \lambda_1) \theta \end{pmatrix} \right] \end{aligned} \quad (2.75)$$

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} g_{\theta\theta} \\ g_{rr} \\ g_{r\theta} \end{pmatrix} &= \frac{q}{4(q - 1)[1 + \lambda_1 + \chi_{b1}(1 - \lambda_1)]} \left[\chi_{d1} \begin{pmatrix} (1 + \mu_1) \cos(1 - \mu_1) \theta \\ (3 - \mu_1) \cos(1 - \mu_1) \theta \\ (1 - \mu_1) \sin(1 - \mu_1) \theta \end{pmatrix} \right. \\ &\quad \left. + \chi_{c1} \begin{pmatrix} \cos(1 + \mu_1) \theta \\ -\cos(1 + \mu_1) \theta \\ \sin(1 + \mu_1) \theta \end{pmatrix} \right] \end{aligned} \quad (2.76)$$

Estas funciones solo dependen del autovalor de Williams [78], λ_1 , que controla la solución para entallas de radio igual a cero. Por otro lado, las funciones g_{ij} dependen principalmente del autovalor μ_1 , pero no son independientes de λ_1 . Cuando $\mu_1 < \lambda_1$, el valor de los parámetros que dependen de μ_1 en la ecuación (2.73) disminuye rápidamente con el aumento de la distancia al frente de la entalla. En la Tabla 2.2 se recogen valores para los parámetros de las ecuaciones (2.75) y (2.76) para distintos valores del ángulo de apertura de la entalla.

Tabla 2.2. Parámetros para las distribuciones de tensiones [76].

| 2α (rad) | q | λ_1 | μ_1 | χ_{b1} | χ_{c1} | χ_{d1} | $\tilde{\omega}_1$ | $F(2\alpha)$ |
|-----------------|--------|-------------|---------|-------------|-------------|-------------|--------------------|--------------|
| 0 | 2.0000 | 0.5 | -0.5 | 1 | 4 | 0 | 1 | 0.7850 |
| $\pi / 6$ | 1.8333 | 0.5014 | -0.4561 | 1.0707 | 3.7907 | 0.0632 | 1.034 | 0.6917 |
| $\pi / 4$ | 1.7500 | 0.5050 | -0.4319 | 1.1656 | 3.5721 | 0.0828 | 1.014 | 0.6692 |
| $\pi / 3$ | 1.6667 | 0.5122 | -0.4057 | 1.3123 | 3.2832 | 0.0960 | 0.970 | 0.6620 |
| $\pi / 2$ | 1.5000 | 0.5448 | -0.3449 | 1.8414 | 2.5057 | 0.1046 | 0.810 | 0.7049 |
| $2\pi / 3$ | 1.3334 | 0.6157 | -0.2678 | 3.0027 | 1.5150 | 0.0871 | 0.570 | 0.8779 |
| $3\pi / 4$ | 1.2500 | 0.6736 | -0.2198 | 4.1530 | 0.9933 | 0.0673 | 0.432 | 1.0717 |
| $5\pi / 6$ | 1.1667 | 0.7520 | -0.1624 | 6.3617 | 0.5137 | 0.0413 | 0.288 | 1.4417 |

En condiciones de deformación plana, las funciones f_{ij} y g_{ij} cumplirán:

$$f_{zz}(\theta) = \nu(f_{\theta\theta}(\theta) + f_{rr}(\theta)) \quad g_{zz}(\theta) = \nu(g_{\theta\theta}(\theta) + g_{rr}(\theta)) \quad (2.77)$$

En tensión plana el valor de ambas funciones es igual a 0.

2.4.2.2 SED local en entallas afiladas en V solicitadas en Modo I

El valor de a_1 (ecuación (2.73)) se relaciona con el factor de intensidad de la entalla (aquí denominado K_I^V) en Modo I por medio de la expresión:

$$a_1 = \frac{K_I^V}{\sqrt{2\pi}} \quad (2.78)$$

Donde [79]:

$$K_I^V = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0} [\sigma_\theta(r, 0)] r^{1-\lambda_1} \quad (2.79)$$

En el caso de que el radio de entalla sea igual a cero, la distancia r_0 es nula, y por tanto todos los parámetros que son función de μ_1 desaparecen de la ecuación (2.73). De este modo, la densidad de energía de deformación elástica en Modo I resulta:

$$W_1^{(e)}(r, \theta) = \frac{1}{2E} r^{2(\lambda_1-1)} \frac{K_I^V}{2\pi} [f_{\theta\theta}^2 + f_{rr}^2 + f_{zz}^2 - 2\nu(f_{\theta\theta}f_{rr} + f_{\theta\theta}f_{zz} + f_{rr}f_{zz}) + 2(1+\nu)f_{rz}^2] \quad (2.80)$$

La energía de deformación total en un área de radio R_c resulta (Figura 2.14):

$$E_1^{(e)} = \int_A W_1^{(e)} dA = \int_0^{R_c} \int_{-\gamma}^{+\gamma} W_1^{(e)}(r, \theta) r dr d\theta = \frac{1}{E} \frac{I_1(\gamma)}{4\lambda_1} (K_I^V)^2 R_c^{2\lambda_1} \quad (2.81)$$

donde I_1 es:

$$I_1 = \frac{1}{2E} \int_{-\gamma}^{+\gamma} [f_{\theta\theta}^2 + f_{rr}^2 + f_{zz}^2 - 2\nu(f_{\theta\theta}f_{rr} + f_{\theta\theta}f_{zz} + f_{rr}f_{zz}) + 2(1+\nu)f_{rz}^2] d\theta \quad (2.82)$$

En una situación plana, el volumen de control es el área descrito por el sector semicircular de la Figura 2.14. Esta área es igual a:

$$A = \int_0^{R_c} \int_{-\gamma}^{+\gamma} r dr d\theta = R_c^2 \gamma \quad (2.83)$$

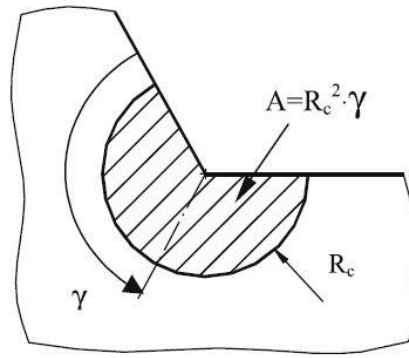


Figura 2.14. Volumen de control (área) para entallas afiladas en V [71].

Haciendo uso de la ecuación (2.83), se obtiene que el valor medio de la densidad de energía de deformación para un área A resulta:

$$W_1^{(e)} = \frac{E_1^{(e)}}{A} = \frac{I_1}{4E\lambda_1\gamma} \left(\frac{K_I^V}{R_c^{1-\lambda_1}} \right) \quad (2.84)$$

donde es λ_1 el autovalor de Williams y $\gamma = \pi - \alpha$

El SED establece que en Modo I la rotura se produce cuando el valor medio de la densidad de energía de deformación (\bar{W}) en un volumen de control (de radio R_c), alcanza un valor crítico, W_c , que depende de cada material:

$$\bar{W} = W_c \quad (2.85)$$

En el caso de estar analizando la rotura de un material frágil, como \bar{W} se toma $W_1^{(e)}$ (ecuación (2.84)) y W_c se puede obtener fácilmente en función de la tensión de rotura y del módulo de Young:

$$W_c = \frac{\sigma_u^2}{2E} \quad (2.86)$$

Si se obtienen experimentalmente los valores W_c y K_{mat}^V que provocan la rotura, la ecuación (2.84) hace posible determinar el valor crítico del radio. Si el valor crítico del NSIF (K_{mat}^V) se obtiene con probetas que cumplan la condición $2\alpha \neq 0$, el valor crítico del radio se expresa como [71]:

$$R_c = \left[\frac{I_1 (K_I^V)^2}{4E\lambda_1\gamma W_c} \right]^{\frac{1}{2(1-\lambda_1)}} \quad (2.87)$$

Diferentes valores obtenidos para la integral I_1 , en función del ángulo de la entalla y el coeficiente de Poisson, se muestran la Tabla 2.3.

Tabla 2.3. Valores de I_1 . Deformación Plana (DP); Tensión Plana (TP) [71].

| 2α [°] | γ/π (rad) | λ_1 | I_1 (DP) | | | | | | I_1 (TP) | |
|------------------|-----------------------|-------------|------------|------------|-----------|------------|-----------|------------|------------|-----------|
| | | | $\nu=0.10$ | $\nu=0.15$ | $\nu=0.2$ | $\nu=0.25$ | $\nu=0.3$ | $\nu=0.35$ | $\nu=0.4$ | $\nu=0.3$ |
| 0 | 1 | 0.500 | 1.1550 | 1.0925 | 1.0200 | 0.9375 | 0.8450 | 0.7425 | 0.6300 | 1.0250 |
| 15 | 23/24 | 0.500 | 1.1497 | 1.0880 | 1.0162 | 0.9346 | 0.8431 | 0.7416 | 0.6303 | 1.0216 |
| 30 | 11/12 | 0.501 | 1.1335 | 1.0738 | 1.0044 | 0.9254 | 0.8366 | 0.7382 | 0.6301 | 1.0108 |
| 45 | 7/8 | 0.505 | 1.1063 | 1.0499 | 0.9841 | 0.9090 | 0.8247 | 0.7311 | 0.6282 | 0.9918 |
| 60 | 5/6 | 0.512 | 1.0678 | 1.0156 | 0.9547 | 0.8850 | 0.8066 | 0.7194 | 0.6235 | 0.9642 |
| 90 | 3/4 | 0.544 | 0.9582 | 0.9173 | 0.8690 | 0.8134 | 0.7504 | 0.6801 | 0.6024 | 0.8826 |
| 120 | 2/3 | 0.616 | 0.8137 | 0.7859 | 0.7524 | 0.7134 | 0.6687 | 0.6184 | 0.5624 | 0.7701 |
| 135 | 5/8 | 0.674 | 0.7343 | 0.7129 | 0.6867 | 0.6558 | 0.6201 | 0.5796 | 0.5344 | 0.7058 |
| 150 | 7/12 | 0.752 | 0.6536 | 0.6380 | 0.6186 | 0.5952 | 0.5678 | 0.5366 | 0.5013 | 0.6386 |

En el caso de que $2\alpha = 0$ (entalla en U) y el radio de entalla sea nulo, K_{mat}^V es igual a la tenacidad a fractura del material K_{mat} . El radio crítico para un material determinado se puede obtener mediante la ecuación (2.87) o aplicando la expresión (2.88) en caso de estar operando en condiciones de deformación plana, mientras que si se opera en tensión plana, se hace uso de la ecuación (2.89) [80,81]:

$$R_c = \frac{(1 + \nu)(5 - 8\nu)}{4\pi} \left(\frac{K_{mat}}{\sigma_u} \right)^2 \quad (\text{Deformación plana}) \quad (2.88)$$

$$R_c = \frac{(5 - 3\nu)}{4\pi} \left(\frac{K_{mat}}{\sigma_u} \right)^2 \quad (\text{Tensión plana}) \quad (2.89)$$

2.4.2.3 SED local en entallas romas en V solicitadas en Modo I

En el caso de analizar entallas redondeadas, la función a_1 de la ecuación (2.73) se puede relacionar con la máxima tensión principal en el frente de la entalla a través de la expresión:

$$a_1 = \frac{\sigma_{max}}{r_0^{\lambda_1-1} \left\{ 1 + \frac{(1 + \mu_1)\chi_{d1} + \chi_{c1}}{1 + \lambda_1 + \chi_{b1}(1 - \lambda_1)} \frac{q}{4(q-1)} \right\}} = \frac{\sigma_{max} r_0^{\lambda_1-1}}{1 + \tilde{\omega}_1} \quad (2.90)$$

Los valores del parámetro $\tilde{\omega}_1$ se recogen en la Tabla 2.2. Tendiendo esto en cuenta, la ecuación (2.73) se puede expresar [31]:

$$\sigma_{\theta\theta}(r, \theta) = \frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1} \left(\frac{r_0}{r}\right)^{1-\lambda_1} \left[f_{\theta\theta} + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} g_{\theta\theta} \right] \quad (2.91)$$

$$\sigma_{rr}(r, \theta) = \frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1} \left(\frac{r_0}{r}\right)^{1-\lambda_1} \left[f_{rr} + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} g_{rr} \right] \quad (2.92)$$

$$\sigma_{r\theta}(r, \theta) = \frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1} \left(\frac{r_0}{r}\right)^{1-\lambda_1} \left[f_{r\theta} + \left(\frac{r}{r_0}\right)^{\mu_1-\lambda_1} g_{r\theta} \right] \quad (2.93)$$

La densidad de energía de deformación elástica, en este caso, sigue la siguiente expresión [31]:

$$W_1^{(e)}(r, \theta) = \frac{1}{2E} \left(\frac{\sigma_{max}}{1 + \tilde{\omega}_1}\right)^2 \left\{ \left(\frac{r_0}{r}\right)^{2(\lambda_1-1)} \tilde{F}_\lambda + \left(\frac{r_0}{r}\right)^{2(\mu_1-1)} \tilde{G}_\mu + 2 \left(\frac{r_0}{r}\right)^{\lambda_1-\mu_1-2} \tilde{M}_{\lambda\mu} \right\} \quad (2.94)$$

teniendo en cuenta la aplicación del Criterio de la Densidad de Energía de Deformación total propuesto por Beltrami [40], se pueden obtener las siguientes relaciones [31]:

$$\tilde{F}_\lambda = f_{\theta\theta}^2 + f_{rr}^2 + f_{zz}^2 - 2\nu(f_{\theta\theta}f_{rr} + f_{\theta\theta}f_{zz} + f_{rr}f_{zz}) + 2(1 + \nu)f_{r\theta}^2 \quad (2.95)$$

$$\tilde{G}_\mu = g_{\theta\theta}^2 + g_{rr}^2 + g_{zz}^2 - 2\nu(g_{\theta\theta}g_{rr} + g_{\theta\theta}g_{zz} + g_{rr}g_{zz}) + 2(1 + \nu)g_{r\theta}^2 \quad (2.96)$$

$$\begin{aligned} \tilde{M}_{\lambda\mu} = & f_{\theta\theta}g_{\theta\theta} + f_{rr}g_{rr} + f_{zz}g_{zz} \\ & - \nu(f_{\theta\theta}g_{rr} + g_{\theta\theta}f_{rr} + f_{\theta\theta}g_{zz} + g_{\theta\theta}f_{zz} + f_{rr}g_{zz} + g_{rr}f) \\ & + 2(1 + \nu)f_{r\theta}g_{r\theta} \end{aligned} \quad (2.97)$$

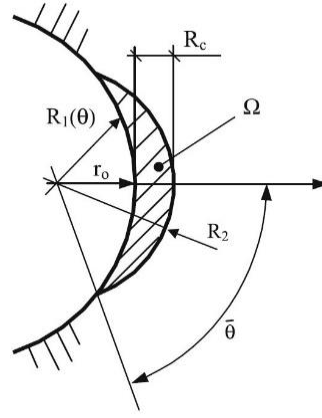


Figura 2.15. *Volumen de control (área) para entallas romas en V [81].*

Considerando el área Ω que se representa en la Figura 2.15, la energía de deformación puede ser expresada como [31]:

$$\begin{aligned} E_1^{(e)} &= \int_A W_1^{(e)} dA = \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} d\theta \int_{R_1(\theta)}^{R_2} W_1^{(e)}(r, \theta) r dr \\ &= \frac{1}{2E} \left[\frac{\sqrt{2\pi} \sigma_{max}}{1 + \bar{\omega}_1} \right]^2 r_0^{2(\lambda_1-1)} (I_\lambda + I_\mu + I_{\lambda\mu}) \end{aligned} \quad (2.98)$$

donde

$$I_\lambda = \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \frac{(R_2^{2\lambda_1} - R_1(\theta)^{2\lambda_1})}{2\lambda_1} \tilde{F}_\lambda d\theta \quad (2.99)$$

$$I_\mu = (r_0)^{2(\lambda_1-\mu_1)} \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \frac{(R_2^{2\mu_1} - R_1(\theta)^{2\mu_1})}{2\mu_1} \tilde{G}_\mu d\theta \quad (2.100)$$

$$I_{\lambda\mu} = 2(r_0)^{\lambda_1-\mu_1} \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \frac{(R_2^{\lambda_1+\mu_1} - R_1(\theta)^{\lambda_1+\mu_1})}{\lambda_1 + \mu_1} \tilde{M}_{\lambda\mu} d\theta \quad (2.101)$$

El término $I_{\lambda\mu}$ definido mediante la ecuación (2.101) solo es válido en el caso de que $2\alpha \neq 0$. Por tanto, cuando se trata de entallas en U ($2\alpha = 0$), no es aplicable la ecuación anterior y en su lugar se emplea la expresión [31]:

$$I_{\lambda\mu} = 2(r_0) \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} \ln \left[\frac{R_2}{R_1(\theta)} \right] \tilde{M}_{\lambda\mu} d\theta \quad (2.102)$$

El valor de esta integral es igual a 0 cuando se cumple que $2\alpha = 0$. De forma general se puede escribir [31]:

$$I_1 = \frac{1}{2\pi} (I_\lambda + I_\mu + I_{\lambda\mu}) \quad (2.103)$$

La energía en el volumen estructural se puede expresar como [31]:

$$E_1^{(e)} = \frac{1}{2E} \left[\frac{\sigma_{max} \sqrt{2\pi}}{r_0^{\lambda_1-1} (1 + \bar{\omega}_1)} \right]^2 \cdot I_1 \quad (2.104)$$

donde I_l depende de 2α , ρ y R_c .

En caso de entallas en U, la ecuación (2.104) toma la forma [31]:

$$E_1^{(e)} = \frac{1}{2E} \left(\frac{\sigma_{max} \sqrt{2\rho}}{2} \right)^2 \cdot I_1 \quad (2.105)$$

De este modo, se obtiene que para las entallas en U, el valor medio de la densidad de energía de deformación se puede definir siguiendo la ecuación [31]:

$$\bar{W}_1^{(e)} = \frac{1}{E} \left(\frac{I_1}{2\Omega} \right)^2 \sigma_{max}^2 r_0^{\lambda_1-1} \left[\frac{\sqrt{2\pi}}{1 + \bar{\omega}_1} \right]^2 \quad (2.106)$$

El área puede ser determinada según la expresión [31]:

$$\Omega = \int_{R_1\theta}^{R_2} \int_{-\bar{\theta}}^{+\bar{\theta}} r dr d\theta \quad (2.107)$$

La relación $(I_1 / 2\Omega)$ depende del parámetro del material R_c . Generalmente la integral I_1 y el área Ω dependen de 2α , ρ y R_c . Sin embargo, I_1 es proporcional a $\rho^{2\lambda}$ y Ω es proporcional a ρ^2 . Por tanto, se obtiene que [31]:

$$\frac{I_1}{2\Omega} (2\alpha, \rho, R_c) = \frac{1}{\rho^{2(1-\lambda_1)}} H(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}) \quad (2.108)$$

donde la función H depende de ángulo de apertura de la entalla y de la relación entre el radio crítico y radio de la entalla en el frente del defecto. De este modo, la ecuación (2.106) (densidad de energía media en el área Ω) en el caso de entallas en U se puede expresar [31]:

$$\bar{W}_1^{(e)} = \frac{E_1^{(e)}}{\Omega} = F(2\alpha) H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right) \frac{\sigma_{max}^2}{E} \quad (2.109)$$

donde

$$F(2\alpha) = \left(\frac{q-1}{q}\right)^{2(1-\lambda_1)} \left[\frac{\sqrt{2\pi}}{1+\bar{\omega}_1}\right]^2 \quad (2.110)$$

El valor de $\bar{W}_1^{(e)}$ propuesto en (2.109) es el empleado como \bar{W} en la ecuación (2.85) para determinar la condición de rotura.

En la Tabla 2.2 se recogen los valores que puede tomar la función F . Tal y como se puede comprobar, en el caso de analizar probetas con entallas en U, toma un valor de 0.785. En las tablas 1.4 y 1.5 se recogen los valores que toma la función H para entallas en V y en U, respectivamente.

Tabla 2.4. *Valores de la función H para entallas en V [81].*

| 2α (rad) | R_c/ρ | H | | | 2α (rad) | R_c/ρ | H | | |
|--------------------|------------|-----------|------------|-----------|--------------------|------------|-----------|------------|-----------|
| | | $v = 0.3$ | $v = 0.35$ | $v = 0.4$ | | | $v = 0.3$ | $v = 0.35$ | $v = 0.4$ |
| 0 | 0.01 | 0.5638 | 0.5432 | 0.5194 | $\pi/2$ | 0.01 | 0.6290 | 0.6063 | 0.5801 |
| | 0.05 | 0.5086 | 0.4884 | 0.4652 | | 0.05 | 0.5627 | 0.5415 | 0.5172 |
| | 0.1 | 0.4518 | 0.4322 | 0.4099 | | 0.1 | 0.4955 | 0.4759 | 0.4535 |
| | 0.3 | 0.3069 | 0.2902 | 0.2713 | | 0.3 | 0.3296 | 0.3144 | 0.2972 |
| | 0.5 | 0.2276 | 0.2135 | 0.1976 | | 0.5 | 0.2361 | 0.2246 | 0.2115 |
| | 1 | 0.1314 | 0.1217 | 0.1110 | | 1 | 0.1328 | 0.1256 | 0.1174 |
| $\pi/6$ | 0.01 | 0.6395 | 0.6162 | 0.5894 | $2\pi/3$ | 0.01 | 0.5017 | 0.4836 | 0.4628 |
| | 0.05 | 0.5760 | 0.5537 | 0.5280 | | 0.05 | 0.4465 | 0.4298 | 0.4106 |
| | 0.1 | 0.5107 | 0.4894 | 0.4651 | | 0.1 | 0.3920 | 0.3767 | 0.3591 |
| | 0.3 | 0.3439 | 0.3264 | 0.3066 | | 0.3 | 0.2578 | 0.2467 | 0.2339 |
| | 0.5 | 0.2531 | 0.2386 | 0.2223 | | 0.5 | 0.1851 | 0.1769 | 0.1676 |
| | 1 | 0.1428 | 0.1333 | 0.1226 | | 1 | 0.1135 | 0.1079 | 0.1015 |
| $\pi/3$ | 0.01 | 0.6678 | 0.6436 | 0.6157 | $3\pi/4$ | 0.01 | 0.4114 | 0.3966 | 0.3795 |
| | 0.05 | 0.5998 | 0.5769 | 0.5506 | | 0.05 | 0.3652 | 0.3516 | 0.3359 |
| | 0.1 | 0.5302 | 0.5087 | 0.4842 | | 0.1 | 0.3206 | 0.3082 | 0.2938 |
| | 0.3 | 0.3543 | 0.3372 | 0.3179 | | 0.3 | 0.2082 | 0.1997 | 0.1900 |
| | 0.5 | 0.2597 | 0.2457 | 0.2301 | | 0.5 | 0.1572 | 0.1504 | 0.1427 |
| | 1 | 0.1435 | 0.1349 | 0.1252 | | 1 | 0.1037 | 0.0988 | 0.0932 |

Tabla 2.5. Valores de la función H para probetas con entallas en U [81].

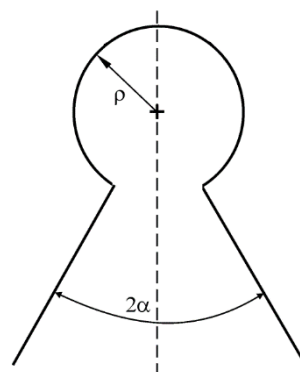
| R_c/ρ | H | | | | |
|------------|-------------|--------------|-------------|--------------|-------------|
| | $\nu = 0.1$ | $\nu = 0.15$ | $\nu = 0.2$ | $\nu = 0.25$ | $\nu = 0.3$ |
| 0.0005 | 0.6294 | 0.6215 | 0.6104 | 0.5960 | 0.5785 |
| 0.001 | 0.6286 | 0.6207 | 0.6095 | 0.5952 | 0.5777 |
| 0.005 | 0.6225 | 0.6033 | 0.6033 | 0.5889 | 0.5714 |
| 0.01 | 0.6149 | 0.6068 | 0.5956 | 0.5813 | 0.5638 |
| 0.05 | 0.5599 | 0.5515 | 0.5401 | 0.5258 | 0.5086 |
| 0.1 | 0.5028 | 0.4942 | 0.4828 | 0.4687 | 0.4518 |
| 0.3 | 0.3528 | 0.3445 | 0.3341 | 0.3216 | 0.3069 |
| 0.5 | 0.2672 | 0.2599 | 0.2508 | 0.2401 | 0.2276 |
| 1 | 0.1590 | 0.1537 | 0.1473 | 0.1399 | 0.1314 |

2.4.3 Validación numérica y experimental del SED local

La aplicación del criterio local de la densidad de energía de deformación está ampliamente validada para materiales con comportamiento frágil o cuasi-frágil, tanto para predecir cargas de rotura de probetas ensayadas en Modo I como para probetas ensayadas en Modo II/III o mixto. En el apartado 2.4.3.1 se analiza la validación experimental del SED local (en adelante SED) en Modo I, en el apartado 2.4.3.2, la validación en Modo II, III o mixto y, por último, en el 2.4.3.3, se analiza la validación numérica del criterio.

2.4.3.1 Validación experimental del SED en Modo I

El criterio SED para el Modo I de carga se ha validado principalmente mediante el empleo de probetas de PMMA con diversas geometrías. En [82] Torabi et al. aplican este criterio a probetas BD (*brazilian disc*) con entallas en VO (entallas en V cuyo frente se redondea añadiendo un agujero, ver Figura 2.16) de PMMA.

**Figura 2.16.** Geometría entalla VO [82].

Se ensayaron 36 probetas (3 por cada una de las 12 combinaciones de geometrías escogidas) con diferentes radios de entalla y ángulos de apertura.

Tras aplicar el criterio SED se obtienen predicciones de la carga de rotura bastante precisas, en torno al $\pm 20\%$ de variación en los casos de mayor desviación entre el resultado experimental y el teórico, lo cual es aceptable teniendo en cuenta la dispersión de los resultados experimentales. En la Figura 2.17 se observan los resultados obtenidos.

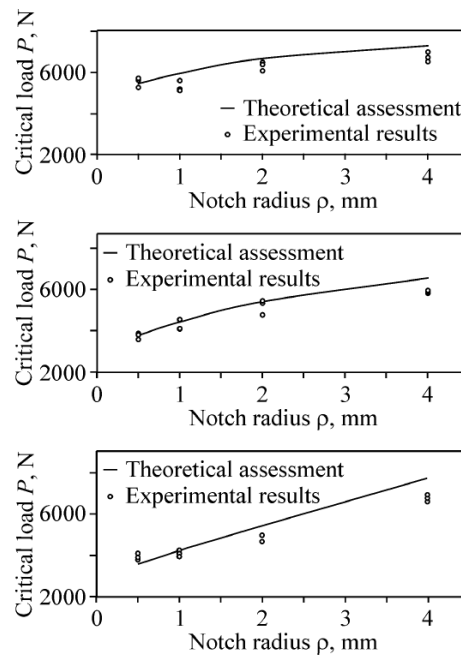


Figura 2.17. Comparación entre la carga teórica de fractura (SED) y la carga experimental para probetas BD-VO [82].

Por otro lado, en [83] Campagnolo y Berto aplican el criterio SED a probetas de PMMA. En este caso, las probetas escogidas son, por un lado, barras con entalla circunferencial en U [84] y, por el otro, probetas con entallas en VO (ver Figura 2.16) simétricas [85].

Las entallas circulares en U de las barras de PMMA tienen una profundidad variable entre 0.67 y 2.20 mm, y se ensayan 6 probetas por cada una de las geometrías.

En la Figura 2.18 se muestra la relación existente entre la carga de rotura de las diferentes probetas y la carga teórica obtenida mediante el criterio SED para cada radio de entalla analizado. Se puede observar que la tendencia que sigue la predicción de cargas empleando el criterio SED es similar a la que siguen las cargas de rotura experimentales de las probetas, proporcionando un ajuste adecuado de los resultados empíricos.

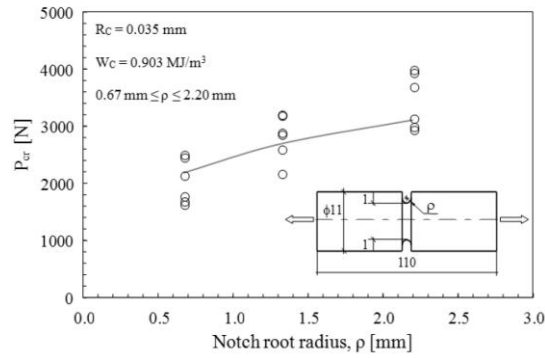


Figura 2.18. Comparación entre la carga teórica de fractura (SED) y la carga experimental en probetas de PMMA con entallas circulares en U [83].

En el caso de las probetas con entallas en VO simétricas, el radio de entalla de las mismas varía entre 0.5 y 2 mm y los ángulos de apertura analizados son 30° y 120°.

En la Figura 2.19 se puede comprobar la relación existente entre la carga de rotura experimental de cada una de las probetas ensayadas y la carga de rotura teórica obtenida tras aplicar el criterio SED para cada radio de entalla. De nuevo, las predicciones del criterio SED se ajusta adecuadamente a las cargas de rotura obtenidas experimentalmente.

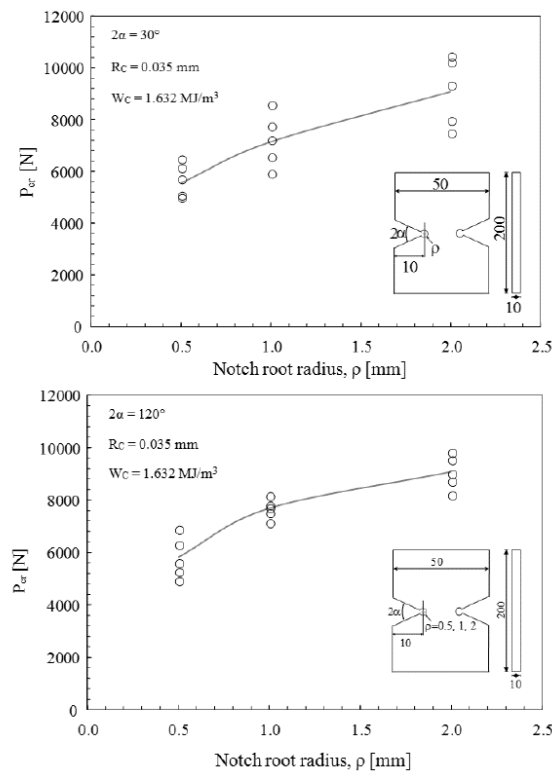


Figura 2.19. Comparación entre la carga teórica de fractura (SED) y la carga experimental para probetas VO [83].

En [86], Torabi et al. vuelven a analizar probetas BD (*brazilian disc*) de PMMA. En este caso, con entallas circulares, el material con el que se fabrican estas probetas es el mismo que el de las probetas analizadas en [82] y, por tanto, las propiedades mecánicas son las mismas.

En esta ocasión se analizan un total de 21 probetas en las que varía el radio de la entalla entre 1 y 6 mm, y la relación existente entre el diámetro exterior del disco y el diámetro que circunscribe el defecto toma valores de 0.3 y 0.5.

En la Figura 2.20 se representan los valores de las cargas de rotura de cada una de las probetas ensayadas frente al valor teórico obtenido tras aplicar la formulación propuesta por el criterio SED. Puede observarse, una vez más, la capacidad predictiva del criterio SED.

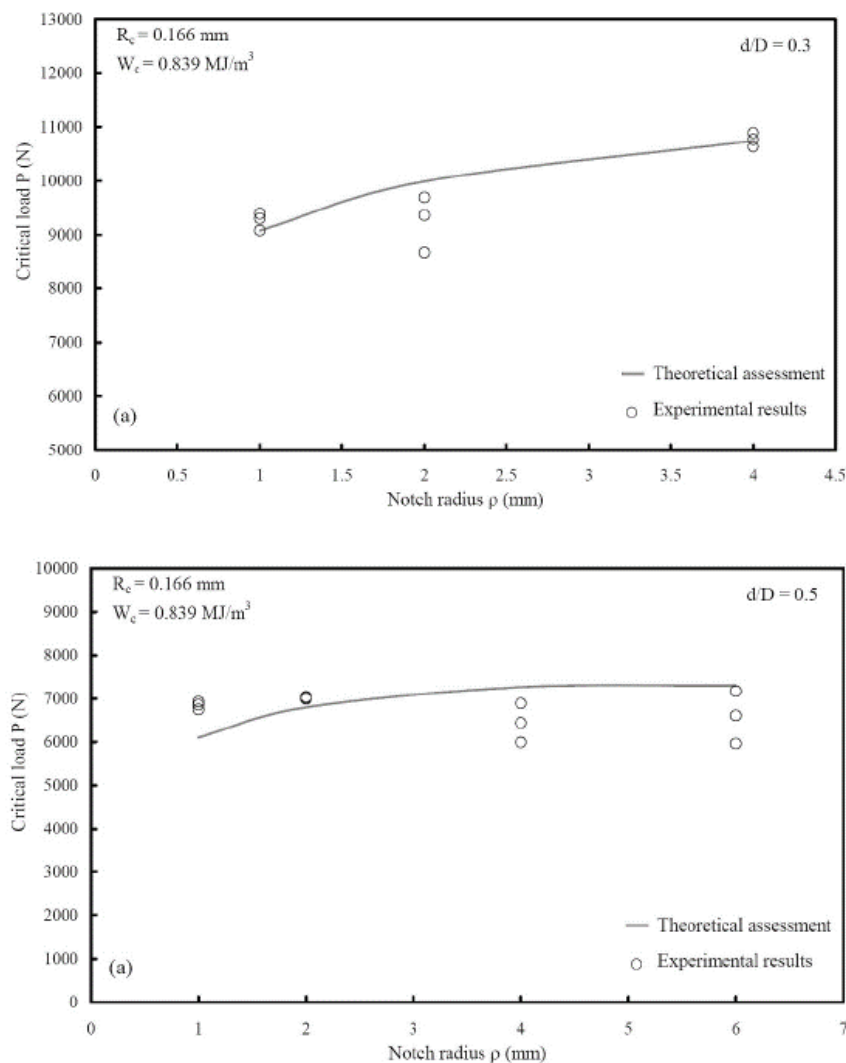


Figura 2.20. Comparación entre la carga teórica de fractura (SED) y la carga experimental para probetas BD [86].

Por último, en [87] Mohammadi et al. estudian la fractura de probetas de flexión en 3 puntos (SENB) fabricadas en un material compuesto de tungsteno y cobre. En este caso las entallas de las probetas son en VO.

Se ensayan un total de 27 probetas con radios de entalla que varían entre 0.3 y 0.6 mm y ángulos de apertura que van desde los 60° a los 120°.

En la Figura 2.21 se muestra la relación que existe entre cada uno de los resultados obtenidos experimentalmente y los valores de predicción de la carga de rotura tras emplear la metodología SED, observándose una adecuada relación entre unos y otros.

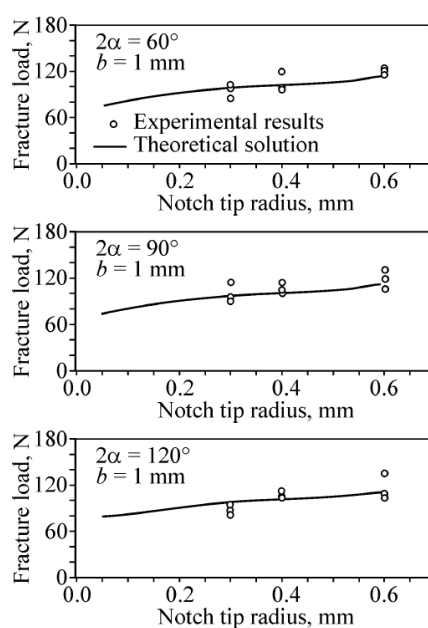


Figura 2.21. Comparación entre la carga teórica de fractura (SED) y la carga experimental para probetas VO de tungsteno y cobre [87].

2.4.3.2 Validación experimental del SED en modo II/III y mixto

En [88], Ayatollahi y Torabi analizan componentes de grafito isostático (grafito policristalino) con entallas en U y en V bajo cargas en Modo I puro (tracción). Este análisis no capta el comportamiento del material en numerosas condiciones reales y por ello, esta publicación sirve como base en [89,90] para el análisis en modo mixto. En estas publicaciones se combinan esfuerzos de tracción (Modo I) con esfuerzos de cortante (Modo II). Para estos ensayos, se demuestra que los valores de carga de rotura teórica que se obtienen tras aplicar el criterio SED presentan un grado de dispersión del $\pm 20\%$ respecto a las cargas reales, lo

que vuelve a ser un gran indicador del grado de aproximación que permite alcanzar este modelo sin necesidad de una gran cantidad de recursos.

Por otro lado, el criterio SED también se ha empleado para analizar la fractura de componentes entallados bajo cargas de torsión (Modo III) y modo mixto (Modo I + Modo III). A pesar de la falta de bibliografía que analice datos experimentales de ensayos llevados a cabo en este modo de carga (como los que se recogen en [91–93]), en [31] Berto y Lazzarin emplean gran cantidad de los datos que se presentan en [94] para analizar la fractura por torsión de probetas entalladas de grafito, comprobándose cómo nuevamente los resultados teóricos obtenidos captan la física del problema y se ajustan con notable precisión a los resultados experimentales.

2.4.3.3 Consideraciones finales sobre el SED local

La validación del SED como método para estimar cargas de rotura se ha realizado sobre amplios programas experimentales, llevados a cabo con probetas de materiales frágiles o que presentan un grado de plasticidad reducido antes de que se produzca la rotura, es decir, en materiales que a la hora de realizar los ensayos tanto de tracción como de resistencia a fractura (en probetas fisuradas y entalladas) tengan un comportamiento similar al que se muestra en la Figura 2.22. En estos casos, se ha podido observar el grado de precisión alcanzado en las predicciones teóricas de la carga de rotura en comparación con los valores experimentales.

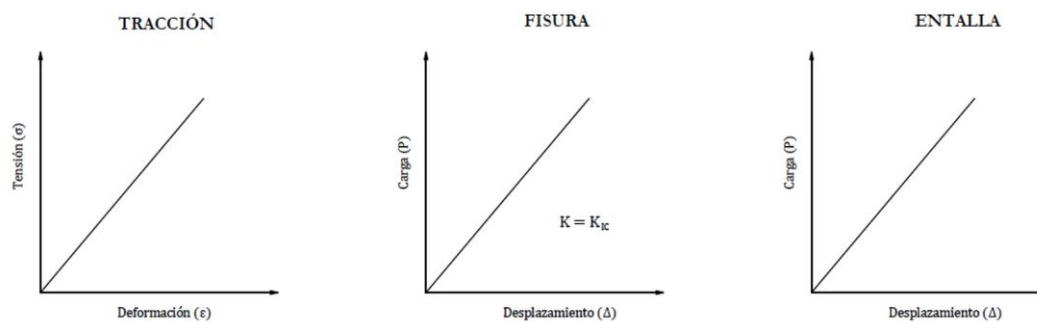


Figura 2.22. Curvas de tracción y de resistencia a fractura para probeta fisurada y entallada para poder aplicar el criterio SED.

Respecto a las ventajas del SED, cabe destacar que cuando se realiza una evaluación directa con elementos finitos del NSIF es necesario emplear un mallado fino, mientras que el valor medio del SED elástico en un volumen de control se puede obtener de manera precisa en un

mallado grueso [95,96]. Así, el SED se puede obtener directamente de los desplazamientos nodales.

Otras ventajas asociadas al criterio SED son:

- Permite considerar los efectos de escala en placas con proporciones geométricas escaladas, lo que está incluido en el NSIF.
- Permite el análisis de diferentes modos de carga (I, II, III o mixto)
- No presenta el problema ligado a las diferentes unidades de medida del NSIF en el caso de diferentes aperturas de ángulos de una entalla.
- No presenta el problema de la iniciación de fisuras múltiples y su interacción en diferentes planos durante la propagación.
- Tiene en cuenta los efectos tridimensionales y las singularidades fuera del plano que no son evaluadas por la teoría de Williams de la Mecánica de la Fractura elástico-lineal.

2.5 CONCEPTO DE MATERIAL EQUIVALENTE

2.5.1 Introducción

A diferencia de las fisuras, cuya aparición en componentes y estructuras de ingeniería es siempre indeseable, las entallas se introducen a menudo debido a requisitos especiales de diseño (ej., taladros circulares, ranuras, pies de soldadura, etc.). Una entalla genera además concentración de tensiones alrededor de la punta y, por lo tanto, es un punto propenso a la iniciación de fisuras. Estas fisuras pueden propagar y finalmente conducir a la fractura del componente. Desde el punto de vista de la mecánica de la fractura, tal y como se ha mencionado en apartados anteriores, los mecanismos de fractura son diferentes para materiales dúctiles y frágiles. Para los materiales frágiles, la iniciación de la fisura desde el fondo de la entalla consume gran parte de la energía total de fractura y la propagación de la fisura contribuye muy poco al consumo de energía, debido a que el crecimiento de la fisura es un fenómeno súbito, en el que la fractura ocurre de manera repentina. Sin embargo, los materiales dúctiles, que exhiben grandes deformaciones plásticas alrededor de las entallas, consumen una gran cantidad de energía tanto en la iniciación como en la propagación de la fisura.

Dado que el análisis elastoplástico requiere mayores recursos y es relativamente más complicado de realizar respecto al análisis elástico-lineal, resulta de gran interés práctico tratar de desarrollar metodologías de análisis que, sustentadas en conceptos elástico-lineales, puedan extrapolarse de alguna manera a situaciones elastoplásticas.

Uno de los primeros intentos de utilizar un análisis elástico simple en situaciones elastoplásticas lo realizaron Glinka [77] y Glinka y Molski [97]. Estos autores hacen un uso de la densidad de energía de deformación (SED) para determinar la distribución de tensiones elastoplástica de varios componentes entallados. En sus trabajos, el factor de concentración de tensiones elásticas se emplea para expresar las tensiones elásticas en el fondo de la entalla y, posteriormente, en dicho fondo de la entalla se determinan con precisión las tensiones y deformaciones elastoplásticas.

Lazzarin y Zambardi [98] reformulan y aplican el enfoque de la densidad de energía de deformación equivalente a entallas en V afiladas para predecir el fallo de componentes con este tipo de entallas. Estos autores emplean la energía de deformación sobre un volumen finito alrededor del fondo de la entalla como parámetro de fallo, prediciendo el inicio de la fractura en varias muestras entalladas.

2.5.2 Descripción del concepto de material equivalente

En este apartado se describe una nueva idea denominada concepto de material equivalente "*Equivalent Material Concept (EMC)*" propuesto por Torabi en [99], que se emplea con el fin de sustituir un material con comportamiento dúctil por un material frágil equivalente desde el punto de vista de la densidad de energía de deformación. Mediante el empleo del concepto de material equivalente, cuando se trata de analizar la fractura de materiales, se puede considerar un comportamiento elástico-lineal perfecto en lugar del comportamiento elastoplástico real.

De acuerdo con el EMC, la densidad de energía de deformación en rotura (área bajo la curva tensión-deformación de un ensayo de tracción uniaxial) para el material dúctil real es igual para un material elástico-lineal equivalente con el mismo módulo de elasticidad (E). La densidad de energía de deformación (SED) es, realmente, la energía de deformación absorbida por unidad de volumen de material.

Para un material dúctil, que sufre una deformación plástica considerable antes de alcanzar la rotura y que exhibe una ley de endurecimiento potencial con relación a la deformación plástica, se puede caracterizar este comportamiento plástico mediante la expresión:

$$\sigma = K \varepsilon_p^n \quad (2.111)$$

donde σ es la tensión aplicada, ε_p es la deformación plástica y los parámetros K y n son el coeficiente y el exponente de endurecimiento por deformación respectivamente, que dependen del material. En la Figura 2.23 se muestra el esquema de una curva tensión-deformación típica para un material dúctil.

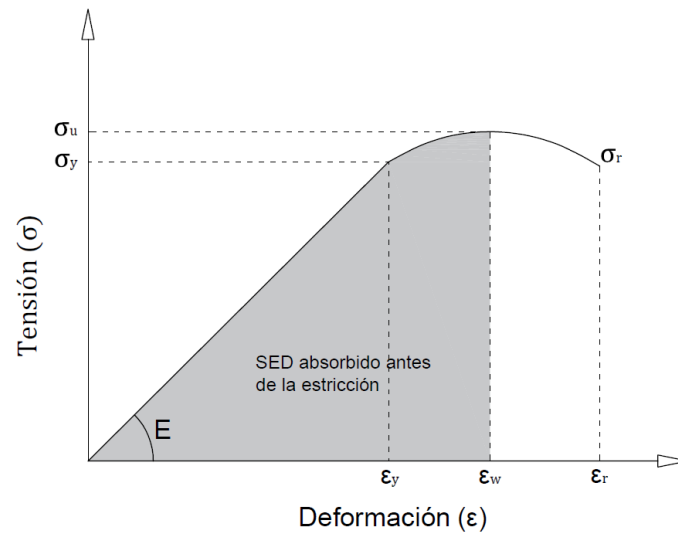


Figura 2.23. Curva tensión-deformación para un material dúctil típico.

En la Figura 2.23, E es el módulo de elasticidad, σ_y el límite elástico, σ_u la tensión máxima (rotura) y ε_u la deformación bajo carga máxima, asociada a la tensión máxima. El SED total para un material con comportamiento elastoplástico se puede escribir de forma general, teniendo en cuenta la componente elástica-lineal por un lado y la componente plástica por otro del siguiente modo [99]:

$$(SED)_{tot} = (SED)_e + (SED)_p = \frac{1}{2} \sigma_y \varepsilon_y + \int_{\varepsilon_y}^{\varepsilon_u} \sigma d\varepsilon_p \quad (2.112)$$

Teniendo en cuenta la relación $\varepsilon_y = \sigma_y/E$ e introduciendo la ecuación (2.111) dentro de la ecuación (2.112) se obtiene:

$$(SED)_{tot} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \int_{\varepsilon_y}^{\varepsilon_u} K \varepsilon_p^n d\varepsilon_p \quad (2.113)$$

Tras resolver la integral correspondiente a la parte plástica del SED, la densidad de energía de deformación total queda [99]:

$$(SED)_{tot} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \frac{K}{n+1} (\varepsilon_u^{n+1} - \varepsilon_y^{n+1}) \quad (2.114)$$

Por otro lado, se puede considerar que el valor de $\varepsilon_y = 0.002$, ya que se considera que el límite elástico se alcanza en el punto en el que el material sufre una deformación permanente igual al 0.2%, quedando la expresión que define el SED total definida del siguiente modo [99]:

$$(SED)_{tot} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \frac{K}{n+1} (\varepsilon_u^{n+1} - (0.002)^{n+1}) \quad (2.115)$$

Despejando de la ecuación (2.111), se puede aproximar el valor de ε_u a [99]:

$$\varepsilon_u = \left(\frac{\sigma_u}{K} \right)^{1/n} \quad (2.116)$$

De este modo, el valor del SED total se puede definir como [99]:

$$(SED)_{tot} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \frac{K}{n+1} \left(\left(\frac{\sigma_u}{K} \right)^{(n+1)/n} - (0.002)^{n+1} \right) \quad (2.117)$$

El material equivalente considerado en el EMC es un material elástico-lineal imaginario con los mismos valores del límite elástico (E) y tenacidad a fractura del material (K_{IC}), pero con valor de tensión de rotura por determinar. En la Figura 2.24 se representa esquemáticamente el ejemplo de cómo queda una curva tensión-deformación para un ensayo de tracción uniaxial en este material (tras aplicar el EMC).

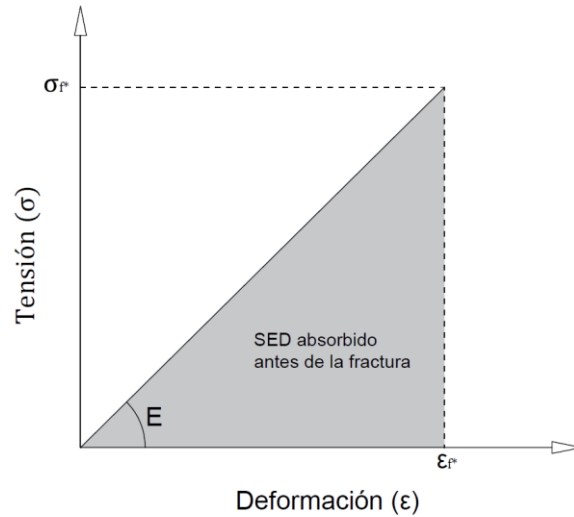


Figura 2.24. Ejemplo de curva tensión-deformación para material frágil imaginario.

En la Figura 2.24, el parámetro ϵ_f^* es la deformación en el punto de iniciación de fisura, mientras que el parámetro σ_f^* se corresponde con la tensión de rotura para el material frágil equivalente. Dado que este material muestra un comportamiento completamente elástico-lineal, la densidad de energía de deformación (forma triangular) viene definida por la ecuación:

$$(SED)_{EMC} = \frac{\sigma_f^{*2}}{2E} \quad (2.118)$$

De acuerdo a los requerimientos del concepto de material equivalente, el valor de la densidad de energía de deformación en rotura para ambos materiales (dúctil real y frágil equivalente) debe ser igual. Por tanto, se debe cumplir que las ecuaciones (2.117) y (2.118) sean iguales, quedando de este modo [99]:

$$\frac{\sigma_f^{*2}}{2E} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \frac{K}{n+1} \left(\left(\frac{\sigma_u}{K} \right)^{(n+1)/n} - (0.002)^{n+1} \right) \quad (2.119)$$

Debido a que en la ecuación (2.119) son conocidos todos los valores a excepción de σ_f^* , despejando se puede obtener:

$$\sigma_f^* = \sqrt{\sigma_y^2 + \frac{2EK}{n+1} \left(\left(\frac{\sigma_u}{K} \right)^{(n+1)/n} - (0.002)^{n+1} \right)} \quad (2.120)$$

Una vez que se obtiene el valor de σ_f^* , el material real elastoplástico puede ser analizado mediante la aplicación de criterios de fractura elástico-lineales, asumiendo que se comporta de acuerdo a los parámetros resistentes y mecánicos del material equivalente.

2.5.3 Validación experimental del EMC

El EMC se ha aplicado de forma satisfactoria para realizar evaluaciones del proceso de fractura en varios materiales con entallas de diferente geometría. Para llevar a cabo estas evaluaciones, se han empleado diferentes criterios de fallo para materiales con comportamiento predominantemente frágil, tal y como se puede comprobar en los apartados 2.5.3.1 a 2.5.3.4.

2.5.3.1 Aplicación del EMC junto con el Método de la Tensión del Punto

Tras revisar la literatura, se comprueba que se ha aplicado el EMC combinado con el Método de la Tensión del Punto para el análisis de componentes entallados con diferentes geometrías (entallas en O y entallas en U) y para diferentes materiales (acero En3B, aluminio Al 7075-T6 y Al 6061-T6) [100,101].

El primer ejemplo de esta combinación de metodologías se recoge en [100] por parte de Torabi, donde se analizan los resultados obtenidos por Susmel y Taylor [102] para probetas con entallas circulares de acero En3B.

Se llevaron a cabo cuatro ensayos de tracción uniaxial en probetas rectangulares con entalla circular centrada [102] y, tras aplicar el Método de la Tensión del Punto, y empleando el valor de tensión de rotura obtenido con el concepto de material equivalente (σ_f^*), se obtuvo una carga de rotura con una discrepancia del 9% respecto a la carga de rotura real. Dicha discrepancia viene además del lado de la inseguridad, dado que la estimación sobrestima la carga de rotura real.

Otro ejemplo de aplicación del Método de la Tensión del Punto en combinación con el EMC se recoge en [101], donde Torabi predice la carga de rotura de probetas rectangulares de las

aleaciones de aluminio Al 7075-T6 y Al 6061-T6 con entallas en U de radio variable en el centro de las mismas.

Se llevaron a cabo tres ensayos de tracción uniaxial por cada combinación de material y radio de entalla con el fin de definir la resistencia a fractura de las probetas.

Una vez que se aplica la el Método de la Tensión del Punto en combinación con el EMC para cada uno de los materiales y radios de entalla diferentes, se comprueba en este caso que la discrepancia entre la resistencia a fractura de material y la estimada mediante la metodología propuesta, en la aleación de aluminio Al 7075-T6 toma valores del -28% (infravaloración) para radio de entalla igual a 0.5 mm, -20% para radio 1.0 mm y -4% para radio 2.0 mm (en los tres casos las predicciones quedan por debajo de la carga de rotura real), mientras que para la aleación Al 6061-T6 es +14.5% (sobrestimación), -9.1% (por debajo) y -6.6% (por debajo), respectivamente.

2.5.3.2 *Aplicación del EMC junto con el Método de la Tensión Media*

Se observa que además del Método de la Tensión del Punto, se ha aplicado el Método de la Tensión Media para llevar a cabo predicciones de la carga de rotura de diferentes probetas entalladas.

En el caso del acero En3B [102], tras aplicar el Método de la Tensión Media con el valor de tensión de rotura obtenido con el EMC (σ_f^*), se obtiene una carga de rotura con un 16% de discrepancia (sobrestimación) respecto a la carga de rotura real.

Otro caso en el que se aplican en combinación el EMC y el Método de la Tensión Media es en las probetas de las aleaciones de aluminio Al 7075-T6 y Al 6061-T6 con entallas en U de radio variable [101].

La discrepancia entre los valores de resistencia a fractura del material obtenidos experimentalmente y los estimados para el Al 7075-T6 toma valores del -15.3% (infravaloración) para radio de entalla igual a 0.5 mm, -8.4% para radio 1.0 mm y +4% (sobrestimación) para radio 2.0 mm, mientras que para el Al 6061-T6 es del +1.5%, +6.8% y +5.7% respectivamente.

En [99] Torabi emplea la combinación del método de la Tensión Media y el concepto de material equivalente para predecir la carga de rotura de probetas de acero En3B con diferente geometría a las analizadas en [102].

Se analizaron un total de 9 probetas con tres geometrías diferentes, 6 de ellas mediante ensayos de flexión en 3 puntos y otras 3 mediante ensayos de tracción.

La discrepancia entre los valores de carga estimados y los valores de carga reales es en este caso del -1.5% (infravaloración) para la primera geometría, -12% para la segunda y +1.2% (sobrestimación) para la tercera.

Por otro lado, en [103] Torabi y Alaei ensayan un total de 63 probetas (3 por cada una de las 21 geometrías analizadas) de la aleación de aluminio Al 7075-T6. Tras aplicar el EMC combinado con el Método de la Tensión Media se obtienen los resultados que se muestran en la Figura 2.25. Se puede comprobar que en este caso, los valores experimentales son muy similares a los valores teóricos que se obtienen tras aplicar la metodología, obteniendo un grado de precisión elevado.

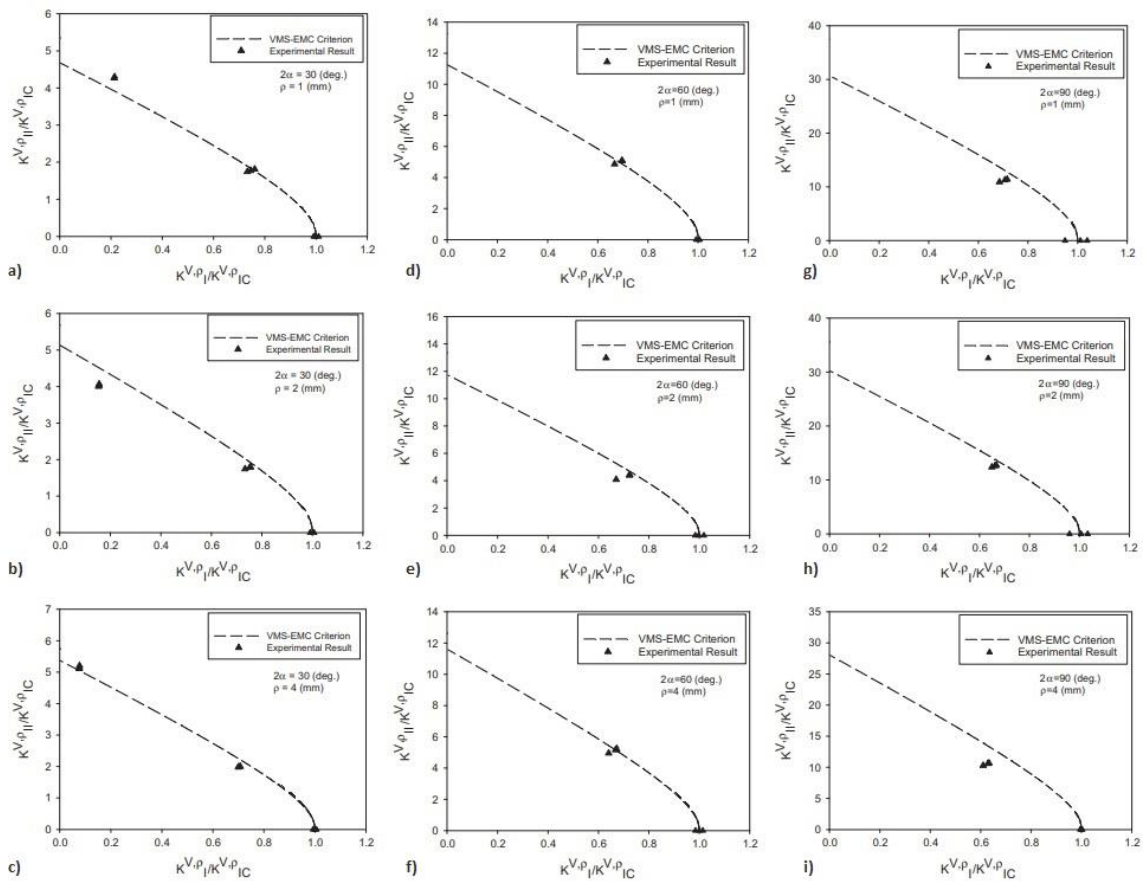


Figura 2.25. Cargas de rotura experimentales frente a predicción en Al 7075-T6; a) $2\alpha = 30^\circ$, $\rho = 1$ mm; b) $2\alpha = 30^\circ$, $\rho = 2$ mm; c) $2\alpha = 30^\circ$, $\rho = 4$ mm; d) $2\alpha = 60^\circ$, $\rho = 1$ mm; e) $2\alpha = 60^\circ$, $\rho = 2$ mm; f) $2\alpha = 60^\circ$, $\rho = 4$ mm; g) $2\alpha = 90^\circ$, $\rho = 1$ mm; h) $2\alpha = 90^\circ$, $\rho = 2$ mm; i) $2\alpha = 90^\circ$, $\rho = 4$ mm [103].

Por último, en [104], los autores analizan la rotura en Modo I de probetas fabricadas con un material nanocompuesto y con entallas romas en V. El material analizado en este caso está compuesto por una matriz de resina epoxi + agregado de nanotubos de carbono (0.3% en peso).

Se ensayaron un total de 18 probetas (3 por geometría) que comprenden radios de entalla entre 1 y 4 mm y ángulos de entalla de 30° y 60°.

Tras aplicar el EMC combinado con el Método de la Tensión Media, se puede observar que las predicciones de las cargas de rotura que se obtienen se aproximan notablemente al valor real obtenido experimentalmente (ver Figura 2.26), generando en la mayoría de los casos predicciones de cargas de rotura inferiores a las cargas de rotura reales.

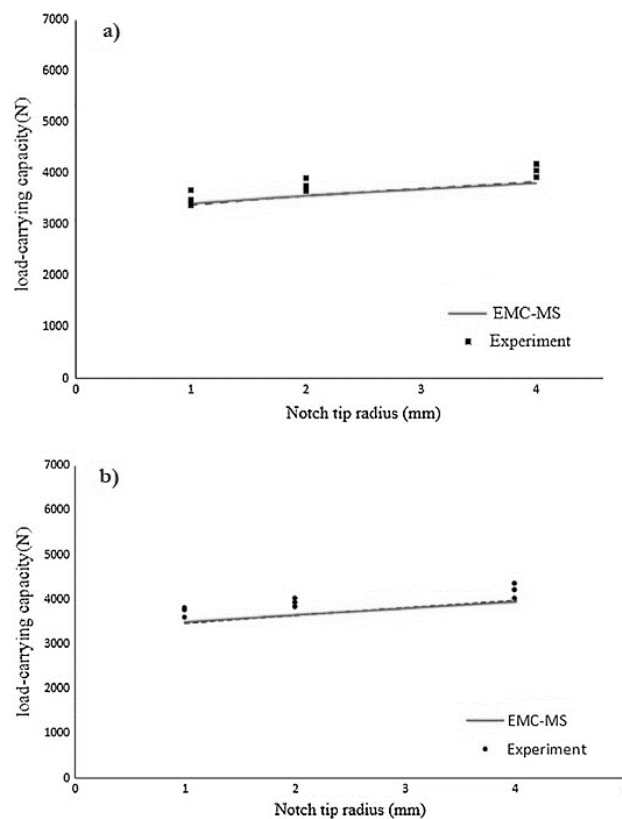


Figura 2.26. Cargas de rotura experimentales frente a predicción; a) $2a = 30^\circ$; b) $2a = 60^\circ$ [104].

En la Tabla 2.6 se pueden observar las discrepancias existentes entre los resultados experimentales y las predicciones realizadas tras aplicar el EMC junto con el Método de la Tensión Media.

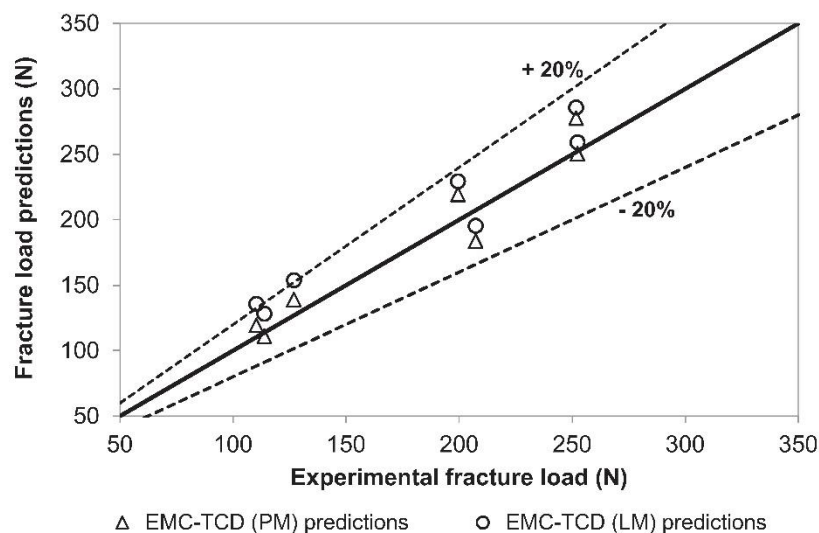
Tabla 2.6. *Discrepancia entre los resultados experimentales y teóricos para el nanocompuesto [104].*

| 2α (deg) | ρ (mm) | Desviación (%) |
|-----------------|-------------|----------------|
| 30 | 1 | -3.5 |
| 30 | 2 | -5.1 |
| 30 | 4 | -6.9 |
| 60 | 1 | -3.7 |
| 60 | 2 | -5.3 |
| 60 | 4 | -7.6 |

2.5.3.3 Aplicación del EMC junto con la Teoría de las Distancias Críticas

En este apartado se analizan los resultados obtenidos de la combinación del EMC y la Teoría de las Distancias Críticas (TDC). Esta combinación se ha aplicado para predecir las cargas de rotura de probetas de PMMA con entallas en U por parte de Cicero et al. [105]. Para el análisis se ha empleado tanto el método del punto como el método de la línea. Se analizaron un total de 29 probetas de PMMA que cubren radios de entalla desde los 0.25 mm hasta los 2.5 mm [106].

Tras aplicar el EMC al PMMA, se obtiene que el valor de σ_f^* es igual a 128.9 MPa. Conocido este valor, se aplican las dos metodologías más empleadas de la TDC, el Método del Punto y el Método de la Línea y se obtienen unas predicciones de las cargas de rotura notablemente precisas (ver Figura 2.27).

**Figura 2.27.** *Comparación entre las predicciones y las cargas de rotura experimentales [105].*

Se puede comprobar que en todos los casos, la desviación existente entre la carga experimental y la predicción no supera el $\pm 20\%$, obteniendo valores más próximos a los reales tras aplicar el Método del Punto que el Método de la Línea.

2.5.3.4 *Aplicación del Concepto de Material Equivalente con el Criterio de la Densidad de Energía de Deformación*

En este apartado se analizan las predicciones de cargas de rotura que se han realizado combinando el EMC y el SED. En [107] Torabi et al. predicen las cargas de rotura de diferentes probetas de la aleación de aluminio Al 6061-T6. Se ensayaron un total de 63 probetas, 3 por cada una de las 21 geometrías escogidas. Tras aplicar el EMC combinado con el criterio SED, para la aleación de aluminio Al 6061-T6, en este caso se comprueba que el modelo está realizando predicciones que se encuentran del lado de la inseguridad, ya que, en la mayoría de los casos, las cargas obtenidas son mayores que las cargas experimentales obtenidas en laboratorio, comprendiendo un rango del -7% al $+30\%$.

Por otro lado, en [108] los autores vuelven a analizar algunas de las probetas de la aleación de aluminio Al 7075-T6 que ya se habían analizado previamente con la combinación del EMC y el Método de la Tensión Media en [103].

En este caso las predicciones se ajustan más a los valores reales de las cargas de rotura o, en su defecto, los valores obtenidos son ligeramente inferiores, obteniendo así un margen de seguridad que en algún caso llega a ser del 24% . También hay algún caso en el que la carga obtenida mediante el modelo supera hasta un 19% el valor de carga experimental.

2.5.3.5 *Validación del EMC*

Como se ha podido comprobar en los apartados anteriores, el EMC combinado con cualquiera de los métodos existentes para realizar la evaluación del proceso de fractura de materiales frágiles, se puede aplicar para evaluar la rotura de materiales con cierta ductilidad, que tengan un comportamiento tanto en ensayos de tracción como de fractura (para probetas fisuradas y entalladas) similar al que se muestra en la Figura 2.28. En la misma, se observa que el comportamiento en tracción de probetas lisas (sin defectos) puede ser notablemente elastoplástico y que, en el otro extremo, el comportamiento del material en presencia de fisuras ha de cumplir los criterios de la MFEL (zona plástica despreciable frente al resto de dimensiones del problema). El material entallado tiene, finalmente un comportamiento no lineal que puede asumirse lineal haciendo uso del EMC

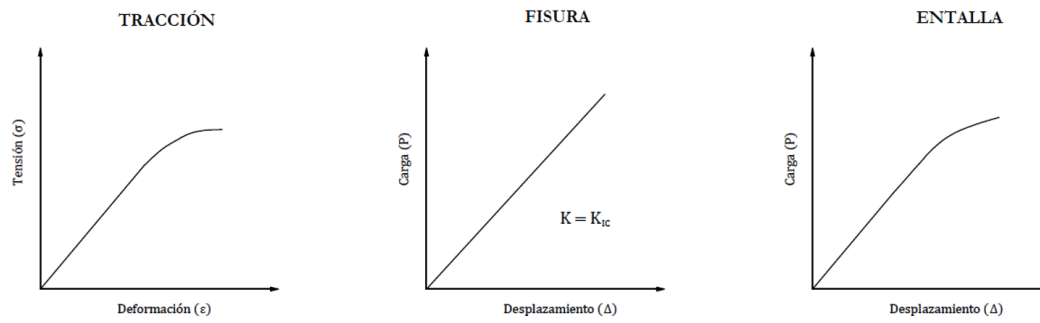


Figura 2.28. *Curvas de tracción y de resistencia a fractura para probeta fisurada y entallada para poder aplicar el EMC en combinación con el criterio SED.*

En todo caso, la escasa validación de uso de la combinación del EMC con el SED, con un potencial práctico muy considerable para realizar predicciones de cargas de rotura, está además limitada a materiales que no desarrollen gran cantidad de plasticidad en condiciones entalladas, y en los que la corrección plástica implícita en el EMC es por tanto muy limitada.

Por ello, en esta tesis doctoral, se validará la aplicación del concepto de material equivalente junto con el criterio de la densidad de energía de deformación para la evaluación en fractura de diferentes materiales estructurales con diferentes grados de elastoplasticidad.

CAPÍTULO 3

MATERIALES Y MÉTODOS

3.1 INTRODUCCIÓN

A lo largo del capítulo se describen los materiales seleccionados para llevar a cabo este trabajo. Del mismo modo, se detalla el programa experimental seguido, definiendo los ensayos y los equipos empleados, así como los resultados obtenidos. Se han escogido diferentes materiales estructurales:

- Polimetilmetacrilato (PMMA) a temperatura ambiente
- Aleación de aluminio Al7075-T651 en dos direcciones respecto al laminado y a temperatura ambiente
- Acero S275JR a diferentes temperaturas
- Poliamida 6 reforzada con diferentes cantidades de fibra de vidrio corta (material compuesto), a temperatura ambiente

De esta forma se realiza el análisis de un amplio espectro de posibilidades en cuanto comportamiento mecánico de los materiales se refiere, ya que dentro de los seleccionados hay materiales que desarrollan un comportamiento frágil tanto en los ensayos de tracción como en los de fractura; materiales que presentan un comportamiento elastoplástico en ensayos de tracción y en ensayos de fractura y materiales con un comportamiento intermedio entre estos extremos, con comportamiento claramente elastoplástico a tracción y más lineal en presencia de defectos.

3.2 PMMA

3.2.1 Introducción

El polimetilmetacrilato, conocido más comúnmente por las siglas PMMA es uno de los principales plásticos empleados en el ámbito de la ingeniería. Este plástico, en cuanto a sus aplicaciones, compite con el policarbonato o con el poliestireno, aunque el PMMA destaca frente a éstos gracias a su resistencia a la intemperie, su transparencia y la resistencia al rayado que ofrece.

Por este motivo, este material se emplea en la construcción, ya que gracias a su menor peso y fragilidad y mejor transparencia hace que sea un sustituto perfecto del vidrio. También se pueden encontrar productos de PMMA en la industria del automóvil, formando componentes del vehículo, o en otras aplicaciones como iluminación, óptica o medicina entre otras.

Las principales propiedades de este compuesto son:

- Transparencia del 93% (el más transparente de los plásticos)
- Alta resistencia al impacto
- Resistencia a la intemperie y a los rayos ultravioleta
- Excelente aislante térmico y acústico.
- Baja densidad (1190 kg/m^3)
- Gran facilidad de mecanización y moldeo.

3.2.1.1 *Comportamiento a tracción del PMMA [6,106,109,110]*

Con el fin de determinar las propiedades mecánicas a tracción del PMMA [6,106,109,110] se llevan a cabo dos ensayos de tracción a temperatura ambiente según la norma ASTM D638 [111]. Para ello se realiza un registro continuo de la carga aplicada sobre las probetas y del desplazamiento producido en el extensómetro. El ensayo tiene lugar en control de desplazamiento y la velocidad escogida para realizarlo es de 5 mm/min [111]. En la Figura 3.1 se muestra la geometría de las probetas empleadas para llevar a cabo dichos ensayos.

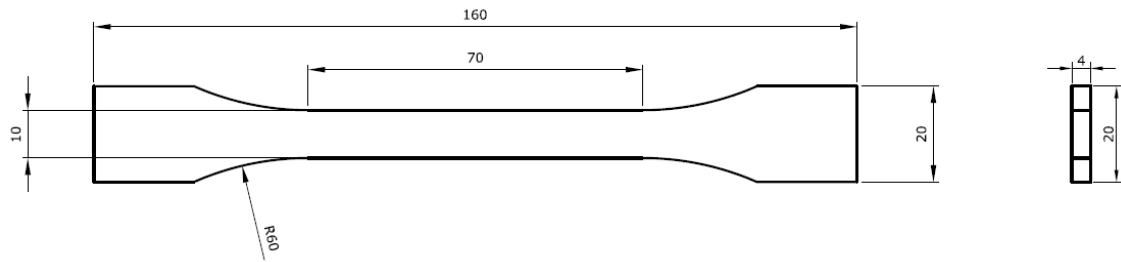


Figura 3.1. Geometría de las probetas de tracción del PMMA. Cotas en mm [6,106,109,110].

Los resultados obtenidos en los ensayos de tracción se pueden observar en la Figura 3.2 y comprobar en la Tabla 3.1 [6,106,109,110].

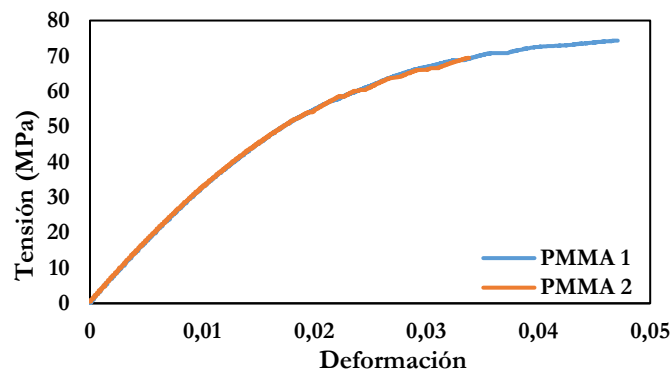


Figura 3.2. Curvas de tracción del PMMA.

Tabla 3.1. Resultados de los ensayos de tracción del PMMA [6,106,109,110].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | ϵ_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|----------------------|
| Tracción 1 | 3.40 | 47.0 | 74.5 | 4.70 |
| Tracción 2 | 3.45 | 50.0 | 69.4 | 3.40 |

3.2.1.2 Ensayos a fractura del PMMA [6,106,109,110]

Una vez obtenidas las propiedades a tracción del PMMA, se procede a realizar los ensayos de fractura. En este caso se escogen probetas de flexión en tres puntos (SENB “Single Edge Notched Bending”), cuya geometría se puede observar en la Figura 3.3. Se realizan un total de 29 ensayos a temperatura ambiente para ocho geometrías diferentes, con radios de entallas que van desde los 0 mm hasta los 2.5 mm. Las entallas se han realizado perpendicularmente a la dirección longitudinal de las probetas y se han obtenido mediante mecanizado por

control numérico. Para las probetas fisuradas, los defectos se han obtenido con ayuda de una cuchilla mediante el empleo de la técnica de *Sliding* según indica la ASTM D5045 [112].

Para llevar a cabo estos ensayos se siguen las indicaciones de la norma ASTM D5045 [112]. El ensayo se realiza en control de desplazamiento, se lleva a cabo un registro continuo de la carga aplicada frente al desplazamiento del actuador y del extensómetro, y la velocidad del ensayo seleccionada es 10 mm/min.

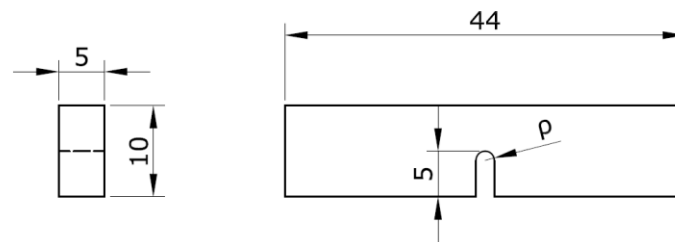


Figura 3.3. Geometría de las probetas SENB de PMMA. Cotas en mm. ρ varía de 0 a 2.5 mm [6,106,109,110].

En las Figuras 3.4 a 3.11 se pueden observar las curvas carga-desplazamiento obtenidas, mientras que en la Tabla 3.2 se pueden comprobar los valores de carga máxima y de resistencia a fractura (tenacidad aparente a fractura) de cada una de las probetas [6,106,109,110].

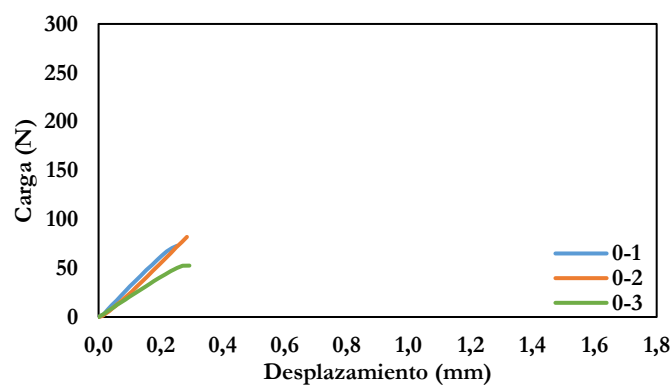


Figura 3.4. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA fisuradas [6,106,109,110].

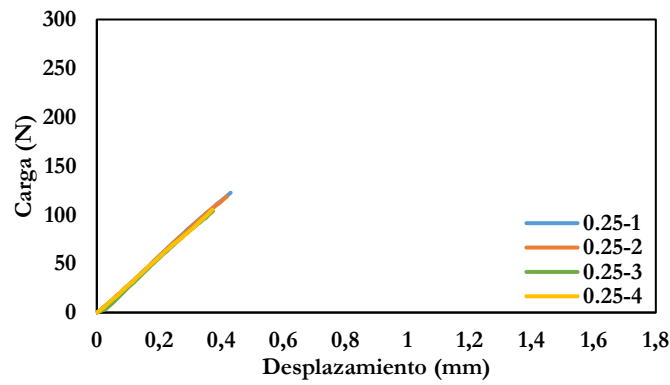


Figura 3.5. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA con radio de entalla 0.25 mm [6,106,109,110].

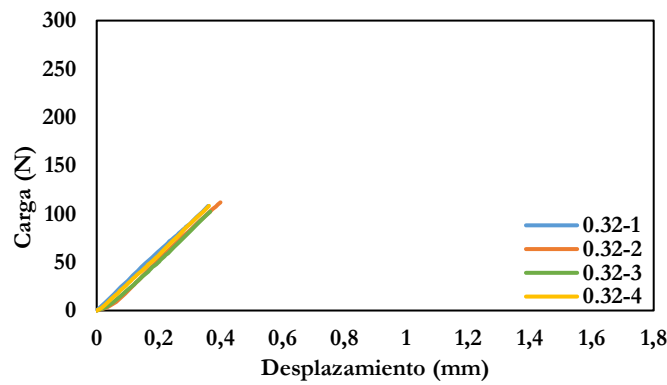


Figura 3.6. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA con radio de entalla 0.32 mm [6,106,109,110].

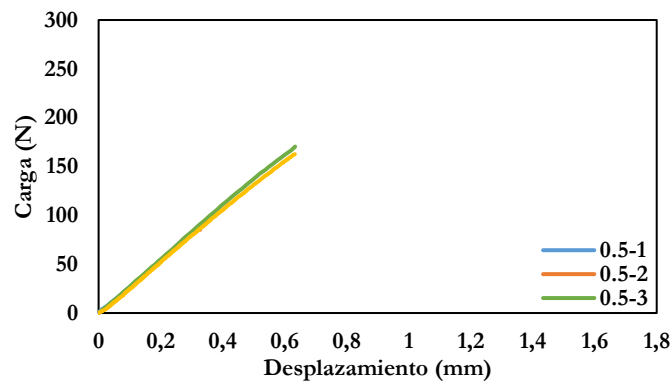


Figura 3.7. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA con radio de entalla 0.5 mm [6,106,109,110].

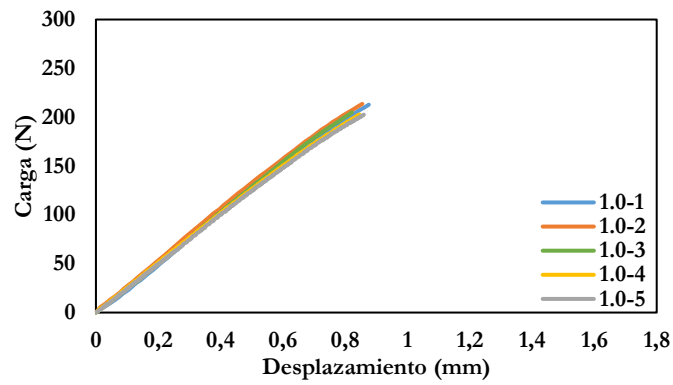


Figura 3.8. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA con radio de entalla 1.0 mm [6,106,109,110].

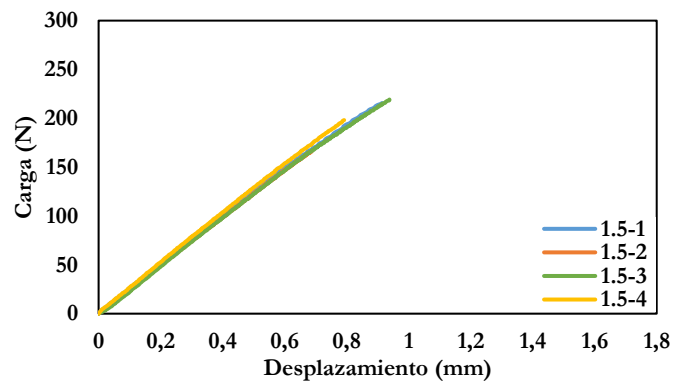


Figura 3.9. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA con radio de entalla 1.5 mm [6,106,109,110].

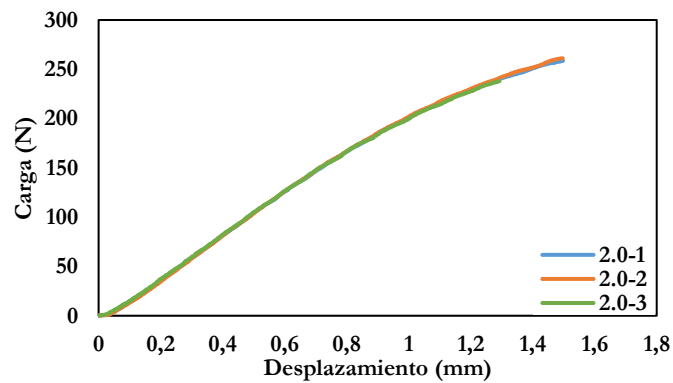


Figura 3.10. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA con radio de entalla 2.0 mm [6,106,109,110].

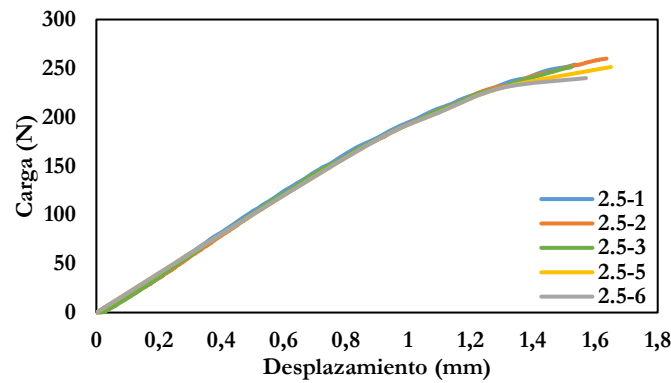


Figura 3.11. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PMMA con radio de entalla 2.5 mm [6,106,109,110].

Tabla 3.2. Resultados de los ensayos de flexión en tres puntos del PMMA [6,106,109,110].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (N) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|---------|----------------------------------|---------------------|--|
| 0 | 0-1 | 6.12 | 73.1 | 2.31 |
| 0 | 0-2 | 4.72 | 83.0 | 1.62 |
| 0 | 0-3 | 6.73 | 53.4 | 2.19 |
| 0.25 | 0.25-1 | 5 | 124.9 | 2.66 |
| 0.25 | 0.25-2 | 5 | 119.9 | 2.55 |
| 0.25 | 0.25-3 | 5 | 104.0 | 2.21 |
| 0.25 | 0.25-4 | 5 | 107.1 | 2.28 |
| 0.32 | 0.32-1 | 5 | 117.4 | 2.5 |
| 0.32 | 0.32-2 | 5 | 112.6 | 2.4 |
| 0.32 | 0.32-3 | 5 | 102.5 | 2.18 |
| 0.32 | 0.32-4 | 5 | 108.7 | 2.31 |
| 0.5 | 0.5-1 | 5 | 90.0 | 1.92 |
| 0.5 | 0.5-2 | 5 | 85.2 | 1.81 |
| 0.5 | 0.5-3 | 5 | 170.3 | 3.63 |
| 0.5 | 0.5-5 | 5 | 162.6 | 3.46 |
| 1.0 | 1.0-1 | 5 | 212.8 | 4.53 |
| 1.0 | 1.0-2 | 5 | 213.6 | 4.55 |
| 1.0 | 1.0-3 | 5 | 204.8 | 4.36 |
| 1.0 | 1.0-4 | 5 | 202.8 | 4.32 |
| 1.0 | 1.0-5 | 5 | 202.6 | 4.31 |
| 1.5 | 1.5-5 | 5 | 215.5 | 4.59 |
| 1.5 | 1.5-6 | 5 | 165.9 | 3.53 |
| 1.5 | 1.5-7 | 5 | 219.0 | 4.66 |
| 1.5 | 1.5-8 | 5 | 197.9 | 4.21 |
| 2.0 | 2.0-1 | 5 | 258.5 | 5.51 |
| 2.0 | 2.0-2 | 5 | 261.1 | 5.56 |
| 2.0 | 2.0-3 | 5 | 237.8 | 5.06 |
| 2.5 | 2.5-1 | 5 | 253.8 | 5.41 |
| 2.5 | 2.5-2 | 5 | 259.9 | 5.54 |
| 2.5 | 2.5-3 | 5 | 250.4 | 5.33 |
| 2.5 | 2.5-5 | 5 | 251.3 | 5.35 |
| 2.5 | 2.5-6 | 5 | 243.2 | 5.18 |

Se puede comprobar que, en el caso de las probetas fisuradas, la longitud del defecto no es igual a 5.0 mm como en el resto de los casos (probetas entalladas). Esto se debe a que las fisuras se obtienen de forma manual, usando una cuchilla y empleando la técnica de *sliding*, mientras que en el caso de las entallas se obtienen mediante mecanizado por control numérico.

Se puede observar cómo en los ensayos de fractura el comportamiento del material es elástico lineal hasta las entallas de radio 0.5 mm, y cómo a partir de ahí y hasta las entallas de 2.5 mm de radio las curvas desarrollan comportamiento no lineal antes de la rotura de la probeta.

Además, también se comprueba que hasta el radio 0.32 mm la tenacidad aparente a fractura media obtenida apenas aumenta, mientras que en las probetas de radio 0.5 mm se observa una importante dispersión. A partir del radio de entalla 1.0 mm, se observa cómo se incrementa la tenacidad aparente a fractura de las probetas. Esto sugiere la existencia de un radio de entalla (radio crítico) por debajo del cual el efecto entalla no es apreciable.

3.3 AL7075-T651

3.3.1 Introducción

Las aleaciones de aluminio de la serie 7xxx tienen como principal aleante el zinc (1-8%) y son ampliamente usadas en aplicaciones estructurales, principalmente en estructuras aeronáuticas [103].

Mediante el empleo de tratamientos térmicos, las propiedades mecánicas de estas aleaciones como la resistencia a fractura, la resistencia a tracción o la resistencia a fatiga se pueden mejorar.

El material que se va a analizar en esta tesis es la aleación Al7075, a la que se le aplica un tratamiento térmico T651 que consiste en: tratamiento térmico de solución, estirado controlado para aliviar tensiones y luego sobrevejecido artificialmente para obtener una buena resistencia a la corrosión por exfoliación. En este caso, el aluminio no recibe ningún enderezamiento adicional tras el estirado.

La composición química del aluminio se recoge en la Tabla 3.3 [6].

Tabla 3.3. *Composición química del Al7075-T651 [6].*

| Material | Zn | Mg | Cu | Cr | Fe | Si | Al |
|-------------|------|------|------|------|------|------|-------|
| Al7075-T651 | 5.41 | 2.84 | 1.47 | 0.19 | 0.17 | 0.15 | resto |

Las probetas de aluminio se han obtenido en dos direcciones respecto al laminado con el fin de comprobar la influencia que ejerce la elección de mecanizar las piezas en dirección del laminado o en dirección transversal al mismo.

3.3.2 Aluminio Al7075-T651 LT

En primer lugar, se analizan las probetas LT, en las que la carga actúa en la dirección del laminado, propagándose la fisura en dirección perpendicular al mismo.

3.3.2.1 Comportamiento a tracción del Al7075-T651 LT [6,110,113]

En el caso de las probetas de aluminio, para definir sus propiedades a tracción a temperatura ambiente, se realizan dos ensayos de tracción por cada una de las direcciones (respecto al laminado) escogidas [6,110,113]. Para ello se siguen las indicaciones de la norma ASTM E8/E8M-11 [114], siendo la velocidad de ensayo en este caso es de 5 mm/min (control de desplazamiento). Con el fin de obtener la curva tensión-deformación del material, se realiza un registro continuo del desplazamiento del extensómetro frente a la carga aplicada sobre la probeta.

La geometría de las probetas de tracción se puede observar en la Figura 3.12. Las curvas carga-desplazamiento se representan en la Figura 3.13 y las propiedades a tracción del material se recogen en la Tabla 3.4 [6,110,113].

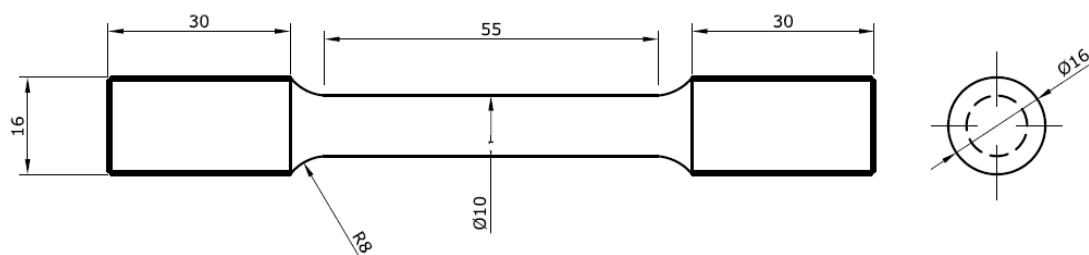


Figura 3.12. *Geometría de las probetas de tracción del aluminio. Cotas en mm [6,110,113].*

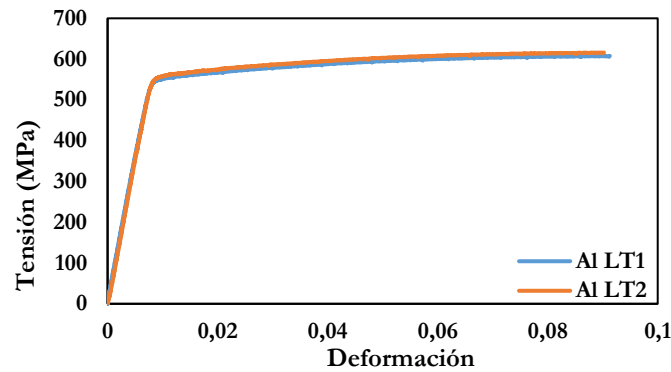


Figura 3.13. Curvas de tracción del aluminio en dirección longitudinal al laminado [6,110,113].

Tabla 3.4. Resultados de los ensayos de tracción del aluminio en dirección longitudinal al laminado [6,110,113].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | ϵ_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|----------------------|
| Tracción 1 | 71.0 | 550.9 | 607.9 | 9.13 |
| Tracción 2 | 72.3 | 557.4 | 616.2 | 9.02 |

3.3.2.2 Ensayos a fractura del Al7075-T651 LT [6,110,113]

Para evaluar la resistencia a fractura a temperatura ambiente de las probetas entalladas, se realizan un total de 23 ensayos de fractura en probetas CT (“Compact Tension”) cuya geometría se puede comprobar en la Figura 3.14. Las probetas se obtienen a partir de una chapa de 2000 mm x 1000 mm y 20 mm de espesor. Se analizan 6 radios de entalla diferentes que van desde fisura (0 mm) hasta 2.0 mm. Las fisuras se han obtenido por prefisuración según lo indicado en la norma ASTM E 1820 [115], mientras que las entallas se han obtenido mediante mecanizado en taller (fresado). Para realizar estos ensayos se siguen las directrices marcadas por la norma ASTM E 1820 [115] y se realiza un registro continuo del desplazamiento del extensómetro y de la carga aplicada. La velocidad a la que se realiza el ensayo en control de posición es de 5 mm/min.

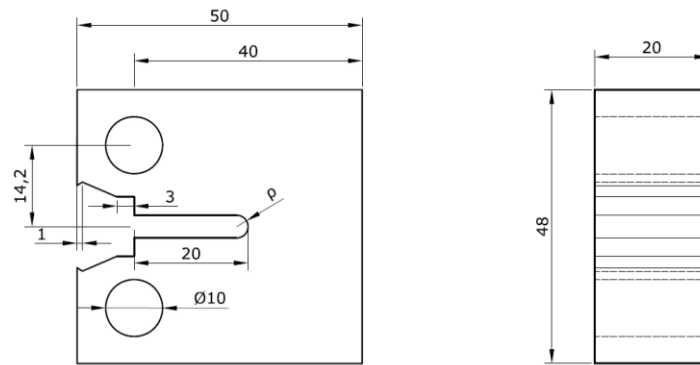


Figura 3.14. Geometría de las probetas CT de aluminio. Cotas en mm. ρ varía de 0 a 2.5 mm [6,110,113].

En las Figuras 3.15 a 3.20 se muestran las curvas carga-desplazamiento obtenidas para cada una de las probetas, mientras que en la Tabla 3.5 se recogen los valores de carga máxima y resistencia a fractura (tenacidad aparente a fractura) de las probetas ensayadas [6,110,113].

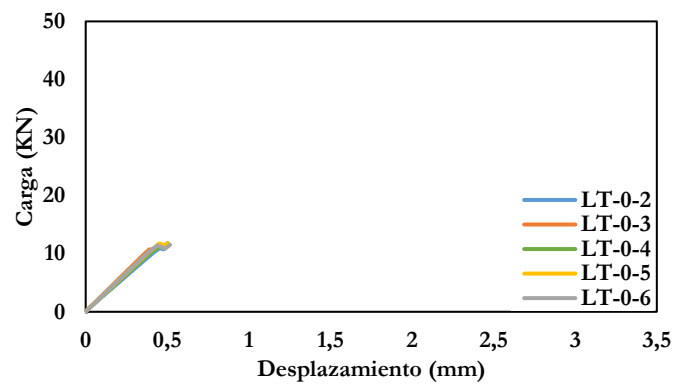


Figura 3.15. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección LT fisuradas [6,110,113].

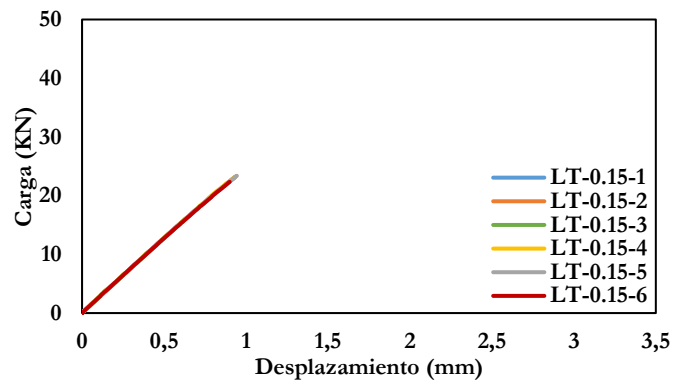


Figura 3.16. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección LT con radio de entalla 0.15 mm [6,110,113].

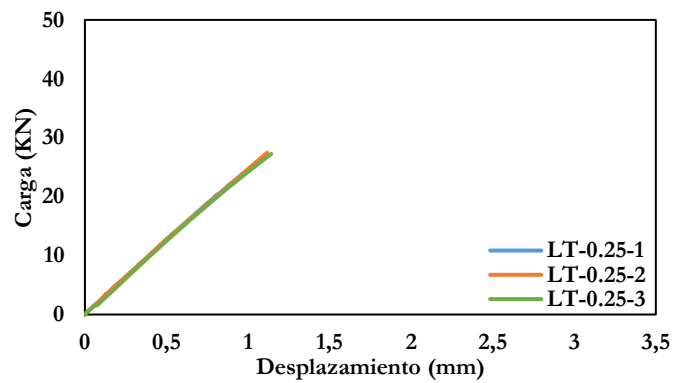


Figura 3.17. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección LT con radio de entalla 0.25 mm [6,110,113].

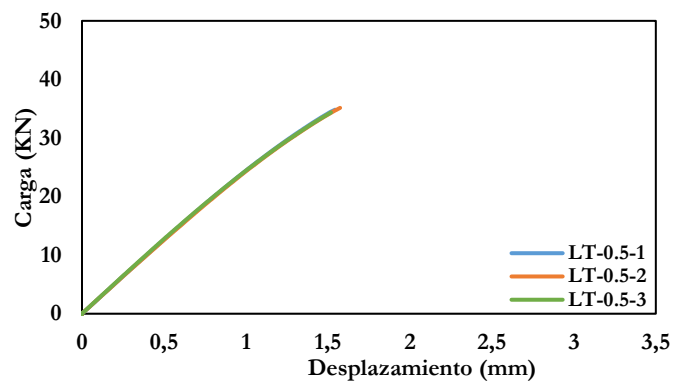


Figura 3.18. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección LT con radio de entalla 0.5 mm [6,110,113].

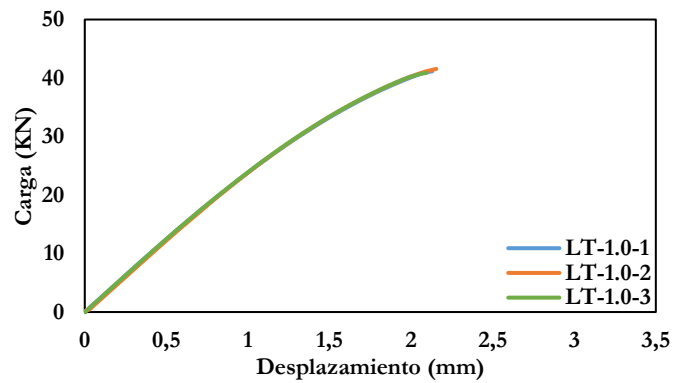


Figura 3.19. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección LT con radio de entalla 1.0 mm [6,110,113].

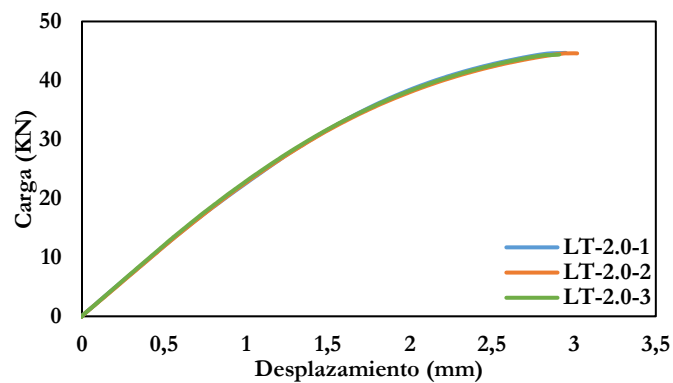


Figura 3.20. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección LT con radio de entalla 2.0 mm [6,110,113].

Se comprueba que, en el caso de las probetas fisuradas, la longitud del defecto tiene un valor variable cercano a 20 mm, esto viene motivado porque para la obtención de dichos defectos, se lleva a cabo la prefisuración de la probeta según lo indicado en la ASTM E 1820 [115].

En el caso de las probetas de aluminio en dirección LT, se puede observar un claro efecto entalla, aún para radios de entalla muy pequeños, ya que se aprecia un notable aumento de la tenacidad aparente a fractura y de la carga de rotura (aproximadamente el doble para radio de entalla 0.15 mm y alrededor de cuatro veces mayor en el caso de entallas de 2.0 mm de radio).

Tabla 3.5. Resultados de los ensayos en probetas CT del AL7075-T651 LT [6,110,113].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (KN) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|-----------|----------------------------------|----------------------|--|
| 0 | LT-0-2 | 20.32 | 10.96 | 27.13 |
| 0 | LT-0-3 | 18.99 | 10.76 | 24.07 |
| 0 | LT-0-4 | 20.64 | 11.35 | 28.82 |
| 0 | LT-0-5 | 19.92 | 11.72 | 28.13 |
| 0 | LT-0-6 | 19.71 | 11.4 | 26.93 |
| 0.15 | LT-0.15-1 | 20 | 23.09 | 55.76 |
| 0.15 | LT-0.15-2 | 20 | 23.36 | 56.41 |
| 0.15 | LT-0.15-3 | 20 | 23.12 | 55.84 |
| 0.15 | LT-0.15-4 | 20 | 23.13 | 55.85 |
| 0.15 | LT-0.15-5 | 20 | 23.54 | 56.85 |
| 0.15 | LT-0.15-6 | 20 | 22.35 | 53.97 |
| 0.25 | LT-0.25-1 | 20 | 26.95 | 65.08 |
| 0.25 | LT-0.25-2 | 20 | 27.47 | 66.33 |
| 0.25 | LT-0.25-3 | 20 | 27.25 | 65.79 |
| 0.5 | LT-0.5-1 | 20 | 34.83 | 84.11 |
| 0.5 | LT-0.5-2 | 20 | 35.14 | 84.87 |
| 0.5 | LT-0.5-3 | 20 | 34.36 | 82.97 |
| 1.0 | LT-1.0-1 | 20 | 41.12 | 99.31 |
| 1.0 | LT-1.0-2 | 20 | 41.54 | 100.32 |
| 1.0 | LT-1.0-3 | 20 | 40.85 | 98.66 |
| 2.0 | LT-2.0-1 | 20 | 44.66 | 107.85 |
| 2.0 | LT-2.0-2 | 20 | 44.6 | 107.69 |
| 2.0 | LT-2.0-3 | 20 | 44.39 | 107.19 |

3.3.3 Aluminio Al7075-T651 TL

También se estudia el comportamiento de las probetas TL, donde la carga actúa en dirección transversal al laminado y la fisura se propaga en la dirección del mismo.

3.3.3.1 Comportamiento a tracción del Al7075-T651 TL [6,110,113]

En este caso, para obtener las propiedades mecánicas del aluminio en dirección TL, el procedimiento seguido es el mismo que para las probetas mecanizadas en dirección LT. Se ensayan dos probetas de tracción obtenidas en dirección perpendicular al laminado según la norma ASTM E8/E8M [114] (ver Figura 3.12) a una velocidad de 5 mm/min. En la Figura 3.21 se recogen las curvas carga-desplazamiento obtenidas, y en la Tabla 3.6 se muestran los valores de las propiedades mecánicas derivados de los ensayos [6,110,113].

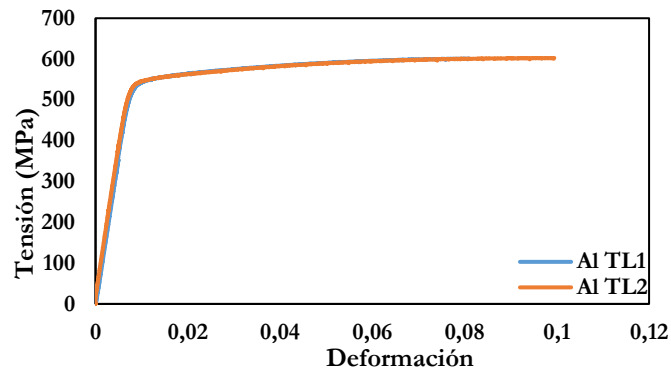


Figura 3.21. Curvas de tracción del aluminio en dirección transversal al laminado [6,110,113].

Tabla 3.6. Resultados de los ensayos de tracción del aluminio en dirección transversal al laminado [6,110,113].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | ϵ_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|----------------------|
| Tracción 1 | 74.8 | 537.5 | 601.7 | 8.09 |
| Tracción 2 | 73.9 | 541.0 | 602.9 | 9.95 |

3.3.3.2 Ensayos a fractura del Al7075-T651 TL [6,110,113]

En el caso del aluminio en dirección TL, se ensayan un total de 24 probetas CT (Figura 3.14). Al igual que en el caso de las probetas en dirección LT, estas probetas se han obtenido a partir de una chapa de 2000 mm x 1000 mm y 20 mm de espesor. Los ensayos se han realizado combinando 6 radios de entalla diferentes, que van desde 0 mm (fisuras) hasta los 2.0 mm de radio. Para el caso de las probetas fisuradas, dichos defectos se han obtenido mediante prefisuración, según lo indicado en la ASTM E 1820 [115], mientras que las entallas se han mecanizado mediante fresado.

Los ensayos siguen la misma metodología que la propuesta para las probetas LT y se realizan según la ASTM E 1820 [115] a una velocidad de 5 mm/min. Las curvas carga-desplazamiento se recogen en las Figuras 3.22 a 3.27 y los valores de la carga de rotura y de la resistencia a fractura se pueden observar en la Tabla 3.7 [6,110,113].

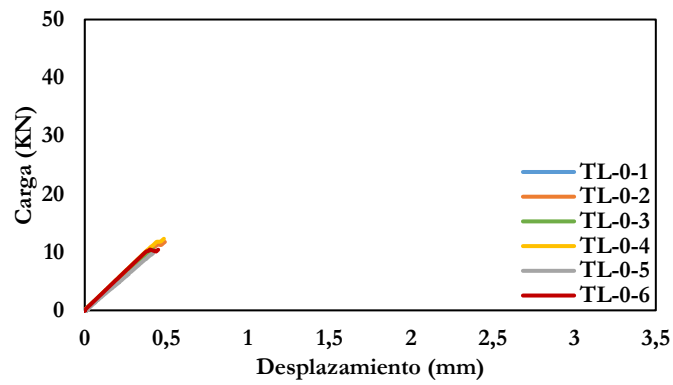


Figura 3.22. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección TL fisuradas [6,110,113].

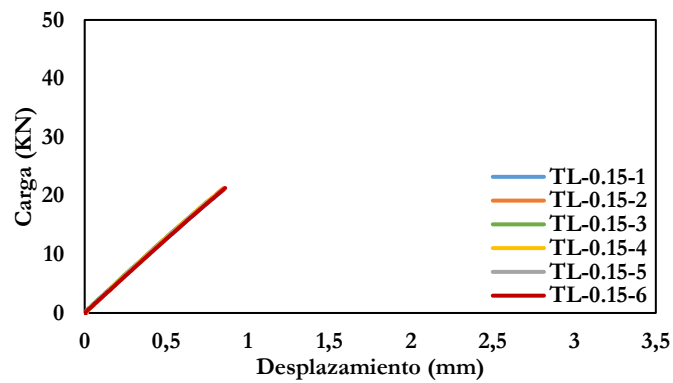


Figura 3.23. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección TL con radio de entalla 0.15 mm [6,110,113].

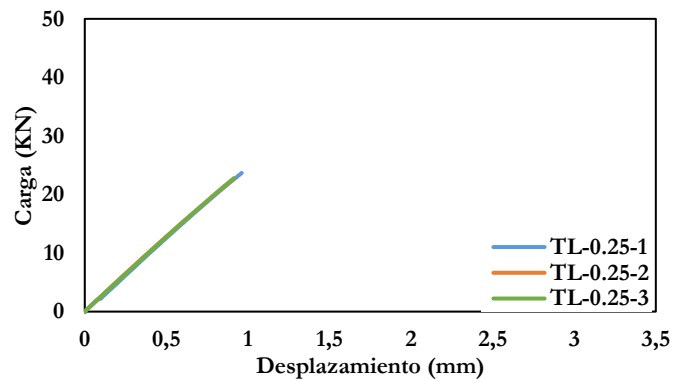


Figura 3.24. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección TL con radio de entalla 0.25 mm [6,110,113].

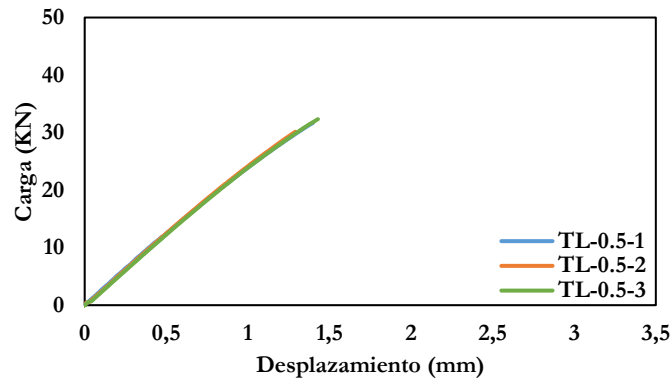


Figura 3.25. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección TL con radio de entalla 0.5 mm [6,110,113].

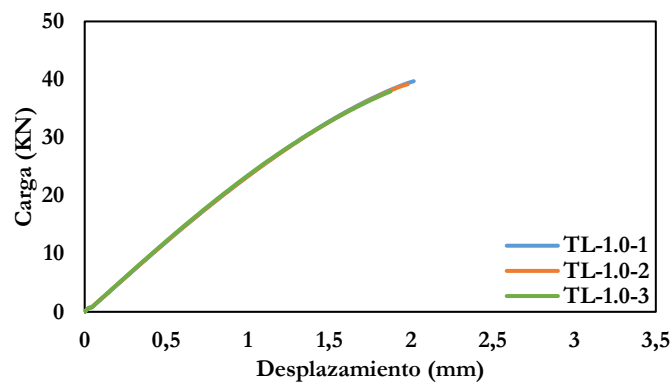


Figura 3.26. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección TL con radio de entalla 1.0 mm [6,110,113].

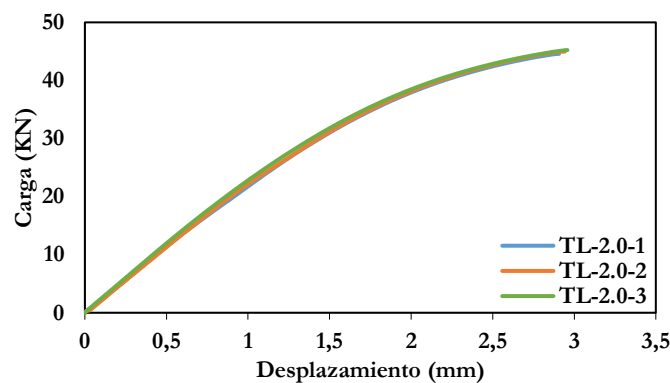


Figura 3.27. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de Al7075-T651 en dirección TL con radio de entalla 2.0 mm [6,110,113].

En este caso se vuelve a observar que la longitud de los defectos en las probetas fisuradas es diferente a 20 mm, lo que se debe a que estos defectos no se mecanizan si no que se obtienen mediante prefisuración.

Tabla 3.7. Resultados de los ensayos en probetas CT del AL7075-T651 TL [6,110,113].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (KN) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|-----------|----------------------------------|----------------------|--|
| 0 | TL-0-1 | 20.14 | 11.78 | 28.76 |
| 0 | TL-0-2 | 19.79 | 11.32 | 26.91 |
| 0 | TL-0-3 | 20.23 | 10.51 | 25.82 |
| 0 | TL-0-4 | 19.29 | 12.3 | 28.17 |
| 0 | TL-0-5 | 21.04 | 9.81 | 25.71 |
| 0 | TL-0-6 | 19.59 | 10.46 | 24.5 |
| 0.15 | TL-0.15-1 | 20 | 20.95 | 50.6 |
| 0.15 | TL-0.15-2 | 20 | 21.31 | 51.46 |
| 0.15 | TL-0.15-3 | 20 | 18.95 | 45.77 |
| 0.15 | TL-0.15-4 | 20 | 20.03 | 48.38 |
| 0.15 | TL-0.15-5 | 20 | 19.66 | 47.47 |
| 0.15 | TL-0.15-6 | 20 | 21.32 | 51.47 |
| 0.25 | TL-0.25-1 | 20 | 23.68 | 57.18 |
| 0.25 | TL-0.25-2 | 20 | 22.68 | 54.77 |
| 0.25 | TL-0.25-3 | 20 | 22.79 | 55.04 |
| 0.5 | TL-0.5-1 | 20 | 31.71 | 76.58 |
| 0.5 | TL-0.5-2 | 20 | 30.14 | 72.77 |
| 0.5 | TL-0.5-3 | 20 | 32.33 | 78.08 |
| 1.0 | TL-1.0-1 | 20 | 39.71 | 95.89 |
| 1.0 | TL-1.0-2 | 20 | 39.17 | 94.59 |
| 1.0 | TL-1.0-3 | 20 | 37.95 | 91.63 |
| 2.0 | TL-2.0-1 | 20 | 44.58 | 107.64 |
| 2.0 | TL-2.0-2 | 20 | 44.96 | 108.57 |
| 2.0 | TL-2.0-3 | 20 | 45.23 | 109.23 |

Respecto a la rotura de las probetas, se vuelve a observar un claro efecto entalla, ya que en el caso de radio de entalla 0.15 mm, tanto la carga de rotura como la tenacidad aparente a fractura son del orden de dos veces la obtenida para las probetas fisuradas, mientras que para las probetas de radio de entalla 2.0 mm, son del orden de cuatro veces la obtenida para las probetas fisuradas.

Si se comparan los resultados obtenidos para probetas en dirección LT y TL, se comprueba que tanto para el caso de probetas fisuradas como probetas con radio de entalla 1 y 2 mm, los valores de carga de rotura y de tenacidad aparente a fractura son bastante similares, mientras que para los radios de entalla 0.15 mm, 0.25 mm y 0.5 mm, se observa una mayor dispersión de resultados, siendo en todo caso ligeramente mayores las cargas soportadas por las probetas obtenidas en dirección LT.

3.4 ACERO ESTRUCTURAL S275JR [110,116–118]

3.4.1 Introducción

El acero es el material metálico más empleado en la mayoría de los ámbitos de la ingeniería y particularmente en el ámbito de la construcción. Su comportamiento está ampliamente estudiado y definido y además, en función de la aleación escogida y de los tratamientos seleccionados, es posible encontrar el material más adecuado para cada uso del mismo que se vaya a realizar.

Teniendo en cuenta la gran empleabilidad del acero, hay casos en los que, por determinadas circunstancias o procesos industriales, la temperatura de trabajo del mismo se encuentra bastante alejada de la temperatura ambiente. La tenacidad a fractura de los aceros ferríticos puede cambiar drásticamente en un pequeño rango de temperatura (ver Figura 3.28).

A bajas temperaturas, el acero tiene comportamiento frágil y falla por clivaje, mientras que a altas temperaturas el material tiene comportamiento dúctil y falla por coalescencia de microhuecos (generalmente, por colapso plástico) [11].

En la zona de transición entre el comportamiento dúctil y frágil se pueden dar ambos micromecanismos de fractura en la misma probeta. En la región inferior de la zona de transición (*lower shelf*), el mecanismo de fractura es clivaje puro, pero la tenacidad aumenta rápidamente con la temperatura y a medida que esta aumenta, es más complicado que se produzca el clivaje. En la región superior de la zona de transición (*upper shelf*), la fisura se inicia por desgarro dúctil pero el fallo final se produce por clivaje. En esta zona al comenzar la sollicitación el clivaje no tiene lugar porque no hay partículas críticas cerca del frente de la fisura. Durante el crecimiento por desgarro dúctil la fisura termina encontrando varias partículas críticas y se produce el clivaje. Debido a que la tenacidad a fractura de la zona de transición está dominada por este doble mecanismo, los datos tienden a ser altamente dispersos [11], en función del momento en el que se termine produciendo el clivaje.

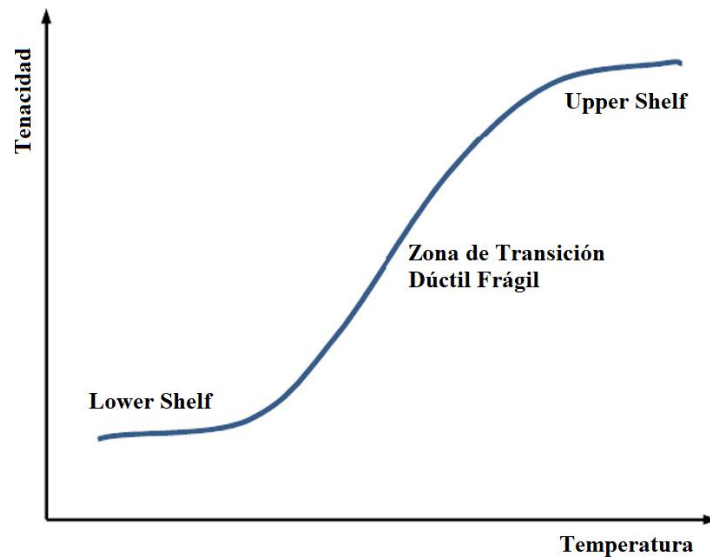


Figura 3.28. Curva de transición dúctil-frágil del acero [116].

Por ello, en esta tesis se va a analizar el acero estructural S275JR, que es un acero no aleado, apto para el soldeo, sin características especiales de resistencia mecánica ni resistencia a la corrosión y con una microestructura ferrítico-perlítica trabajando a tres temperaturas diferentes que se encuentran en la zona de transición dúctil frágil del material. (-10°C , -30°C y -50°C). Este material garantiza un límite elástico mínimo de 275 MPa y una resiliencia mínima de 27 J cuando se ensaya a una temperatura de 20°C .

La composición química del acero S275JR se recoge en la Tabla 3.8 [116].

Tabla 3.8. Composición química del acero S275JR [116].

| Material | C | Si | Mn | P | S | Ni | Cr | Mo | V | Cu | Ti | Al |
|---------------|------|------|------|-------|-------|--------|--------|-------|-------|-------|--------|-------|
| S275JR | 0.18 | 0.26 | 1.18 | 0.012 | 0.009 | <0.085 | <0.018 | <0.12 | <0.02 | <0.06 | <0.022 | 0.034 |

3.4.2 Acero S275JR (-10°C)

En este apartado se recogen los resultados obtenidos en los ensayos realizados con el acero estructural S275JR a -10°C .

3.4.2.1 Comportamiento a tracción del acero S275JR (-10°C) [110,116–118]

Con el objetivo de caracterizar las propiedades mecánicas del material, se realiza un ensayo de tracción a la temperatura deseada (-10°C). La geometría de la probeta se puede observar

en la Figura 3.29. Para realizar el ensayo se siguen las especificaciones indicadas en la ASTM E8/E8M-11 [114].

En primer lugar, se atempera la probeta hasta alcanzar la temperatura adecuada y posteriormente se carga la probeta a una velocidad de 0.02 mm/s hasta la rotura. Se realiza un registro continuo de la carga aplicada y el desplazamiento medido por el extensómetro.

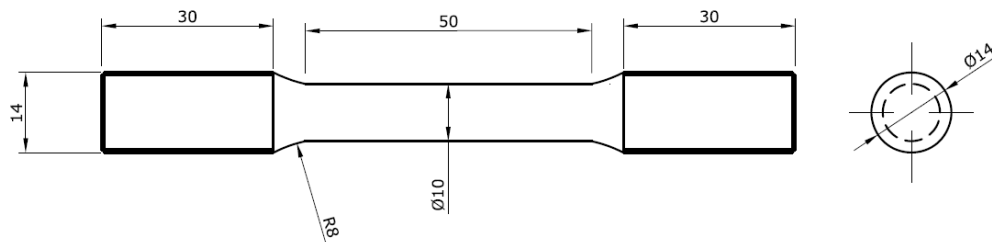


Figura 3.29. Geometría de las probetas de tracción del acero. Cotas en mm [110,116–118].

En la Figura 3.30 se muestra la curva tensión-deformación obtenida para el acero a esta temperatura, mientras que en la Tabla 3.9 [110,116–118] se pueden comprobar los valores de los parámetros de tracción derivados del ensayo realizado.

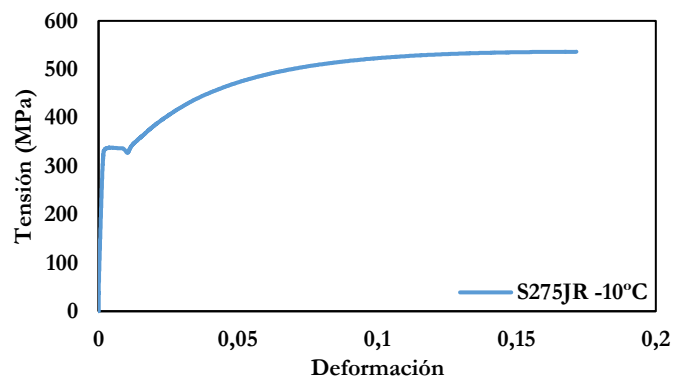


Figura 3.30. Curva de tracción del acero S275JR a -10°C [110,116–118].

Tabla 3.9. Resultados del ensayo de tracción del acero S275JR a -10°C [110,116–118].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | ϵ_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|----------------------|
| Tracción 1 | 207 | 337.6 | 536.3 | 17.15 |

3.4.2.2 Ensayos a fractura del acero S275JR (-10°C) [110,116–118]

Tras definir las propiedades de tracción del material, se procede a definir las propiedades de fractura. En el caso de probetas fisuradas, se lleva a cabo el proceso de prefisurado a temperatura ambiente según lo indicado en la ASTM E1921-10 [119], posteriormente, se coloca la cámara ambiental y se deja atemperar la probeta hasta alcanzar la temperatura correspondiente. Por último, se realiza el ensayo de fractura sobre probetas CT, con una velocidad de sollicitación de 0.05 mm/s según se indica en la ASTM E1820 [115].

Se realiza un registro continuo de la carga aplicada frente al desplazamiento del extensómetro. En las Figuras 3.32 a 3.37 se recogen las curvas carga-desplazamiento para cada una de las 34 probetas ensayadas y en la Tabla 3.10 [110,116–118] se pueden comprobar los resultados que derivan de los ensayos.

Los ensayos se realizan sobre probetas con radio de entalla variable desde los 0 mm (fisura) hasta los 2.0 mm. Tal y como se ha indicado anteriormente, las fisuras se obtienen mediante prefisuración según lo recogido en la ASTM E1921-10 [119], mientras que el resto de entallas con radio distinto de cero se obtienen mediante mecanizado.

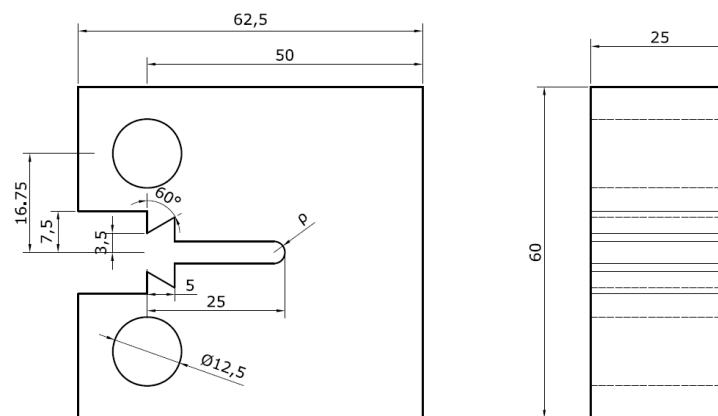


Figura 3.31. Geometría de las probetas CT de acero. Cotas en mm. ρ varía de 0 a 2.0 mm [110,116–118].

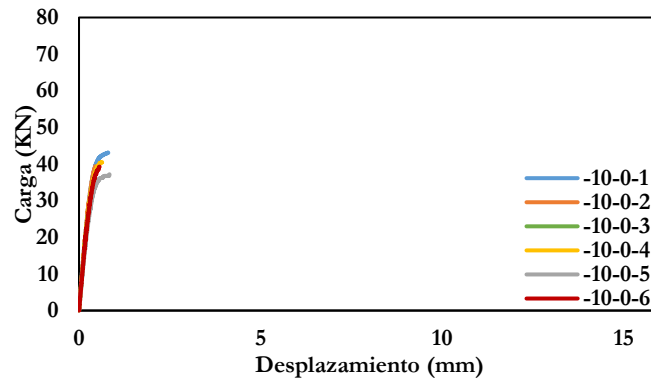


Figura 3.32. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-10°C) fisuradas [110,116–118].

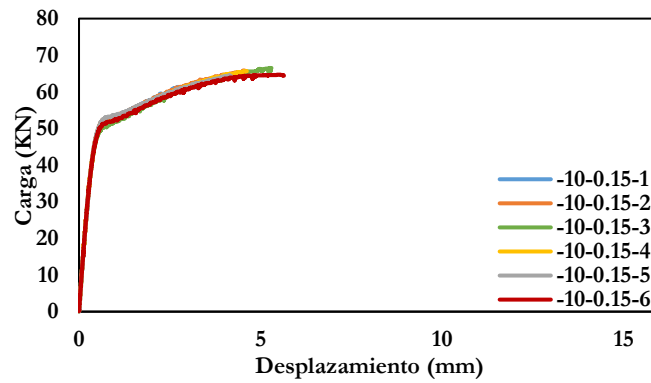


Figura 3.33. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-10°C) con radio de entalla 0.15 mm [110,116–118].

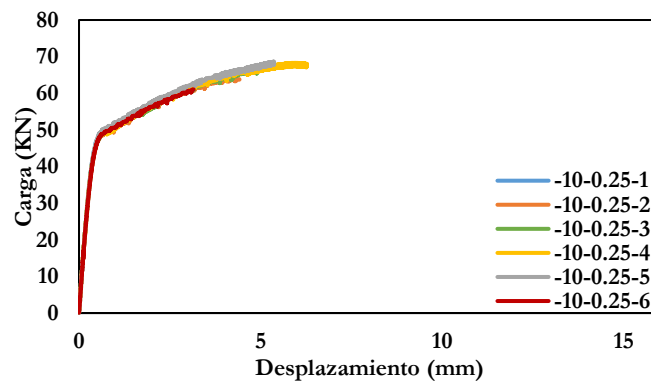


Figura 3.34. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-10°C) con radio de entalla 0.25 mm [110,116–118].

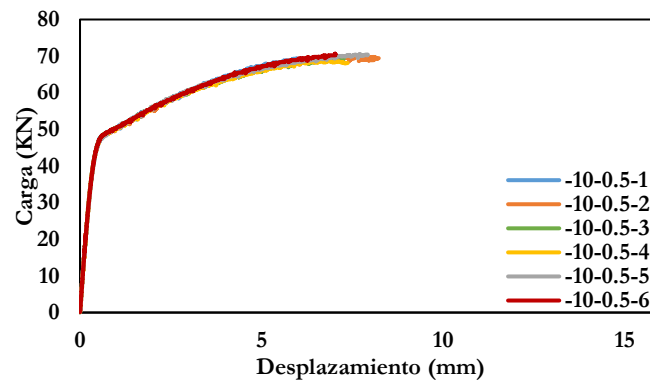


Figura 3.35. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-10°C) con radio de entalla 0.5 mm [110,116–118].

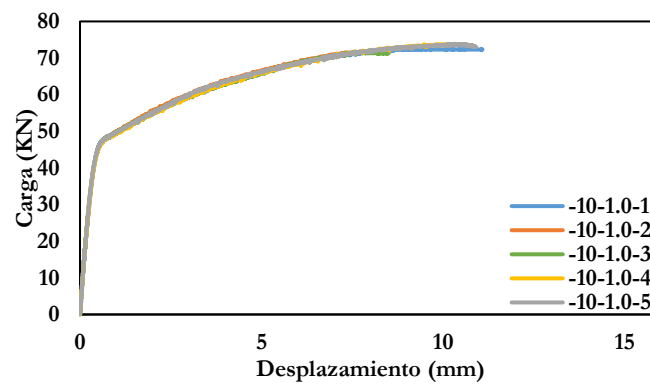


Figura 3.36. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-10°C) con radio de entalla 1.0 mm [110,116–118].

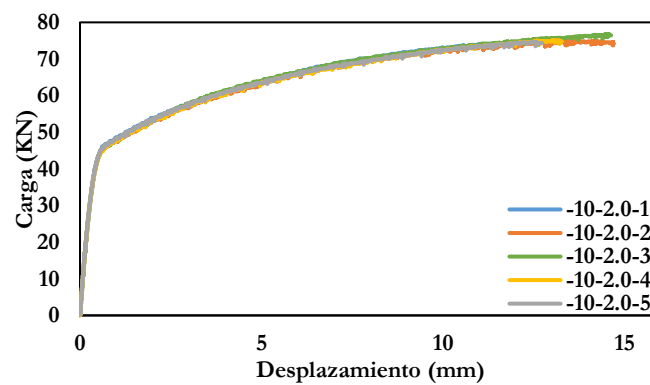


Figura 3.37. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-10°C) con radio de entalla 2.0 mm [110,116–118].

Tabla 3.10. Resultados de los ensayos en probetas CT del acero S275JR a -10°C [110,116–118].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (KN) | K_{mat}^N (MPa \cdot m $^{1/2}$) |
|---------------------------------|------------|----------------------------------|----------------------|--|
| 0 | -10-0-1 | 27.28 | 43.10 | 148.59 |
| 0 | -10-0-2 | 27.13 | 39.38 | 97.08 |
| 0 | -10-0-3 | 27.43 | 39.31 | 105.80 |
| 0 | -10-0-4 | 27.34 | 40.48 | 124.21 |
| 0 | -10-0-5 | 27.53 | 37.17 | 148.16 |
| 0 | -10-0-6 | 27.60 | 39.27 | 113.20 |
| 0.15 | -10-0.15-1 | 25 | 63.09 | 400.22 |
| 0.15 | -10-0.15-2 | 25 | 65.86 | 465.05 |
| 0.15 | -10-0.15-3 | 25 | 66.49 | 496.72 |
| 0.15 | -10-0.15-4 | 25 | 65.66 | 461.11 |
| 0.15 | -10-0.15-5 | 25 | 64.45 | 435.61 |
| 0.15 | -10-0.15-6 | 25 | 64.67 | 514.39 |
| 0.25 | -10-0.25-1 | 25 | 66.18 | 444.23 |
| 0.25 | -10-0.25-2 | 25 | 63.85 | 444.17 |
| 0.25 | -10-0.25-3 | 25 | 66.78 | 499.07 |
| 0.25 | -10-0.25-4 | 25 | 68.32 | 544.60 |
| 0.25 | -10-0.25-5 | 25 | 68.61 | 504.88 |
| 0.25 | -10-0.25-6 | 25 | 61.05 | 360.36 |
| 0.5 | -10-0.5-1 | 25 | 69.42 | 535.66 |
| 0.5 | -10-0.5-2 | 25 | 69.96 | 634.17 |
| 0.5 | -10-0.5-3 | 25 | 69.89 | 591.87 |
| 0.5 | -10-0.5-4 | 25 | 68.62 | 593.28 |
| 0.5 | -10-0.5-5 | 25 | 70.55 | 622.28 |
| 0.5 | -10-0.5-6 | 25 | 70.65 | 582.98 |
| 1.0 | -10-1.0-1 | 25 | 71.80 | 615.37 |
| 1.0 | -10-1.0-2 | 25 | 71.84 | 645.64 |
| 1.0 | -10-1.0-3 | 25 | 73.93 | 723.86 |
| 1.0 | -10-1.0-4 | 25 | 73.83 | 746.30 |
| 1.0 | -10-1.0-5 | 25 | 71.73 | 629.87 |
| 2.0 | -10-2.0-1 | 25 | 74.84 | 817.39 |
| 2.0 | -10-2.0-2 | 25 | 75.00 | 866.35 |
| 2.0 | -10-2.0-3 | 25 | 76.84 | 878.75 |
| 2.0 | -10-2.0-4 | 25 | 75.14 | 822.04 |
| 2.0 | -10-2.0-5 | 25 | 74.66 | 804.10 |

Se observa que, en el caso de las probetas fisuradas, la longitud del defecto es superior a 25 mm, esto es debido a que para obtener las fisuras es necesario realizar la prefisuración de la probeta, mientras que, en el resto de probetas, el defecto se obtiene mediante mecanizado.

Por otro lado, se puede comprobar cómo aumenta la carga de rotura y la tenacidad aparente a fractura del material al ensayar probetas entalladas, lo que pone de manifiesto un claro efecto entalla aun para las probetas con radios de entalla muy pequeños (ej., 0.15 mm).

Las curvas carga-desplazamiento van siendo progresivamente más no-lineales a medida que aumenta el radio de entalla, pasando de un comportamiento fundamentalmente elástico-

lineal en probetas fisuradas a un comportamiento progresivamente más elastoplástico para radios de entalla mayores.

3.4.3 Acero S275JR (-30°C)

Los resultados derivados de los diferentes ensayos realizados en acero S275JR a -30°C se muestran en este apartado.

3.4.3.1 Comportamiento a tracción del acero S275JR (-30°C) [110,116–118]

Del mismo modo que para los ensayos realizados a -10°C, para definir las propiedades a tracción del acero a -30°C, se ensaya una probeta idéntica a que se muestra en la Figura 3.29. En primer lugar, se atempera la probeta y posteriormente se ensaya a una velocidad de sollicitación de 0.02 mm/s en control de desplazamiento, tal y como se indica en la ASTM E8/E8M-11 [114]. La Tabla 3.11 recoge los valores de los parámetros obtenidos en el ensayo [110,116–118] y la Figura 3.38, muestra la curva tensión-deformación del material.

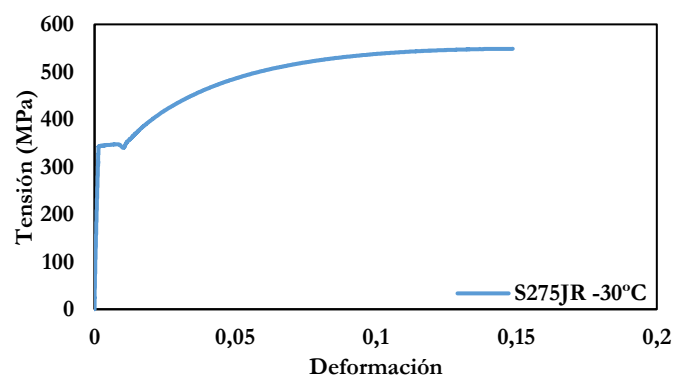


Figura 3.38. Curva de tracción del acero S275JR a -30°C [110,116–118].

Tabla 3.11. Resultados del ensayo de tracción del acero S275JR a -30°C [110,116–118].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | e_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|---------------|
| Tracción 1 | 208 | 344.6 | 548.6 | 14.88 |

3.4.3.2 Ensayos a fractura del acero S275JR (-30°C) [110,116–118]

Tras finalizar el ensayo de tracción y con el fin de definir las propiedades de fractura del material se realizan los ensayos correspondientes en probetas CT. En primer lugar, se prefisuran a temperatura ambiente las probetas con radio de entalla nulo según lo indicado

en la ASTM E1921-10 [119], posteriormente se atemperan todas (fisuradas y entalladas) y se realiza el ensayo de fractura de acuerdo a la ASTM E1820 [115].

Al igual que para los ensayos realizados a -10°C , a -30°C se llevan a cabo ensayos sobre probetas con radio de entalla variable entre los 0 mm (fisuras) obtenidas mediante prefisuración según lo indicado en la ASTM E1921-10 [119] y los 2.0 mm, obtenidos mediante mecanizado.

Se comprueba que en el caso de las probetas entalladas la longitud del defecto es igual a 25 mm (defectos obtenidos mediante mecanizado), mientras que para las probetas fisuradas la longitud del defecto varía debido al proceso de prefisuración que es necesario llevar a cabo para generar la fisura.

En la Tabla 3.12 se recogen los resultados derivados de los ensayos de fractura [110,116–118], mientras que en las Figuras 3.39 a 3.44 muestran las curvas carga-desplazamiento registradas para cada uno de los 24 ensayos realizados.

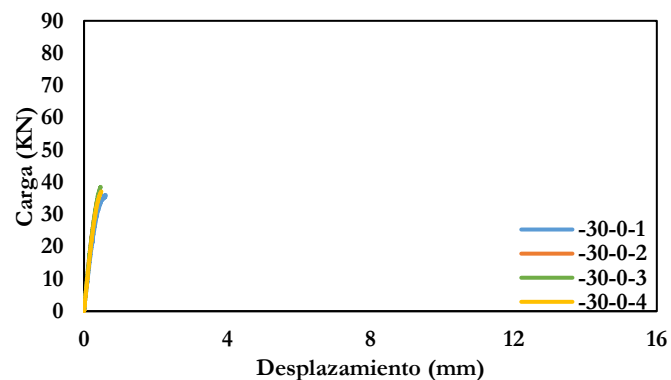


Figura 3.39. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-30°C) fisuradas [110,116–118].

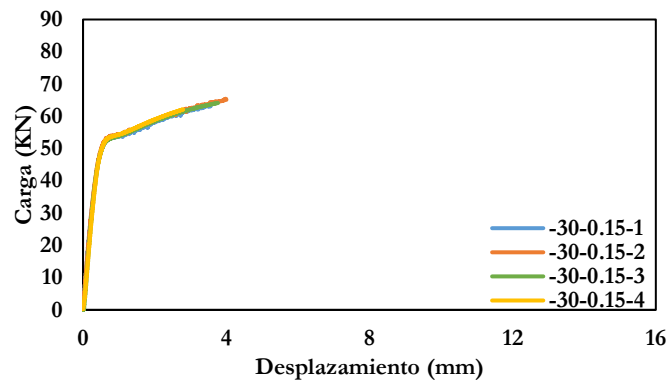


Figura 3.40. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-30°C) con radio de entalla 0.15 mm [110,116–118].

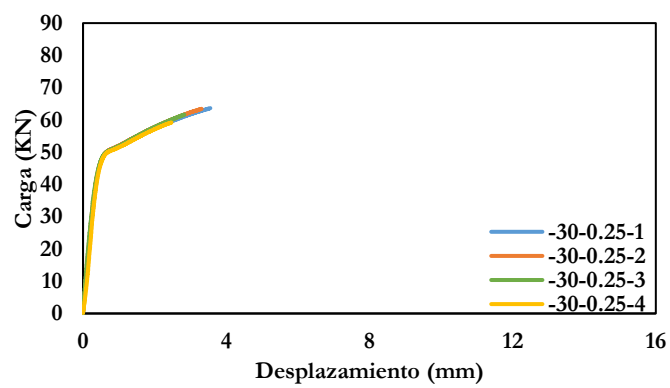


Figura 3.41. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-30°C) con radio de entalla 0.25 mm [110,116–118].

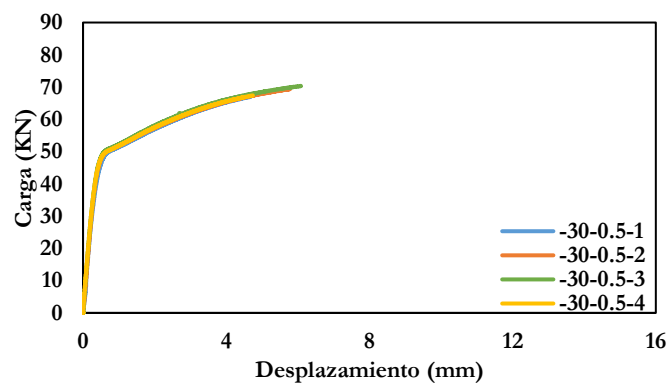


Figura 3.42. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-30°C) con radio de entalla 0.5 mm [110,116–118].

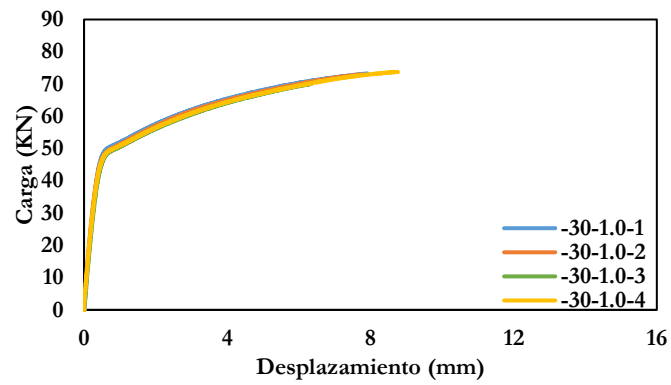


Figura 3.43. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-30°C) con radio de entalla 1.0 mm [110,116–118].

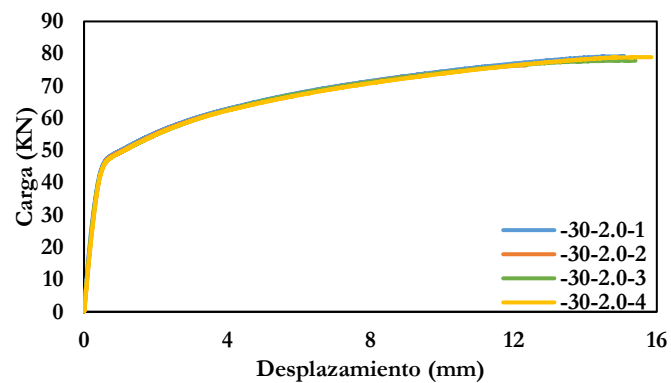


Figura 3.44. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-30°C) con radio de entalla 2.0 mm [110,116–118].

Respecto a la carga de rotura y a la tenacidad aparente a fractura, se vuelve a observar un claro efecto entalla aun cuando se realizan los ensayos sobre probetas con radio de entalla muy próximo a 0. En todos los casos se observa además que a medida que aumenta el radio de la entalla, aumenta la resistencia del material y el grado de no linealidad en el comportamiento a fractura.

Tabla 3.12. Resultados de los ensayos en probetas CT del acero S275JR a -30°C [110,116–118].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (KN) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|------------|----------------------------------|----------------------|--|
| 0 | -30-0-1 | 28.72 | 37.12 | 104.26 |
| 0 | -30-0-2 | 27.88 | 33.61 | 80.80 |
| 0 | -30-0-3 | 27.80 | 38.53 | 100.17 |
| 0 | -30-0-4 | 29.08 | 36.02 | 117.72 |
| 0.15 | -30-0.15-1 | 25 | 63.19 | 395.39 |
| 0.15 | -30-0.15-2 | 25 | 65.41 | 426.18 |
| 0.15 | -30-0.15-3 | 25 | 64.15 | 405.30 |
| 0.15 | -30-0.15-4 | 25 | 62.16 | 339.85 |
| 0.25 | -30-0.25-1 | 25 | 63.64 | 390.19 |
| 0.25 | -30-0.25-2 | 25 | 63.42 | 376.49 |
| 0.25 | -30-0.25-3 | 25 | 61.63 | 343.39 |
| 0.25 | -30-0.25-4 | 25 | 59.21 | 306.97 |
| 0.5 | -30-0.5-1 | 25 | 66.98 | 460.46 |
| 0.5 | -30-0.5-2 | 25 | 69.38 | 524.25 |
| 0.5 | -30-0.5-3 | 25 | 70.31 | 533.73 |
| 0.5 | -30-0.5-4 | 25 | 67.40 | 468.04 |
| 1.0 | -30-1.0-1 | 25 | 73.27 | 632.35 |
| 1.0 | -30-1.0-2 | 25 | 72.92 | 624.16 |
| 1.0 | -30-1.0-3 | 25 | 70.04 | 547.78 |
| 1.0 | -30-1.0-4 | 25 | 73.78 | 667.13 |
| 2.0 | -30-2.0-1 | 25 | 79.19 | 906.54 |
| 2.0 | -30-2.0-2 | 25 | 76.39 | 801.97 |
| 2.0 | -30-2.0-3 | 25 | 77.93 | 911.66 |
| 2.0 | -30-2.0-4 | 25 | 78.95 | 924.34 |

3.4.4 Acero S355JR (-50°C)

Por último, en este apartado se recogen los resultados obtenidos en la batería de ensayos realizada a -50°C en el acero S275JR.

3.4.4.1 Comportamiento a tracción del acero S275JR (-50°C) [110,116–118]

Del mismo modo que en los casos anteriores, para el acero a -50°C , se realiza un ensayo de tracción sobre una probeta de geometría similar a la que se indica en la Figura 3.29. Para realizar el ensayo, se atempera la probeta hasta alcanzar la temperatura indicada y posteriormente se carga la probeta a una velocidad de 0.02 mm/s (ASTM E8/E8M-11 [114]). La curva tensión-deformación se recoge en la Figura 3.45 y el valor de los parámetros de tracción del material en la Tabla 3.13 [110,116–118]. Se observa cómo los parámetros resistentes aumentan al pasar de -10°C a -50°C , en tanto que disminuye la ductilidad del material.

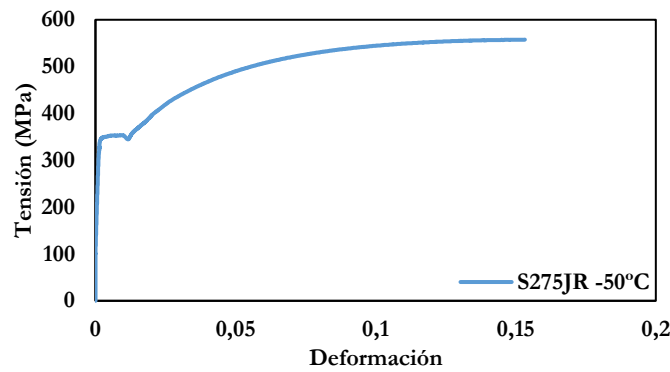


Figura 3.45. Curva de tracción del acero S275JR a -50°C [110,116–118].

Tabla 3.13. Resultados del ensayo de tracción del acero S275JR a -50°C [110,116–118].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | e_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|---------------|
| Tracción 1 | 209 | 349.2 | 557.6 | 12.39 |

3.4.4.2 Ensayos a fractura del acero S275JR (-50°C) [110,116–118]

Con el fin de definir el comportamiento a fractura del material en condiciones entalladas, se ensayan a -50°C (en cámara ambiental) un total de 24 probetas CT (Figura 3.31). Como en los casos anteriores, el radio de entalla varía de 0 mm a 2.0 mm, realizándose los ensayos según lo indicado en la ASTM E1921-10 [119] y en la ASTM E1820 [115].

Los registros de carga-desplazamiento se pueden observar en las Figuras 3.46 a 3.51, mientras que los valores de los parámetros de resistencia a fractura derivados de los ensayos se muestran en la Tabla 3.14 [110,116–118].

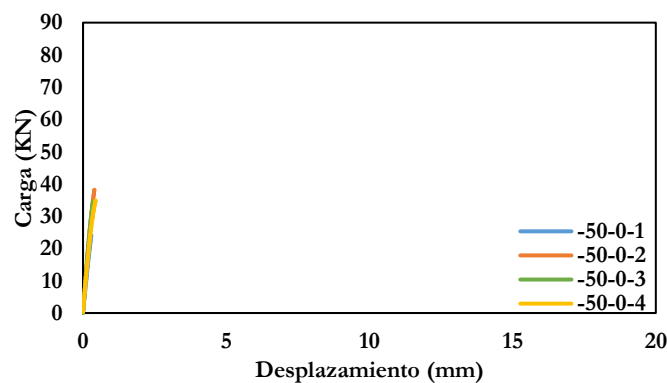


Figura 3.46. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-50°C) fisuradas [110,116–118].

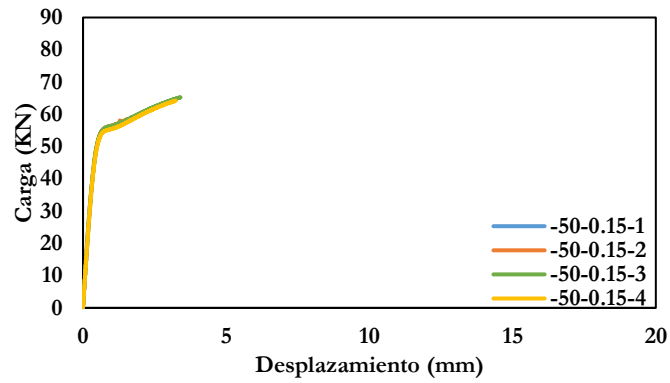


Figura 3.47. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-50°C) con radio de entalla 0.15 mm [110,116–118].

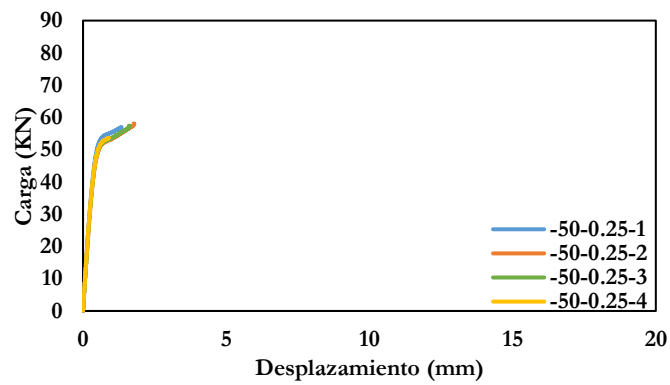


Figura 3.48. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-50°C) con radio de entalla 0.25 mm [110,116–118].

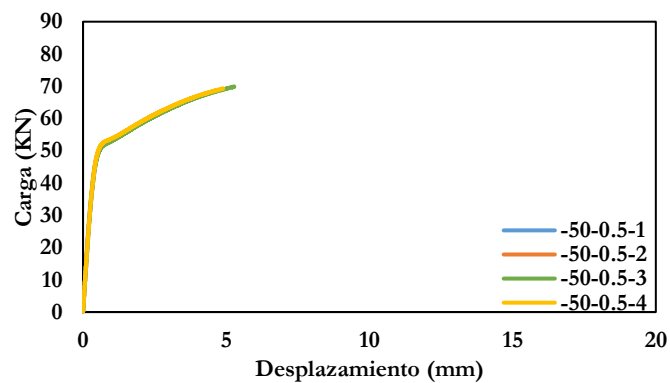


Figura 3.49. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-50°C) con radio de entalla 0.5 mm [110,116–118].

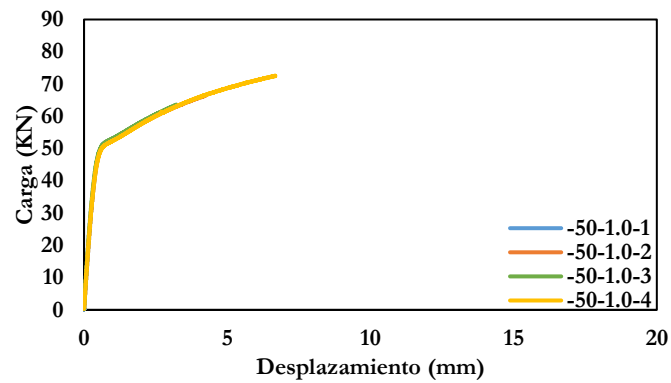


Figura 3.50. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-50°C) con radio de entalla 1.0 mm [110,116–118].

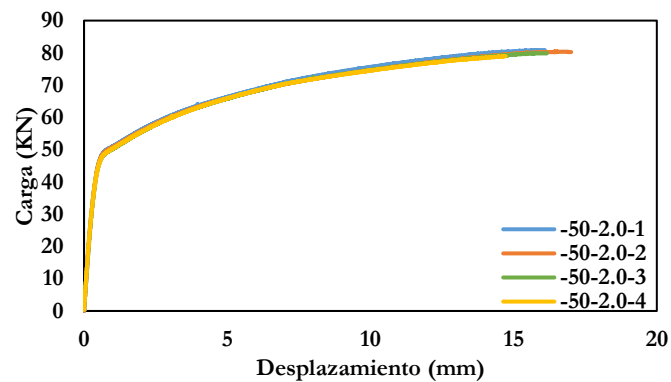


Figura 3.51. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de acero S275JR (-50°C) con radio de entalla 2.0 mm [110,116–118].

En las probetas ensayadas a -50°C se vuelve a observar que la longitud del defecto en el caso de las probetas fisuradas es mayor de 25 mm, viniendo este hecho motivado por la necesidad de generar los defectos mediante prefisuración. En el caso de las probetas entalladas, al obtenerse los defectos mediante mecanizado, la longitud es de 25 mm.

Respecto a las cargas, se vuelve a observar la misma tendencia que muestran las probetas ensayadas a -10 y a -30°C. Se observa un claro efecto entalla aun cuando se analizan radios de entalla muy pequeños (0.15 mm). A medida que aumenta el radio de entalla (hasta los 2.0 mm), tanto la carga soportada por el material como la tenacidad aparente a fractura aumentan considerablemente, llegando en el caso de probetas con radio de entalla 2.0 mm a ser 3 veces mayor la carga soportada y hasta 10 veces mayor la tenacidad aparente a fractura del material. Además, el comportamiento no-lineal a fractura se hace más evidente a medida que aumenta el radio de entalla.

Se comprueba, además, que a medida que disminuye la temperatura y para el mismo radio de entalla, tanto la carga de rotura como la tenacidad aparente de las probetas disminuye, salvo para el caso de las entallas de radio 2.0 mm, donde ambos parámetros registran un aumento a medida que disminuye la temperatura.

Tabla 3.14. Resultados de los ensayos en probetas CT del acero S275JR a -50°C [110,116–118].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (KN) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|------------|----------------------------------|----------------------|--|
| 0 | -50-0-1 | 29.72 | 24.08 | 61.32 |
| 0 | -50-0-2 | 27.19 | 38.21 | 88.06 |
| 0 | -50-0-3 | 27.28 | 34.62 | 79.18 |
| 0 | -50-0-4 | 28.92 | 34.90 | 95.03 |
| 0.15 | -50-0.15-1 | 25 | 59.94 | 283.28 |
| 0.15 | -50-0.15-2 | 25 | 58.56 | 246.32 |
| 0.15 | -50-0.15-3 | 25 | 65.26 | 392.58 |
| 0.15 | -50-0.15-4 | 25 | 64.22 | 379.96 |
| 0.25 | -50-0.25-1 | 25 | 57.00 | 223.72 |
| 0.25 | -50-0.25-2 | 25 | 58.04 | 260.98 |
| 0.25 | -50-0.25-3 | 25 | 57.41 | 246.63 |
| 0.25 | -50-0.25-4 | 25 | 53.63 | 170.00 |
| 0.5 | -50-0.5-1 | 25 | 61.60 | 330.17 |
| 0.5 | -50-0.5-2 | 25 | 61.18 | 321.81 |
| 0.5 | -50-0.5-3 | 25 | 69.87 | 501.94 |
| 0.5 | -50-0.5-4 | 25 | 69.26 | 481.98 |
| 1.0 | -50-1.0-1 | 25 | 59.59 | 302.52 |
| 1.0 | -50-1.0-2 | 25 | 66.39 | 437.78 |
| 1.0 | -50-1.0-3 | 25 | 63.58 | 374.04 |
| 1.0 | -50-1.0-4 | 25 | 72.55 | 575.26 |
| 2.0 | -50-2.0-1 | 25 | 80.85 | 950.32 |
| 2.0 | -50-2.0-2 | 25 | 80.36 | 976.22 |
| 2.0 | -50-2.0-3 | 25 | 79.89 | 947.45 |
| 2.0 | -50-2.0-4 | 25 | 78.98 | 897.23 |

3.5 POLIAMIDA 6 REFORZADA CON FIBRA DE VIDRIO CORTA

3.5.1 Introducción

Los materiales compuestos reforzados con fibras se obtienen tras la combinación de fibras de alta resistencia con una matriz que generalmente suele ser polimérica. De este modo se pueden conseguir materiales con unas propiedades diferentes a las que tiene cada uno de los materiales por separado. Generalmente, la matriz se encarga de mantener la posición y

orientación de las fibras, mientras que las fibras son las encargadas de soportar una gran parte de la carga [120].

Los termoplásticos reforzados constituyen una clase importante de los plásticos empleados en ingeniería, los cuales, gracias a sus buenas propiedades mecánicas y su fácil fabricación, están favoreciendo la sustitución de piezas metálicas usadas en componentes estructurales de ingeniería [16].

Actualmente, las aplicaciones de este tipo de materiales son muy amplias y variadas. Los materiales poliméricos reforzados con fibra de vidrio se emplean en aviación, automoción, náutica, construcción, así como en otros campos de la ingeniería.

Los materiales compuestos reforzados con fibras están conformados por dos materiales principales. Uno de ellos son las fibras, y la elección de las mismas ha de ser adecuada, así como la fracción de volumen que ocupan, su longitud y su orientación, ya que todas estas variables influyen en las propiedades del material compuesto que van a formar, entre otras: densidad, módulo elástico, conductividad térmica y eléctrica y coste [121].

Las fibras son uno de los dos elementos principales de un material compuesto reforzado con fibras. La elección del tipo de fibra ha de ser adecuada, así como la fracción de volumen que ocupe, la longitud y la orientación de las mismas, ya que todas estas variables tienen influencia en las distintas propiedades del material compuesto del que formarán parte, entre otras: la densidad, el módulo de elasticidad, la conductividad eléctrica y térmica y el coste [121]. Desde el punto de vista de refuerzo de tipo lineal, los vidrios de sílice son los más utilizados, si bien el espectro de sus características puede modificarse añadiendo otros óxidos. Con ellos, su composición y sus propiedades varían considerablemente. La fibra de vidrio más utilizada y la que se ha empleado en este trabajo es la del tipo *E*, cuya designación deriva de su empleo para usos eléctricos [121]. No obstante, se emplea en otras aplicaciones, para las que ofrece la ventaja de su reducido costo.

Por otra parte, las poliamidas son polímeros termoplásticos cuya cadena principal se constituye a partir de componentes elementales $-(CH_2)_n-$ que se encuentran unidos entre sí por medio de grupos amida. Estos grupos amida presentan un carácter fuertemente polar, que ocasionan intensas atracciones moleculares y un alto grado de cristalinidad, a la vez que posibilitan la absorción de agua [122].

Este alto grado de cristalinidad se pone de manifiesto también en una alta temperatura de fusión y en una elevada resistencia a tracción, ambas mayores cuanto mayor sea el número de grupos amidas existentes.

En definitiva, la poliamida 6 (PA 6) se caracteriza por una dureza, resistencia y tenacidad relativamente elevadas, así como por una vida a fatiga y resistencia a la abrasión buenas [123]. Al reforzar la poliamida con fibra de vidrio corta se consigue un aumento considerable en términos de resistencia, dureza, temperatura de servicio y resistencia a la abrasión. Por ello, en los últimos años la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta ha visto incrementado su uso en aplicaciones de ingeniería.

3.5.2 PA 6 PURA

En primer lugar, se muestran los resultados obtenidos de los ensayos realizados con la poliamida 6, sin refuerzo de fibras de vidrio corta, a temperatura ambiente.

3.5.2.1 Comportamiento a tracción de la PA 6 [16,124,125]

Con el fin de definir las propiedades mecánicas de la poliamida 6, se llevan a cabo dos ensayos de tracción sobre probetas similares a las que se muestran en la Figura 3.52, que se obtienen mediante el proceso de moldeo por inyección tal y como se describe en [16]. Para realizar dichos ensayos se siguen las indicaciones de la norma ASTM D638-10 [111] y se realiza un registro continuo de la carga aplicada frente al desplazamiento medido por el extensómetro. La velocidad de sollicitación (en control de posición) es de 5 mm/min. Se pueden observar las curvas de tracción en la Figura 3.53, mientras que los resultados obtenidos se recogen en la Tabla 3.15 [16,124,125].

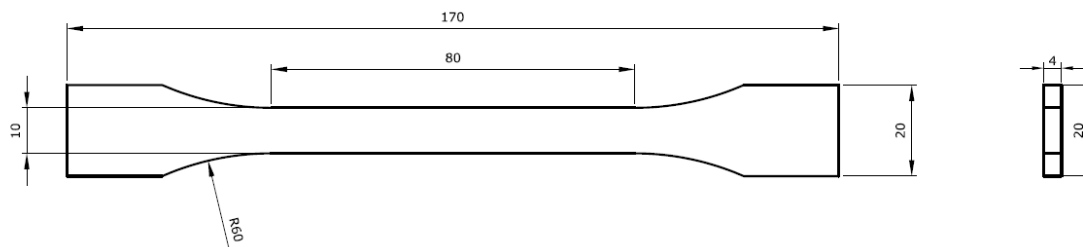


Figura 3.52. Geometría de las probetas de tracción de la PA 6 con diferentes refuerzos de fibra de vidrio corta. Cotas en mm [16,124,125].

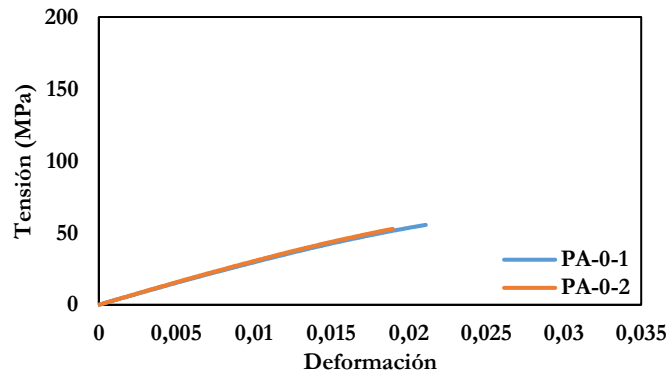


Figura 3.53. Curvas de tracción de la PA 6 [16,124,125].

Tabla 3.15. Resultados de los ensayos de tracción de la PA 6 [16,124,125].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | e_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|---------------|
| Tracción 1 | 2.80 | 55.7 | 55.7 | 2.17 |
| Tracción 2 | 2.90 | 52.7 | 52.7 | 1.96 |

Se observa un comportamiento básicamente elástico-lineal hasta rotura.

3.5.2.2 Ensayos a fractura de la PA 6 [16,124,125]

Conocidas las propiedades mecánicas a tracción del material, se llevan a cabo ensayos de fractura a temperatura ambiente para analizar el comportamiento del mismo en presencia de entallas. Estos ensayos se realizan sobre probetas de flexión en tres puntos (SENB), que se obtienen de la parte central de las probetas de tracción (ver Figura 3.52) según la norma ASTM D5045-99 [112]. La velocidad del ensayo (en control de posición) es de 10 mm/min y se lleva a cabo un registro continuo de la carga aplicada sobre la probeta y del desplazamiento registrado por el actuador.

Se ensayan un total de 25 probetas (ver Figura 3.54) con radios de entalla que van desde 0 mm (fisuras) hasta 2.0 mm. Las entallas se han realizado perpendicularmente a la dirección longitudinal de las probetas y se han obtenido mediante mecanizado por control numérico. Para las probetas fisuradas, los defectos se han obtenido con ayuda de una cuchilla mediante el empleo de la técnica de *Sliding* según indica la ASTM D5045 [112]. En las Figuras 3.55 a 3.59 se recogen las curvas carga-desplazamiento obtenidas, mientras que en la Tabla 3.16 se muestran los valores de carga máxima y resistencia a fractura (tenacidad aparente, K_{mat}^N) de cada una de las probetas [16,124,125].

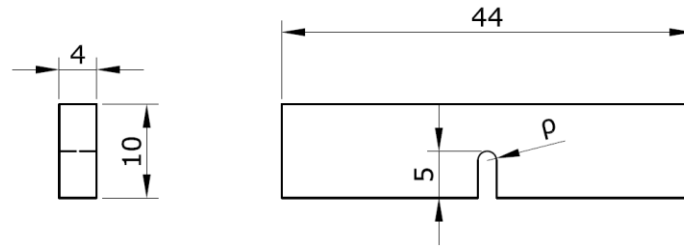


Figura 3.54. Geometría de las probetas SENB de la PA 6 con diferentes refuerzos de fibra de vidrio corta. Cotas en mm. ρ varía de 0 a 2.0 mm [16,124,125].

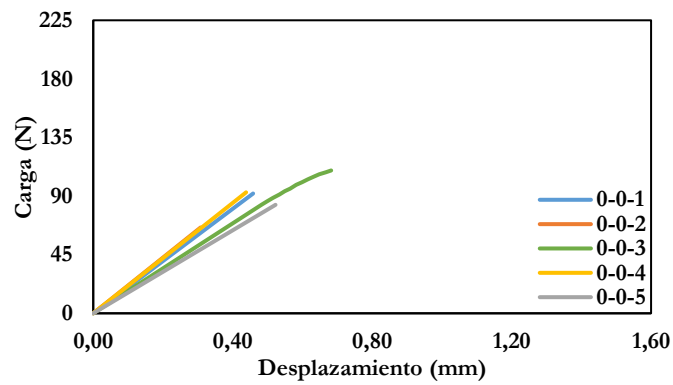


Figura 3.55. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA6 fisuradas [16,124,125].

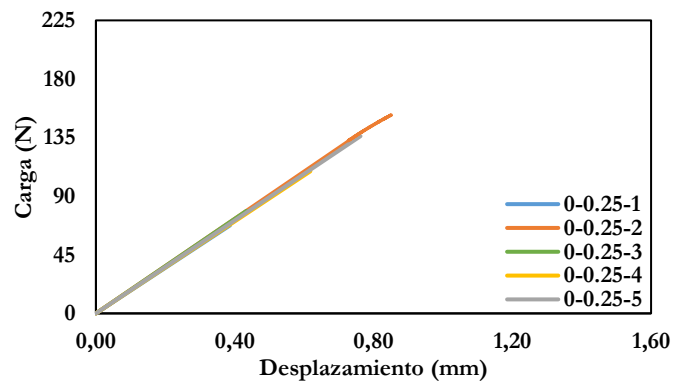


Figura 3.56. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 con radio de entalla 0.25 mm [16,124,125].

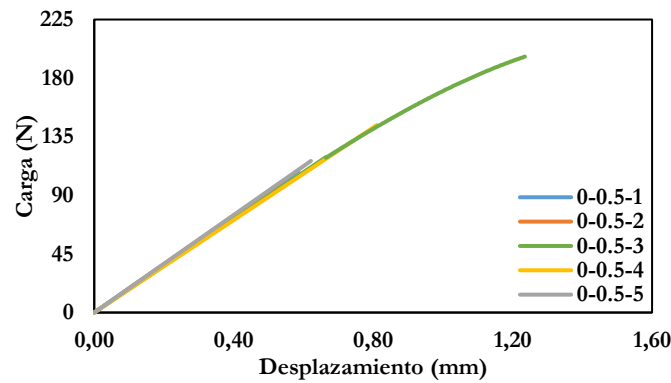


Figura 3.57. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 con radio de entalla 0.5 mm [16,124,125].

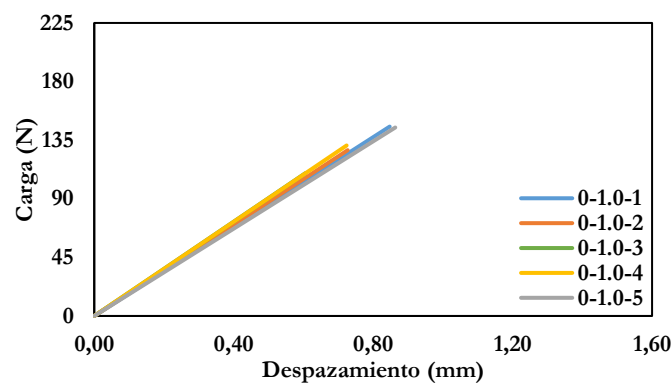


Figura 3.58. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 con radio de entalla 1.0 mm [16,124,125].

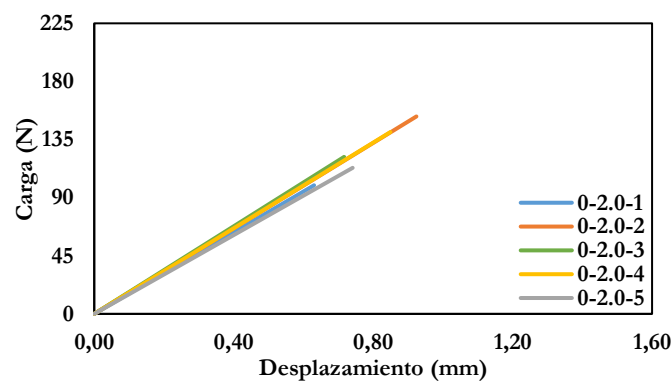


Figura 3.59. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 con radio de entalla 2.0 mm [16,124,125].

Se observa que la longitud del defecto en las probetas fisuradas es distinta de 5 mm, siendo esto debido a que las fisuras se obtienen empleando una cuchilla y mediante la técnica de *sliding*. El resto de probetas entalladas se mecanizan mediante control numérico y permite definir la longitud deseada del defecto.

Respecto a las cargas de rotura y a la tenacidad aparente a fractura, se observa que existe efecto entalla aun analizando radios de entalla reducidos, ya que se comprueba que a medida que aumenta el radio de entalla, aumenta la carga de rotura y la tenacidad aparente a fractura del material. Además, el comportamiento a fractura se mantiene fundamentalmente elástico-lineal para todos los radios de entalla.

Tabla 3.16. Resultados de los ensayos de flexión en tres puntos de la PA 6 [16,124,125].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (N) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|----------|----------------------------------|---------------------|--|
| 0 | 0-0-1 | 4.90 | 92.0 | 2.37 |
| 0 | 0-0-2 | 4.60 | 66.2 | 1.56 |
| 0 | 0-0-3 | 4.90 | 110.5 | 2.85 |
| 0 | 0-0-4 | 4.40 | 93.2 | 2.07 |
| 0 | 0-0-5 | 4.70 | 83.1 | 2.02 |
| 0.25 | 0-0.25-1 | 5 | 63.6 | 1.69 |
| 0.25 | 0-0.25-2 | 5 | 150.0 | 3.99 |
| 0.25 | 0-0.25-3 | 5 | 74.6 | 1.99 |
| 0.25 | 0-0.25-4 | 5 | 103.5 | 2.76 |
| 0.25 | 0-0.25-5 | 5 | 132.7 | 3.53 |
| 0.5 | 0-0.5-1 | 5 | 108.1 | 2.88 |
| 0.5 | 0-0.5-2 | 5 | 99.9 | 2.66 |
| 0.5 | 0-0.5-3 | 5 | 196.7 | 5.24 |
| 0.5 | 0-0.5-4 | 5 | 144.2 | 3.84 |
| 0.5 | 0-0.5-5 | 5 | 115.9 | 3.09 |
| 1.0 | 0-1.0-1 | 5 | 144.9 | 3.86 |
| 1.0 | 0-1.0-2 | 5 | 127.6 | 3.40 |
| 1.0 | 0-1.0-3 | 5 | 108.7 | 2.89 |
| 1.0 | 0-1.0-4 | 5 | 130.0 | 3.46 |
| 1.0 | 0-1.0-5 | 5 | 143.2 | 3.81 |
| 2.0 | 0-2.0-1 | 5 | 98.5 | 2.62 |
| 2.0 | 0-2.0-2 | 5 | 152.6 | 4.06 |
| 2.0 | 0-2.0-3 | 5 | 119.0 | 3.17 |
| 2.0 | 0-2.0-4 | 5 | 213.0 | 5.67 |
| 2.0 | 0-2.0-5 | 5 | 111.3 | 2.96 |

3.5.3 PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%)

En este apartado se muestran los resultados de los ensayos realizados con el primer material compuesto analizado: poliamida 6 reforzada con un 5% en peso de fibra de vidrio corta a temperatura ambiente.

3.5.3.1 Comportamiento a tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) [16,124,125]

Se llevan a cabo dos ensayos de tracción para la caracterización de la PA 6 reforzada con un 5% en peso de fibra de vidrio corta. Para la fabricación de estas probetas se sigue el mismo proceso que para las probetas de poliamida 6, es decir, se hace uso del moldeo por inyección. El procedimiento experimental seguido es análogo al que se explica en el apartado 3.5.2.1, que es el establecido por la norma ASTM D638-10 [111]. La geometría de las probetas se muestra en la Figura 3.52, mientras que las curvas tensión-deformación se pueden observar en la Figura 3.60 y los resultados de los parámetros obtenidos de estos ensayos se recogen en la Tabla 3.17 [16,124,125].

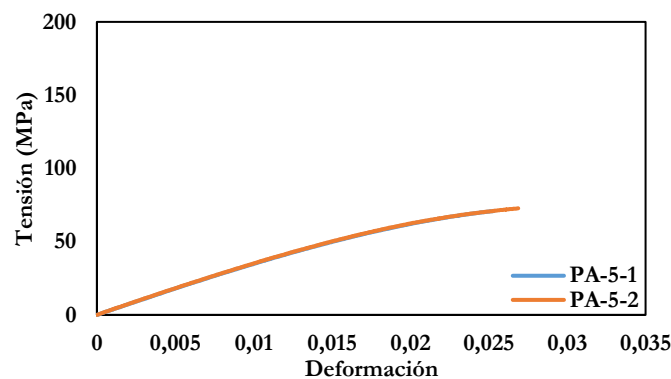


Figura 3.60. Curvas de tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) [16,124,125].

Tabla 3.17. Resultados de los ensayos de tracción de la PA 6 con 5% de contenido de fibra [16,124,125].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | ϵ_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|----------------------|
| Tracción 1 | 3.30 | 67.0 | 71.2 | 2.61 |
| Tracción 2 | 3.30 | 66.8 | 72.9 | 2.72 |

En este caso se observa una cierta no linealidad en los ensayos de tracción, si bien el comportamiento es fundamentalmente elástico-lineal. Al comparar los resultados con los obtenidos en PA6 pura, se observa que aumentan tanto los parámetros resistentes como la ductilidad.

3.5.3.2 Ensayos a fractura de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) [16,124,125]

A la hora de realizar los ensayos de fractura a temperatura ambiente, se emplean probetas de flexión en tres puntos, obtenidas a partir de probetas de tracción (ver Figura 3.52). Se ensayan 25 probetas con diferentes radios de entalla según la norma ASTM D5045-99 [112], siguiendo el mismo procedimiento que en el caso de las probetas de PA 6 (apartado 3.5.2.2). Las curvas carga-desplazamiento obtenidas se recogen en las Figuras 3.61 a 3.65 mientras que en la Tabla 3.18 se recogen los valores relevantes de los resultados experimentales [16,124,125].

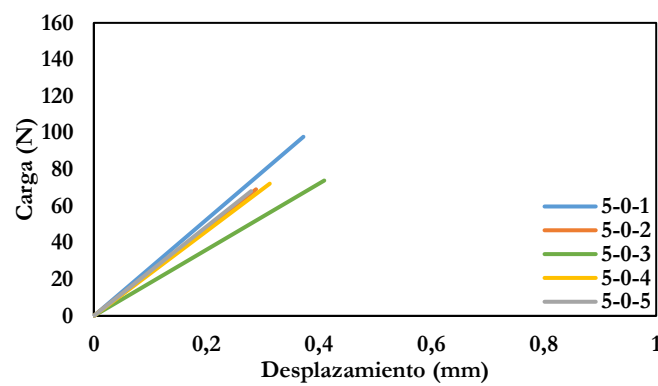


Figura 3.61. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) fisuradas [16,124,125].

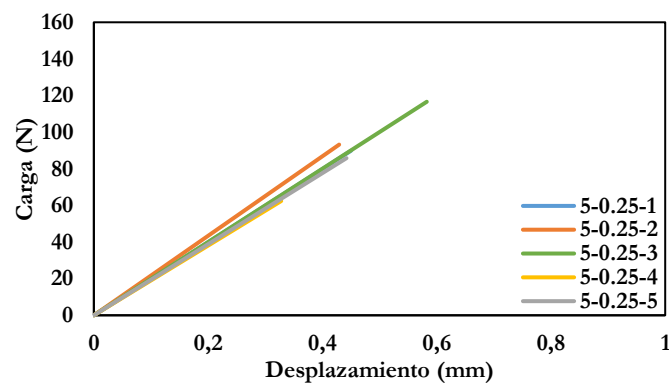


Figura 3.62. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) con radio de entalla 0.25 mm [16,124,125].

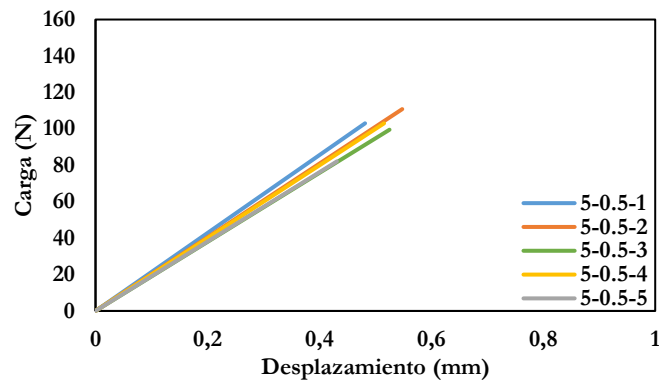


Figura 3.63. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) con radio de entalla 0.5 mm [16,124,125].

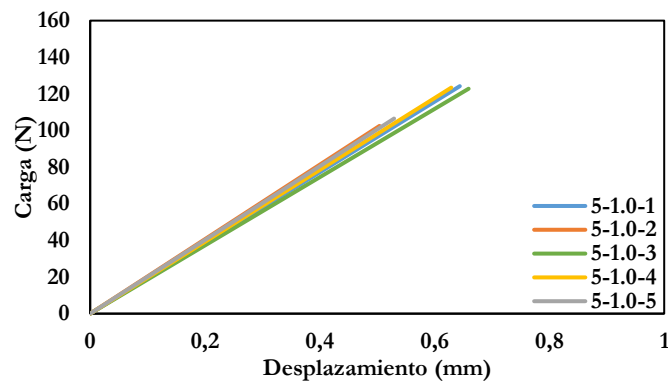


Figura 3.64. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) con radio de entalla 1.0 mm [16,124,125].

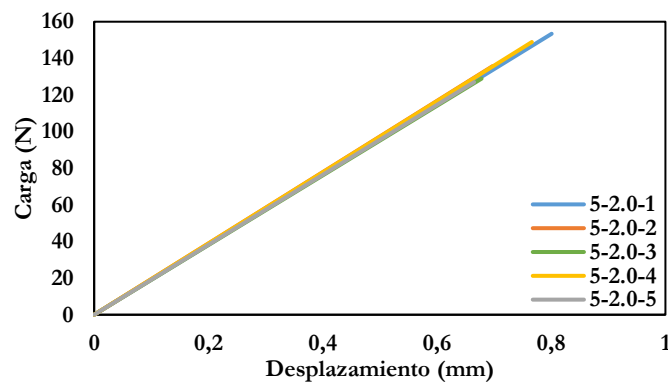


Figura 3.65. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) con radio de entalla 2.0 mm [16,124,125].

Las probetas fisuradas tienen una longitud de defecto menor que las probetas entalladas debido al procedimiento seguido para la obtención de las fisuras. Estas fisuras se obtienen

mediante la técnica de *sliding*, llevada a cabo con una cuchilla, mientras que las probetas entalladas se mecanizan mediante control numérico.

En las probetas de PA 6 reforzada con un 5% de fibra de vidrio corta, se observa efecto entalla, ya que a medida que aumenta el radio de entalla, aumentan la carga de rotura media y la tenacidad aparente a fractura media de cada grupo de probetas ensayado.

El comportamiento a fractura es totalmente elástico-lineal (frente al caso de las probetas a tracción), y no se observa una tendencia clara de las cargas de rotura o de la tenacidad aparente frente a los resultados obtenidos con PA6 pura.

Tabla 3.18. Resultados de los ensayos de flexión en tres puntos de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) [16,124,125].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (N) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|----------|----------------------------------|---------------------|--|
| 0 | 5-0-1 | 4.65 | 100.5 | 2.40 |
| 0 | 5-0-2 | 4.60 | 69.6 | 1.64 |
| 0 | 5-0-3 | 4.70 | 73.3 | 1.78 |
| 0 | 5-0-4 | 4.50 | 72.0 | 1.65 |
| 0 | 5-0-5 | 4.80 | 69.0 | 1.73 |
| 0.25 | 5-0.25-1 | 5 | 83.8 | 2.23 |
| 0.25 | 5-0.25-2 | 5 | 82.2 | 2.19 |
| 0.25 | 5-0.25-3 | 5 | 111.0 | 2.96 |
| 0.25 | 5-0.25-4 | 5 | 56.4 | 1.50 |
| 0.25 | 5-0.25-5 | 5 | 77.1 | 2.05 |
| 0.5 | 5-0.5-1 | 5 | 100.1 | 2.67 |
| 0.5 | 5-0.5-2 | 5 | 108.4 | 2.89 |
| 0.5 | 5-0.5-3 | 5 | 96.0 | 2.56 |
| 0.5 | 5-0.5-4 | 5 | 100.6 | 2.68 |
| 0.5 | 5-0.5-5 | 5 | 82.7 | 2.20 |
| 1.0 | 5-1.0-1 | 5 | 120.7 | 3.21 |
| 1.0 | 5-1.0-2 | 5 | 99.3 | 2.64 |
| 1.0 | 5-1.0-3 | 5 | 119.1 | 3.17 |
| 1.0 | 5-1.0-4 | 5 | 122.2 | 3.25 |
| 1.0 | 5-1.0-5 | 5 | 106.0 | 2.82 |
| 2.0 | 5-2.0-1 | 5 | 151.6 | 4.04 |
| 2.0 | 5-2.0-2 | 5 | 135.4 | 3.61 |
| 2.0 | 5-2.0-3 | 5 | 126.6 | 3.37 |
| 2.0 | 5-2.0-4 | 5 | 149.7 | 3.99 |
| 2.0 | 5-2.0-5 | 5 | 125.9 | 3.35 |

3.5.4 PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%)

A lo largo de este apartado se recogen los datos obtenidos tras los ensayos realizados a temperatura ambiente en el material compuesto formado por PA6 y un 10% del peso de fibra de vidrio corta.

3.5.4.1 Comportamiento a tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) [16,124,125]

Con el objetivo de conocer las propiedades a tracción de la PA 6 reforzada con un 10% en peso de fibra de vidrio corta, se ensayan dos probetas obtenidas mediante moldeo por inyección [16], de geometría análoga a la mostrada en la Figura 3.52, según lo indicado en la ASTM D638-10 [111], de igual modo que en los apartados 3.5.2.1 y 3.5.3.1.

En la Figura 3.66 se pueden observar las curvas tensión-deformación obtenidas, mientras que en la Tabla 3.19 se recogen los valores de los parámetros de tracción del material [16,124,125]. El grado de no linealidad vuelve a aumentar al añadir más fibra de vidrio al material compuesto, en tanto que siguen aumentando los parámetros resistentes como como la ductilidad.

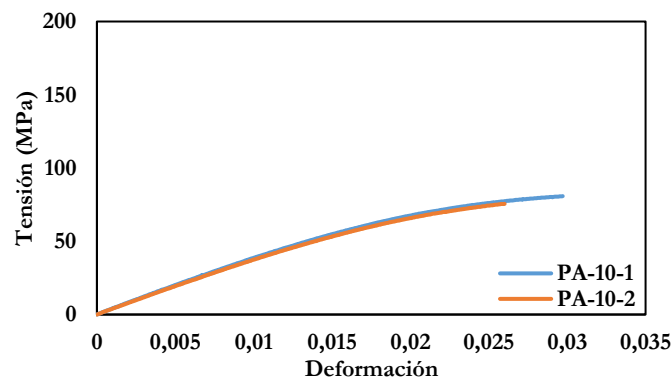


Figura 3.66. Curvas de tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) [16,124,125].

Tabla 3.19. Resultados de los ensayos de tracción de la PA 6 con 10% de contenido de fibra [16,124,125].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | ϵ_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|----------------------|
| Tracción 1 | 3.60 | 70.7 | 80.8 | 3.02 |
| Tracción 2 | 3.50 | 69.6 | 75.5 | 2.65 |

3.5.4.2 Ensayos a fractura de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) [16,124,125]

Al igual que en los aparados anteriores, para conocer la resistencia a fractura de las probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) con entallas de radio variable, se llevan a cabo 25 ensayos de flexión en tres puntos (SENB). Las probetas se obtienen a partir de la parte central de probetas de tracción (ver Figura 3.52) y se ensayan de acuerdo a lo indicado en la ASTM D5045-99 [112]. En la Tabla 3.20 se recogen los resultados obtenidos [16,124,125] de ensayar probetas con geometría análoga a la que se muestra en la Figura 3.54. En las Figuras 3.67 a 3.71 se muestran las curvas carga-desplazamiento obtenidas para cada radio de entalla.

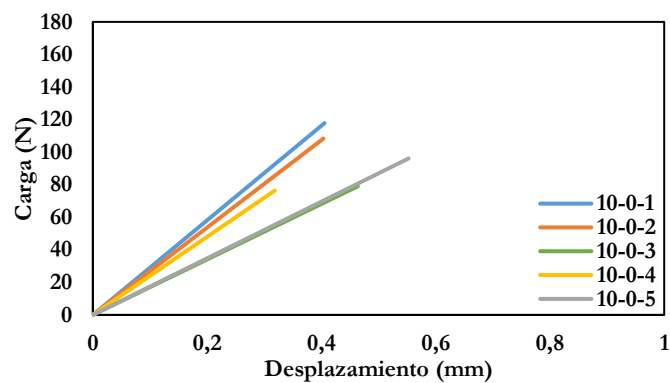


Figura 3.67. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) fisuradas [16,124,125].

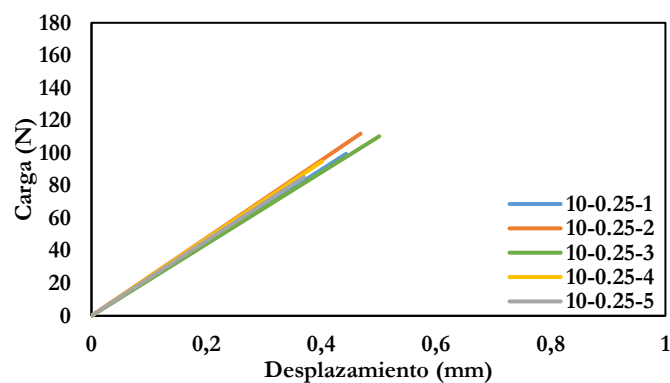


Figura 3.68. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) con radio de entalla 0.25 mm [16,124,125].

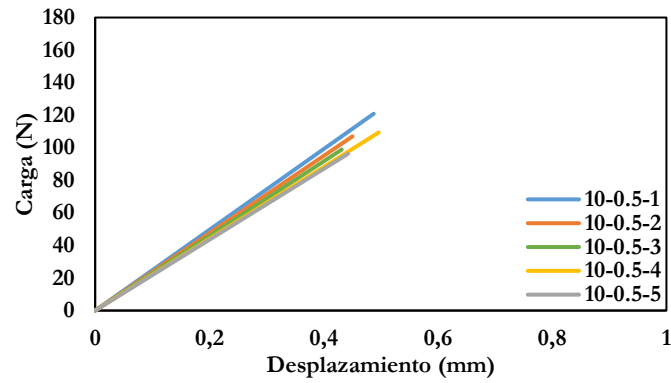


Figura 3.69. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) con radio de entalla 0.5 mm [16,124,125].

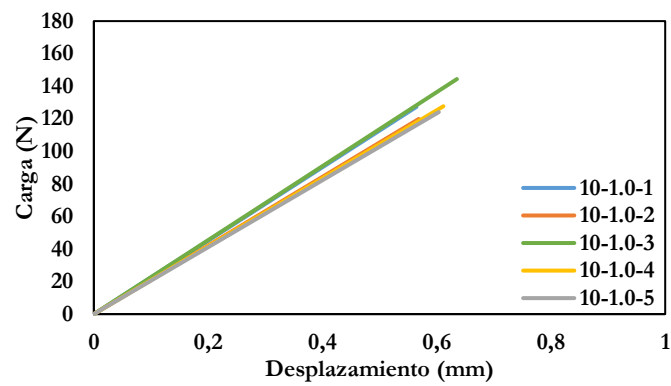


Figura 3.70. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) con radio de entalla 1.0 mm [16,124,125].

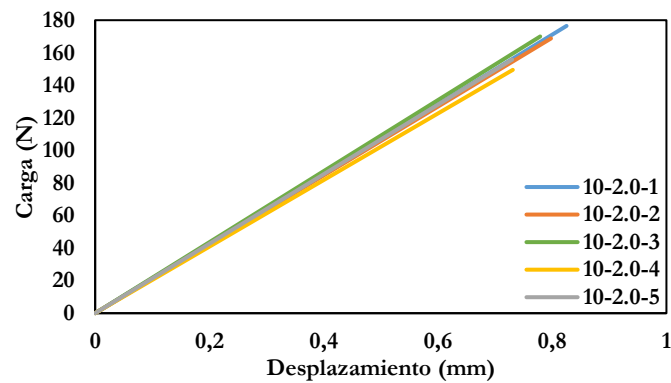


Figura 3.71. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) con radio de entalla 2.0 mm [16,124,125].

Se comprueba que la longitud de las fisuras, debido a la técnica de *sliding* empleada para realizarlas, miden menos de 5 mm, mientras que en el caso de las entallas, al realizarse

mediante mecanizado por control numérico, que permite la perfecta definición de la geometría, en todos los casos miden 5 mm.

En las probetas de PA 6 reforzada con un 10% de fibra de vidrio se observa efecto entalla en la carga de rotura, aunque de forma más moderada, ya que para las probetas fisuradas y para las probetas con radio de entalla 0.25 mm, la carga de rotura es similar en ambos casos. En relación a la tenacidad aparente a fractura se observa también efecto entalla, pero esta vez desde los menores valores de radio de entalla introducidos.

Al comparar los resultados con los obtenidos con menores contenidos de fibra, en este caso si se observa un aumento moderado de la capacidad resistente a fractura.

Tabla 3.20. Resultados de los ensayos de flexión en tres puntos de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) [16,124,125].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (N) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|-----------|----------------------------------|---------------------|--|
| 0 | 10-0-1 | 4.20 | 117.5 | 2.46 |
| 0 | 10-0-2 | 4.25 | 107.2 | 2.28 |
| 0 | 10-0-3 | 4.60 | 70.2 | 1.65 |
| 0 | 10-0-4 | 4.60 | 76.7 | 1.81 |
| 0 | 10-0-5 | 4.90 | 95.9 | 2.47 |
| 0.25 | 10-0.25-1 | 5 | 93.1 | 2.48 |
| 0.25 | 10-0.25-2 | 5 | 105.2 | 2.80 |
| 0.25 | 10-0.25-3 | 5 | 104.5 | 2.78 |
| 0.25 | 10-0.25-4 | 5 | 87.8 | 2.34 |
| 0.25 | 10-0.25-5 | 5 | 78.6 | 2.09 |
| 0.5 | 10-0.5-1 | 5 | 116.2 | 3.09 |
| 0.5 | 10-0.5-2 | 5 | 102.1 | 2.72 |
| 0.5 | 10-0.5-3 | 5 | 93.4 | 2.49 |
| 0.5 | 10-0.5-4 | 5 | 111.1 | 2.96 |
| 0.5 | 10-0.5-5 | 5 | 97.7 | 2.60 |
| 1.0 | 10-1.0-1 | 5 | 124.1 | 3.30 |
| 1.0 | 10-1.0-2 | 5 | 116.5 | 3.10 |
| 1.0 | 10-1.0-3 | 5 | 141.0 | 3.75 |
| 1.0 | 10-1.0-4 | 5 | 125.0 | 3.33 |
| 1.0 | 10-1.0-5 | 5 | 119.7 | 3.19 |
| 2.0 | 10-2.0-1 | 5 | 173.8 | 4.63 |
| 2.0 | 10-2.0-2 | 5 | 166.7 | 4.44 |
| 2.0 | 10-2.0-3 | 5 | 167.3 | 4.45 |
| 2.0 | 10-2.0-4 | 5 | 146.4 | 3.90 |
| 2.0 | 10-2.0-5 | 5 | 153.4 | 4.08 |

3.5.5 PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%)

Los resultados obtenidos a temperatura ambiente en los ensayos correspondientes al compuesto formado por PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30% del peso) se muestran a lo largo de este apartado.

3.5.5.1 Comportamiento a tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) [16,124,125]

En primer lugar, se obtienen las propiedades a tracción del material. Siguiendo el procedimiento mencionado en los apartados anteriores, se ensayan dos probetas según lo indicado en la ASTM D638-10 [111], cuya geometría se puede ver en la Figura 3.54. Los resultados derivados de los ensayos se recogen en la Tabla 3.21 [16,124,125], mientras que las curvas tensión-deformación se muestran en la Figura 3.72.

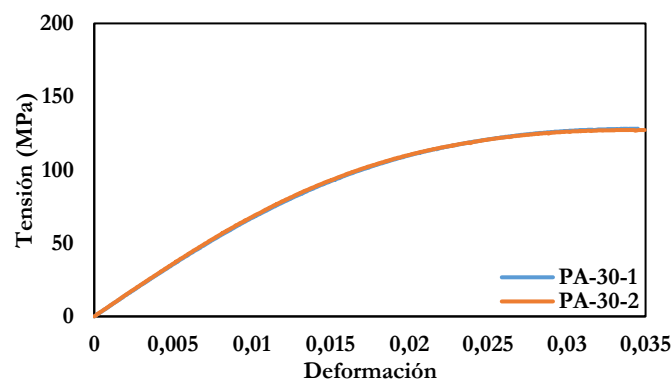


Figura 3.72. Curvas de tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) [16,124,125].

Tabla 3.21. Resultados de los ensayos de tracción de la PA 6 con 30% de contenido de fibra [16,124,125].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | e_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|---------------|
| Tracción 1 | 6.40 | 105.5 | 128.4 | 3.55 |
| Tracción 2 | 6.50 | 105.2 | 127.6 | 3.57 |

Tanto los parámetros resistentes como los de ductilidad siguen aumentando al aumentar el contenido de fibra, siendo el comportamiento en este caso claramente no lineal.

3.5.5.2 Ensayos a fractura de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) [16,124,125]

Tras caracterizar las propiedades de tracción del material, se procede a caracterizar el comportamiento a fractura del mismo en condiciones entalladas. Para ello se ensayan un total de 24 probetas de flexión en 3 puntos (SENB) de geometría análoga a la mostrada en la Figura 3.54, según lo indicado en la ASTM D5045-99 [112], y de las que se obtienen las curvas carga-desplazamiento que se muestran en las Figuras 3.73 a 3.77. Los resultados obtenidos se recogen en la Tabla 3.22 [16,124,125].

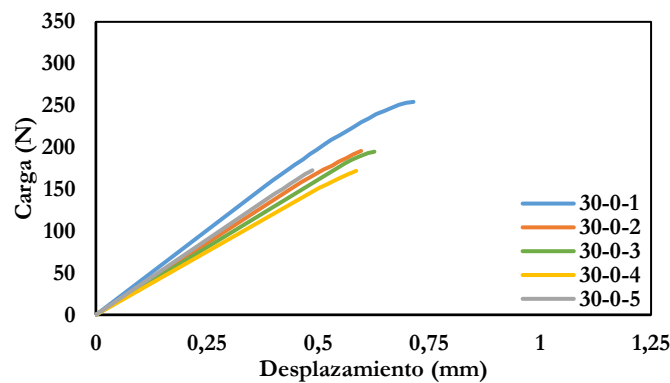


Figura 3.73. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) fisuradas [16,124,125].

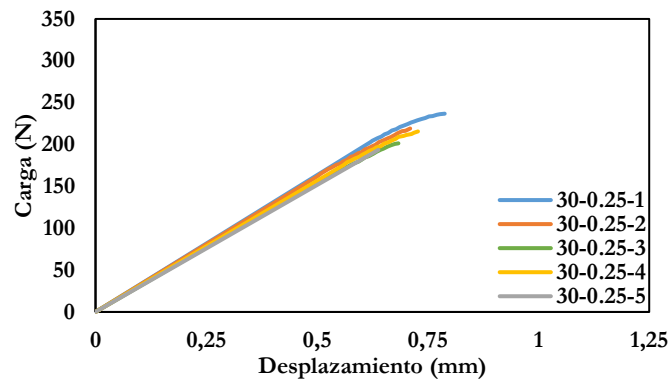


Figura 3.74. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) con radio de entalla 0.25 mm [16,124,125].

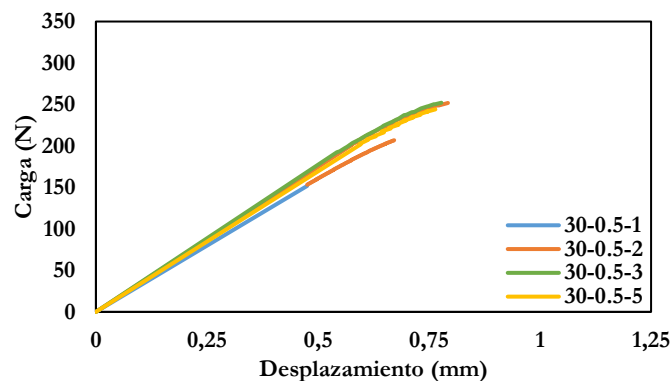


Figura 3.75. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) con radio de entalla 0.5 mm [16,124,125].

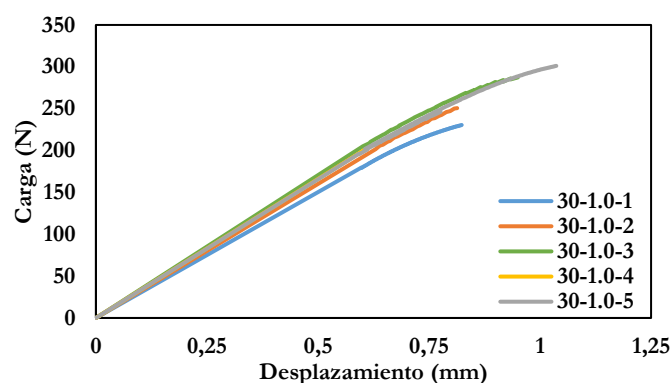


Figura 3.76. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) con radio de entalla 1.0 mm [16,124,125].

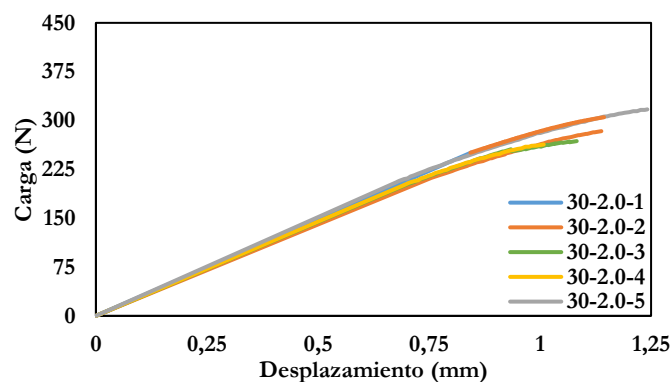


Figura 3.77. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) con radio de entalla 2.0 mm [16,124,125].

En este caso se observa un gran aumento de la capacidad resistente del material debido a la cantidad de fibras añadidas. Además, se pone de manifiesto el efecto entalla que se produce, ya que a medida que aumenta el radio de entalla, aumentan tanto la carga de rotura como la tenacidad aparente a fractura del material. Las curvas obtenidas muestran además que el

comportamiento no lineal se produce también en las probetas de fractura (tanto mayor no linealidad cuanto mayor es el radio de entalla), y no solo en las probetas de tracción.

Tabla 3.22. Resultados de los ensayos de flexión en tres puntos de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) [16,124,125].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (N) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|-----------|----------------------------------|---------------------|--|
| 0 | 30-0-1 | 4.48 | 253.5 | 5.76 |
| 0 | 30-0-2 | 4.70 | 195.5 | 4.74 |
| 0 | 30-0-3 | 4.80 | 195.7 | 4.90 |
| 0 | 30-0-4 | 4.57 | 171.7 | 4.01 |
| 0 | 30-0-5 | 4.75 | 180.1 | 4.44 |
| 0.25 | 30-0.25-1 | 5 | 237.8 | 6.33 |
| 0.25 | 30-0.25-2 | 5 | 220.2 | 5.86 |
| 0.25 | 30-0.25-3 | 5 | 202.5 | 5.39 |
| 0.25 | 30-0.25-4 | 5 | 216.4 | 5.76 |
| 0.25 | 30-0.25-5 | 5 | 205.4 | 5.47 |
| 0.5 | 30-0.5-1 | 5 | 207.1 | 5.51 |
| 0.5 | 30-0.5-2 | 5 | 252.4 | 6.72 |
| 0.5 | 30-0.5-3 | 5 | 251.8 | 6.70 |
| 0.5 | 30-0.5-4 | - | - | - |
| 0.5 | 30-0.5-5 | 5 | 243.3 | 6.48 |
| 1 | 30-1.0-1 | 5 | 231.6 | 6.17 |
| 1 | 30-1.0-2 | 5 | 251.5 | 6.70 |
| 1 | 30-1.0-3 | 5 | 287.9 | 7.67 |
| 1 | 30-1.0-4 | 5 | 302.6 | 8.06 |
| 1 | 30-1.0-5 | 5 | 246.6 | 6.57 |
| 2 | 30-2.0-1 | 5 | 305.8 | 8.14 |
| 2 | 30-2.0-2 | 5 | 284.2 | 7.57 |
| 2 | 30-2.0-3 | 5 | 269.0 | 7.16 |
| 2 | 30-2.0-4 | 5 | 263.7 | 7.02 |
| 2 | 30-2.0-5 | 5 | 318.3 | 8.47 |

3.5.6 PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%)

Por último, en este apartado se muestran los resultados de los ensayos realizados en el último de los materiales compuestos analizados: poliamida 6 reforzada con un 50% en peso de fibra de vidrio corta a temperatura ambiente.

3.5.6.1 Comportamiento a tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) [16,124,125]

Se realizaron los ensayos de tracción sobre probetas obtenidas mediante moldeo por inyección [16] para conocer las propiedades mecánicas de la PA 6 reforzada con un 50% de fibra de vidrio corta. Para ello se siguió lo establecido en la ASTM D638-10 [111] y al igual

que en los apartados anteriores, se ensayaron dos probetas (ver Figura 3.52). Los resultados obtenidos de estos dos ensayos se pueden observar en la Figura 3.78 y en la Tabla 3.23 [16,124,125].

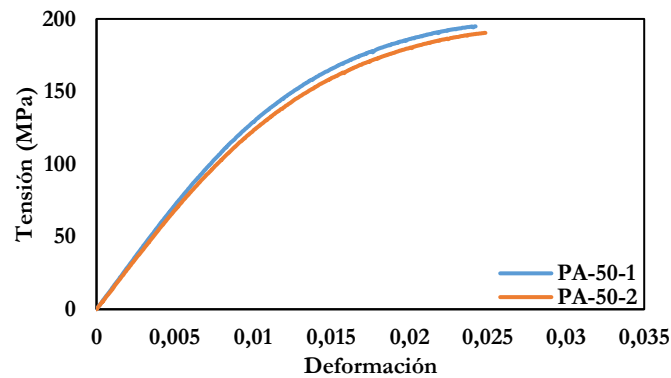


Figura 3.78. Curvas de tracción de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) [16,124,125].

Tabla 3.23. Resultados de los ensayos de tracción de la PA 6 con 50% de contenido de fibra [16,124,125].

| Ensayo | E (GPa) | σ_y (MPa) | σ_u (MPa) | e_{max} (%) |
|------------|-----------|------------------|------------------|---------------|
| Tracción 1 | 13.0 | 163.4 | 195.1 | 2.45 |
| Tracción 2 | 12.2 | 158.9 | 190.5 | 2.49 |

El comportamiento a tracción es claramente no lineal, pero mientras que las propiedades resistentes siguen creciendo al incrementar el contenido de fibras, la ductilidad (entendida como deformación bajo carga máxima, e_{max}), se reduce notablemente con respecto al resto de contenidos de refuerzo, si bien se mantiene por encima de la observada en la PA6 pura.

3.5.6.2 Ensayos a fractura de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) [16,124,125]

Se caracterizaron finalmente las propiedades a fractura de la PA 6 reforzada con un 50% de fibra de vidrio corta. Para ello se ensayaron 25 probetas de flexión en tres puntos (ver Figura 3.54) con diferentes radios de entalla. Al igual que en los casos anteriores, las probetas se obtienen a partir de la parte central de probetas de tracción (ver Figura 3.52). Para llevar a cabo los ensayos se siguen las directrices indicadas en la ASTM D5045-99 [112]. Tras realizar los ensayos se obtuvieron las curvas carga-desplazamiento que se muestran en las Figuras 3.79 a 3.83 y los valores resistentes mostrados en la Tabla 3.24 [16,124,125].

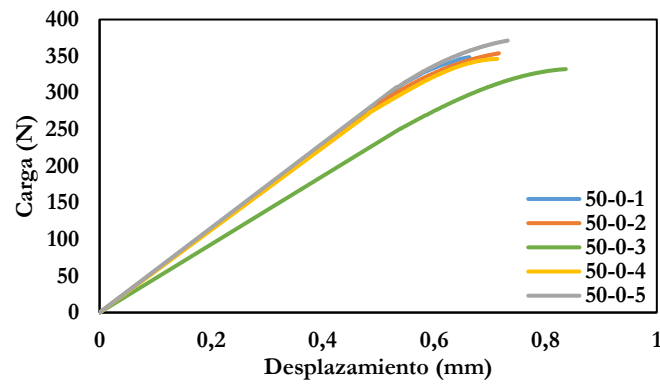


Figura 3.79. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) fisuradas [16,124,125].

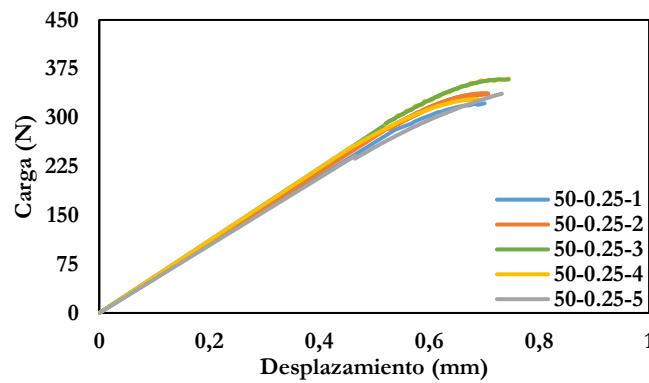


Figura 3.80. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) con radio de entalla 0.25 mm [16,124,125].

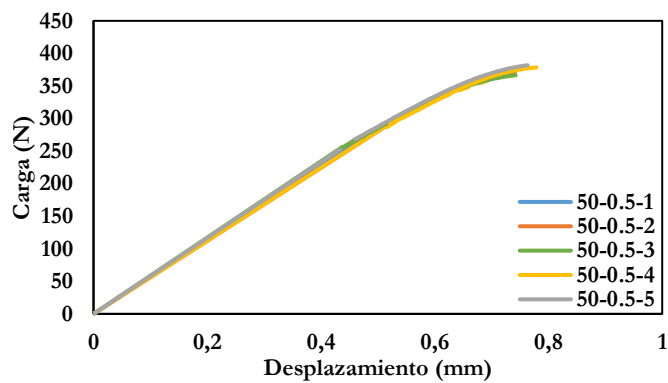


Figura 3.81. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) con radio de entalla 0.5 mm [16,124,125].

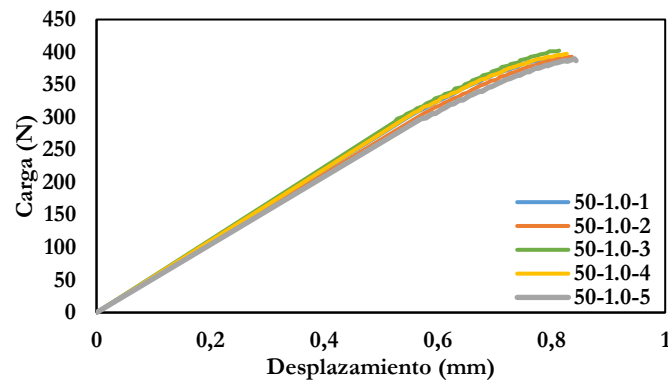


Figura 3.82. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) con radio de entalla 1.0 mm [16,124,125].

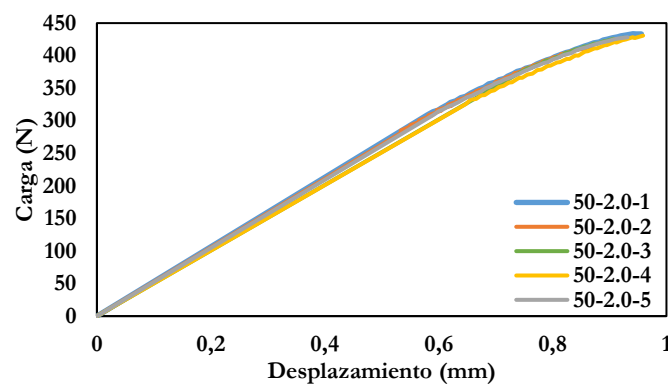


Figura 3.83. Resultados experimentales (carga-desplazamiento) en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) con radio de entalla 2.0 mm [16,124,125].

Se comprueba que la carga de rotura es similar en las probetas fisuradas y en las probetas de radio de entalla 0.25 mm, lo que viene producido porque el ligamento resistente de las probetas fisuradas es mayor que el de las entalladas. Si se compara la tenacidad aparente a fractura del material (se tiene en cuenta la geometría de la probeta), se observa que existe un ligero efecto entalla. Para radios de entalla mayores, se pone de manifiesto un mayor efecto entalla, aumentando así la carga de rotura de las probetas y la tenacidad aparente a fractura de las mismas a medida que aumenta el radio de entalla. Las curvas muestran un comportamiento no lineal para los distintos radios de entalla analizados.

En las probetas de PA 6 se observa que a medida que aumenta el porcentaje de fibra añadido, la capacidad resistente del material también aumenta, poniendo así de manifiesto la capacidad de las fibras de vidrio para mejorar las propiedades mecánicas al formar un compuesto con un polímero como la poliamida 6.

Tabla 3.24. Resultados de los ensayos de flexión en tres puntos de la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) [16,124,125].

| Radio de entalla ρ (mm) | Probeta | Longitud del defecto a (mm) | Carga máxima (N) | K_{mat}^N (MPa·m ^{1/2}) |
|---------------------------------|-----------|----------------------------------|---------------------|--|
| 0 | 50-0-1 | 4.55 | 348.7 | 8.09 |
| 0 | 50-0-2 | 4.75 | 351.8 | 8.67 |
| 0 | 50-0-3 | 4.90 | 331.8 | 8.56 |
| 0 | 50-0-4 | 4.80 | 346.4 | 8.66 |
| 0 | 50-0-5 | 4.70 | 369.4 | 8.96 |
| 0.25 | 50-0.25-1 | 5 | 322.0 | 8.57 |
| 0.25 | 50-0.25-2 | 5 | 338.0 | 9.00 |
| 0.25 | 50-0.25-3 | 5 | 329.4 | 8.77 |
| 0.25 | 50-0.25-4 | 5 | 360.6 | 9.60 |
| 0.25 | 50-0.25-5 | 5 | 335.0 | 8.92 |
| 0.5 | 50-0.5-1 | 5 | 367.4 | 9.78 |
| 0.5 | 50-0.5-2 | 5 | 367.9 | 9.80 |
| 0.5 | 50-0.5-3 | 5 | 364.6 | 9.71 |
| 0.5 | 50-0.5-4 | 5 | 376.9 | 10.03 |
| 0.5 | 50-0.5-5 | 5 | 380.1 | 10.12 |
| 1 | 50-1.0-1 | 5 | 389.7 | 10.38 |
| 1 | 50-1.0-2 | 5 | 394.5 | 10.50 |
| 1 | 50-1.0-3 | 5 | 402.4 | 10.71 |
| 1 | 50-1.0-4 | 5 | 395.7 | 10.54 |
| 1 | 50-1.0-5 | 5 | 389.6 | 10.37 |
| 2 | 50-2.0-1 | 5 | 432.3 | 11.51 |
| 2 | 50-2.0-2 | 5 | 414.2 | 11.03 |
| 2 | 50-2.0-3 | 5 | 426.5 | 11.36 |
| 2 | 50-2.0-4 | 5 | 431.0 | 11.48 |
| 2 | 50-2.0-5 | 5 | 427.0 | 11.37 |

CAPÍTULO 4

ANÁLISIS DE LOS RESULTADOS

4.1 INTRODUCCIÓN

Tras plantear las bases de teóricas de la Mecánica de la Fractura, del criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED) y del Concepto del Material Equivalente (EMC), a lo largo de este capítulo se analizarán los resultados experimentales que se han recogido en el Capítulo 3 mediante la aplicación de las mencionadas metodologías. Se analizará el grado de precisión a la hora de predecir la carga de rotura de cada uno de los materiales analizados en esta Tesis Doctoral (PMMA, aleación de aluminio Al7075-T651 en dirección longitudinal y transversal al laminado, acero estructural S275JR operando en la Zona de Transición Dúctil-Frágil (-10, -30 y -50°C) y PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (0, 5, 10, 30 y 50% en peso)) tras aplicar, en primer lugar, el criterio SED sin ningún tipo de corrección y, posteriormente, aplicando el criterio SED en combinación con el EMC.

4.2 APLICACIÓN DEL CRITERIO SED EN MATERIALES ENTALLADOS

Este capítulo comienza analizando el efecto entalla en la carga de rotura experimental de los diferentes materiales estudiados:

- PMMA a temperatura ambiente
- Aleación de aluminio Al7075-T651 en dos direcciones respecto al laminado a temperatura ambiente
- Acero estructural S275JR a -10°C, -30°C y -50°C (Zona de transición dúctil-frágil)
- PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta 0%, 5%, 10%, 30% y 50% en peso a temperatura ambiente

Posteriormente, se aplica el criterio SED para predecir la carga de rotura de las probetas ensayadas.

4.2.1 Efecto del radio de entalla en la carga de rotura

A lo largo del Capítulo 3 de la presente Tesis Doctoral se ha descrito el programa experimental seguido, mostrándose los ensayos de tracción que se han realizado en cada uno de los materiales para obtener sus propiedades mecánicas, así como los ensayos de fractura llevados a cabo, tanto para las probetas en condiciones fisuradas (radio de entalla igual a 0 mm) como en las entalladas.

Con el fin de observar cómo afecta la presencia de entallas a la carga de rotura de los diferentes materiales analizados (efecto entalla), se representan gráficamente los valores de la carga de rotura obtenidos para cada una de las probetas de fractura ensayadas, así como el valor medio de las mismas. Estos valores, para cada uno de los materiales, se encuentran recogidos en sus tablas correspondientes en el Capítulo 3.

4.2.1.1 *PMMA*

En la Figura 4.1, se puede observar la variación de la carga de rotura de las probetas de PMMA en función del radio de entalla de las mismas. Estos ensayos se han realizado a temperatura ambiente y los valores obtenidos de los mismos quedaron recogidos en la Tabla 3.2.

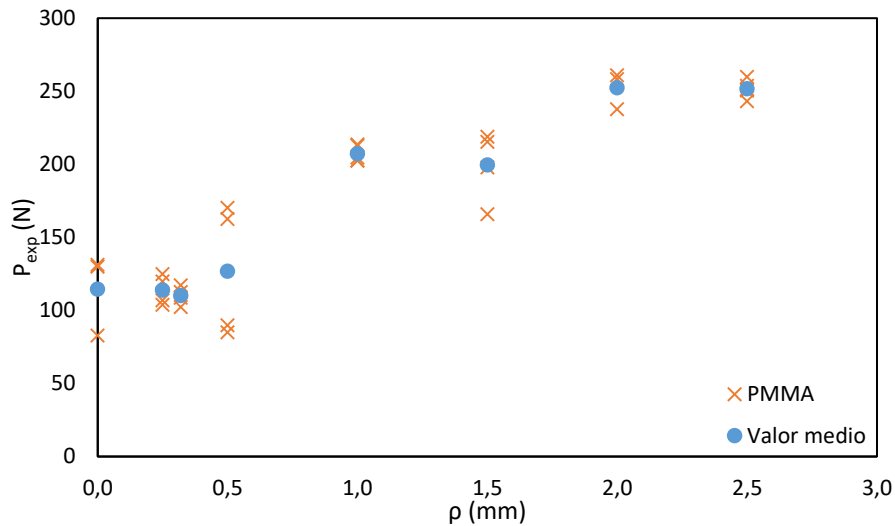


Figura 4.1. Cargas de rotura en probetas de PMMA.

Se puede comprobar cómo el efecto entalla se empieza a apreciar a partir de un determinado radio ($\rho = 0.5$ mm), lo que indica que para el PMMA existe un radio de entalla crítico por debajo del cual el efecto entalla es inapreciable, y por tanto, la entalla se comporta de igual modo que una fisura. Superado este valor crítico, se observa un notable aumento de la capacidad resistente de las probetas, llegando a obtener una carga de rotura para los radios de entalla más elevados de más del doble que la obtenida para las probetas fisuradas.

4.2.1.2 Aleación de aluminio Al7075-T651

Tal y como se ha mencionado en el Capítulo 3, los ensayos llevados a cabo con la aleación de aluminio Al7075-T651 se han realizado a temperatura ambiente y en dos direcciones respecto al laminado. En la Figura 4.2 se representan los valores de carga de rotura obtenidos para cada una de las probetas de Al7075-T651 ensayadas en dirección longitudinal al laminado (ver Tabla 3.5), mientras que en la Figura 4.3 se representan los valores correspondientes a las probetas ensayadas en dirección transversal al laminado, ver Tabla 3.7.

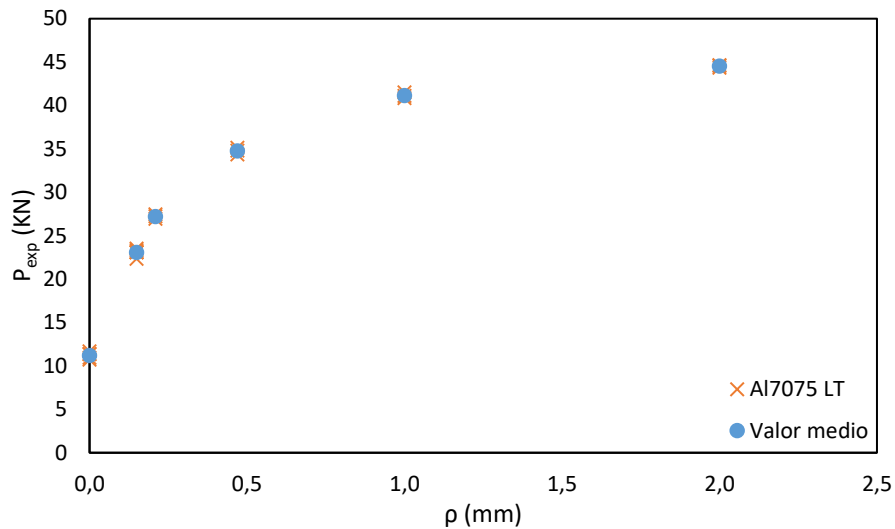


Figura 4.2. Cargas de rotura en probetas de Al7075-T651 LT.

En las probetas de la aleación Al7075-T651 ensayadas en dirección longitudinal al laminado, se puede apreciar cómo incluso para los valores más bajos de radio de entalla ensayados (0.15 mm), hay un claro efecto entalla, ya que, para radios de dicho valor, la carga de rotura de las probetas entalladas es casi 2.5 veces la carga de rotura de las probetas fisuradas. A medida que aumenta el radio de las entallas, el valor de la carga de rotura de las probetas aumenta notablemente, ya que para los valores de radio de entalla mayores ($\rho = 2$ mm), la carga de rotura de estas probetas llegar a ser hasta 4 veces mayor que la soportada por las probetas fisuradas.

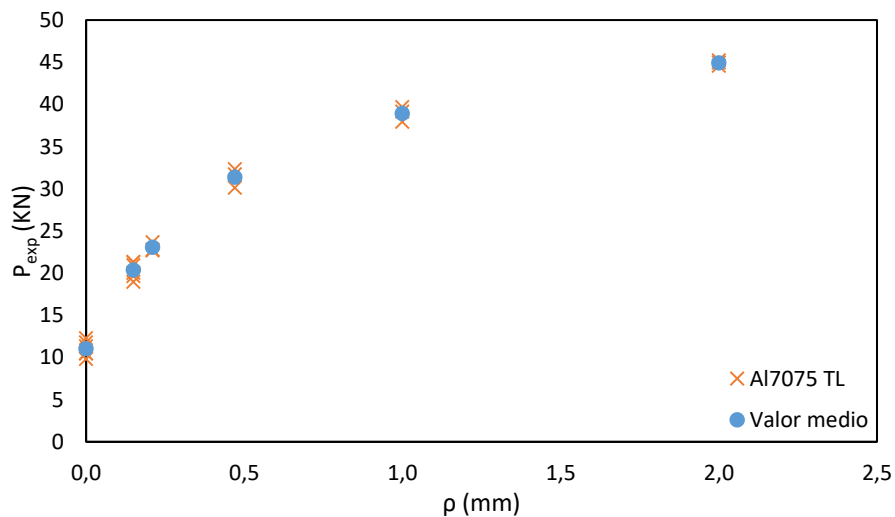


Figura 4.3. Cargas de rotura en probetas de Al7075-T651 TL.

En el caso de la aleación Al7075-T651 ensayada en dirección transversal al laminado, se observa la misma tendencia, incluso para los radios de entalla más pequeños. Se observa que las probetas ensayadas en dirección TL con los radios más pequeños tienen una capacidad resistente ligeramente inferior a la de las probetas ensayadas en dirección LT. Sin embargo, para los radios de entalla mayores, las probetas ensayadas en dirección TL resisten ligeramente más que las probetas ensayadas en dirección LT. Aun así, el orden de magnitud de la relación entre la carga de rotura en condiciones entalladas frente a la de las probetas fisuradas es similar independientemente de la dirección de ensayo analizada.

4.2.1.3 Acero estructural S275JR

El segundo metal analizado en esta Tesis Doctoral es el acero estructural S275JR. Los ensayos se han realizado a diferentes temperaturas (-10°C , -30°C y -50°C), con el fin de caracterizar el comportamiento del mismo en la Zona de Transición Dúctil Frágil del material. En la Figura 4.4 se recogen los valores de carga de rotura obtenidos para las probetas ensayadas a -10°C (ver Tabla 3.10), en la Figura 4.5 se muestran los valores obtenidos para las probetas ensayadas a -30°C (Tabla 3.12) y, por último, en la Figura 4.6 se representan los valores de carga de rotura obtenidos en los ensayos realizados a -50°C (Tabla 3.14).

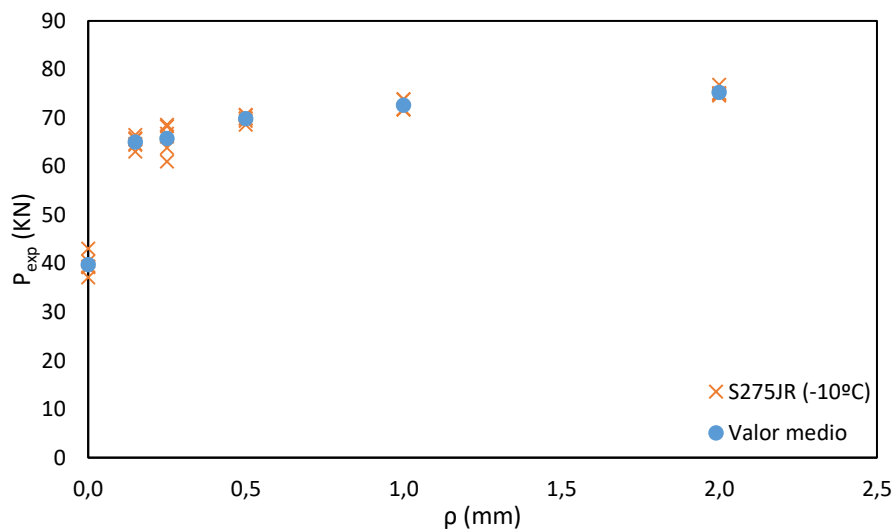


Figura 4.4. Cargas de rotura en probetas de acero S275JR a -10°C .

En las probetas de acero ensayadas a -10°C , al igual que ocurre con las probetas de aluminio, se observa un claro efecto entalla aun analizando radios de entalla reducidos ($\rho = 0,15$ mm), lo que indica que el radio crítico para este material y a esta temperatura es muy pequeño. Además, se puede comprobar que, para los mayores radios de entalla ($\rho = 2$ mm) estudiados,

la carga de rotura de las probetas entalladas es del orden de 2 veces la carga soportada por las probetas fisuradas.

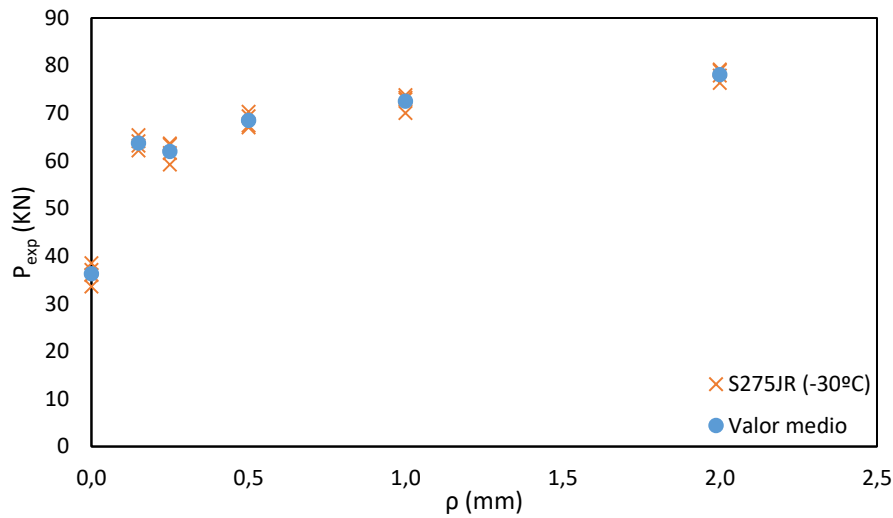


Figura 4.5. Cargas de rotura en probetas de acero S275JR a -30°C .

En el caso de las probetas de acero ensayadas a -30°C se observa de nuevo un claro efecto entalla, ya que a medida que aumenta el radio de la entalla, aumenta la carga de rotura de las probetas. De la Figura 4.5 se concluye que el radio crítico del acero operando en estas condiciones es muy pequeño, ya que se observa el efecto entalla independientemente del radio de la misma. Además, de nuevo, la carga de rotura de las probetas entalladas alcanza un valor de aproximadamente el doble que el de las fisuradas, independientemente del radio de la entalla.

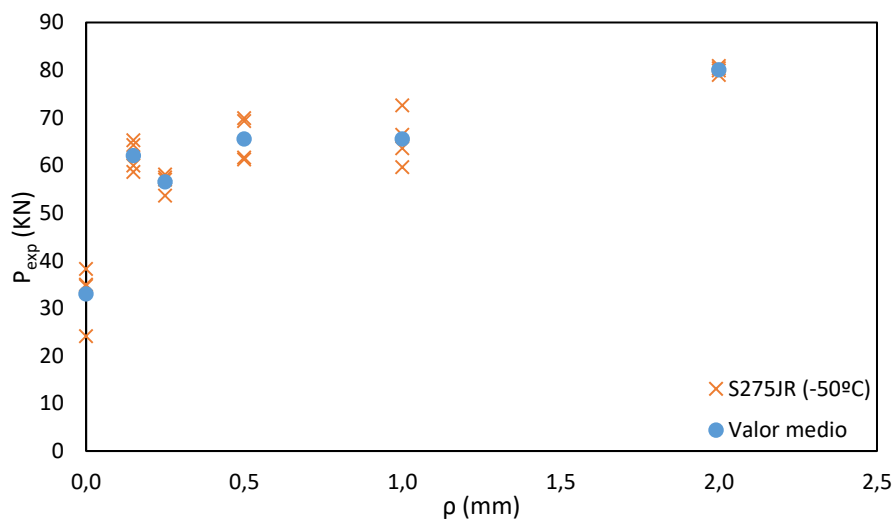


Figura 4.6. Cargas de rotura en probetas de acero S275JR a -50°C .

En las probetas de acero S275JR ensayado a -50°C , se observa un comportamiento similar al de las probetas ensayadas a -10°C y a -30°C . Nuevamente, se puede comprobar la existencia de un claro efecto entalla incluso para los radios de entalla más pequeños. En los tres casos (-10°C , -30°C y -50°C) la mayor parte del incremento de la capacidad resistente generado por el efecto entalla se produce al pasar de la condición fisurada a la entalla de menor radio analizada (0.15 mm)

4.2.1.4 PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta

El último material que se estudia en esta Tesis Doctoral es el material compuesto formado por PA 6 (polímero) reforzada con fibra de vidrio corta. Los ensayos se realizan a temperatura ambiente en las condiciones que ya se han mencionado en el Capítulo 3 y los contenidos de fibra con los que se refuerza la PA 6 van desde el 0% hasta el 50% en peso.

En la Figura 4.7 se muestran los valores de la carga de rotura obtenidos para la PA 6 pura, sin ningún tipo de refuerzo (0%), (Tabla 3.16 del Capítulo 3). En la Figura 4.8 están representados los valores de carga de rotura de la PA 6 reforzada con un 5% en peso de fibra de vidrio corta (ver Tabla 3.18). La Figura 4.9 recoge la carga de rotura de las probetas de PA 6 reforzada con un 10% en peso de fibra de vidrio corta (estos valores se pueden comprobar en la Tabla 3.20). En la Figura 4.10 se representan gráficamente las cargas de rotura correspondientes a la PA reforzada con un 30% de fibra de vidrio (Tabla 3.22) y, finalmente, en la Figura 4.11 se muestran los valores de carga de rotura recogidos en la Tabla 3.24 para la PA 6 reforzada con un 50% en peso de fibra de vidrio corta.

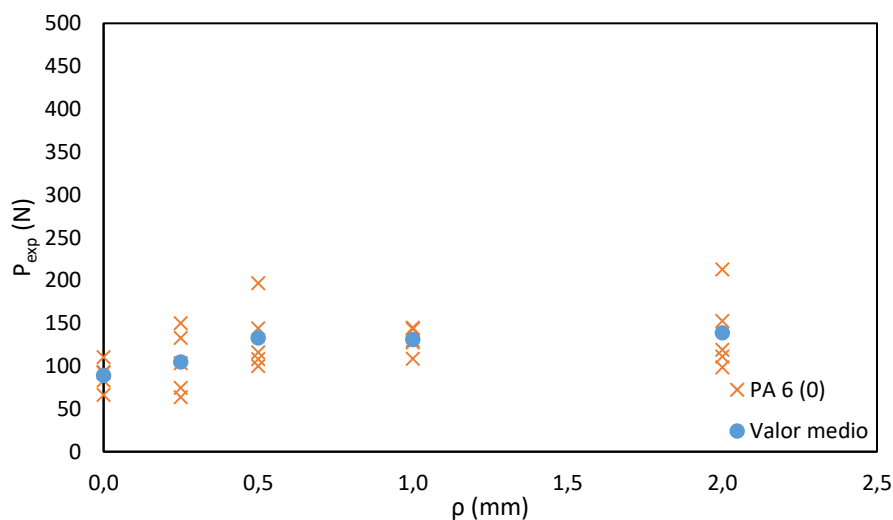


Figura 4.7. Cargas de rotura en probetas de PA 6.

Tras analizar los resultados experimentales obtenidos para la PA 6, se puede comprobar que existe un ligero efecto entalla, ya que a medida que aumenta el radio de entalla, aumenta la carga de rotura de las probetas, aunque el orden de magnitud del efecto entalla observado es mucho menor que en el resto de materiales estudiados en los apartados anteriores.

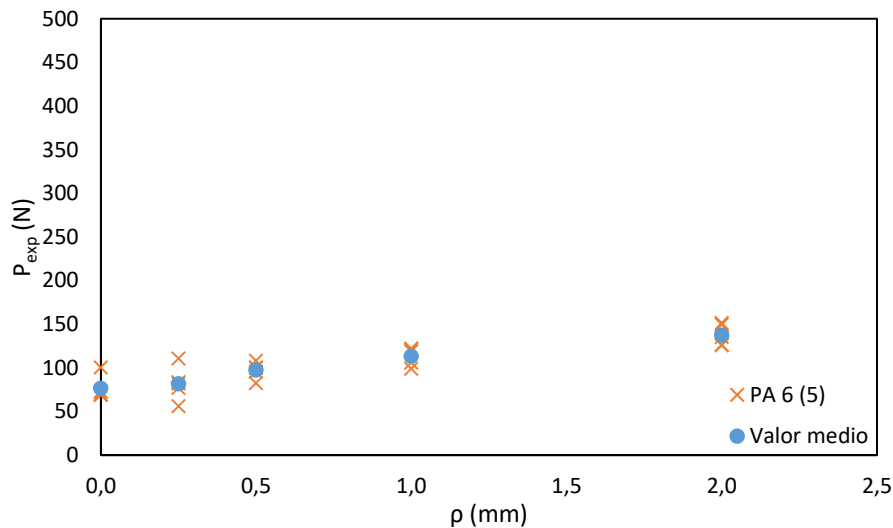


Figura 4.8. Cargas de rotura en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%).

En el caso del material compuesto por PA 6 y un 5% en peso de fibra de vidrio corta, se observa una tendencia de aumento de la carga de rotura a medida que aumenta el radio de entalla, similar a la que se observa en el material sin reforzar. Nuevamente, se comprueba que la relación existente entre la carga de rotura de las probetas entalladas y las fisuradas es mucho menor para este material que para el resto de los materiales estudiados.

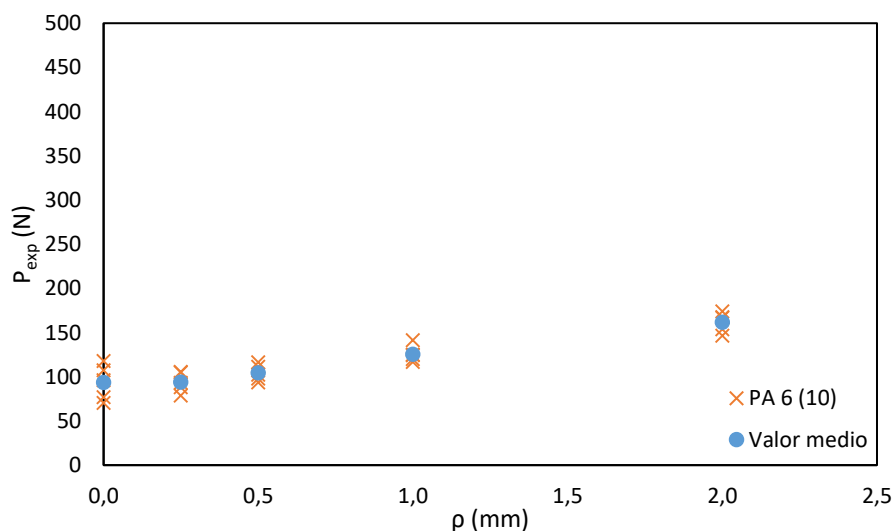


Figura 4.9. Cargas de rotura en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%).

En relación con las probetas de PA 6 reforzada con un 10% en peso de fibra de vidrio corta, se observa que se produce efecto entalla, ya que la carga de rotura de las probetas aumenta a medida que aumenta el radio de entalla. Para radios de entalla pequeños (0.25 mm y 0.50 mm) es prácticamente inapreciable este efecto, lo que indica que el radio crítico del material debe estar en torno a esos valores, mientras que para radios de entalla mayores se observa un aumento de la carga de rotura, siendo esta del orden de 1.5 veces del valor de las cargas de rotura obtenidas en las probetas fisuradas.

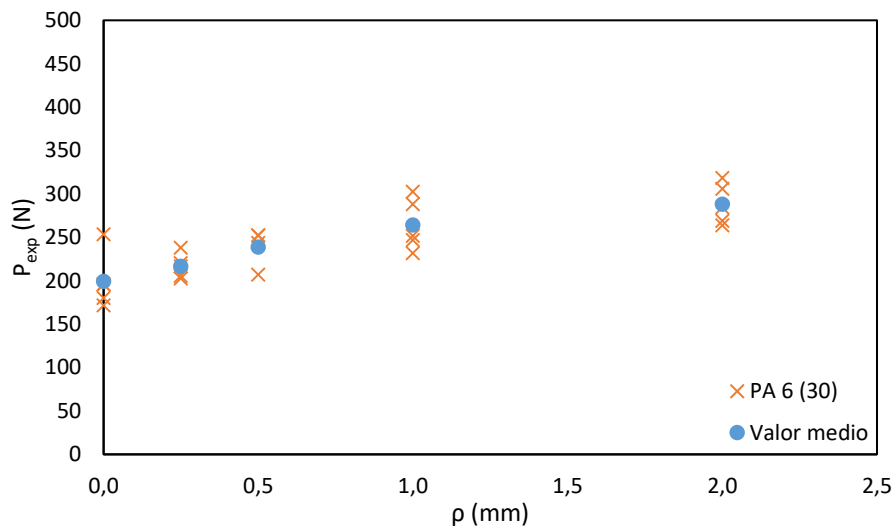


Figura 4.10. Cargas de rotura en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%).

En el caso de la PA 6 reforzada con un 30% de fibra de vidrio, se comprueba que se produce efecto entalla en todas las probetas ensayadas independientemente del radio de las mismas, ya que a medida que aumenta el radio de entalla, aumenta la carga de rotura de las probetas. Se puede comprobar que el aumento de carga registrado entre los valores obtenidos para el radio de entalla más grande y el registrado para la fisura, a pesar de ser del orden de un 40% superior, no llega a alcanzar el valor de los casos anteriores.

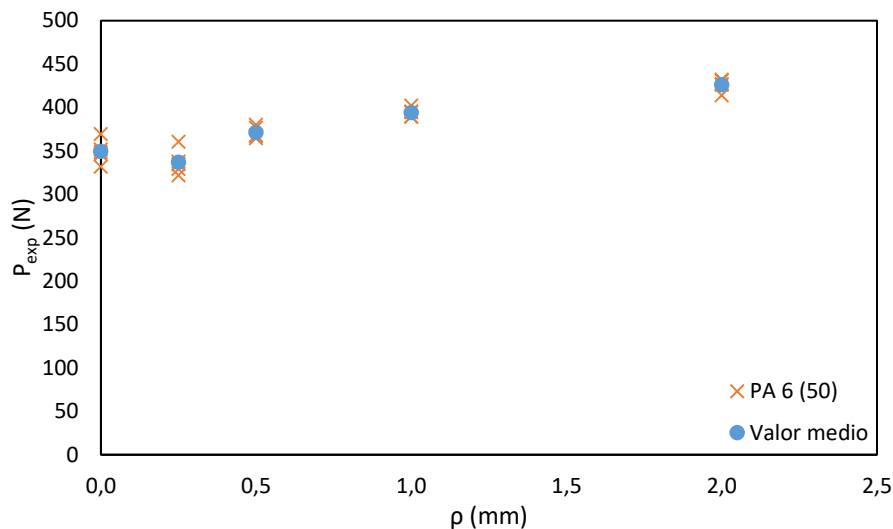


Figura 4.11. Cargas de rotura en probetas de PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%).

Finalmente, en el caso de la PA 6 reforzada con un 50% de fibra de vidrio corta, se observa nuevamente que se produce efecto entalla a partir de un determinado radio de entalla (mayor en todo caso de 0.25 mm). En este caso se vuelve a comprobar que el aumento de la capacidad resistente del material debido al efecto entalla es reducido en comparación con los demás casos analizados, ya que la diferencia entre el valor de la carga de rotura de las probetas con mayor radio de entalla respecto a las fisuradas es del orden del 20%.

Se puede concluir por tanto que en la PA 6 reforzada con fibra de vidrio el efecto entalla tiende a ser menor a medida que aumenta el contenido de refuerzo.

4.2.2 Predicción de la carga de rotura mediante el criterio SED

Tal y como se ha mencionado anteriormente en el apartado 2.4.2, el criterio SED establece que la rotura del material se produce cuando el valor medio de la densidad de energía de deformación (W) en un determinado volumen de control del material alcanza un valor crítico (W_c). El valor crítico de la energía de deformación para materiales frágiles se podía obtener a través de la ecuación (2.86):

$$W_c = \frac{\sigma_u^2}{2E}$$

donde E es el módulo de elasticidad del material y σ_u la tensión de rotura del material. Estos valores están recogidos en las tablas correspondientes a cada material en el Capítulo 3.

La metodología recogida en este apartado para predecir la carga de rotura de las diferentes probetas analizadas, consiste en igualar el valor de la densidad de energía de deformación de las probetas con entallas en U (ecuación (2.109)) con el valor de la densidad de energía de deformación crítica para materiales frágiles (W_c). De este modo, haciendo uso de la ecuación (4.1) se puede obtener la tensión elástica máxima (crítica) en el frente de la entalla y, a partir de esta, se puede determinar la carga de rotura del material.

$$\sigma_{max} = \frac{\sigma_u}{\sqrt{2F(2\alpha)H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right)}} \quad (4.1)$$

donde $F(2\alpha)$ depende del ángulo de apertura de la entalla y $H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right)$ depende del ángulo de apertura de la entalla y de la relación existente entre el radio crítico del material y el radio de la entalla, así como del coeficiente de Poisson (ν) del material.

En el caso de las entallas en U, el valor de 2α es igual a cero y, por tanto, el valor de $F(2\alpha)$ es igual a 0.785 (ver Tabla 2.2). Para obtener el valor de $H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right)$, conocido el coeficiente de Poisson del material, es necesario definir si en el momento de la rotura de la probeta, esta se produce en condiciones de tensión plana, deformación plana o un estado intermedio. Para garantizar que la probeta se encuentra en condiciones de deformación plana en el momento de la rotura, es necesario que el valor de K_{mat}^N obtenido experimentalmente sea menor que el valor que establece la ecuación (4.2) [15]:

$$K_{mat}^N = \sigma_y \left(\frac{B}{2.5}\right)^{1/2} \quad (4.2)$$

mientras que para asegurar que la rotura de la probeta se produce en condiciones de tensión plana, se establece que el valor K_{mat}^N experimental debe ser mayor que el valor devuelto por la ecuación (4.3) [15]:

$$K_{mat}^N = \sigma_y (\pi B)^{1/2} \quad (4.3)$$

siendo en ambas ecuaciones B el espesor de la probeta y σ_y el límite elástico del material.

Tras definir las condiciones de rotura de la probeta, en caso de que se produzca en deformación plana, R_c se calcula con la ecuación (2.88), mientras que si se produce en

condiciones de tensión plana se emplea la ecuación (2.89). Finalmente, si nos encontramos entre ambas situaciones, el valor de R_c se obtiene mediante interpolación lineal entre los dos valores definidos por las ecuaciones (2.88) y (2.89).

Una vez obtenido el valor de R_c , se calcula el valor de H haciendo uso de la Tabla 2.5. En caso de que los valores de los parámetros de entrada no coincidan con los tabulados, se interpola linealmente.

Conocidos los valores de F , H y σ_u , se puede calcular el valor de la tensión máxima haciendo uso de la ecuación (4.1) y, conocida esta tensión, se puede proceder a obtener la predicción de la carga de rotura. Para ello, se emplea la ecuación (2.44) propuesta por Creager-Paris [23], estableciendo que la carga de rotura de la probeta es aquella que genera la tensión σ_{max} en el frente de la entalla ($r = 0$). Por tanto, la ecuación (2.44) pasa a ser:

$$\sigma(r = 0) = \sigma_{max} = \frac{2K_I}{\sqrt{\pi\rho}} \quad (4.4)$$

Obtenido el factor de intensidad de tensiones de la probeta en rotura (K_I), la estimación de la carga de rotura (P_{SED}) se puede obtener en el caso de las probetas de flexión en tres puntos según la ecuación:

$$K_I = \left(\frac{P_{SED}}{B\sqrt{W}}\right) 6\left(\frac{a}{W}\right)^{1/2} \left(\frac{1.99 - \left(\frac{a}{W}\right)\left(1 - \frac{a}{W}\right)\left(2.15 - 3.93\left(\frac{a}{W}\right) + 2.7\left(\frac{a}{W}\right)^2\right)}{\left(1 + 2\left(\frac{a}{W}\right)\right)\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}}\right) \quad (4.5)$$

Mientras que en el caso de estar analizando probetas CT, la expresión que permite predecir la carga de rotura (P_{SED}) es:

$$K_I = \frac{P_{SED}}{B\sqrt{W}} \frac{\left(2 + \frac{a}{W}\right)}{\left(1 - \frac{a}{W}\right)^{3/2}} \left(0.886 + 4.64\left(\frac{a}{W}\right) - 13.32\left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72\left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.60\left(\frac{a}{W}\right)^4\right) \quad (4.6)$$

Conocido el valor de K_I , las dimensiones de la probeta B y W , y la relación existente entre la altura de la probeta y el tamaño del defecto $\left(\frac{a}{W}\right)$, P_{SED} se puede despejar fácilmente de las ecuaciones (4.5) y (4.6).

En los siguientes apartados, se procede obtener la carga de rotura de los diferentes materiales analizados empelando el criterio SED.

4.2.2.1 PMMA

En la Tabla 4.1 se muestran los parámetros necesarios para aplicar el criterio SED en el PMMA. Para cada una de las probetas ensayadas se recoge el factor de intensidad de tensiones en rotura (K_I), el radio crítico (R_C), el coeficiente de Poisson (ν), el valor de la función H , el valor crítico de la densidad de energía de deformación elástica (W_C), que se obtiene a partir de la ecuación (2.86), y la tensión elástica máxima en el fondo de la entalla ($\rho = 0$) obtenida a partir de la fórmula propuesta por Creager y Paris [23] (ecuación (4.1)). Finalmente, se incluye la carga de rotura obtenida tras aplicar el criterio SED (ecuación (4.5)).

Tabla 4.1. *Parámetros del PMMA para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (N) |
|---------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|---------------|
| 0.25-1 | 0.25 | 0.177 | 0.39 | 0.139 | 0.76 | 153.73 | 2.66 | 101.13 |
| 0.25-2 | 0.25 | 0.175 | 0.39 | 0.142 | 0.76 | 152.49 | 2.55 | 100.32 |
| 0.25-3 | 0.25 | 0.168 | 0.39 | 0.149 | 0.76 | 148.65 | 2.22 | 97.79 |
| 0.25-4 | 0.25 | 0.170 | 0.39 | 0.148 | 0.76 | 149.39 | 2.28 | 98.28 |
| 0.32-1 | 0.32 | 0.174 | 0.39 | 0.187 | 0.76 | 132.63 | 2.50 | 98.72 |
| 0.32-2 | 0.32 | 0.172 | 0.39 | 0.189 | 0.76 | 131.94 | 2.40 | 98.20 |
| 0.32-3 | 0.32 | 0.168 | 0.39 | 0.193 | 0.76 | 130.52 | 2.18 | 97.15 |
| 0.32-4 | 0.32 | 0.170 | 0.39 | 0.191 | 0.76 | 131.39 | 2.32 | 97.79 |
| 0.5-1 | 0.5 | 0.167 | 0.39 | 0.260 | 0.76 | 112.60 | 1.92 | 104.76 |
| 0.5-2 | 0.5 | 0.167 | 0.39 | 0.260 | 0.76 | 112.60 | 1.81 | 104.76 |
| 0.5-3 | 0.5 | 0.196 | 0.39 | 0.237 | 0.76 | 117.90 | 3.63 | 109.69 |
| 0.5-5 | 0.5 | 0.193 | 0.39 | 0.239 | 0.76 | 117.30 | 3.46 | 109.14 |
| 1.0-1 | 1 | 0.215 | 0.39 | 0.322 | 0.76 | 101.16 | 4.53 | 133.10 |
| 1.0-2 | 1 | 0.215 | 0.39 | 0.322 | 0.76 | 101.20 | 4.55 | 133.15 |
| 1.0-3 | 1 | 0.211 | 0.39 | 0.324 | 0.76 | 100.82 | 4.36 | 132.65 |
| 1.0-4 | 1 | 0.210 | 0.39 | 0.324 | 0.76 | 100.74 | 4.32 | 132.54 |
| 1.0-5 | 1 | 0.210 | 0.39 | 0.325 | 0.76 | 100.73 | 4.32 | 132.53 |
| 1.5-2 | 1.5 | 0.216 | 0.39 | 0.374 | 0.76 | 93.87 | 4.59 | 151.27 |
| 1.5-3 | 1.5 | 0.195 | 0.39 | 0.386 | 0.76 | 92.37 | 3.53 | 148.86 |
| 1.5-4 | 1.5 | 0.217 | 0.39 | 0.373 | 0.76 | 93.98 | 4.66 | 151.43 |
| 1.5-5 | 1.5 | 0.208 | 0.39 | 0.378 | 0.76 | 93.34 | 4.22 | 150.41 |
| 2.0-1 | 2 | 0.234 | 0.39 | 0.398 | 0.76 | 91.00 | 5.51 | 169.33 |
| 2.0-2 | 2 | 0.235 | 0.39 | 0.397 | 0.76 | 91.06 | 5.56 | 169.44 |
| 2.0-3 | 2 | 0.225 | 0.39 | 0.402 | 0.76 | 90.53 | 5.07 | 168.45 |
| 2.5-1 | 2.5 | 0.232 | 0.39 | 0.422 | 0.76 | 88.38 | 5.41 | 183.86 |
| 2.5-2 | 2.5 | 0.235 | 0.39 | 0.420 | 0.76 | 88.49 | 5.54 | 184.09 |
| 2.5-3 | 2.5 | 0.230 | 0.39 | 0.422 | 0.76 | 88.32 | 5.33 | 183.73 |
| 2.5-5 | 2.5 | 0.231 | 0.39 | 0.422 | 0.76 | 88.33 | 5.35 | 183.76 |
| 2.5-6 | 2.5 | 0.227 | 0.39 | 0.423 | 0.76 | 88.18 | 5.18 | 183.45 |

En la Figura 4.12 se representa gráficamente la relación entre la carga obtenida tras aplicar el criterio SED (P_{SED}) en cada una de las probetas de PMMA y la carga de rotura experimental (P_{exp}) de las mismas. Además, también se representa el valor medio de la relación (P_{SED}/P_{exp}) para cada radio de entalla de tal forma que se pueda comprobar mejor la eficacia del modelo propuesto.

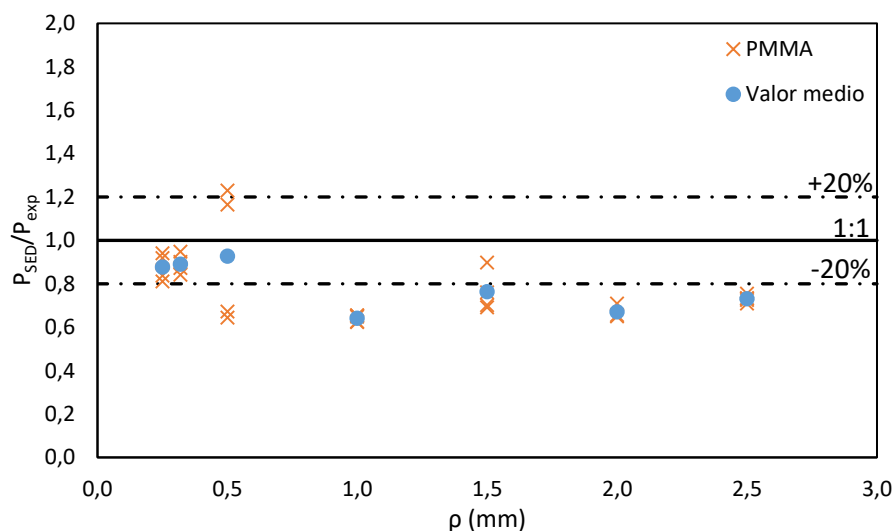


Figura 4.12. Resultados obtenidos aplicando el SED en el PMMA.

Se puede observar cómo en el caso del PMMA, la aplicación del criterio SED devuelve una estimación de la carga de rotura de aproximadamente el 90% de la carga de rotura experimental para radios de entalla pequeños (0.25, 0.32 y 0.5 mm) y valores en torno al 70% de la carga real para el resto de radios de entalla analizados. Esto se debe principalmente a que el PMMA tiene un comportamiento fundamentalmente elástico-lineal en los ensayos de fractura para los radios de entalla menores. A medida que aumentamos el radio de entalla, se empieza a observar un comportamiento no lineal de las probetas en rotura que permite justificar la disminución de la precisión que devuelve el modelo a la hora de estimar las cargas de rotura de estas probetas.

4.2.2.2 Aleación de aluminio Al7075-T651

Con el fin de poder aplicar el criterio SED a las probetas de la aleación de aluminio Al7075-T651 ensayadas en dirección longitudinal al laminado (LT), en la Tabla 4.2 se recogen todos los parámetros necesarios para su aplicación, así como la densidad de energía de deformación elástica crítica (W_C), que se puede obtener según la ecuación (2.86), la tensión elástica

máxima en el frente de la entalla (σ_{max}) (ecuación (4.1)) y la predicción de carga de rotura devuelta por el modelo (P_{SED}), que se puede obtener tras aplicar la ecuación (4.6).

Tabla 4.2. *Parámetros del Al7075-T651 LT para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (KN) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|----------------|
| LT 0.15-1 | 0.15 | 0.494 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 55.76 | 6.19 |
| LT 0.15-2 | 0.15 | 0.495 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 56.41 | 6.19 |
| LT 0.15-3 | 0.15 | 0.495 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 55.83 | 6.19 |
| LT 0.15-4 | 0.15 | 0.495 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 55.83 | 6.19 |
| LT 0.15-5 | 0.15 | 0.496 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 56.84 | 6.19 |
| LT 0.15-6 | 0.15 | 0.492 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 53.97 | 6.19 |
| LT 0.21-1 | 0.21 | 0.508 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 65.08 | 7.32 |
| LT 0.21-2 | 0.21 | 0.510 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 66.31 | 7.32 |
| LT 0.21-3 | 0.21 | 0.510 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 65.78 | 7.32 |
| LT 0.47-1 | 0.47 | 0.537 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 84.11 | 10.95 |
| LT 0.47-2 | 0.47 | 0.538 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 84.86 | 10.95 |
| LT 0.47-3 | 0.47 | 0.535 | 0.33 | 0.126 | 2.62 | 1378.29 | 82.97 | 10.95 |
| LT 1.0-1 | 1.0 | 0.560 | 0.33 | 0.200 | 2.62 | 1093.01 | 99.30 | 12.67 |
| LT 1.0-2 | 1.0 | 0.562 | 0.33 | 0.199 | 2.62 | 1094.34 | 100.31 | 12.69 |
| LT 1.0-3 | 1.0 | 0.559 | 0.33 | 0.200 | 2.62 | 1092.16 | 98.64 | 12.66 |
| LT 2.0-1 | 2.0 | 0.573 | 0.33 | 0.304 | 2.62 | 886.38 | 107.84 | 14.53 |
| LT 2.0-2 | 2.0 | 0.573 | 0.33 | 0.304 | 2.62 | 886.29 | 107.67 | 14.53 |
| LT 2.0-3 | 2.0 | 0.572 | 0.33 | 0.304 | 2.62 | 886.00 | 107.17 | 14.53 |

En la Figura 4.13 se representa la relación entre la carga de rotura devuelta por el modelo aplicado y la carga de rotura experimental del material frente al radio de entalla. Se representa el valor obtenido para cada una de las probetas ensayadas, así como el valor medio obtenido para cada radio de entalla estudiado.

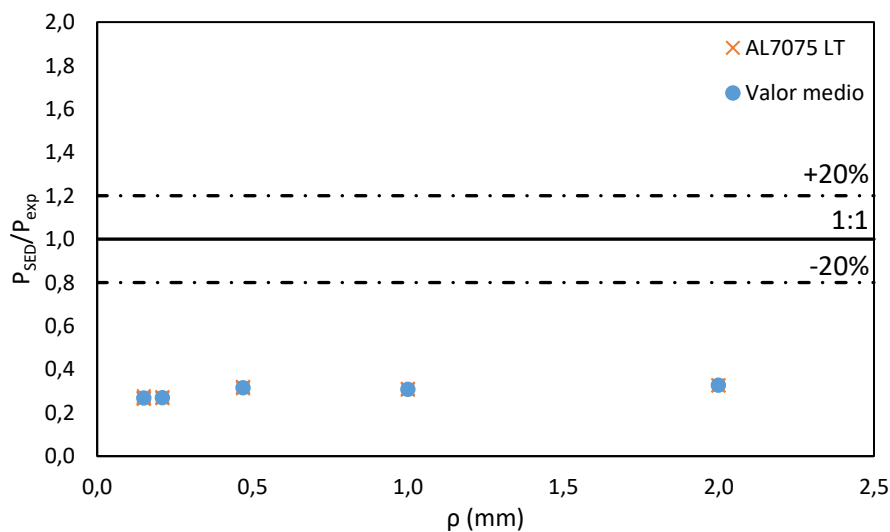


Figura 4.13. *Resultados obtenidos aplicando el SED en el Al7075-T651 LT.*

En este caso se puede comprobar que tras aplicar el criterio SED, la carga de rotura devuelta en ningún caso llega a superar el 40% del valor real, lo que indica que el modelo no capta la física del problema, subestimando enormemente la capacidad resistente del material. Esto se debe principalmente a la elevada deformación plástica antes de rotura que se observa en los ensayos de tracción del material, mientras que el criterio SED está formulado para emplearse en materiales perfectamente elástico-lineales. Por tanto, la formulación propuesta por el criterio SED excluye la mayor parte de la densidad de energía de deformación del material antes de la rotura, lo que hace que el valor de energía devuelto por el modelo sea notablemente menor que el real.

De igual modo que para las probetas ensayadas en dirección longitudinal, para las probetas de Al7075-T651 ensayadas en dirección transversal al laminado (TL), en la Tabla 4.3 se recogen los valores de los parámetros necesarios para aplicar el SED, así como el valor de la tensión máxima y de la carga de rotura obtenida tras aplicar el modelo propuesto.

Tabla 4.3. *Parámetros del Al7075-T651 TL para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (KN) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|----------------|
| TL 0.15-1 | 0.15 | 0.491 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 50.59 | 6.09 |
| TL 0.15-2 | 0.15 | 0.493 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 51.46 | 6.09 |
| TL 0.15-3 | 0.15 | 0.488 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 45.76 | 6.09 |
| TL 0.15-4 | 0.15 | 0.488 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 48.37 | 6.09 |
| TL 0.15-5 | 0.15 | 0.488 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 47.45 | 6.09 |
| TL 0.15-6 | 0.15 | 0.493 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 51.46 | 6.09 |
| TL 0.21-1 | 0.21 | 0.502 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 57.18 | 7.20 |
| TL 0.21-2 | 0.21 | 0.498 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 54.74 | 7.20 |
| TL 0.21-3 | 0.21 | 0.498 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 55.03 | 7.20 |
| TL 0.47-1 | 0.47 | 0.532 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 76.57 | 10.78 |
| TL 0.47-2 | 0.47 | 0.526 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 72.76 | 10.78 |
| TL 0.47-3 | 0.47 | 0.534 | 0.33 | 0.126 | 2.44 | 1356.22 | 78.07 | 10.78 |
| TL 1.0-1 | 1.0 | 0.562 | 0.33 | 0.199 | 2.44 | 1077.10 | 95.87 | 12.49 |
| TL 1.0-2 | 1.0 | 0.560 | 0.33 | 0.200 | 2.44 | 1075.39 | 94.59 | 12.47 |
| TL 1.0-3 | 1.0 | 0.555 | 0.33 | 0.201 | 2.44 | 1071.46 | 91.62 | 12.42 |
| TL 2.0-1 | 2.0 | 0.580 | 0.33 | 0.302 | 2.44 | 874.85 | 107.63 | 14.34 |
| TL 2.0-2 | 2.0 | 0.582 | 0.33 | 0.301 | 2.44 | 875.37 | 108.54 | 14.35 |
| TL 2.0-3 | 2.0 | 0.583 | 0.33 | 0.301 | 2.44 | 875.75 | 109.22 | 14.36 |

En la Figura 4.14 se representan gráficamente los valores de la relación existente entre la carga obtenida tras aplicar el modelo (P_{SED}) y la carga obtenida experimentalmente (P_{exp}).

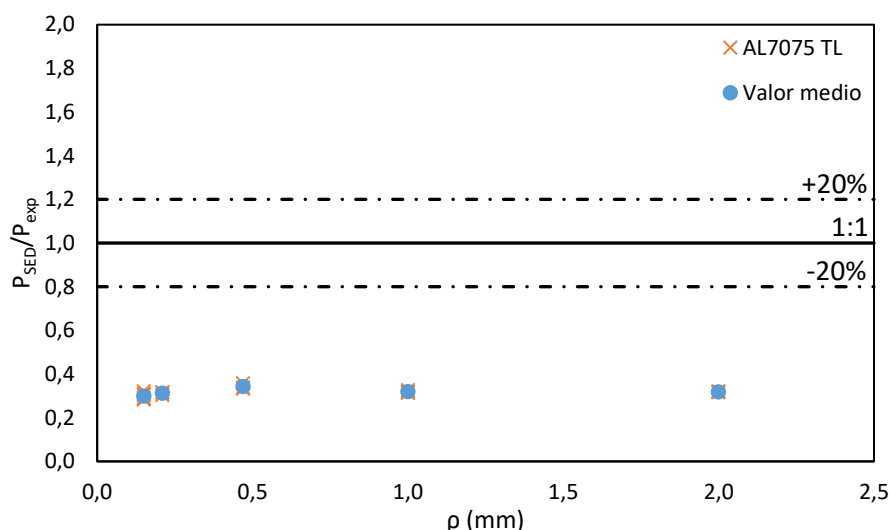


Figura 4.14. Resultados obtenidos aplicando el SED en el Al7075-T651 TL.

En las probetas de aluminio ensayadas en dirección transversal al laminado se comprueba que el valor de la predicción de la carga de rotura obtenido tras aplicar el modelo dista mucho del valor de la carga real (en torno al 30% de la carga real). De igual modo que para las probetas ensayadas en dirección longitudinal al laminado, esto se debe principalmente a que el comportamiento en tracción del aluminio es notablemente dúctil, y el criterio SED está planteado para ser aplicado en materiales con comportamiento elástico-lineal.

4.2.2.3 Acero estructural S275JR

El segundo metal que se va a estudiar es el acero estructural S275JR trabajando a diferentes temperaturas de la Zona de Transición Dúctil Frágil. En la

Tabla 4.4 se recogen los valores de los parámetros necesarios para aplicar la ecuación (4.1) y de este modo obtener la tensión elástica máxima en el fondo de la entalla. Conocido el valor de la tensión máxima (σ_{max}) y haciendo uso de la ecuación (4.6), se puede obtener el valor de la carga de rotura (P_{SED}) estimado por el criterio SED.

En la Figura 4.15 se representa para cada radio de entalla y para cada una de las probetas el valor obtenido de dividir la carga de rotura obtenida aplicando el criterio SED (P_{SED}) entre la carga de rotura real (experimental) (P_{exp}). Además, también se representa el valor medio de dicha relación para cada radio de entalla.

Tabla 4.4. *Parámetros del S275JR (-10°C) para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (KN) |
|------------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|----------------|
| -10-0.15-1 | 0.15 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 400.22 | 7.41 |
| -10-0.15-2 | 0.15 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 465.05 | 7.41 |
| -10-0.15-3 | 0.15 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 496.72 | 7.41 |
| -10-0.15-4 | 0.15 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 461.11 | 7.41 |
| -10-0.15-5 | 0.15 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 435.61 | 7.41 |
| -10-0.15-6 | 0.15 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 514.39 | 7.41 |
| -10-0.25-1 | 0.25 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 444.23 | 9.57 |
| -10-0.25-2 | 0.25 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 444.17 | 9.57 |
| -10-0.25-3 | 0.25 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 499.07 | 9.57 |
| -10-0.25-4 | 0.25 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 544.60 | 9.57 |
| -10-0.25-5 | 0.25 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 504.88 | 9.57 |
| -10-0.25-6 | 0.25 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 360.36 | 9.57 |
| -10-0.5-1 | 0.5 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 535.66 | 13.53 |
| -10-0.5-2 | 0.5 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 634.17 | 13.53 |
| -10-0.5-3 | 0.5 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 591.87 | 13.53 |
| -10-0.5-4 | 0.5 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 593.28 | 13.53 |
| -10-0.5-5 | 0.5 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 622.28 | 13.53 |
| -10-0.5-6 | 0.5 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 582.98 | 13.53 |
| -10-1.0-1 | 1.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 615.37 | 19.13 |
| -10-1.0-2 | 1.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 645.64 | 19.13 |
| -10-1.0-3 | 1.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 723.86 | 19.13 |
| -10-1.0-4 | 1.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 746.30 | 19.13 |
| -10-1.0-5 | 1.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 629.87 | 19.13 |
| -10-2.0-1 | 2.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 817.39 | 27.05 |
| -10-2.0-2 | 2.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 866.35 | 27.05 |
| -10-2.0-3 | 2.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 878.75 | 27.05 |
| -10-2.0-4 | 2.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 822.04 | 27.05 |
| -10-2.0-5 | 2.0 | 17.116 | 0.30 | 0.131 | 0.69 | 1180.80 | 804.10 | 27.05 |

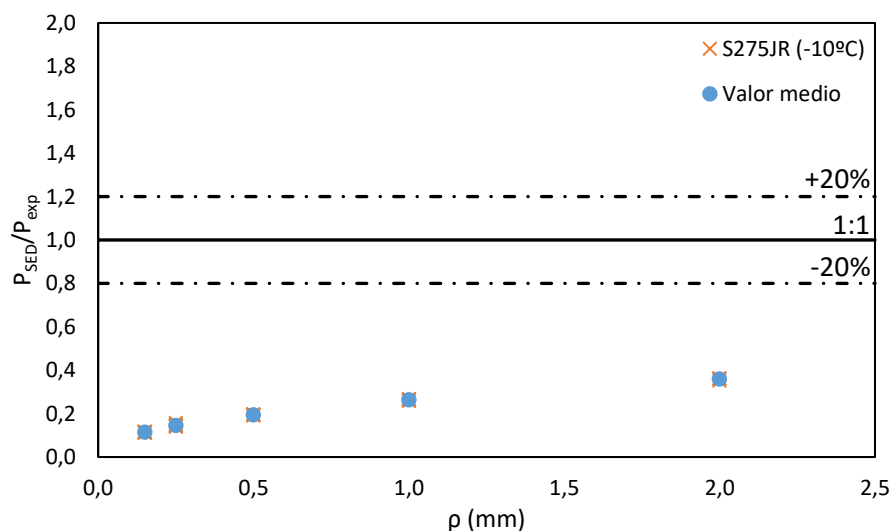


Figura 4.15. *Resultados obtenidos aplicando el SED en el acero S275JR a -10°C.*

Se puede observar que la estimación de la carga de rotura obtenida tras aplicar el criterio SED es notablemente menor que la carga de rotura real de la probeta, por lo que se subestima considerablemente la capacidad resistente del material, ya que para los radios de entalla pequeños (0.15 y 0.25 mm) el valor de la carga estimada es menor al 20% de la carga de rotura real, y para el radio de entalla mayor (2.0 mm) la precisión aumenta hasta el 40%. Nuevamente, esto se debe a que se está aplicando un modelo elástico-lineal a un material con comportamiento elastoplástico.

Con el fin de poder aplicar el criterio SED en el acero S275JR trabajando a -30°C , en la Tabla 4.5 se recogen los valores de los parámetros necesarios para estimar la carga de rotura de las probetas. También se recoge el valor de la tensión elástica máxima en el frente de la entalla (según ecuación (4.1) de Creager-Paris [23]) y el valor de la carga estimada una vez aplicado el modelo (ecuación (4.6)).

Tabla 4.5. Parámetros del S275JR (-30°C) para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (KN) |
|------------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|----------------|
| -30-0.15-1 | 0.15 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 395.39 | 7.58 |
| -30-0.15-2 | 0.15 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 426.18 | 7.58 |
| -30-0.15-3 | 0.15 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 405.30 | 7.58 |
| -30-0.15-4 | 0.15 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 339.85 | 7.58 |
| -30-0.25-1 | 0.25 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 390.19 | 9.78 |
| -30-0.25-2 | 0.25 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 376.49 | 9.78 |
| -30-0.25-3 | 0.25 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 343.39 | 9.78 |
| -30-0.25-4 | 0.25 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 306.97 | 9.78 |
| -30-0.5-1 | 0.50 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 460.46 | 13.84 |
| -30-0.5-2 | 0.50 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 524.25 | 13.84 |
| -30-0.5-3 | 0.50 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 533.73 | 13.84 |
| -30-0.5-4 | 0.50 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 468.04 | 13.84 |
| -30-1.0-1 | 1.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 632.35 | 19.57 |
| -30-1.0-2 | 1.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 624.16 | 19.57 |
| -30-1.0-3 | 1.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 547.78 | 19.57 |
| -30-1.0-4 | 1.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 667.13 | 19.57 |
| -30-2.0-1 | 2.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 906.54 | 27.68 |
| -30-2.0-2 | 2.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 801.97 | 27.68 |
| -30-2.0-3 | 2.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 911.66 | 27.68 |
| -30-2.0-4 | 2.00 | 11.001 | 0.30 | 0.131 | 0.72 | 1207.90 | 924.34 | 27.68 |

En la Figura 4.16 se representan los valores de la carga de rotura estimada (P_{SED}) entre la carga de rotura experimental (P_{exp}) para cada una de las probetas ensayadas y para cada radio de entalla, así como el valor medio de dicha relación obtenido para cada radio de entalla.

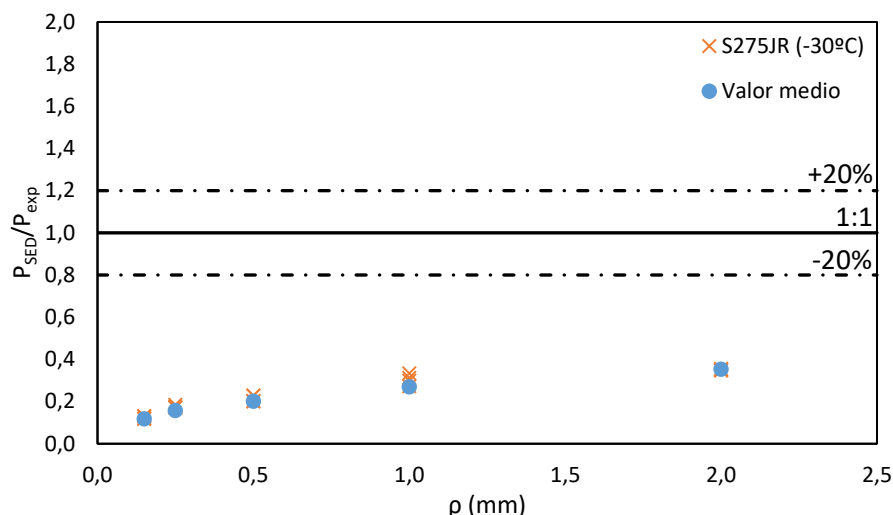


Figura 4.16. Resultados obtenidos aplicando el SED en el acero S275JR a -30°C .

De la Figura 4.16 se deriva que para los radios de entalla más pequeños (0.15 mm) la estimación de la carga de rotura devuelta por el criterio SED no supera el 20% de la carga real, mientras que para los radios de entalla mayores (2.0 mm) este valor aumenta hasta el 40%. En definitiva, el modelo subestima de manera considerable la capacidad resistente del material. El origen de estos resultados es, de nuevo, el carácter elastoplástico del comportamiento mecánico del material.

Por último, en la Tabla 4.6 se recoge el valor de cada uno de los parámetros a emplear para calcular la tensión elástica máxima (σ_{max}) y la estimación de la carga de rotura (P_{SED}) para las probetas de acero trabajando a -50°C .

En la Figura 4.17, al igual que en los casos anteriores, se representa para cada probeta el valor resultante de dividir la carga crítica estimada empleando el criterio SED (P_{SED}) y la carga experimental obtenida en los ensayos de laboratorio (P_{exp}) frente al radio de entalla. También se representa el valor medio de la relación $\left(P_{SED}/P_{exp}\right)$ para cada radio de entalla.

Tabla 4.6. *Parámetros del S275JR (-50°C) para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (KN) |
|------------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|----------------|
| -50-0.15-1 | 0.15 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 283.28 | 7.70 |
| -50-0.15-2 | 0.15 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 246.32 | 7.70 |
| -50-0.15-3 | 0.15 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 392.58 | 7.70 |
| -50-0.15-4 | 0.15 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 379.96 | 7.70 |
| -50-0.25-1 | 0.25 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 223.72 | 9.94 |
| -50-0.25-2 | 0.25 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 260.98 | 9.94 |
| -50-0.25-3 | 0.25 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 246.63 | 9.94 |
| -50-0.25-4 | 0.25 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 170.00 | 9.94 |
| -50-0.5-1 | 0.50 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 330.17 | 14.06 |
| -50-0.5-2 | 0.50 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 321.81 | 14.06 |
| -50-0.5-3 | 0.50 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 501.94 | 14.06 |
| -50-0.5-4 | 0.50 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 481.98 | 14.06 |
| -50-1.0-1 | 1.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 302.52 | 19.89 |
| -50-1.0-2 | 1.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 437.78 | 19.89 |
| -50-1.0-3 | 1.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 374.04 | 19.89 |
| -50-1.0-4 | 1.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 575.26 | 19.89 |
| -50-2.0-1 | 2.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 950.32 | 28.13 |
| -50-2.0-2 | 2.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 976.22 | 28.13 |
| -50-2.0-3 | 2.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 947.45 | 28.13 |
| -50-2.0-4 | 2.00 | 6.826 | 0.30 | 0.131 | 0.74 | 1227.65 | 897.23 | 28.13 |

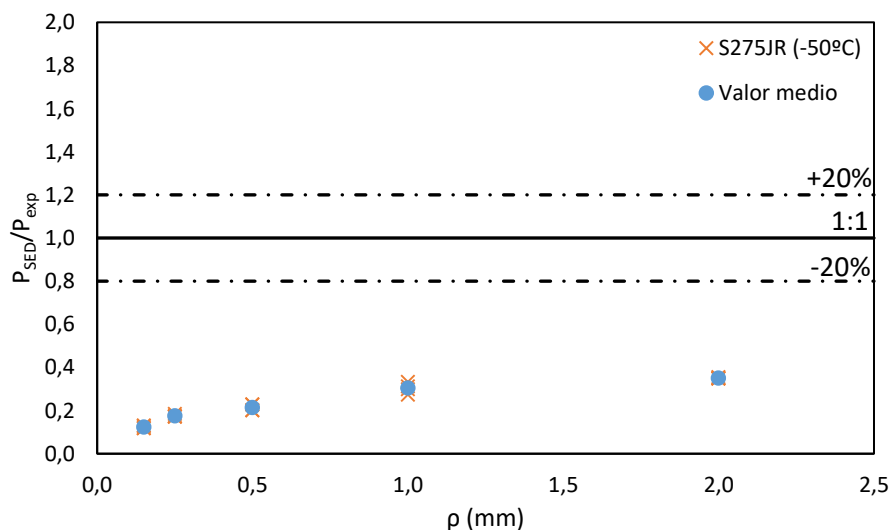


Figura 4.17. *Resultados obtenidos aplicando el SED en el acero S275JR a -50°C.*

Nuevamente se comprueba que los resultados obtenidos son similares a los obtenidos para las probetas ensayadas a -10°C y -30°C. Se observa una clara subestimación de la capacidad resistente del material, asociada a la propia naturaleza elástico-lineal del modelo empleado

(criterio SED). También se observa que para las probetas de menor radio de entalla (0.15 mm) la carga estimada es aproximadamente un 20% de la carga experimental, mientras que para los radios de entalla más grande (2.0 mm) la carga estimada alcanza cerca del 40%.

4.2.2.4 PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta

El último material en el que se aplica el criterio SED es en el compuesto por PA 6 reforzada con diferentes porcentajes en peso de fibra de vidrio corta (0, 5, 10, 30 y 50%) secas (0% de humedad) y a temperatura ambiente.

En primer lugar, se analiza el polímero (PA 6) sin ningún tipo de refuerzo. Para ello, en la Tabla 4.7 se recoge el factor de intensidad de tensiones en rotura (K_I), el radio crítico (R_C), el coeficiente de Poisson (ν), la función H , el valor crítico de la densidad de energía de deformación elástica (W_C) (ecuación (2.86)) y la tensión elástica máxima en el fondo de la entalla (σ_{max}) obtenida a partir de la fórmula propuesta por Creager y Paris [23] (ecuación (4.1)). Además, se incluye la carga de rotura obtenida tras aplicar el criterio SED (P_{SED}) (ecuación (4.5)).

Tabla 4.7. Parámetros de la PA6 para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (N) |
|----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|---------------|
| 0-0.25-1 | 0.25 | 0.321 | 0.40 | 0.111 | 0.52 | 129.83 | 1.69 | 68.33 |
| 0-0.25-2 | 0.25 | 0.398 | 0.40 | 0.111 | 0.52 | 129.83 | 3.99 | 68.33 |
| 0-0.25-3 | 0.25 | 0.321 | 0.40 | 0.111 | 0.52 | 129.83 | 1.99 | 68.33 |
| 0-0.25-4 | 0.25 | 0.346 | 0.40 | 0.111 | 0.52 | 129.83 | 2.76 | 68.33 |
| 0-0.25-5 | 0.25 | 0.378 | 0.40 | 0.111 | 0.52 | 129.83 | 3.53 | 68.33 |
| 0-0.5-1 | 0.5 | 0.351 | 0.40 | 0.138 | 0.52 | 116.31 | 2.88 | 86.57 |
| 0-0.5-2 | 0.5 | 0.342 | 0.40 | 0.143 | 0.52 | 114.28 | 2.66 | 85.06 |
| 0-0.5-3 | 0.5 | 0.450 | 0.40 | 0.103 | 0.52 | 134.92 | 5.24 | 100.42 |
| 0-0.5-4 | 0.5 | 0.391 | 0.40 | 0.119 | 0.52 | 125.45 | 3.84 | 93.37 |
| 0-0.5-5 | 0.5 | 0.360 | 0.40 | 0.134 | 0.52 | 118.29 | 3.09 | 88.04 |
| 0-1-1 | 1 | 0.392 | 0.40 | 0.234 | 0.52 | 89.48 | 3.86 | 94.19 |
| 0-1-2 | 1 | 0.373 | 0.40 | 0.241 | 0.52 | 88.15 | 3.4 | 92.78 |
| 0-1-3 | 1 | 0.352 | 0.40 | 0.249 | 0.52 | 86.66 | 2.89 | 91.22 |
| 0-1-4 | 1 | 0.375 | 0.40 | 0.240 | 0.52 | 88.32 | 3.46 | 92.96 |
| 0-1-5 | 1 | 0.390 | 0.40 | 0.234 | 0.52 | 89.34 | 3.81 | 94.03 |
| 0-2-1 | 2 | 0.340 | 0.40 | 0.348 | 0.52 | 73.29 | 2.62 | 109.10 |
| 0-2-2 | 2 | 0.400 | 0.40 | 0.327 | 0.52 | 75.65 | 4.06 | 112.61 |
| 0-2-3 | 2 | 0.363 | 0.40 | 0.340 | 0.52 | 74.20 | 3.17 | 110.45 |
| 0-2-4 | 2 | 0.468 | 0.40 | 0.306 | 0.52 | 78.21 | 5.67 | 116.42 |
| 0-2-5 | 2 | 0.355 | 0.40 | 0.343 | 0.52 | 73.85 | 2.96 | 109.93 |

En la Figura 4.18 se representan, tanto el valor medio para cada radio de entalla como el valor obtenido para cada probeta, de la relación entre la carga estimada por el modelo (P_{SED}) y la carga experimental (P_{exp}).

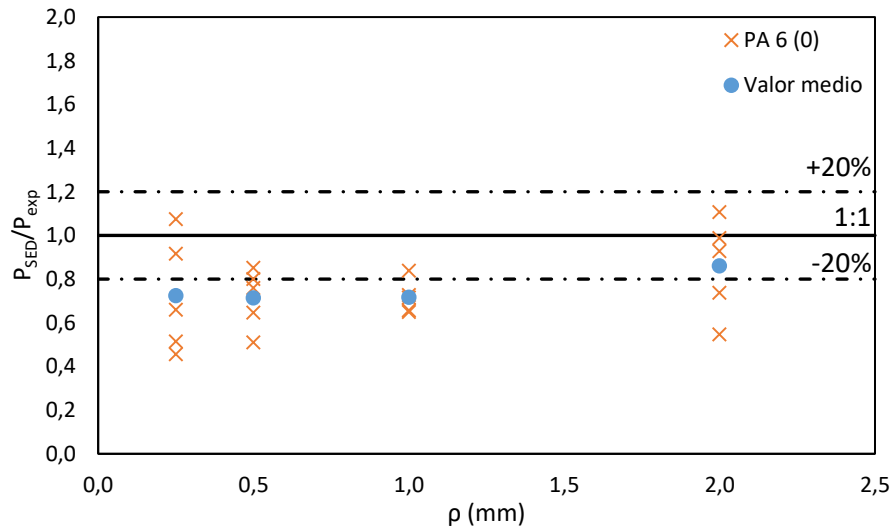


Figura 4.18. Resultados obtenidos aplicando el SED en la PA6.

Se puede observar que existe una gran dispersión de resultados para la poliamida (llegando a haber discrepancias de más del 60% entre el valor más alto y el más bajo). Aun así, cuando se representa el promedio de los resultados por radio de entalla se comprueba que las estimaciones de carga de rotura tras aplicar el criterio SED se aproximan al 80% del valor real de la carga de rotura. Esto se debe principalmente al comportamiento fundamentalmente elástico-lineal que presenta la poliamida. Gracias a ello, el modelo es capaz de captar buena parte de la física del problema, y las estimaciones que devuelve, aun del lado de la seguridad, se ajustan mejor a los resultados experimentales que en el caso de los metales anteriormente analizados.

En la Tabla 4.8 se recogen todos los parámetros necesarios para aplicar el modelo propuesto para la PA 6 reforzada con un 5% en peso de fibra de vidrio corta.

Para analizar el grado de precisión de las predicciones de la carga de rotura empleando el criterio SED, en la Figura 4.19 se representa la relación existente entre la carga de rotura estimada y la carga de rotura real (P_{SED}/P_{exp}) frente al radio de entalla para cada una de las probetas, así como el valor medio de dicha relación para cada radio de entalla.

Tabla 4.8. *Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (N) |
|----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|---------------|
| 5-0.25-1 | 0.25 | 0.124 | 0.40 | 0.198 | 0.79 | 129.10 | 2.23 | 67.95 |
| 5-0.25-2 | 0.25 | 0.124 | 0.40 | 0.199 | 0.79 | 128.86 | 2.19 | 67.82 |
| 5-0.25-3 | 0.25 | 0.134 | 0.40 | 0.186 | 0.79 | 133.31 | 2.96 | 70.16 |
| 5-0.25-4 | 0.25 | 0.131 | 0.40 | 0.191 | 0.79 | 131.65 | 1.50 | 69.29 |
| 5-0.25-5 | 0.25 | 0.131 | 0.40 | 0.191 | 0.79 | 131.65 | 2.05 | 69.29 |
| 5-0.5-1 | 0.5 | 0.130 | 0.40 | 0.291 | 0.79 | 106.61 | 2.67 | 79.35 |
| 5-0.5-2 | 0.5 | 0.133 | 0.40 | 0.288 | 0.79 | 107.20 | 2.89 | 79.79 |
| 5-0.5-3 | 0.5 | 0.129 | 0.40 | 0.293 | 0.79 | 106.32 | 2.56 | 79.13 |
| 5-0.5-4 | 0.5 | 0.131 | 0.40 | 0.291 | 0.79 | 106.65 | 2.68 | 79.38 |
| 5-0.5-5 | 0.5 | 0.124 | 0.40 | 0.298 | 0.79 | 105.37 | 2.20 | 78.42 |
| 5-1-1 | 1 | 0.138 | 0.40 | 0.374 | 0.79 | 93.98 | 3.21 | 98.92 |
| 5-1-2 | 1 | 0.130 | 0.40 | 0.381 | 0.79 | 93.13 | 2.64 | 98.03 |
| 5-1-3 | 1 | 0.137 | 0.40 | 0.375 | 0.79 | 93.92 | 3.17 | 98.85 |
| 5-1-4 | 1 | 0.138 | 0.40 | 0.374 | 0.79 | 94.04 | 3.25 | 98.98 |
| 5-1-5 | 1 | 0.133 | 0.40 | 0.379 | 0.79 | 93.40 | 2.82 | 98.31 |
| 5-2-1 | 2 | 0.149 | 0.40 | 0.437 | 0.79 | 87.02 | 4.04 | 129.54 |
| 5-2-2 | 2 | 0.143 | 0.40 | 0.440 | 0.79 | 86.69 | 3.61 | 129.04 |
| 5-2-3 | 2 | 0.140 | 0.40 | 0.442 | 0.79 | 86.51 | 3.37 | 128.78 |
| 5-2-4 | 2 | 0.149 | 0.40 | 0.437 | 0.79 | 86.98 | 3.99 | 129.48 |
| 5-2-5 | 2 | 0.140 | 0.40 | 0.442 | 0.79 | 86.50 | 3.35 | 128.76 |

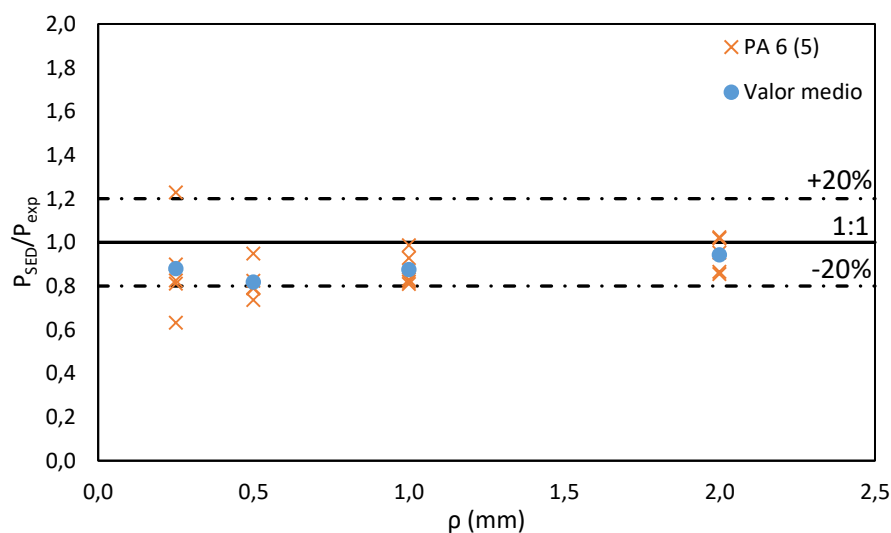


Figura 4.19. *Resultados obtenidos aplicando el SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%).*

En este caso se puede ver cómo, aunque sigue existiendo bastante dispersión entre los resultados obtenidos, a medida que aumenta el radio de entalla, esta dispersión va

disminuyendo. Además, se observa que el valor de la carga de rotura estimada en la mayoría de los casos es ligeramente menor que la carga de rotura real. También se comprueba que el valor medio obtenido para cada grupo de entallas se sitúa ligeramente por debajo de la línea 1:1, obteniendo unas estimaciones cercanas al 90% de la carga de rotura real, lo que pone de manifiesto que el modelo captura la esencia del problema y lo resuelve adecuadamente, debido al comportamiento elástico-lineal del material analizado.

El segundo material compuesto analizado es la PA 6 reforzada con un 10% en peso de fibra de vidrio corta, mostrándose los resultados obtenidos en la Tabla 4.9.

Tabla 4.9. *Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_c (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (N) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|---------------|
| 10-0.25-1 | 0.25 | 0.145 | 0.40 | 0.173 | 0.86 | 149.74 | 2.48 | 78.81 |
| 10-0.25-2 | 0.25 | 0.150 | 0.40 | 0.168 | 0.86 | 152.28 | 2.80 | 80.15 |
| 10-0.25-3 | 0.25 | 0.149 | 0.40 | 0.168 | 0.86 | 152.13 | 2.78 | 80.07 |
| 10-0.25-4 | 0.25 | 0.143 | 0.40 | 0.176 | 0.86 | 148.66 | 2.34 | 78.24 |
| 10-0.25-5 | 0.25 | 0.150 | 0.40 | 0.168 | 0.86 | 152.32 | 2.09 | 80.17 |
| 10-0.5-1 | 0.5 | 0.154 | 0.40 | 0.268 | 0.86 | 120.55 | 3.09 | 89.72 |
| 10-0.5-2 | 0.5 | 0.148 | 0.40 | 0.273 | 0.86 | 119.39 | 2.72 | 88.86 |
| 10-0.5-3 | 0.5 | 0.145 | 0.40 | 0.276 | 0.86 | 118.67 | 2.49 | 88.33 |
| 10-0.5-4 | 0.5 | 0.152 | 0.40 | 0.270 | 0.86 | 120.13 | 2.96 | 89.41 |
| 10-0.5-5 | 0.5 | 0.147 | 0.40 | 0.275 | 0.86 | 119.03 | 2.60 | 88.59 |
| 10-1-1 | 1 | 0.157 | 0.40 | 0.358 | 0.86 | 104.18 | 3.30 | 109.66 |
| 10-1-2 | 1 | 0.154 | 0.40 | 0.361 | 0.86 | 103.83 | 3.10 | 109.29 |
| 10-1-3 | 1 | 0.164 | 0.40 | 0.353 | 0.86 | 104.96 | 3.75 | 110.48 |
| 10-1-4 | 1 | 0.158 | 0.40 | 0.358 | 0.86 | 104.22 | 3.33 | 109.70 |
| 10-1-5 | 1 | 0.155 | 0.40 | 0.360 | 0.86 | 103.98 | 3.19 | 109.44 |
| 10-2-1 | 2 | 0.177 | 0.40 | 0.422 | 0.86 | 96.07 | 4.63 | 143.00 |
| 10-2-2 | 2 | 0.174 | 0.40 | 0.423 | 0.86 | 95.90 | 4.44 | 142.75 |
| 10-2-3 | 2 | 0.174 | 0.40 | 0.423 | 0.86 | 95.91 | 4.45 | 142.77 |
| 10-2-4 | 2 | 0.166 | 0.40 | 0.427 | 0.86 | 95.41 | 3.90 | 142.02 |
| 10-2-5 | 2 | 0.169 | 0.40 | 0.426 | 0.86 | 95.57 | 4.08 | 142.27 |

En la Figura 4.20 se comparan las estimaciones obtenidas (P_{SED}) con los valores reales de los ensayos de laboratorio (P_{exp}). Se representa cada una de las probetas ensayadas, así como el valor medio obtenido para cada grupo de probetas analizado por radio de entalla.

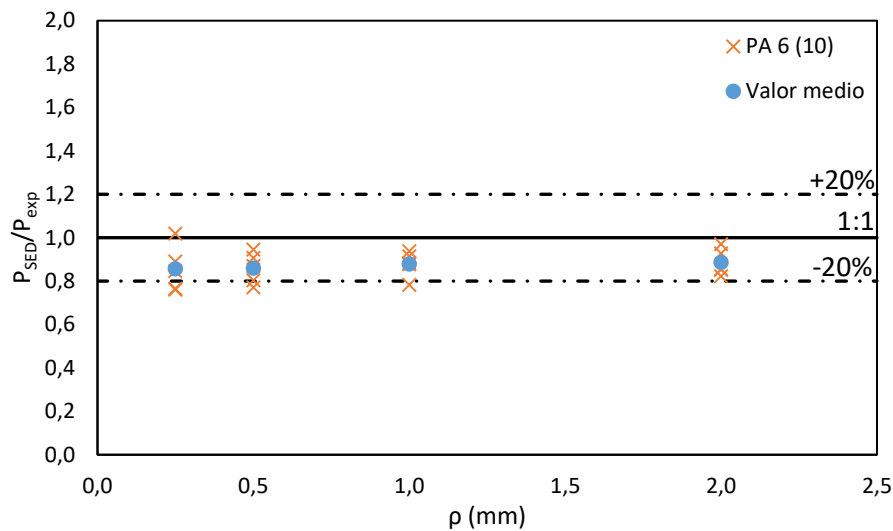


Figura 4.20. Resultados obtenidos aplicando el SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%).

Se puede observar el alto grado de precisión de las predicciones de la carga de rotura obtenido tras emplear el criterio SED. Se comprueba que prácticamente todos los valores de carga de rotura estimados se aproximan más de un 80% al valor de la carga de rotura real, y si además se realiza el promedio de los resultados, se observa que el valor de la relación $\left(\frac{P_{SED}}{P_{exp}}\right)$ devuelve valores de la estimación de la carga de rotura en torno al 90% de la carga real. Esto se debe al comportamiento elástico-lineal del material, tanto en los ensayos de tracción como en los ensayos de fractura realizados, por lo que el modelo capta la física del problema y lo resuelve adecuadamente.

A continuación, en la Tabla 4.10, se recogen los resultados obtenidos en la PA 6 reforzada con un 30% en peso de fibra de vidrio corta.

En la Figura 4.21 se recogen gráficamente todos los resultados obtenidos.

Tabla 4.10. *Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (N) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|---------------|
| 30-0.25-1 | 0.25 | 0.420 | 0.40 | 0.111 | 1.27 | 306.62 | 6.33 | 161.37 |
| 30-0.25-2 | 0.25 | 0.309 | 0.40 | 0.111 | 1.27 | 306.62 | 5.86 | 161.37 |
| 30-0.25-3 | 0.25 | 0.300 | 0.40 | 0.111 | 1.27 | 306.62 | 5.39 | 161.37 |
| 30-0.25-4 | 0.25 | 0.307 | 0.40 | 0.111 | 1.27 | 306.62 | 5.76 | 161.37 |
| 30-0.25-5 | 0.25 | 0.302 | 0.40 | 0.111 | 1.27 | 306.62 | 5.47 | 161.37 |
| 30-0.5-1 | 0.5 | 0.302 | 0.40 | 0.166 | 1.27 | 250.86 | 5.51 | 186.71 |
| 30-0.5-2 | 0.5 | 0.420 | 0.40 | 0.109 | 1.27 | 309.91 | 6.72 | 230.66 |
| 30-0.5-3 | 0.5 | 0.420 | 0.40 | 0.109 | 1.27 | 309.91 | 6.70 | 230.66 |
| 30-0.5-5 | 0.5 | 0.420 | 0.40 | 0.109 | 1.27 | 309.91 | 6.48 | 230.66 |
| 30-1-1 | 1 | 0.420 | 0.40 | 0.224 | 1.27 | 215.87 | 6.17 | 227.22 |
| 30-1-2 | 1 | 0.420 | 0.40 | 0.224 | 1.27 | 215.87 | 6.70 | 227.22 |
| 30-1-3 | 1 | 0.420 | 0.40 | 0.224 | 1.27 | 215.87 | 7.67 | 227.22 |
| 30-1-4 | 1 | 0.420 | 0.40 | 0.224 | 1.27 | 215.87 | 8.06 | 227.22 |
| 30-1-5 | 1 | 0.420 | 0.40 | 0.224 | 1.27 | 215.87 | 6.57 | 227.22 |
| 30-2-1 | 2 | 0.420 | 0.40 | 0.321 | 1.27 | 180.39 | 8.14 | 268.52 |
| 30-2-2 | 2 | 0.420 | 0.40 | 0.321 | 1.27 | 180.39 | 7.57 | 268.52 |
| 30-2-3 | 2 | 0.420 | 0.40 | 0.321 | 1.27 | 180.39 | 7.16 | 268.52 |
| 30-2-4 | 2 | 0.420 | 0.40 | 0.321 | 1.27 | 180.39 | 7.02 | 268.52 |
| 30-2-5 | 2 | 0.420 | 0.40 | 0.321 | 1.27 | 180.39 | 8.47 | 268.52 |

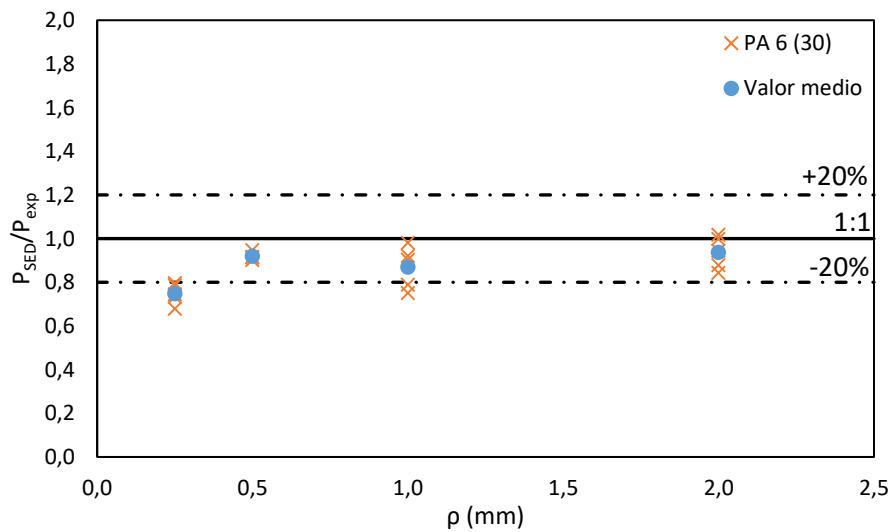


Figura 4.21. *Resultados obtenidos aplicando el SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%).*

Se puede observar que, nuevamente, las predicciones devueltas por el modelo se sitúan del lado de la seguridad, ya que todos los puntos representados se encuentran por debajo, aunque muy cerca de la línea 1:1. Esto indica que el modelo capta bien el proceso de fractura en las probetas, devolviendo valores de carga estimada en torno al 80%-100% de la real. En este caso el comportamiento del material en los ensayos de tracción no se puede considerar

elástico-lineal, pero el error cometido a la hora de calcular la densidad de energía de deformación considerándolo como tal es muy limitado, de ahí que las predicciones de la carga de rotura obtenidas se aproximen tanto a las cargas reales.

Finalmente, el último material analizado empleando el criterio SED es la PA 6 reforzada con un 50% en peso de fibra de vidrio corta. En la Tabla 4.11 se recogen el valor de la tensión elástica máxima en el fondo de la entalla, obtenida según la ecuación propuesta por Creager-Paris [23] (ecuación (4.1)), y la carga de rotura estimada, devuelta por la ecuación (4.5). También se recogen los valores de aquellos parámetros necesarios para poder aplicar el criterio SED en el material.

Tabla 4.11. *Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) para la metodología propuesta empleando el criterio SED y estimaciones de la carga de rotura (P_{SED}).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | P_{SED} (N) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|---------------|
| 50-0.25-1 | 0.25 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 8.57 | 243.06 |
| 50-0.25-2 | 0.25 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 9.00 | 243.06 |
| 50-0.25-3 | 0.25 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 8.77 | 243.06 |
| 50-0.25-4 | 0.25 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 9.60 | 243.06 |
| 50-0.25-5 | 0.25 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 8.92 | 243.06 |
| 50-0.5-1 | 0.5 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 9.78 | 343.74 |
| 50-0.5-2 | 0.5 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 9.80 | 343.74 |
| 50-0.5-3 | 0.5 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 9.71 | 343.74 |
| 50-0.5-4 | 0.5 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 10.03 | 343.74 |
| 50-0.5-5 | 0.5 | 0.600 | 0.40 | 0.111 | 1.48 | 461.84 | 10.12 | 343.74 |
| 50-1-1 | 1 | 0.600 | 0.40 | 0.167 | 1.48 | 376.23 | 10.38 | 396.01 |
| 50-1-2 | 1 | 0.600 | 0.40 | 0.167 | 1.48 | 376.23 | 10.50 | 396.01 |
| 50-1-3 | 1 | 0.600 | 0.40 | 0.167 | 1.48 | 376.23 | 10.71 | 396.01 |
| 50-1-4 | 1 | 0.600 | 0.40 | 0.167 | 1.48 | 376.23 | 10.54 | 396.01 |
| 50-1-5 | 1 | 0.600 | 0.40 | 0.167 | 1.48 | 376.23 | 10.37 | 396.01 |
| 50-2-1 | 2 | 0.600 | 0.40 | 0.271 | 1.48 | 295.38 | 11.51 | 439.70 |
| 50-2-2 | 2 | 0.600 | 0.40 | 0.271 | 1.48 | 295.38 | 11.03 | 439.70 |
| 50-2-3 | 2 | 0.600 | 0.40 | 0.271 | 1.48 | 295.38 | 11.36 | 439.70 |
| 50-2-4 | 2 | 0.600 | 0.40 | 0.271 | 1.48 | 295.38 | 11.48 | 439.70 |
| 50-2-5 | 2 | 0.600 | 0.40 | 0.271 | 1.48 | 295.38 | 11.37 | 439.70 |

Al igual que en los casos anteriores, para poder analizar adecuadamente los resultados, se representan gráficamente en la Figura 4.22.

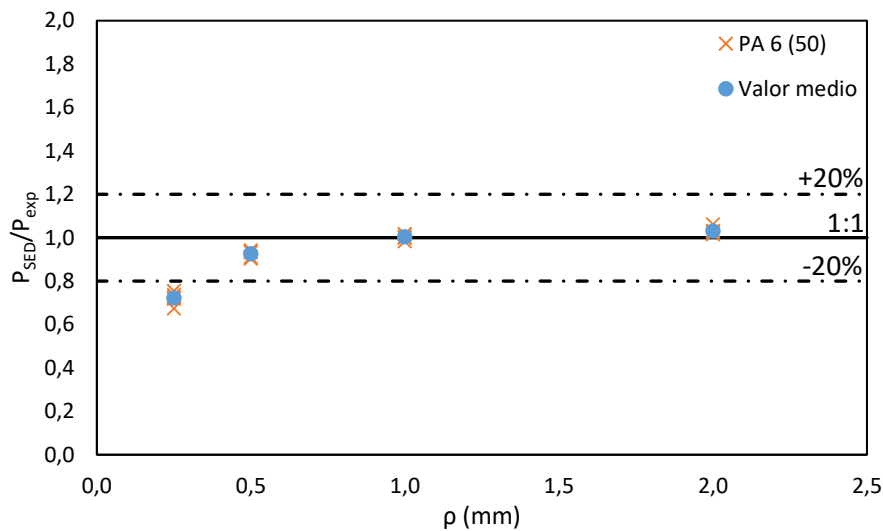


Figura 4.22. Resultados obtenidos aplicando el SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%).

En este último material analizado se puede observar que tras aplicar el criterio SED, la estimación de la carga de rotura se aproxima bastante al valor de la carga de rotura real obtenida en los ensayos de laboratorio, ya que en la mayoría de los casos el grado de precisión es cercano al 100% (salvo en el caso del menor radio de entalla). Se puede observar claramente cómo a medida que aumenta el radio de entalla aumenta el valor de la carga estimada frente a la real, ya que para los radios de entalla más pequeños (0.15 mm) el valor de $\left(\frac{P_{SED}}{P_{exp}}\right)$ no llega a superar 0.8, mientras que para los radios de entalla mayores, dicho valor es ligeramente superior a 1.

4.2.2.5 Consideraciones sobre la aplicación del criterio SED

El criterio SED se ha aplicado en materiales con distinto tipo de comportamiento mecánico. Así, se han obtenido buenas predicciones en materiales con comportamiento fundamentalmente elástico-lineal tanto en tracción como a fractura (PA 6 reforzada). Los resultados han perdido precisión cuando el comportamiento a tracción ha perdido cierta linealidad (PMMA), manteniendo un comportamiento elástico-lineal en fractura, y han sido muy pobres en materiales con comportamiento claramente elastoplástico en tracción. En estos últimos casos el criterio SED se encuentra claramente fuera de su rango de aplicación.

4.3 APLICACIÓN DEL CRITERIO SED COMBINADO CON EL CONCEPTO DE MATERIAL EQUIVALENTE

Como se acaba de explicar, en el anterior apartado se ha comprobado que el criterio SED devuelve buenas predicciones de la carga de rotura para aquellos materiales que presentan un comportamiento fundamentalmente elástico-lineal en los ensayos de tracción y un comportamiento frágil en los ensayos de fractura, mientras en aquellos casos en los que antes de la rotura el material muestra un comportamiento dúctil (bien en los ensayos de tracción o tanto en tracción como fractura), la predicción de la carga de rotura no se aproxima al valor real obtenido experimentalmente. Por ello es necesario desarrollar una nueva metodología que permita emplear el criterio SED en materiales no lineales sin aumentar la complejidad de aplicación del mismo.

4.3.1 Predicción de la carga de rotura mediante criterio SED combinado con el Concepto de Material Equivalente

Con el objetivo de poder aplicar el criterio SED en materiales con comportamiento no lineal, en este apartado se aplica y valida una nueva metodología en la que se combina el criterio SED con el Concepto de Material Equivalente, ya descrito en el Capítulo 2 de la presente Tesis Doctoral.

Esta metodología establece, como el criterio SED ordinario, que la rotura del material se produce cuando el valor medio de la energía de deformación (W) alcanza un valor crítico (W_c), análogamente a como se establece en la ecuación (2.86).

Para determinar W_c , es necesario aplicar el Concepto de Material Equivalente (EMC) al material estudiado. Para ello, se hace uso de las curvas de tracción del material y se calcula la densidad de energía de deformación en rotura de cada una de las probetas mediante la ecuación (2.117) (área bajo la curva de tracción elastoplástica).

$$(SED)_{tot} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \frac{K}{n+1} \left(\left(\frac{\sigma_u}{K} \right)^{(n+1)/n} - (0.002)^{n+1} \right)$$

Gracias a esta expresión, es posible convertir un material dúctil en un material equivalente con un comportamiento elástico lineal perfecto con igual módulo de elasticidad (E) y

tenacidad a fractura (K_{IC}) que el material real, modificando únicamente el valor de la tensión de rotura, pasando a ser σ_f^* , tal y como se recoge en el Capítulo 2 de la presente Tesis Doctoral.

Conocido el valor del SED del material real, se iguala a la expresión del SED del material equivalente (similar a la propuesta para materiales frágiles) ($(SED)_{EMC}$, ecuación (2.118)).

$$(SED)_{EMC} = \frac{\sigma_f^{*2}}{2E}$$

Combinando las ecuaciones (2.117) y (2.118), se obtiene el valor de la tensión de rotura del material equivalente σ_f^* .

$$\sigma_f^* = \sqrt{\sigma_y^2 + \frac{2EK}{n+1} \left(\left(\frac{\sigma_u}{K} \right)^{(n+1)/n} - (0.002)^{n+1} \right)}$$

Una vez conocida la tensión de rotura, y, por consiguiente, el límite elástico, ya que el EMC establece que el material equivalente es elástico lineal hasta rotura, se procede de igual modo que en el criterio SED ordinario (tal y como se describe en el apartado anterior). Por tanto, la ecuación (4.1) pasa a ser:

$$\sigma_{max} = \frac{\sigma_f^*}{\sqrt{2F(2\alpha)H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right)}} \quad (4.7)$$

donde el valor de $F(2\alpha)$ es igual a 0.785 por tratarse de entallas en U (ver Tabla 2.2), y el valor de $H\left(2\alpha, \frac{R_c}{\rho}\right)$ es necesario recalcarlo, ya que R_c depende de σ_f^* . Para calcular R_c se comprueba en primer lugar si la rotura de la probeta se produce en condiciones de tensión plana o deformación plana.

La rotura de la probeta se produce en condiciones de deformación plana si se cumple que el valor de K_{mat}^N experimental es menor que el devuelto por la ecuación [15]:

$$K_{mat}^N = \sigma_f^* \left(\frac{B}{2.5} \right)^{1/2} \quad (4.8)$$

mientras que si el valor de K_{mat}^N es mayor que el que se obtiene tras aplicar la ecuación (4.9), la fractura de la probeta se produce en condiciones de tensión plana [15].

$$K_{mat}^N = \sigma_f^*(\pi B)^{1/2} \quad (4.9)$$

Definidas las condiciones de rotura de la probeta, se procede a calcular el valor de R_c empleando las ecuaciones (2.88), (2.89), o una interpolación entre los valores devueltos por las mismas en función del caso analizado.

Conocidas todas las variables necesarias para resolver la igualdad propuesta por la ecuación (4.7), se obtiene el valor de σ_{max} , y, haciendo uso de la distribución de tensiones en el fondo de la entalla propuesta por Creager-Paris [23] (ecuación (2.44)), se obtiene el factor de intensidad de tensiones K_I de la probeta.

Obtenido el factor de intensidad de tensiones de la probeta, se puede estimar la carga de rotura para probetas de flexión en tres puntos empleando la ecuación:

$$K_I = \left(\frac{P_{EMC-SED}}{B\sqrt{W}} \right) 6 \left(\frac{a}{W} \right)^{1/2} \left(\frac{1.99 - \left(\frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right) \left(2.15 - 3.93 \left(\frac{a}{W} \right) + 2.7 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right)}{\left(1 + 2 \left(\frac{a}{W} \right) \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}} \right) \quad (4.10)$$

en caso de analizar probetas CT, la expresión que permite predecir la carga de rotura es:

$$K_I = \frac{P_{EMC-SED}}{B\sqrt{W}} \frac{\left(2 + \frac{a}{W} \right)}{\left(1 - \frac{a}{W} \right)^{3/2}} \left(0.886 + 4.64 \left(\frac{a}{W} \right) - 13.32 \left(\frac{a}{W} \right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W} \right)^3 - 5.60 \left(\frac{a}{W} \right)^4 \right) \quad (4.11)$$

Gracias a las expresiones (4.10) y (4.11), se puede obtener la predicción de la carga de rotura $P_{EMC-SED}$, ya que se conocen todas las variables de las ecuaciones menos la propia carga de rotura. En los siguientes apartados se recogen las estimaciones de las cargas de rotura obtenidas tras aplicar la metodología que combina el SED con el EMC, así como una representación gráfica de estos valores frente a los valores experimentales.

4.3.1.1 PMMA

En la Tabla 4.12 se muestran los parámetros necesarios para aplicar el criterio EMC-SED en el PMMA. Para cada una de las probetas ensayadas se recoge el factor de intensidad de tensiones en rotura (K_I), el radio crítico (R_c), el coeficiente de Poisson (ν), el valor de la

función H , el valor crítico de la densidad de energía de deformación elástica (W_C), que se obtiene a partir de la ecuación (2.118) y la tensión elástica máxima en el fondo de la entalla (σ_{max}) obtenida a partir de la fórmula propuesta por Creager y Paris [23] (ecuación (4.7)).

Tabla 4.12. *Parámetros del PMMA para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (N) |
|---------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|-------------------|
| 0.25-1 | 0.25 | 0.068 | 0.39 | 0.288 | 1.96 | 172.17 | 2.66 | 113.26 |
| 0.25-2 | 0.25 | 0.067 | 0.39 | 0.290 | 1.96 | 171.67 | 2.55 | 112.93 |
| 0.25-3 | 0.25 | 0.065 | 0.39 | 0.296 | 1.96 | 170.06 | 2.22 | 111.88 |
| 0.25-4 | 0.25 | 0.065 | 0.39 | 0.294 | 1.96 | 170.38 | 2.28 | 112.09 |
| 0.32-1 | 0.32 | 0.067 | 0.39 | 0.325 | 1.96 | 162.17 | 2.50 | 120.70 |
| 0.32-2 | 0.32 | 0.066 | 0.39 | 0.327 | 1.96 | 161.77 | 2.40 | 120.41 |
| 0.32-3 | 0.32 | 0.065 | 0.39 | 0.330 | 1.96 | 160.94 | 2.18 | 119.78 |
| 0.32-4 | 0.32 | 0.066 | 0.39 | 0.328 | 1.96 | 161.45 | 2.32 | 120.17 |
| 0.5-1 | 0.5 | 0.064 | 0.39 | 0.387 | 1.96 | 148.70 | 1.92 | 138.34 |
| 0.5-2 | 0.5 | 0.064 | 0.39 | 0.387 | 1.96 | 148.70 | 1.81 | 138.34 |
| 0.5-3 | 0.5 | 0.076 | 0.39 | 0.367 | 1.96 | 152.53 | 3.63 | 141.91 |
| 0.5-5 | 0.5 | 0.074 | 0.39 | 0.369 | 1.96 | 152.10 | 3.46 | 141.51 |
| 1.0-1 | 1 | 0.083 | 0.39 | 0.432 | 1.96 | 140.61 | 4.53 | 185.00 |
| 1.0-2 | 1 | 0.083 | 0.39 | 0.432 | 1.96 | 140.63 | 4.55 | 185.03 |
| 1.0-3 | 1 | 0.081 | 0.39 | 0.434 | 1.96 | 140.37 | 4.36 | 184.69 |
| 1.0-4 | 1 | 0.081 | 0.39 | 0.434 | 1.96 | 140.32 | 4.32 | 184.62 |
| 1.0-5 | 1 | 0.081 | 0.39 | 0.434 | 1.96 | 140.31 | 4.32 | 184.61 |
| 1.5-2 | 1.5 | 0.083 | 0.39 | 0.464 | 1.96 | 135.78 | 4.59 | 218.80 |
| 1.5-3 | 1.5 | 0.075 | 0.39 | 0.470 | 1.96 | 134.82 | 3.53 | 217.25 |
| 1.5-4 | 1.5 | 0.084 | 0.39 | 0.463 | 1.96 | 135.85 | 4.66 | 218.91 |
| 1.5-5 | 1.5 | 0.080 | 0.39 | 0.466 | 1.96 | 135.44 | 4.22 | 218.25 |
| 2.0-1 | 2 | 0.090 | 0.39 | 0.476 | 1.96 | 133.94 | 5.51 | 249.23 |
| 2.0-2 | 2 | 0.091 | 0.39 | 0.476 | 1.96 | 133.98 | 5.56 | 249.30 |
| 2.0-3 | 2 | 0.087 | 0.39 | 0.479 | 1.96 | 133.64 | 5.07 | 248.67 |
| 2.5-1 | 2.5 | 0.089 | 0.39 | 0.488 | 1.96 | 132.29 | 5.41 | 275.20 |
| 2.5-2 | 2.5 | 0.090 | 0.39 | 0.488 | 1.96 | 132.36 | 5.54 | 275.35 |
| 2.5-3 | 2.5 | 0.089 | 0.39 | 0.489 | 1.96 | 132.25 | 5.33 | 275.12 |
| 2.5-5 | 2.5 | 0.089 | 0.39 | 0.489 | 1.96 | 132.26 | 5.35 | 275.14 |
| 2.5-6 | 2.5 | 0.088 | 0.39 | 0.489 | 1.96 | 132.16 | 5.18 | 274.94 |

En la Figura 4.23 se representa gráficamente la relación entre la carga obtenida tras aplicar el criterio EMC-SED ($P_{EMC-SED}$) en cada una de las probetas de PMMA y la carga de rotura experimental (P_{exp}) de las mismas. Además, también se representa el valor medio de la relación $\left(\frac{P_{EMC-SED}}{P_{exp}}\right)$ para cada radio de entalla de tal forma que se pueda comprobar mejor la eficacia del modelo propuesto.

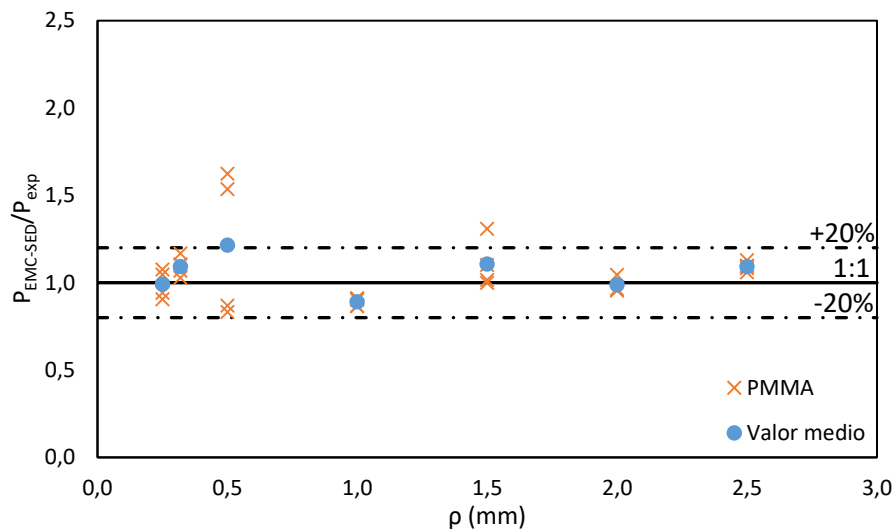


Figura 4.23. Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en el PMMA.

Se puede observar que cuando se analiza el promedio de los resultados por radio de entalla las estimaciones de carga de rotura tras aplicar el criterio EMC-SED se encuentran en torno al $\pm 20\%$ del valor real de la carga de rotura, mejorando notablemente las predicciones obtenidas con el SED ordinario. El criterio EMC-SED puede corregir por tanto el nivel de no linealidad observado en (fundamentalmente) la curva de tracción del PMMA.

4.3.1.2 Aleación de aluminio Al7075-T651

El primer metal sobre el que se aplica el modelo propuesto resultante de la combinación del EMC y el SED es la aleación de aluminio Al7075-T651. En la Tabla 4.13 se recogen los resultados obtenidos en el caso de probetas LT.

La Figura 4.24 muestra los resultados gráficamente, relacionándolos con los resultados experimentales.

Tabla 4.13. *Parámetros del Al7075-T651 LT para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (KN) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|--------------------|
| LT 0.15-1 | 0.15 | 0.025 | 0.33 | 0.378 | 51.26 | 3514.99 | 55.76 | 15.78 |
| LT 0.15-2 | 0.15 | 0.025 | 0.33 | 0.378 | 51.26 | 3516.21 | 56.41 | 15.79 |
| LT 0.15-3 | 0.15 | 0.025 | 0.33 | 0.378 | 51.26 | 3515.13 | 55.83 | 15.78 |
| LT 0.15-4 | 0.15 | 0.025 | 0.33 | 0.378 | 51.26 | 3515.13 | 55.83 | 15.78 |
| LT 0.15-5 | 0.15 | 0.025 | 0.33 | 0.378 | 51.26 | 3517.02 | 56.84 | 15.79 |
| LT 0.15-6 | 0.15 | 0.025 | 0.33 | 0.379 | 51.26 | 3511.65 | 53.97 | 15.77 |
| LT 0.21-1 | 0.21 | 0.026 | 0.33 | 0.417 | 51.26 | 3349.66 | 65.08 | 17.79 |
| LT 0.21-2 | 0.21 | 0.026 | 0.33 | 0.416 | 51.26 | 3351.35 | 66.31 | 17.80 |
| LT 0.21-3 | 0.21 | 0.026 | 0.33 | 0.416 | 51.26 | 3350.62 | 65.78 | 17.80 |
| LT 0.47-1 | 0.47 | 0.027 | 0.33 | 0.486 | 51.26 | 3100.02 | 84.11 | 24.64 |
| LT 0.47-2 | 0.47 | 0.027 | 0.33 | 0.486 | 51.26 | 3100.49 | 84.86 | 24.64 |
| LT 0.47-3 | 0.47 | 0.027 | 0.33 | 0.487 | 51.26 | 3099.30 | 82.97 | 24.63 |
| LT 1.0-1 | 1.00 | 0.029 | 0.33 | 0.525 | 51.26 | 2984.47 | 99.30 | 34.60 |
| LT 1.0-2 | 1.00 | 0.029 | 0.33 | 0.525 | 51.26 | 2984.77 | 100.31 | 34.60 |
| LT 1.0-3 | 1.00 | 0.029 | 0.33 | 0.525 | 51.26 | 2984.28 | 98.64 | 34.60 |
| LT 2.0-1 | 2.00 | 0.029 | 0.33 | 0.545 | 51.26 | 2930.14 | 107.84 | 48.04 |
| LT 2.0-2 | 2.00 | 0.029 | 0.33 | 0.545 | 51.26 | 2930.12 | 107.67 | 48.04 |
| LT 2.0-3 | 2.00 | 0.029 | 0.33 | 0.545 | 51.26 | 2930.04 | 107.17 | 48.04 |

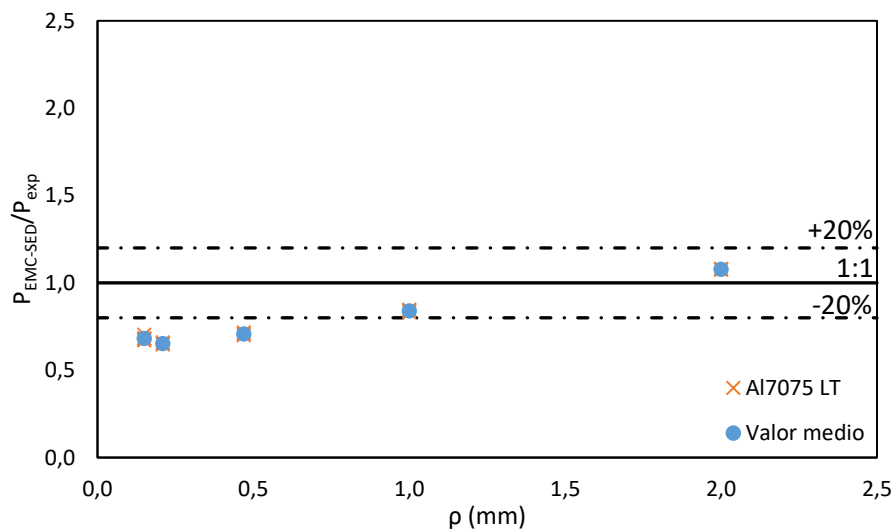


Figura 4.24. *Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en el Al7075-T651 LT.*

Los resultados obtenidos muestran que para los radios de entalla más bajos (0.15, 0.21 y 0.47 mm), el valor de la carga estimada es de aproximadamente el 75% de la carga real, mientras que para los radios de entalla más grandes (2.0 mm), dicho valor es aproximadamente el 110% de la carga real. Se puede comprobar en todo caso la notable mejora obtenida tras aplicar el Concepto de Material Equivalente, ya que las predicciones pasan de estar en torno al 30-40% de la carga real a situarse entre el 60% y el 110%. Esto se debe principalmente a que el comportamiento del aluminio en tracción es dúctil, pero en fractura es notablemente

elástico-lineal. Por tanto, la aplicación del modelo propuesto funciona adecuadamente, ya que el EMC capta correctamente la física del problema.

En la Tabla 4.14 se recogen los resultados obtenidos en las probetas de aluminio Al7075-T651 TL.

Tabla 4.14. *Parámetros del Al7075-T651 TL para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (KN) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|--------------------|
| TL 0.15-1 | 0.15 | 0.024 | 0.33 | 0.385 | 50.00 | 3507.59 | 50.59 | 15.75 |
| TL 0.15-2 | 0.15 | 0.024 | 0.33 | 0.385 | 50.00 | 3509.21 | 51.46 | 15.76 |
| TL 0.15-3 | 0.15 | 0.024 | 0.33 | 0.386 | 50.00 | 3503.18 | 45.76 | 15.73 |
| TL 0.15-4 | 0.15 | 0.024 | 0.33 | 0.386 | 50.00 | 3503.44 | 48.37 | 15.73 |
| TL 0.15-5 | 0.15 | 0.024 | 0.33 | 0.386 | 50.00 | 3503.18 | 47.45 | 15.73 |
| TL 0.15-6 | 0.15 | 0.024 | 0.33 | 0.385 | 50.00 | 3509.21 | 51.46 | 15.76 |
| TL 0.21-1 | 0.21 | 0.024 | 0.33 | 0.423 | 50.00 | 3345.45 | 57.18 | 17.77 |
| TL 0.21-2 | 0.21 | 0.024 | 0.33 | 0.424 | 50.00 | 3342.09 | 54.74 | 17.75 |
| TL 0.21-3 | 0.21 | 0.024 | 0.33 | 0.424 | 50.00 | 3342.49 | 55.03 | 17.76 |
| TL 0.47-1 | 0.47 | 0.026 | 0.33 | 0.490 | 50.00 | 3108.79 | 76.57 | 24.71 |
| TL 0.47-2 | 0.47 | 0.026 | 0.33 | 0.491 | 50.00 | 3106.39 | 72.76 | 24.69 |
| TL 0.47-3 | 0.47 | 0.026 | 0.33 | 0.490 | 50.00 | 3109.74 | 78.07 | 24.71 |
| TL 1.0-1 | 1.00 | 0.027 | 0.33 | 0.527 | 50.00 | 3000.14 | 95.87 | 34.78 |
| TL 1.0-2 | 1.00 | 0.027 | 0.33 | 0.527 | 50.00 | 2999.76 | 94.59 | 34.77 |
| TL 1.0-3 | 1.00 | 0.027 | 0.33 | 0.527 | 50.00 | 2998.88 | 91.62 | 34.76 |
| TL 2.0-1 | 2.00 | 0.028 | 0.33 | 0.545 | 50.00 | 2948.23 | 107.63 | 48.33 |
| TL 2.0-2 | 2.00 | 0.028 | 0.33 | 0.545 | 50.00 | 2948.37 | 108.54 | 48.34 |
| TL 2.0-3 | 2.00 | 0.028 | 0.33 | 0.545 | 50.00 | 2948.47 | 109.22 | 48.34 |

La Figura 4.25 muestra el análisis gráfico de los resultados.

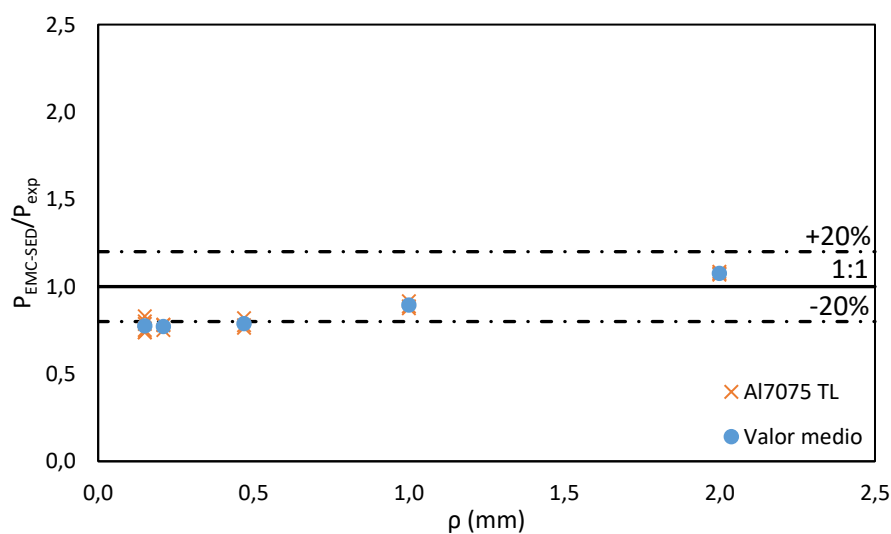


Figura 4.25. *Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en el Al7075-T651 TL.*

Se puede comprobar que el comportamiento del aluminio en dirección transversal al laminado es similar al observado en la dirección longitudinal. Para los radios de entalla menores a un 1.0 mm, el valor de la carga de rotura estimada empleando el modelo EMC-SED es aproximadamente un 80% del valor real obtenido en laboratorio, lo que indica que, a pesar de tratarse de un valor ligeramente conservador, es un valor mucho más ajustado que el obtenido mediante el criterio SED ordinario. Cuando se analizan radios de entalla mayores, el valor de la carga estimada respecto a la real aumenta. En el caso de las probetas con radio de entalla 2.0 mm, la carga estimada es aproximadamente un 10% mayor que la carga real. Se observa en todo caso que la aplicación del Concepto de Material Equivalente en este material es capaz de solucionar los problemas que se plantean a la hora de aplicar el criterio SED (criterio elástico-lineal).

4.3.1.3 *Acero estructural S275JR*

A lo largo de este apartado se va estimar la carga de rotura de las probetas de acero estructural S275JR trabajando a diferentes temperaturas de su Zona de Transición Dúctil Frágil.

En primer lugar, se analiza el acero trabajando a -10°C , recogándose los resultados en la Tabla 4.15 y en la Figura 4.26.

En la Figura 4.26 se puede comprobar que los valores de la carga de rotura aplicando el criterio EMC-SED se sobreestiman en torno a un 30% para los radios de entalla más pequeños analizados, mientras que para los radios de entalla mayores la carga estimada llega a ser más del doble de la carga real. Esto indica que el modelo no capta la física del problema planteado, y ello es debido, principalmente, a que el material tiene un comportamiento dúctil tanto en los ensayos de tracción como en los ensayos de fractura, por lo que tras aplicar el EMC se corrige la no linealidad del material a tracción, pero no la no linealidad observada en fractura.

Tabla 4.15. *Parámetros del S275JR (-10°C) para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (KN) |
|------------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|--------------------|
| -10-0.15-1 | 0.15 | 0.144 | 0.30 | 0.125 | 82.77 | 13187.76 | 400.22 | 82.75 |
| -10-0.15-2 | 0.15 | 0.144 | 0.30 | 0.125 | 82.77 | 13187.76 | 465.05 | 82.75 |
| -10-0.15-3 | 0.15 | 0.144 | 0.30 | 0.125 | 82.77 | 13187.76 | 496.72 | 82.75 |
| -10-0.15-4 | 0.15 | 0.144 | 0.30 | 0.125 | 82.77 | 13187.76 | 461.11 | 82.75 |
| -10-0.15-5 | 0.15 | 0.144 | 0.30 | 0.125 | 82.77 | 13187.76 | 435.61 | 82.75 |
| -10-0.15-6 | 0.15 | 0.144 | 0.30 | 0.125 | 82.77 | 13187.76 | 514.39 | 82.75 |
| -10-0.25-1 | 0.25 | 0.144 | 0.30 | 0.203 | 82.77 | 10368.94 | 444.23 | 83.99 |
| -10-0.25-2 | 0.25 | 0.144 | 0.30 | 0.203 | 82.77 | 10368.94 | 444.17 | 83.99 |
| -10-0.25-3 | 0.25 | 0.144 | 0.30 | 0.203 | 82.77 | 10368.94 | 499.07 | 83.99 |
| -10-0.25-4 | 0.25 | 0.144 | 0.30 | 0.203 | 82.77 | 10368.94 | 544.60 | 83.99 |
| -10-0.25-5 | 0.25 | 0.144 | 0.30 | 0.203 | 82.77 | 10368.94 | 504.88 | 83.99 |
| -10-0.25-6 | 0.25 | 0.144 | 0.30 | 0.203 | 82.77 | 10368.94 | 360.36 | 83.99 |
| -10-0.5-1 | 0.5 | 0.144 | 0.30 | 0.313 | 82.77 | 8346.71 | 535.66 | 95.62 |
| -10-0.5-2 | 0.5 | 0.144 | 0.30 | 0.313 | 82.77 | 8346.71 | 634.17 | 95.62 |
| -10-0.5-3 | 0.5 | 0.144 | 0.30 | 0.313 | 82.77 | 8346.71 | 591.87 | 95.62 |
| -10-0.5-4 | 0.5 | 0.144 | 0.30 | 0.313 | 82.77 | 8346.71 | 593.28 | 95.62 |
| -10-0.5-5 | 0.5 | 0.144 | 0.30 | 0.313 | 82.77 | 8346.71 | 622.28 | 95.62 |
| -10-0.5-6 | 0.5 | 0.144 | 0.30 | 0.313 | 82.77 | 8346.71 | 582.98 | 95.62 |
| -10-1.0-1 | 1 | 0.144 | 0.30 | 0.410 | 82.77 | 7296.51 | 615.37 | 118.21 |
| -10-1.0-2 | 1 | 0.144 | 0.30 | 0.410 | 82.77 | 7296.51 | 645.64 | 118.21 |
| -10-1.0-3 | 1 | 0.144 | 0.30 | 0.410 | 82.77 | 7296.51 | 723.86 | 118.21 |
| -10-1.0-4 | 1 | 0.144 | 0.30 | 0.410 | 82.77 | 7296.51 | 746.30 | 118.21 |
| -10-1.0-5 | 1 | 0.144 | 0.30 | 0.410 | 82.77 | 7296.51 | 629.87 | 118.21 |
| -10-2.0-1 | 2 | 0.144 | 0.30 | 0.482 | 82.77 | 6726.17 | 817.39 | 154.11 |
| -10-2.0-2 | 2 | 0.144 | 0.30 | 0.482 | 82.77 | 6726.17 | 866.35 | 154.11 |
| -10-2.0-3 | 2 | 0.144 | 0.30 | 0.482 | 82.77 | 6726.17 | 878.75 | 154.11 |
| -10-2.0-4 | 2 | 0.144 | 0.30 | 0.482 | 82.77 | 6726.17 | 822.04 | 154.11 |
| -10-2.0-5 | 2 | 0.144 | 0.30 | 0.482 | 82.77 | 6726.17 | 804.10 | 154.11 |

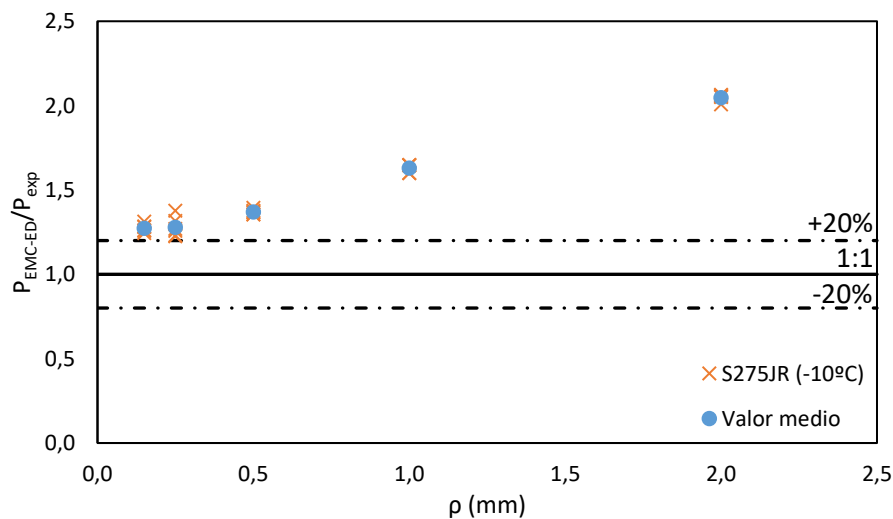


Figura 4.26. *Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en el acero S275JR a -10°C.*

En la Tabla 4.16 y en la Figura 4.27 se muestran los resultados obtenidos a -30°C.

Tabla 4.16. *Parámetros del S275JR (-30°C) para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (KN) |
|------------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|--------------------|
| -30-0.15-1 | 0.15 | 0.110 | 0.30 | 0.156 | 72.66 | 11094.71 | 395.39 | 69.62 |
| -30-0.15-2 | 0.15 | 0.110 | 0.30 | 0.156 | 72.66 | 11094.71 | 426.18 | 69.62 |
| -30-0.15-3 | 0.15 | 0.110 | 0.30 | 0.156 | 72.66 | 11094.71 | 405.30 | 69.62 |
| -30-0.15-4 | 0.15 | 0.110 | 0.30 | 0.156 | 72.66 | 11094.71 | 339.85 | 69.62 |
| -30-0.25-1 | 0.25 | 0.110 | 0.30 | 0.249 | 72.66 | 8791.25 | 390.19 | 71.21 |
| -30-0.25-2 | 0.25 | 0.110 | 0.30 | 0.249 | 72.66 | 8791.25 | 376.49 | 71.21 |
| -30-0.25-3 | 0.25 | 0.110 | 0.30 | 0.249 | 72.66 | 8791.25 | 343.39 | 71.21 |
| -30-0.25-4 | 0.25 | 0.110 | 0.30 | 0.249 | 72.66 | 8791.25 | 306.97 | 71.21 |
| -30-0.5-1 | 0.50 | 0.110 | 0.30 | 0.353 | 72.66 | 7385.87 | 460.46 | 84.61 |
| -30-0.5-2 | 0.50 | 0.110 | 0.30 | 0.353 | 72.66 | 7385.87 | 524.25 | 84.61 |
| -30-0.5-3 | 0.50 | 0.110 | 0.30 | 0.353 | 72.66 | 7385.87 | 533.73 | 84.61 |
| -30-0.5-4 | 0.50 | 0.110 | 0.30 | 0.353 | 72.66 | 7385.87 | 468.04 | 84.61 |
| -30-1.0-1 | 1.00 | 0.110 | 0.30 | 0.442 | 72.66 | 6601.02 | 632.35 | 106.94 |
| -30-1.0-2 | 1.00 | 0.110 | 0.30 | 0.442 | 72.66 | 6601.02 | 624.16 | 106.94 |
| -30-1.0-3 | 1.00 | 0.110 | 0.30 | 0.442 | 72.66 | 6601.02 | 547.78 | 106.94 |
| -30-1.0-4 | 1.00 | 0.110 | 0.30 | 0.442 | 72.66 | 6601.02 | 667.13 | 106.94 |
| -30-2.0-1 | 2.00 | 0.110 | 0.30 | 0.503 | 72.66 | 6187.23 | 906.54 | 141.76 |
| -30-2.0-2 | 2.00 | 0.110 | 0.30 | 0.503 | 72.66 | 6187.23 | 801.97 | 141.76 |
| -30-2.0-3 | 2.00 | 0.110 | 0.30 | 0.503 | 72.66 | 6187.23 | 911.66 | 141.76 |
| -30-2.0-4 | 2.00 | 0.110 | 0.30 | 0.503 | 72.66 | 6187.23 | 924.34 | 141.76 |

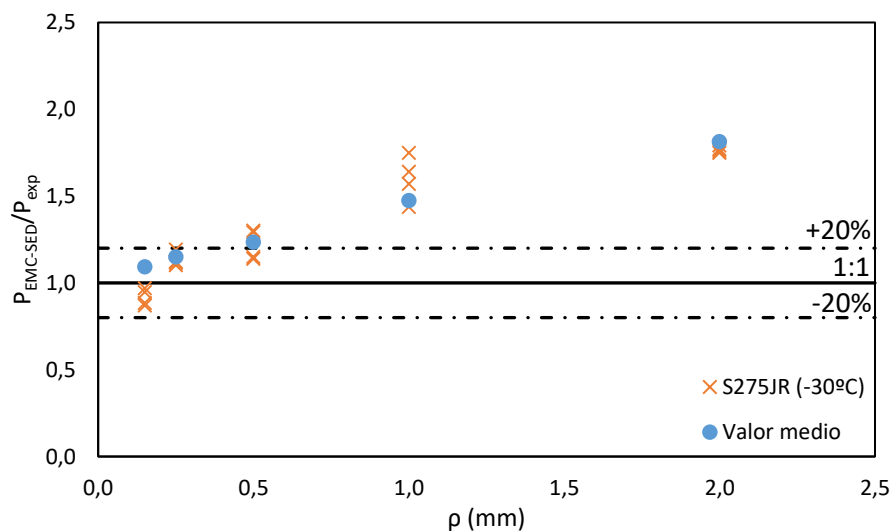


Figura 4.27. *Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en el acero S275JR a -30°C.*

En este caso se vuelve a observar un comportamiento similar al que se puede ver en las probetas ensayadas a -10°C. Para los radios de entalla menores, el valor de la carga de rotura estimada es aproximadamente un 20% superior al valor de la carga real, mientras que para los radios de entalla mayores (2.0 mm), el valor de la carga estimada frente a la real es casi el doble, lo que vuelve a poner de manifiesto la dificultad del modelo propuesto para capturar

la física del problema. El motivo de esta falta de precisión vuelve a ser, nuevamente, la ductilidad del material tanto a tracción como a fractura.

Finalmente, en la Tabla 4.17 y la Figura 4.28 se muestran los resultados correspondientes al acero S275JR ensayado a -50°C . Los comentarios son similares a los de los casos anteriores, si bien en este caso las predicciones son algo menores debido a que, al encontrarse el material a temperaturas más bajas, el grado de ductilidad es más moderado.

Tabla 4.17. *Parámetros del S275JR (-50°C) para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa $\cdot\text{m}^{0.5}$) | $P_{EMC-SED}$ (KN) |
|------------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|------------------------------------|--------------------|
| -50-0.15-1 | 0.15 | 0.067 | 0.30 | 0.247 | 76.08 | 9061.58 | 283.28 | 56.86 |
| -50-0.15-2 | 0.15 | 0.067 | 0.30 | 0.247 | 76.08 | 9061.58 | 246.32 | 56.86 |
| -50-0.15-3 | 0.15 | 0.067 | 0.30 | 0.247 | 76.08 | 9061.58 | 392.58 | 56.86 |
| -50-0.15-4 | 0.15 | 0.067 | 0.30 | 0.247 | 76.08 | 9061.58 | 379.96 | 56.86 |
| -50-0.25-1 | 0.25 | 0.067 | 0.30 | 0.324 | 76.08 | 7904.56 | 223.72 | 64.03 |
| -50-0.25-2 | 0.25 | 0.067 | 0.30 | 0.324 | 76.08 | 7904.56 | 260.98 | 64.03 |
| -50-0.25-3 | 0.25 | 0.067 | 0.30 | 0.324 | 76.08 | 7904.56 | 246.63 | 64.03 |
| -50-0.25-4 | 0.25 | 0.067 | 0.30 | 0.324 | 76.08 | 7904.56 | 170.00 | 64.03 |
| -50-0.5-1 | 0.50 | 0.067 | 0.30 | 0.419 | 76.08 | 6952.57 | 330.17 | 79.65 |
| -50-0.5-2 | 0.50 | 0.067 | 0.30 | 0.419 | 76.08 | 6952.57 | 321.81 | 79.65 |
| -50-0.5-3 | 0.50 | 0.067 | 0.30 | 0.419 | 76.08 | 6952.57 | 501.94 | 79.65 |
| -50-0.5-4 | 0.50 | 0.067 | 0.30 | 0.419 | 76.08 | 6952.57 | 481.98 | 79.65 |
| -50-1.0-1 | 1.00 | 0.067 | 0.30 | 0.488 | 76.08 | 6439.99 | 302.52 | 104.33 |
| -50-1.0-2 | 1.00 | 0.067 | 0.30 | 0.488 | 76.08 | 6439.99 | 437.78 | 104.33 |
| -50-1.0-3 | 1.00 | 0.067 | 0.30 | 0.488 | 76.08 | 6439.99 | 374.04 | 104.33 |
| -50-1.0-4 | 1.00 | 0.067 | 0.30 | 0.488 | 76.08 | 6439.99 | 575.26 | 104.33 |
| -50-2.0-1 | 2.00 | 0.067 | 0.30 | 0.531 | 76.08 | 6178.66 | 950.32 | 141.56 |
| -50-2.0-2 | 2.00 | 0.067 | 0.30 | 0.531 | 76.08 | 6178.66 | 976.22 | 141.56 |
| -50-2.0-3 | 2.00 | 0.067 | 0.30 | 0.531 | 76.08 | 6178.66 | 947.45 | 141.56 |
| -50-2.0-4 | 2.00 | 0.067 | 0.30 | 0.531 | 76.08 | 6178.66 | 897.23 | 141.56 |

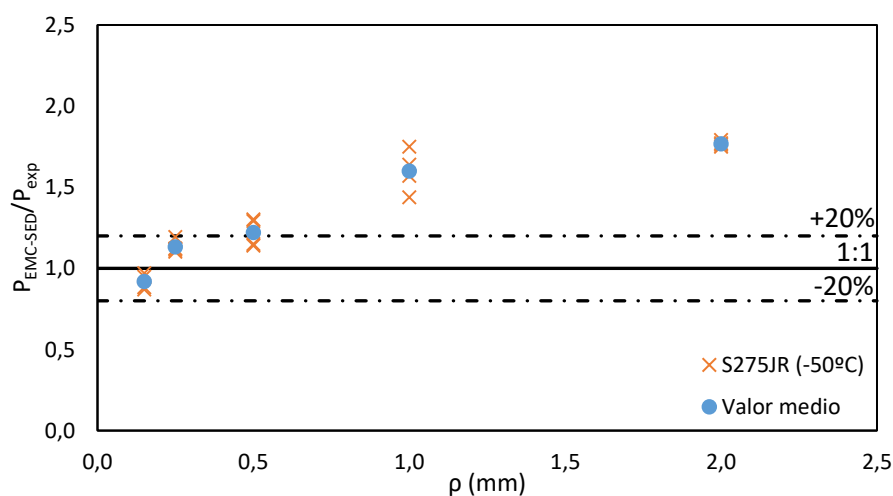


Figura 4.28. *Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en el acero S275JR a -50°C .*

4.3.1.4 PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta

Finalmente, los últimos materiales a analizar con el criterio EMC-SED son los compuestos de PA 6 reforzada con fibra de vidrio.

En la Tabla 4.18 y la Figura 4.29 se muestran los resultados en PA 6 pura.

Tabla 4.18. Parámetros de la PA6 para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (N) |
|----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|-------------------|
| 0-0.25-1 | 0.25 | 0.268 | 0.40 | 0.111 | 0.62 | 142.15 | 1.69 | 74.81 |
| 0-0.25-2 | 0.25 | 0.332 | 0.40 | 0.111 | 0.62 | 142.15 | 3.99 | 74.81 |
| 0-0.25-3 | 0.25 | 0.268 | 0.40 | 0.111 | 0.62 | 142.15 | 1.99 | 74.81 |
| 0-0.25-4 | 0.25 | 0.289 | 0.40 | 0.111 | 0.62 | 142.15 | 2.76 | 74.81 |
| 0-0.25-5 | 0.25 | 0.316 | 0.40 | 0.111 | 0.62 | 142.15 | 3.53 | 74.81 |
| 0-0.5-1 | 0.5 | 0.293 | 0.40 | 0.171 | 0.62 | 114.39 | 2.88 | 85.14 |
| 0-0.5-2 | 0.5 | 0.285 | 0.40 | 0.176 | 0.62 | 112.89 | 2.66 | 84.02 |
| 0-0.5-3 | 0.5 | 0.375 | 0.40 | 0.126 | 0.62 | 133.35 | 5.24 | 99.25 |
| 0-0.5-4 | 0.5 | 0.326 | 0.40 | 0.152 | 0.62 | 121.50 | 3.84 | 90.43 |
| 0-0.5-5 | 0.5 | 0.300 | 0.40 | 0.167 | 0.62 | 115.86 | 3.09 | 86.23 |
| 0-1-1 | 1 | 0.327 | 0.40 | 0.259 | 0.62 | 93.01 | 3.86 | 97.90 |
| 0-1-2 | 1 | 0.311 | 0.40 | 0.266 | 0.62 | 91.78 | 3.4 | 96.60 |
| 0-1-3 | 1 | 0.293 | 0.40 | 0.274 | 0.62 | 90.39 | 2.89 | 95.15 |
| 0-1-4 | 1 | 0.313 | 0.40 | 0.265 | 0.62 | 91.94 | 3.46 | 96.77 |
| 0-1-5 | 1 | 0.325 | 0.40 | 0.260 | 0.62 | 92.88 | 3.81 | 97.76 |
| 0-2-1 | 2 | 0.284 | 0.40 | 0.371 | 0.62 | 77.76 | 2.62 | 115.76 |
| 0-2-2 | 2 | 0.334 | 0.40 | 0.351 | 0.62 | 79.97 | 4.06 | 119.04 |
| 0-2-3 | 2 | 0.303 | 0.40 | 0.363 | 0.62 | 78.61 | 3.17 | 117.02 |
| 0-2-4 | 2 | 0.390 | 0.40 | 0.330 | 0.62 | 82.39 | 5.67 | 122.64 |
| 0-2-5 | 2 | 0.296 | 0.40 | 0.366 | 0.62 | 78.29 | 2.96 | 116.54 |

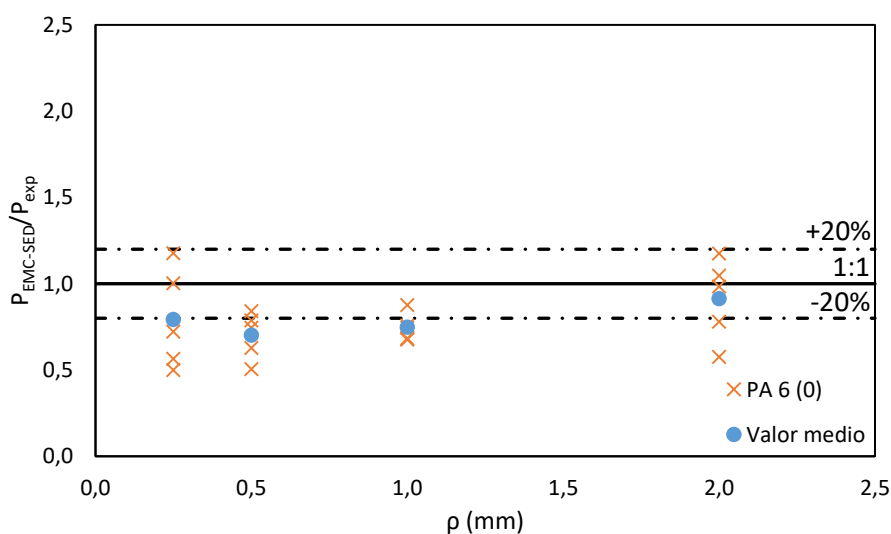


Figura 4.29. Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en la PA6.

Se puede observar cómo tras aplicar el modelo, los valores de la carga de rotura estimada se aproximan de forma precisa al valor real de la carga de rotura, ya que para los radios de entalla menores el valor medio obtenido de todas las probetas es aproximadamente el 80% de la carga de rotura real, mientras que para radios de entalla mayores este valor asciende hasta el 95%. Esto pone de manifiesto la buena aplicabilidad del modelo en este material. Los resultados son, en todo caso, muy similares a los obtenidos con el criterio SED, ya que el EMC es en este caso muy similar al real (por ser este último prácticamente elástico-lineal).

La Tabla 4.19 y la Figura 4.30 muestran los resultados en PA 6 con un 5% de fibra de vidrio.

Tabla 4.19. *Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%) para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (N) |
|----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|-------------------|
| 5-0.25-1 | 0.25 | 0.087 | 0.40 | 0.251 | 1.13 | 137.46 | 2.23 | 72.34 |
| 5-0.25-2 | 0.25 | 0.086 | 0.40 | 0.252 | 1.13 | 137.28 | 2.19 | 72.25 |
| 5-0.25-3 | 0.25 | 0.094 | 0.40 | 0.240 | 1.13 | 140.53 | 2.96 | 73.96 |
| 5-0.25-4 | 0.25 | 0.091 | 0.40 | 0.244 | 1.13 | 139.35 | 1.50 | 73.34 |
| 5-0.25-5 | 0.25 | 0.091 | 0.40 | 0.244 | 1.13 | 139.35 | 2.05 | 73.34 |
| 5-0.5-1 | 0.5 | 0.091 | 0.40 | 0.340 | 1.13 | 118.15 | 2.67 | 87.94 |
| 5-0.5-2 | 0.5 | 0.093 | 0.40 | 0.337 | 1.13 | 118.68 | 2.89 | 88.33 |
| 5-0.5-3 | 0.5 | 0.090 | 0.40 | 0.341 | 1.13 | 117.89 | 2.56 | 87.74 |
| 5-0.5-4 | 0.5 | 0.091 | 0.40 | 0.340 | 1.13 | 118.18 | 2.68 | 87.96 |
| 5-0.5-5 | 0.5 | 0.086 | 0.40 | 0.346 | 1.13 | 117.03 | 2.20 | 87.11 |
| 5-1-1 | 1 | 0.096 | 0.40 | 0.414 | 1.13 | 107.09 | 3.21 | 112.72 |
| 5-1-2 | 1 | 0.091 | 0.40 | 0.419 | 1.13 | 106.37 | 2.64 | 111.96 |
| 5-1-3 | 1 | 0.096 | 0.40 | 0.414 | 1.13 | 107.04 | 3.17 | 112.67 |
| 5-1-4 | 1 | 0.096 | 0.40 | 0.413 | 1.13 | 107.14 | 3.25 | 112.78 |
| 5-1-5 | 1 | 0.092 | 0.40 | 0.417 | 1.13 | 106.59 | 2.82 | 112.20 |
| 5-2-1 | 2 | 0.104 | 0.40 | 0.463 | 1.13 | 101.21 | 4.04 | 150.66 |
| 5-2-2 | 2 | 0.100 | 0.40 | 0.466 | 1.13 | 100.93 | 3.61 | 150.24 |
| 5-2-3 | 2 | 0.098 | 0.40 | 0.467 | 1.13 | 100.78 | 3.37 | 150.02 |
| 5-2-4 | 2 | 0.104 | 0.40 | 0.463 | 1.13 | 101.18 | 3.99 | 150.61 |
| 5-2-5 | 2 | 0.097 | 0.40 | 0.467 | 1.13 | 100.77 | 3.35 | 150.00 |

Se puede observar que las predicciones devueltas por el modelo se sitúan muy próximas a las cargas de rotura reales. Esto indica que el modelo capta bien el proceso de fractura en las probetas, devolviendo valores de carga estimada con desviaciones del $\pm 15\%$. De nuevo, el criterio EMC-SED mejora moderadamente los resultados del SED.

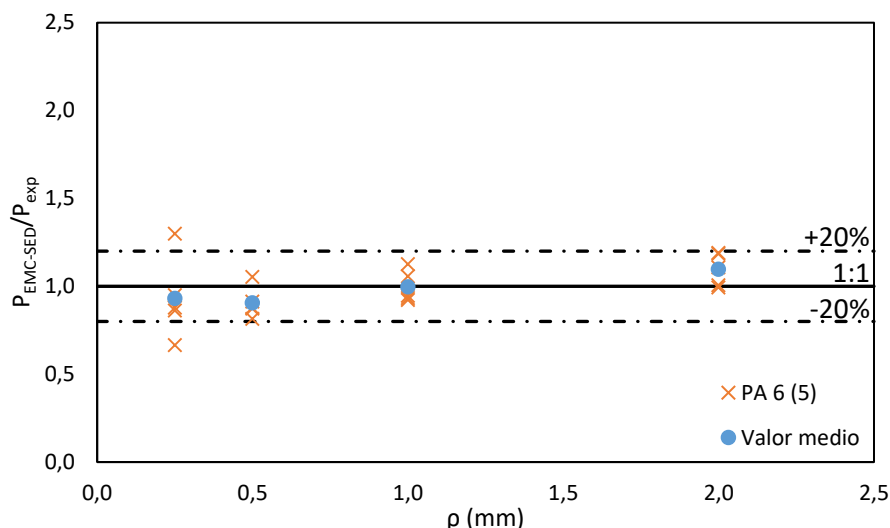


Figura 4.30. Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%).

En la Tabla 4.20 y la Figura 4.31 se muestran los resultados para un 10% en fibra de vidrio.

Tabla 4.20. Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%) para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (N) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|-------------------|
| 10-0.25-1 | 0.25 | 0.093 | 0.40 | 0.242 | 1.34 | 158.57 | 2.48 | 83.45 |
| 10-0.25-2 | 0.25 | 0.096 | 0.40 | 0.237 | 1.34 | 160.12 | 2.80 | 84.27 |
| 10-0.25-3 | 0.25 | 0.096 | 0.40 | 0.237 | 1.34 | 160.03 | 2.78 | 84.22 |
| 10-0.25-4 | 0.25 | 0.091 | 0.40 | 0.244 | 1.34 | 157.89 | 2.34 | 83.09 |
| 10-0.25-5 | 0.25 | 0.096 | 0.40 | 0.237 | 1.34 | 160.15 | 2.09 | 84.28 |
| 10-0.5-1 | 0.5 | 0.099 | 0.40 | 0.329 | 1.34 | 135.90 | 3.09 | 101.15 |
| 10-0.5-2 | 0.5 | 0.095 | 0.40 | 0.334 | 1.34 | 134.89 | 2.72 | 100.39 |
| 10-0.5-3 | 0.5 | 0.093 | 0.40 | 0.337 | 1.34 | 134.26 | 2.49 | 99.93 |
| 10-0.5-4 | 0.5 | 0.097 | 0.40 | 0.331 | 1.34 | 135.53 | 2.96 | 100.88 |
| 10-0.5-5 | 0.5 | 0.094 | 0.40 | 0.336 | 1.34 | 134.57 | 2.60 | 100.16 |
| 10-1-1 | 1 | 0.101 | 0.40 | 0.409 | 1.34 | 121.88 | 3.30 | 128.29 |
| 10-1-2 | 1 | 0.099 | 0.40 | 0.411 | 1.34 | 121.59 | 3.10 | 127.99 |
| 10-1-3 | 1 | 0.105 | 0.40 | 0.405 | 1.34 | 122.53 | 3.75 | 128.97 |
| 10-1-4 | 1 | 0.101 | 0.40 | 0.409 | 1.34 | 121.92 | 3.33 | 128.33 |
| 10-1-5 | 1 | 0.099 | 0.40 | 0.410 | 1.34 | 121.72 | 3.19 | 128.12 |
| 10-2-1 | 2 | 0.113 | 0.40 | 0.457 | 1.34 | 115.26 | 4.63 | 171.57 |
| 10-2-2 | 2 | 0.112 | 0.40 | 0.459 | 1.34 | 115.12 | 4.44 | 171.37 |
| 10-2-3 | 2 | 0.112 | 0.40 | 0.458 | 1.34 | 115.13 | 4.45 | 171.39 |
| 10-2-4 | 2 | 0.106 | 0.40 | 0.462 | 1.34 | 114.73 | 3.90 | 170.78 |
| 10-2-5 | 2 | 0.108 | 0.40 | 0.461 | 1.34 | 114.87 | 4.08 | 170.99 |

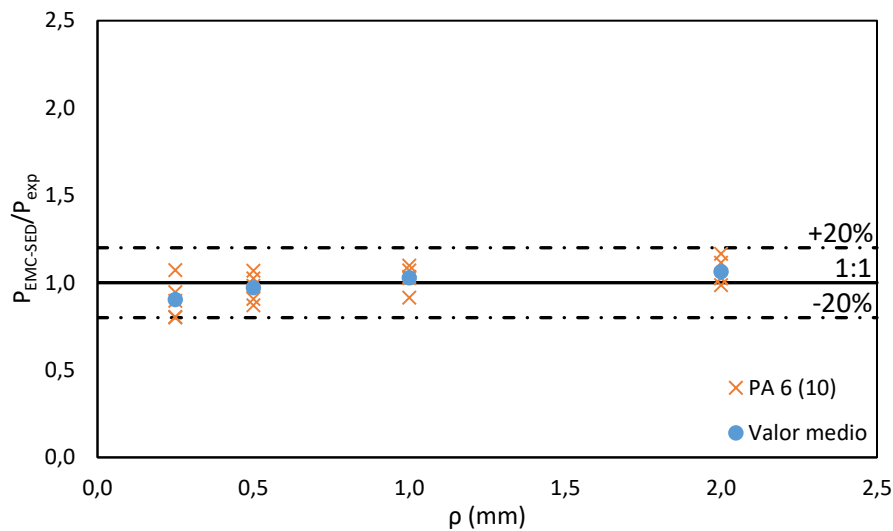


Figura 4.31. Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%).

Se observa cómo las predicciones de las cargas de rotura obtenidas tras aplicar el criterio EMC-SED se ajustan correctamente a los valores de las cargas de rotura obtenidas en laboratorio. La diferencia entre ambos valores en todos los casos se sitúa en torno al $\pm 10\%$, lo que vuelve a poner de manifiesto la buena aplicabilidad del modelo propuesto en este tipo de materiales.

En el caso de la PA 6 con 30% de fibra de vidrio los resultados se muestran en la Tabla 4.21 y en la Figura 4.32.

Se observa de nuevo la buena precisión del modelo EMC-SED para la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta. En este caso se puede ver que, para los radios de entalla menores, la relación $\left(P_{EMC-SED}/P_{exp}\right)$ es menor que la unidad, mientras que, para radios de entalla mayores, alcanza valores de aproximadamente 1.25, sobreestimando así la capacidad resistente del material.

Tabla 4.21. *Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%) para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (N) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|-------------------|
| 30-0.25-1 | 0.25 | 0.167 | 0.40 | 0.147 | 3.18 | 421.49 | 6.33 | 221.82 |
| 30-0.25-2 | 0.25 | 0.123 | 0.40 | 0.200 | 3.18 | 361.81 | 5.86 | 190.42 |
| 30-0.25-3 | 0.25 | 0.120 | 0.40 | 0.204 | 3.18 | 357.85 | 5.39 | 188.33 |
| 30-0.25-4 | 0.25 | 0.123 | 0.40 | 0.201 | 3.18 | 360.95 | 5.76 | 189.97 |
| 30-0.25-5 | 0.25 | 0.120 | 0.40 | 0.203 | 3.18 | 358.49 | 5.47 | 188.67 |
| 30-0.5-1 | 0.5 | 0.121 | 0.40 | 0.302 | 3.18 | 294.49 | 5.51 | 219.19 |
| 30-0.5-2 | 0.5 | 0.167 | 0.40 | 0.256 | 3.18 | 319.63 | 6.72 | 237.90 |
| 30-0.5-3 | 0.5 | 0.167 | 0.40 | 0.256 | 3.18 | 319.63 | 6.70 | 237.90 |
| 30-0.5-5 | 0.5 | 0.167 | 0.40 | 0.256 | 3.18 | 319.63 | 6.48 | 237.90 |
| 30-1-1 | 1 | 0.167 | 0.40 | 0.350 | 3.18 | 273.19 | 6.17 | 287.55 |
| 30-1-2 | 1 | 0.167 | 0.40 | 0.350 | 3.18 | 273.19 | 6.70 | 287.55 |
| 30-1-3 | 1 | 0.167 | 0.40 | 0.350 | 3.18 | 273.19 | 7.67 | 287.55 |
| 30-1-4 | 1 | 0.167 | 0.40 | 0.350 | 3.18 | 273.19 | 8.06 | 287.55 |
| 30-1-5 | 1 | 0.167 | 0.40 | 0.350 | 3.18 | 273.19 | 6.57 | 287.55 |
| 30-2-1 | 2 | 0.167 | 0.40 | 0.427 | 3.18 | 247.58 | 8.14 | 368.55 |
| 30-2-2 | 2 | 0.167 | 0.40 | 0.427 | 3.18 | 247.58 | 7.57 | 368.55 |
| 30-2-3 | 2 | 0.167 | 0.40 | 0.427 | 3.18 | 247.58 | 7.16 | 368.55 |
| 30-2-4 | 2 | 0.167 | 0.40 | 0.427 | 3.18 | 247.58 | 7.02 | 368.55 |
| 30-2-5 | 2 | 0.167 | 0.40 | 0.427 | 3.18 | 247.58 | 8.47 | 368.55 |

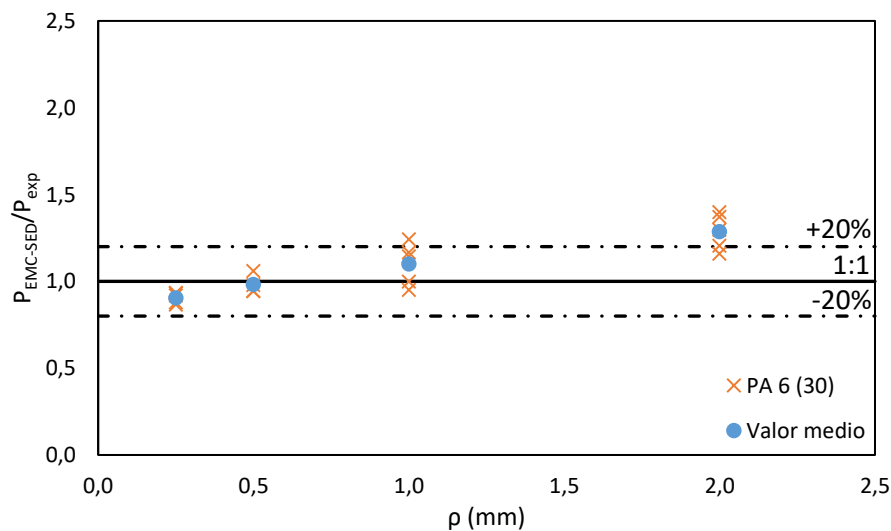


Figura 4.32. *Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%).*

Finalmente, el último material a analizar es la PA 6 reforzada con un 50% en peso de fibra de vidrio corta, recogiendo los resultados en la Tabla 4.22 y en la Figura 4.33.

Tabla 4.22. *Parámetros de la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%) para la metodología propuesta empleando el criterio EMC-SED y estimaciones de la carga de rotura ($P_{EMC-SED}$).*

| Probeta | ρ (mm) | R_C (mm) | ν | H | W_C (MPa) | σ_{max} (MPa) | K_I (MPa·m ^{0.5}) | $P_{EMC-SED}$ (N) |
|-----------|-------------|------------|-------|-------|-------------|----------------------|-------------------------------|-------------------|
| 50-0.25-1 | 0.25 | 0.280 | 0.40 | 0.111 | 3.16 | 675.71 | 8.57 | 355.62 |
| 50-0.25-2 | 0.25 | 0.280 | 0.40 | 0.111 | 3.16 | 675.71 | 9.00 | 355.62 |
| 50-0.25-3 | 0.25 | 0.280 | 0.40 | 0.111 | 3.16 | 675.71 | 8.77 | 355.62 |
| 50-0.25-4 | 0.25 | 0.280 | 0.40 | 0.111 | 3.16 | 675.71 | 9.60 | 355.62 |
| 50-0.25-5 | 0.25 | 0.280 | 0.40 | 0.111 | 3.16 | 675.71 | 8.92 | 355.62 |
| 50-0.5-1 | 0.5 | 0.280 | 0.40 | 0.179 | 3.16 | 532.08 | 9.78 | 396.02 |
| 50-0.5-2 | 0.5 | 0.280 | 0.40 | 0.179 | 3.16 | 532.08 | 9.80 | 396.02 |
| 50-0.5-3 | 0.5 | 0.280 | 0.40 | 0.179 | 3.16 | 532.08 | 9.71 | 396.02 |
| 50-0.5-4 | 0.5 | 0.280 | 0.40 | 0.179 | 3.16 | 532.08 | 10.03 | 396.02 |
| 50-0.5-5 | 0.5 | 0.280 | 0.40 | 0.179 | 3.16 | 532.08 | 10.12 | 396.02 |
| 50-1-1 | 1 | 0.280 | 0.40 | 0.281 | 3.16 | 424.82 | 10.38 | 447.15 |
| 50-1-2 | 1 | 0.280 | 0.40 | 0.281 | 3.16 | 424.82 | 10.50 | 447.15 |
| 50-1-3 | 1 | 0.280 | 0.40 | 0.281 | 3.16 | 424.82 | 10.71 | 447.15 |
| 50-1-4 | 1 | 0.280 | 0.40 | 0.281 | 3.16 | 424.82 | 10.54 | 447.15 |
| 50-1-5 | 1 | 0.280 | 0.40 | 0.281 | 3.16 | 424.82 | 10.37 | 447.15 |
| 50-2-1 | 2 | 0.280 | 0.40 | 0.372 | 3.16 | 368.89 | 11.51 | 549.12 |
| 50-2-2 | 2 | 0.280 | 0.40 | 0.372 | 3.16 | 368.89 | 11.03 | 549.12 |
| 50-2-3 | 2 | 0.280 | 0.40 | 0.372 | 3.16 | 368.89 | 11.36 | 549.12 |
| 50-2-4 | 2 | 0.280 | 0.40 | 0.372 | 3.16 | 368.89 | 11.48 | 549.12 |
| 50-2-5 | 2 | 0.280 | 0.40 | 0.372 | 3.16 | 368.89 | 11.37 | 549.12 |

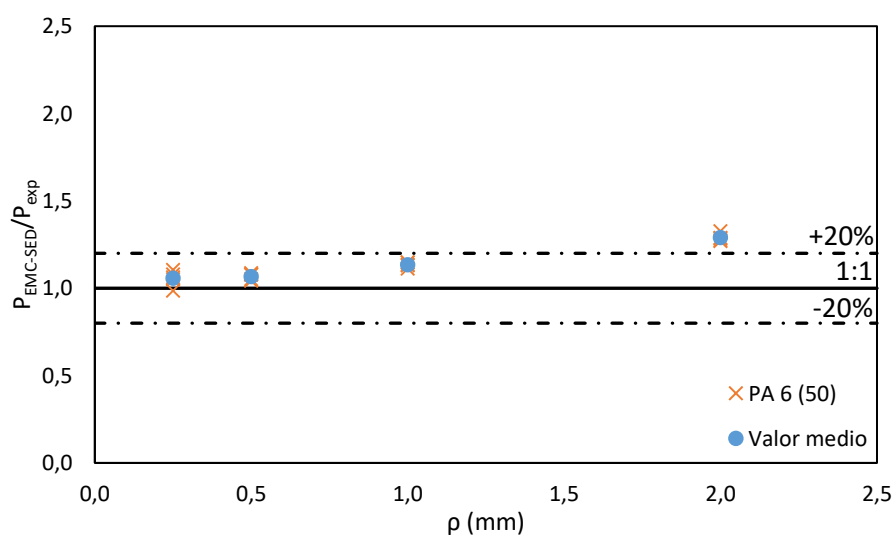


Figura 4.33. *Resultados obtenidos aplicando el modelo EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%).*

Se puede comprobar que todos los valores de la carga de rotura estimados son mayores que los valores de la carga de rotura real si bien las desviaciones se mantienen entre el +5% y el +25% aproximadamente.

4.3.1.5 Consideraciones sobre la aplicación del criterio EMC-SED

Respecto a la aplicación del criterio EMC-SED a los materiales analizados se pueden derivar algunas observaciones interesantes. En primer lugar, ha mejorado muy ligeramente las predicciones de carga de rotura en materiales con comportamiento fundamentalmente elástico-lineal, tal y como se puede comprobar en la Figuras 4.34 a 4.38 (PA 6 pura y PA 6 reforzada con fibra de vidrio), siendo la mejora más notable en materiales cuya curva de tracción tiene una no-linealidad más acusada (PMMA y Al7075-T651), ver Figuras 4.39 a 4.41. El EMC es capaz de corregir la no linealidad de la curva de tracción correspondiente. Sin embargo, el criterio EMC-SED, si bien ha mejorado los resultados del SED en materiales claramente no lineales tanto a tracción como a fractura (acero S275JR), sigue sin proporcionar predicciones de carga de rotura significativamente precisas (Figuras 4.42 a 4.44).

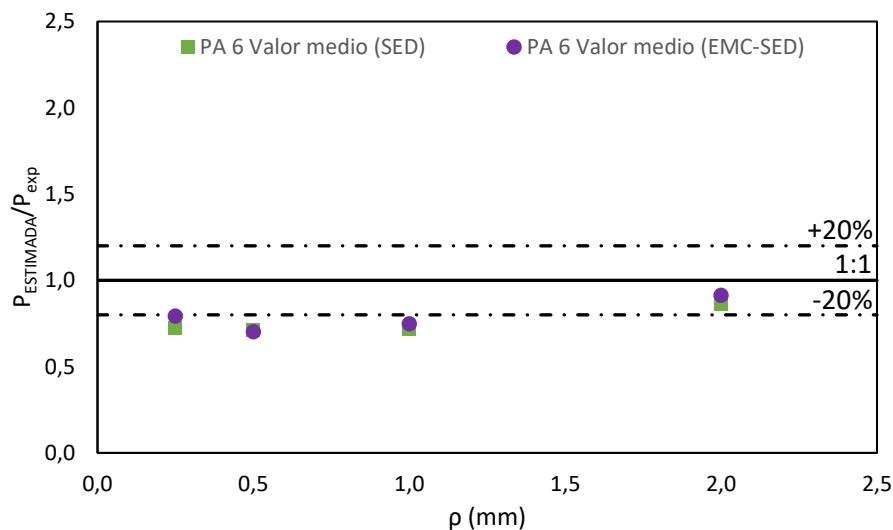


Figura 4.34. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en la PA6.

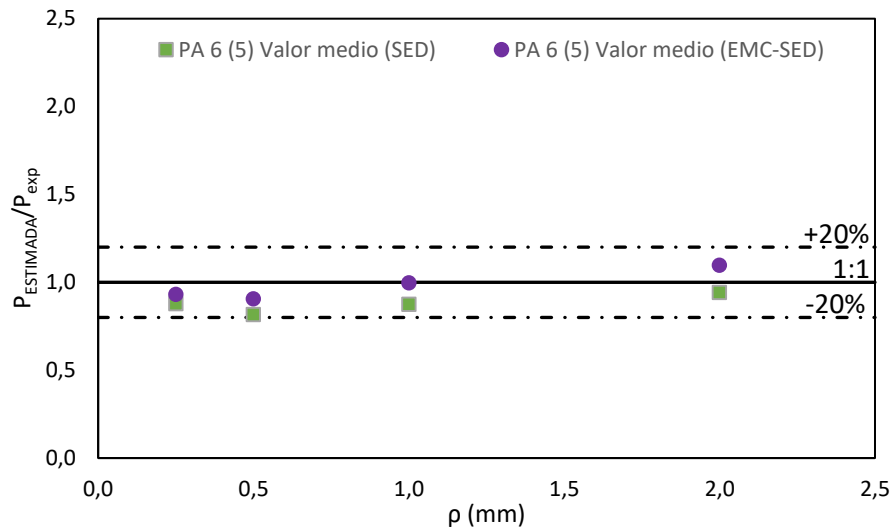


Figura 4.35. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%).

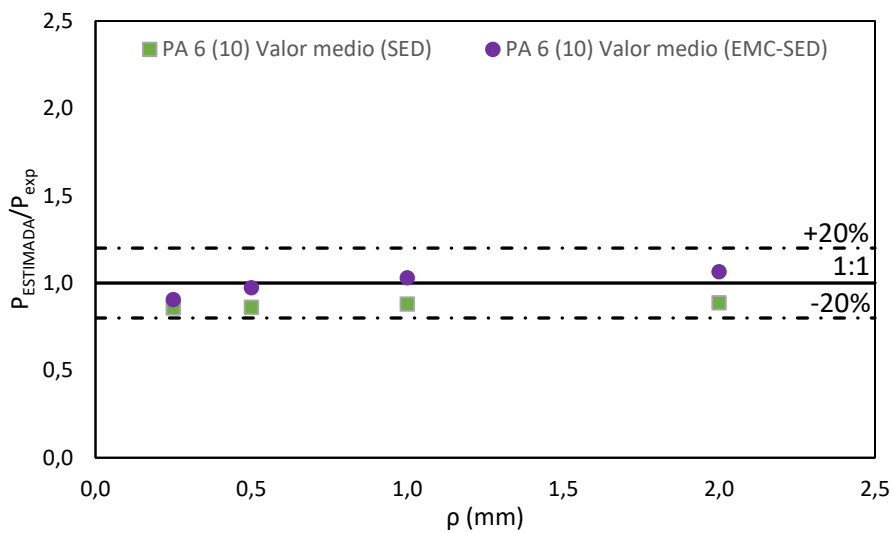


Figura 4.36. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (10%).

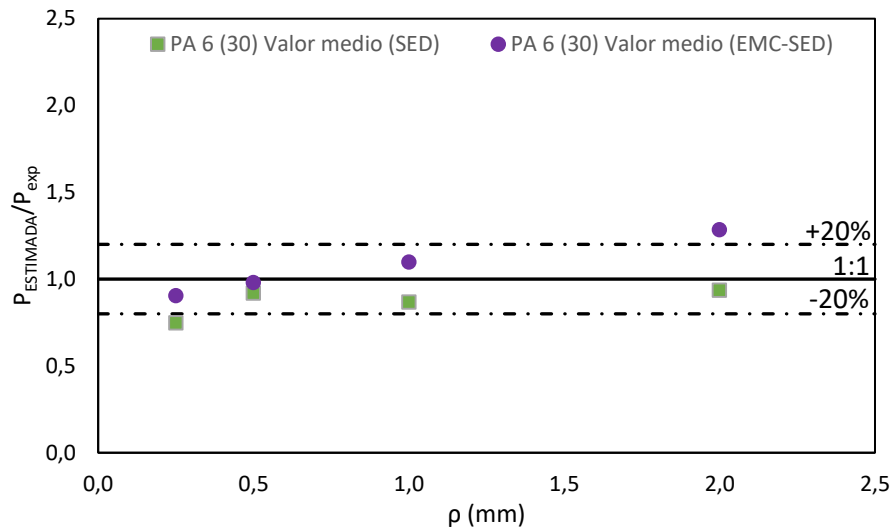


Figura 4.37. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (30%).

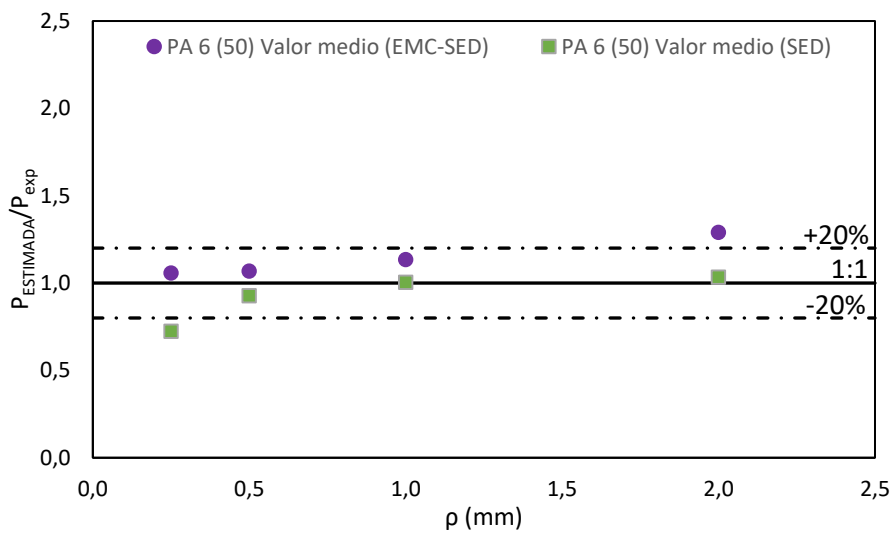


Figura 4.38. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en la PA6 reforzada con fibra de vidrio corta (50%).

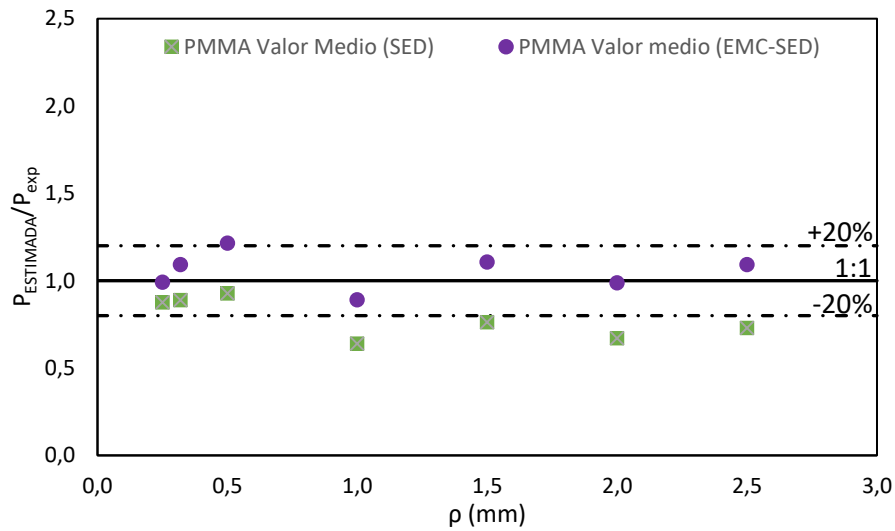


Figura 4.39. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en el PMMA.

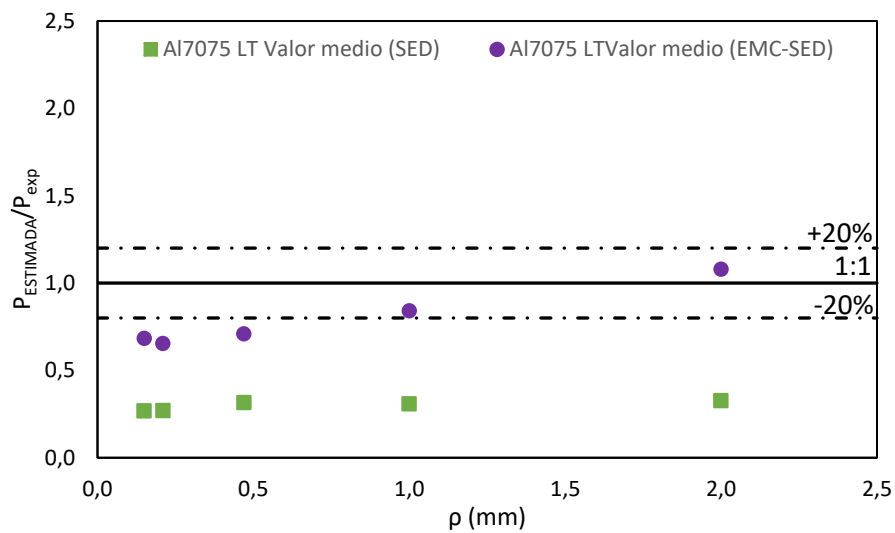


Figura 4.40. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en el Al7075-T651 LT.

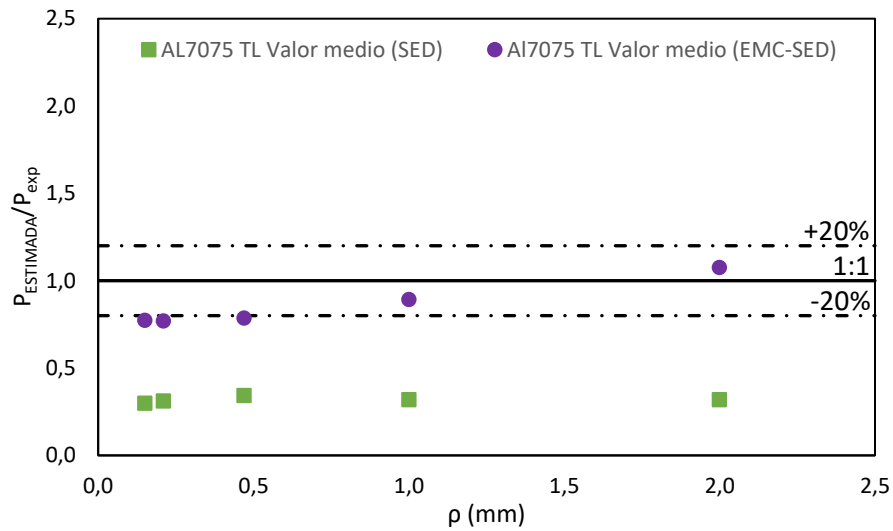


Figura 4.41. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en el Al7075-T651 TL.

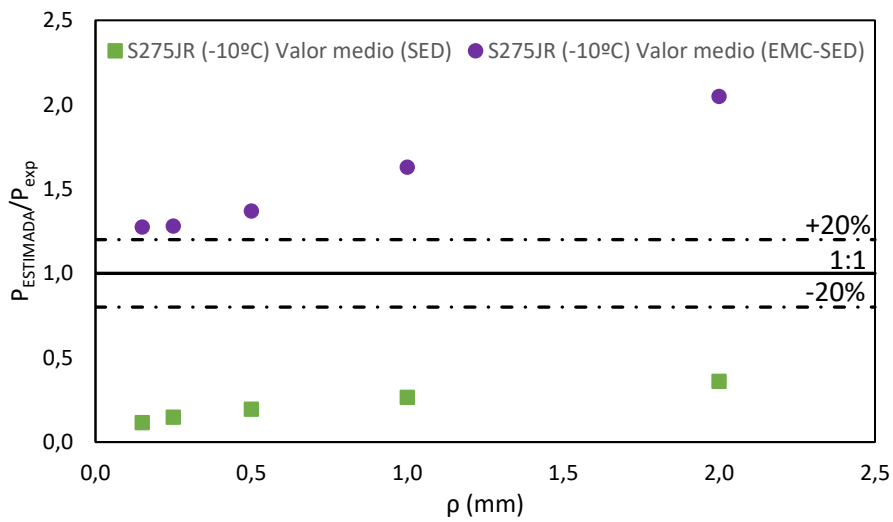


Figura 4.42. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en el acero S275JR a -10°C.

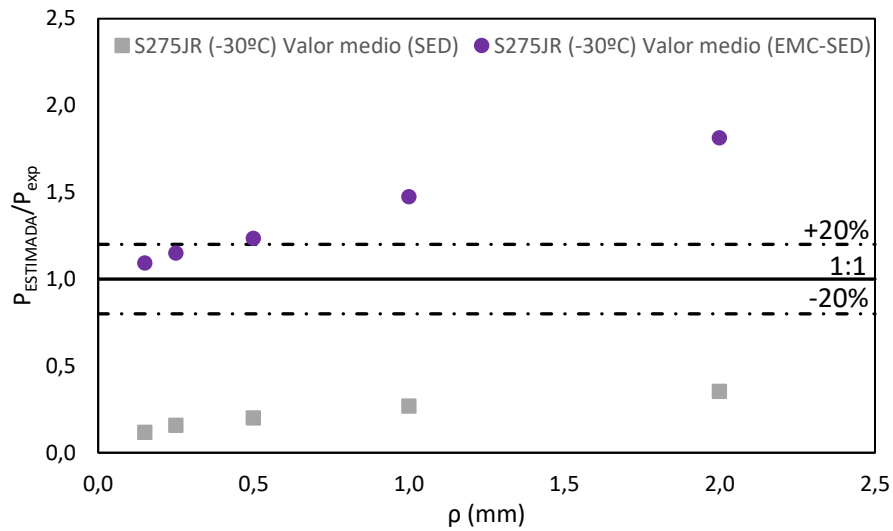


Figura 4.43. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en el acero S275JR a -30°C.

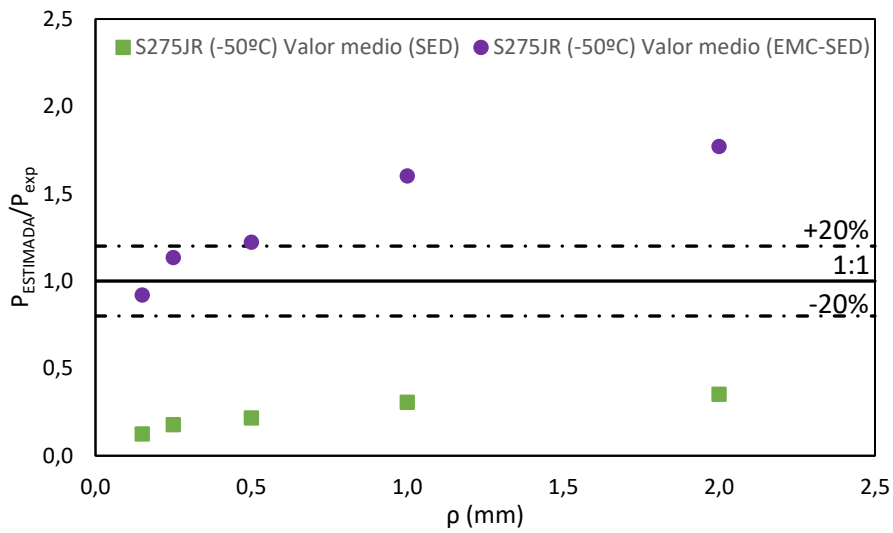


Figura 4.44. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED y EMC-SED en el acero S275JR a -50°C.

CAPÍTULO 5

CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

5.1 CONCLUSIONES

Es bien sabido que para llevar a cabo el análisis a fractura de componentes fisurados la Mecánica de la Fractura es una metodología fuertemente consolidada con una sólida validación ingenieril tanto para un elevado número de materiales como para una gran variedad de solicitaciones. Sin embargo, esta disciplina tiene importantes limitaciones cuando se utiliza para realizar el análisis a fractura de defectos no afilados (entallas), ya que al analizar este tipo de defectos como si fueran fisuras, los resultados que se obtienen son en muchos casos excesivamente conservadores. Por este motivo, es necesario definir y aplicar metodologías que permitan llevar a cabo el análisis de componentes entallados teniendo en cuenta la propia naturaleza de las entallas y su correspondiente campo de tensiones. Con este propósito surge, entre otros, el criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED). Esta Tesis Doctoral trata de validar el criterio SED en materiales de distinta naturaleza (metálicos, polímeros y compuestos) y con diferente comportamiento mecánico, como son el PMMA, la aleación de aluminio Al7075-T651, el acero estructural S275JR trabajando a diferentes temperaturas, la PA 6 pura y la PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta (5%, 10%, 30% y 50% de refuerzo). Además, con el objetivo de ampliar el alcance de este criterio de naturaleza elástico-lineal, se valida una metodología basada en la combinación del Concepto

de Material Equivalente (EMC), con el criterio SED, derivando así el criterio EMC-SED. De este modo, aquellos materiales que no tengan comportamiento elástico-lineal pueden analizarse empleando esta metodología caracterizada tanto por su sencillez analítica como experimental, ya que requiere de muy pocos ensayos de laboratorio para obtener los parámetros necesarios en el análisis. Los resultados obtenidos con el criterio EMC-SED se comparan además con los obtenidos con el criterio SED, permitiendo así evaluar el grado de mejora que supone un criterio respecto al otro.

Una vez desarrollado el documento, se enumeran las principales conclusiones derivadas de los resultados obtenidos y de su posterior análisis:

5.1.1 Sobre la carga de rotura de las probetas

En primer lugar, se ha comprobado si existe o no efecto entalla en las probetas analizadas. Tras obtener las cargas de rotura experimentales se observa la existencia de un claro efecto entalla en la mayoría de los materiales, siendo éste más pronunciado en el caso de los materiales metálicos, en los que se comprueba que incluso para los radios de entalla más pequeños la capacidad resistente del material es notablemente mayor que en las probetas fisuradas. En el caso del PMMA se aprecia la existencia de un radio crítico por debajo del cual no se produce efecto entalla, mientras que, una vez superado este valor del radio crítico, la capacidad resistente del material aumenta considerablemente. Finalmente, para las probetas de PA 6 pura y PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta, se observa un ligero efecto entalla, siendo este menor a medida que aumenta el contenido de refuerzo.

5.1.2 Sobre la validación del criterio SED

Posteriormente, se ha aplicado el criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED) para estimar las cargas de rotura de los diferentes materiales analizados. Para ello se ha hecho uso de la formulación propuesta por Lazzarin [71] y de la distribución de tensiones en el fondo del defecto propuesta por Creager-Paris [23]. Teniendo en cuenta las condiciones de confinamiento de las probetas en el momento de rotura y el factor de intensidad de tensiones según el tipo de probeta analizada, se obtiene la estimación de la carga de rotura.

Sabiendo que el criterio SED es un criterio de naturaleza elástico-lineal, este queda validado para su empleo a la hora de predecir cargas de rotura de materiales con comportamiento frágil, mientras que en aquellos materiales con comportamiento no lineal se ha revelado necesario desarrollar una nueva formulación que tenga en cuenta esta singularidad.

5.1.3 Sobre el rango de validez del criterio SED

Se comprueba cómo para los materiales con comportamiento elástico-lineal tanto en los ensayos de tracción como de fractura (PA 6 pura y PA 6 reforzada con fibra de vidrio corta, ver Figura 5.1), los valores de la carga de rotura devueltos por el criterio SED se sitúan en la mayoría de los casos en torno al 90% del valor de la carga de rotura experimental, poniendo de manifiesto la buena aplicabilidad del criterio, validando así su empleo para el análisis de este tipo de materiales.

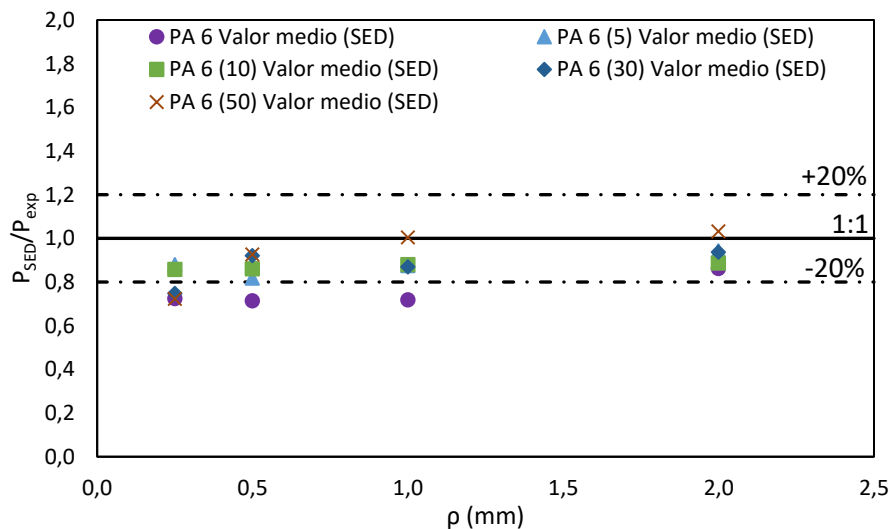


Figura 5.1. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED en materiales con comportamiento elástico-lineal tanto a tracción como a fractura.

En el caso de aquellos materiales con comportamiento no lineal a tracción, pero elástico-lineal a fractura, se observan dos situaciones: por un lado, está el PMMA (Figura 5.2), que se caracteriza por tener una curva de tracción no lineal pero que no difiere demasiado de la condición elástico-lineal, por lo que el error cometido a la hora de aplicar el criterio SED no es excesivamente elevado, devolviendo unas predicciones de la carga de rotura superiores al 80% de la real para radios de entalla pequeños. Para radios de entalla mayores, a medida que aumenta la no linealidad del material, este valor se sitúa por debajo del 80%. Por otro lado, está la aleación de aluminio Al7075-T651 (Figura 5.2), que se caracterizan por tener una gran deformación antes de la rotura en los ensayos de tracción, por lo que la no linealidad de estos ensayos es mucho más pronunciada y el error cometido a la hora de estimar las cargas de rotura es mucho mayor. Se observa que el valor de la carga de rotura estimada respecto al valor real en ningún caso llega a superar el 40%, lo que pone de manifiesto nuevamente que el criterio SED es un criterio elástico-lineal que se puede emplear en materiales cuyo

comportamiento a tracción no lineal esté muy limitado. En caso de que la no linealidad sea pronunciada, se subestima considerablemente la capacidad resistente de las probetas analizadas.

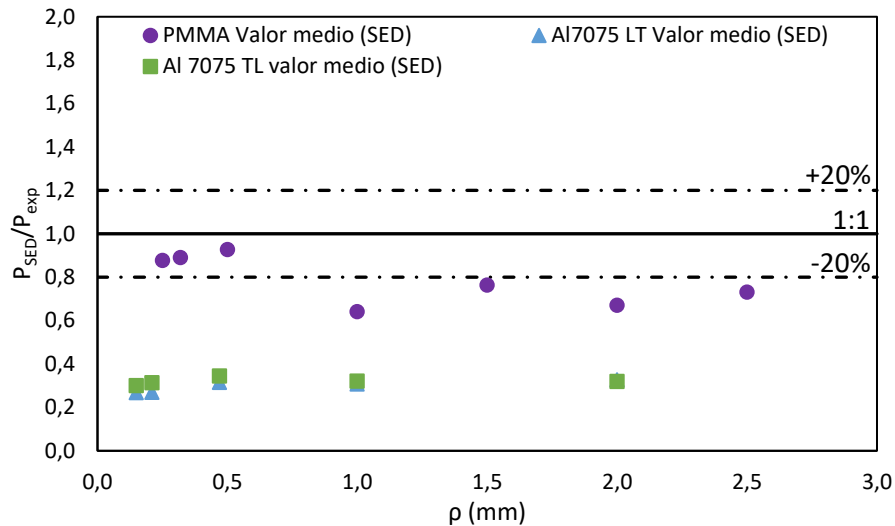


Figura 5.2. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED en materiales con comportamiento elástico-lineal a tracción y no lineal a fractura.

Cuando el criterio SED se aplica en materiales con un claro comportamiento no lineal tanto a tracción como a fractura, como es en el caso del acero S275JR (Figura 5.3), el criterio no capta la física del problema y los errores cometidos a la hora de calcular la totalidad de la densidad de energía de deformación son tales que en ningún caso la predicción de la carga de rotura llega a superar el 40% del valor de la carga experimental para los radios de entalla mayores, mientras que para los radios de entalla menores, este valor se sitúa en torno al 20%. En definitiva, la capacidad resistente del material queda totalmente subestimada, lo que es un claro indicador de que estos materiales se sitúan completamente fuera del rango de aplicabilidad del criterio SED.

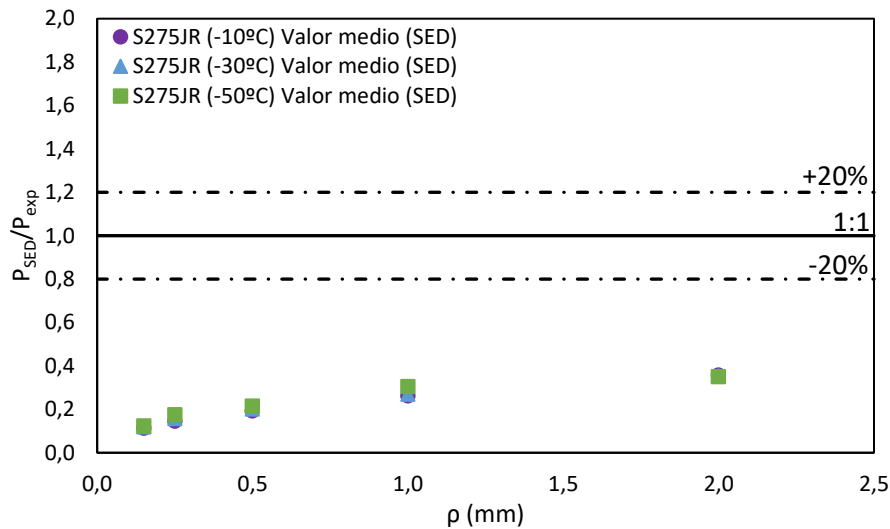


Figura 5.3. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio SED en materiales con comportamiento no lineal tanto a tracción como a fractura.

5.1.4 Sobre la validación del criterio EMC-SED

Una vez aplicado el criterio SED y comprobadas sus limitaciones, se ha aplicado y validado el método que resulta de la combinación del criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED) con el Concepto de Material Equivalente (EMC). Para ello, en primer lugar, se ha aplicado la formulación propuesta por Torabi [99] para convertir un material con comportamiento no lineal a tracción en un material equivalente con comportamiento elástico-lineal perfecto, y posteriormente con este nuevo material equivalente, se ha aplicado el criterio SED.

Sabiendo que el criterio SED es un criterio de naturaleza elástico-lineal, y que éste ha quedado validado para predecir cargas de rotura en materiales con comportamiento frágil, el criterio EMC-SED ha quedado igualmente validado para predecir cargas de rotura en materiales con comportamiento no lineal a tracción y elástico-lineal a fractura. Para aquellos materiales con comportamiento no lineal tanto a tracción como a fractura se ha revelado necesario desarrollar una nueva formulación que tenga en cuenta estas particularidades.

5.1.5 Sobre el rango de validez del criterio EMC-SED

En el caso de los materiales con comportamiento prácticamente elástico-lineal se observa que los resultados obtenidos tras aplicar el EMC-SED son bastante similares a los que se han obtenido aplicando el criterio SED. Esto se debe básicamente a que el hecho de aplicar el

EMC sobre estos materiales, no introduce ninguna modificación en los parámetros necesarios para aplicar el criterio SED.

En relación con la PA6 (Figura 5.4), con y sin refuerzo, se ha observado que a medida que aumenta el contenido de fibra aumenta la discrepancia existente entre los resultados obtenidos aplicando el criterio SED y el criterio EMC-SED. Esto se debe a que a pesar de que los ensayos de tracción son mayoritariamente lineales, la no linealidad aumenta a medida que lo hace el contenido de refuerzo. Se obtiene que para la PA 6 pura el valor de la carga de rotura estimada frente a la real es del orden del 80%, mientras que a medida que aumenta en contenido de fibra del material compuesto, el valor de la carga estimada frente a la real aumenta, situándose por encima del 120% para los radios de entalla mayores y el mayor contenido de fibra analizado. En todo caso, las predicciones con el criterio EMC-ASED son mejores que con el criterio SED. Esto indica nuevamente que el criterio combinado capta la física del problema y lo resuelve de forma satisfactoria.

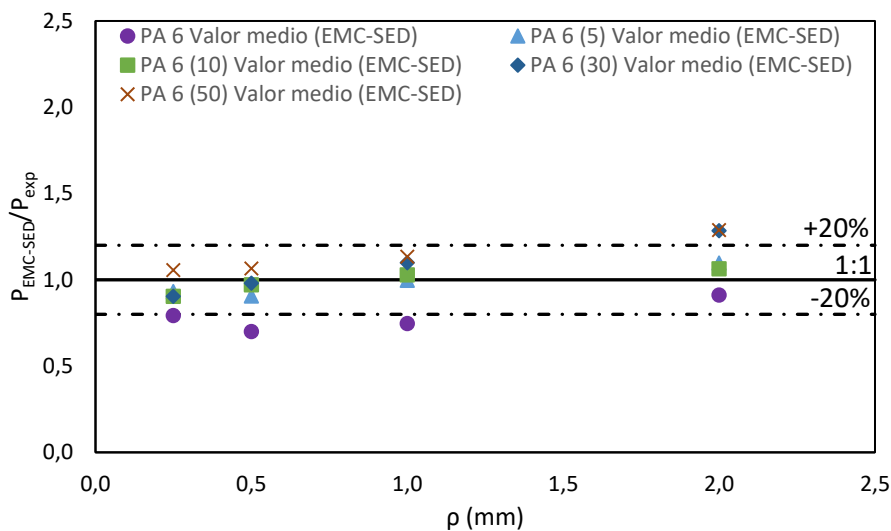


Figura 5.4. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio EMC-SED en materiales con comportamiento elástico-lineal tanto a tracción como a fractura.

Para los materiales con comportamiento no lineal en los ensayos de tracción, y lineal en los ensayos de fractura, se observa cómo el valor de la carga de rotura estimada alcanza valores muy próximos a los reales. Esto se debe a que tras aplicar el EMC sobre estos materiales, se tiene en cuenta toda la densidad de energía de deformación (área bajo la curva tensión-deformación del ensayo de tracción), y tras emplear el criterio SED en el material equivalente (elástico-lineal), se corrigen los efectos de la no linealidad del material real.

En el caso del PMMA (Figura 5.5) se observa una moderada variación de los resultados tras aplicar el EMC-SED respecto a los obtenidos tras la aplicación del SED, siempre en el sentido de mejorar las predicciones. Por su parte, en el caso del aluminio (Figura 5.5) la discrepancia es notablemente mayor, pasando de obtener unos valores de la carga de rotura que subestimaban completamente la capacidad resistente real del material a obtener unos valores en torno al 80% (de la carga de rotura real) en los radios de entalla menores y próximos al 100% en los radios de entalla mayores. Esto valida la metodología y vuelve a poner de manifiesto la buena aplicabilidad del criterio EMC-SED para predecir la carga de rotura de materiales con comportamiento no lineal a tracción y lineal a fractura.

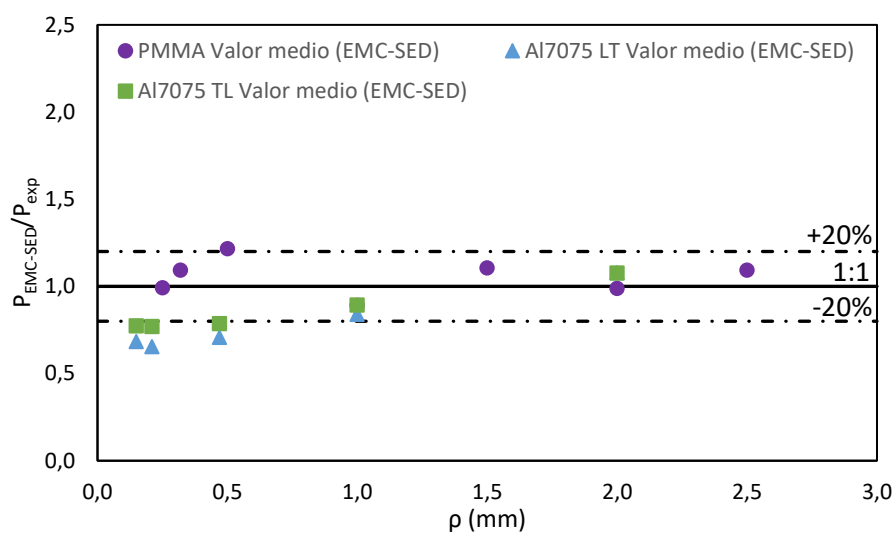


Figura 5.5. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio EMC-SED en materiales con comportamiento elástico-lineal a tracción y no lineal a fractura.

Finalmente, se ha aplicado el criterio EMC-SED a aquellos materiales que tenían un comportamiento no lineal tanto a tracción como a fractura. En este caso se comprueba que tras aplicar el EMC al acero S275JR, las predicciones obtenidas, si bien mejoran a las obtenidas con el criterio SED, pierden rápidamente precisión con el radio de entalla y generan resultados poco ajustados y del lado de la inseguridad (llegando a predecir cargas de rotura 2 veces superiores a las reales en el caso del radio de entalla de 2.0 mm). Esto es un claro indicador de que para el caso de los materiales no lineales el EMC-SED no es capaz de captar la física del problema, y por tanto no es aplicable para este tipo de materiales.

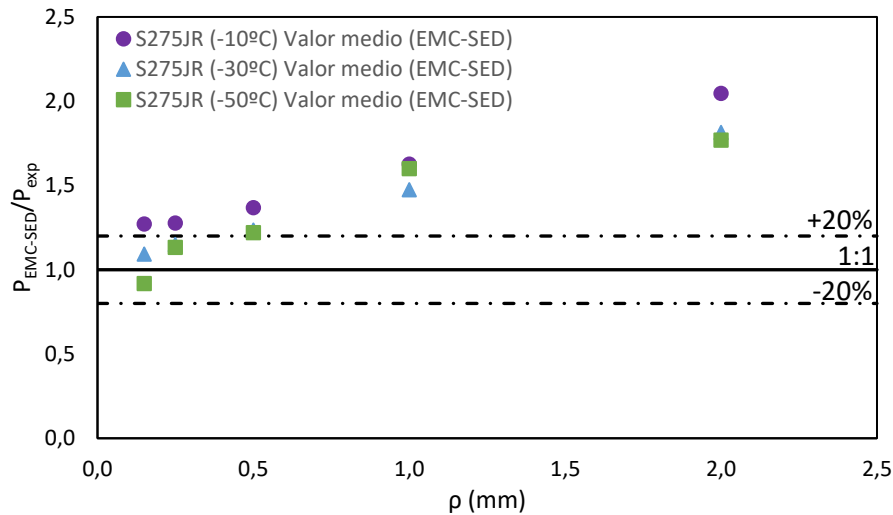


Figura 5.6. Comparación de resultados obtenidos aplicando criterio EMC-SED en materiales con comportamiento no lineal tanto a tracción como a fractura.

Tras analizar todos los resultados obtenidos en el desarrollo de esta Tesis Doctoral se puede concluir por tanto que el criterio SED queda completamente validado para su empleo en la predicción de las cargas de rotura de materiales con comportamiento elástico-lineal a tracción y a fractura. Igualmente, el criterio EMC-SED ha quedado validado para su aplicación en materiales con comportamiento no lineal a tracción y lineal a fractura, ya que capta la física del problema y lo genera buenas predicciones de las cargas de rotura. Finalmente, en aquellos materiales con comportamiento no lineal a tracción y a fractura, no se puede emplear ninguno de los dos criterios propuestos, ya que no resuelven el problema que se plantea de forma correcta.

5.2 TRABAJO FUTURO

La realización de esta Tesis Doctoral devuelve una amplia respuesta a cuestiones teóricas y prácticas relacionadas con el criterio SED y con su empleo para analizar la rotura de componentes en condiciones entalladas, extendiendo y validando el empleo de esta metodología para predecir la carga de rotura de materiales con comportamiento elástico-lineal. Del mismo modo, se ha extendido el uso del criterio SED al combinarlo con el EMC para el análisis de materiales con un comportamiento no lineal en tracción, pero sí en fractura. No obstante, en el marco del desarrollo de una teoría científico-técnica, quedan pendientes numerosas cuestiones susceptibles de analizarse más profundamente que deberán plantearse en un futuro.

A continuación, se detallan las principales líneas de trabajo que a tenor del análisis realizado y de los resultados obtenidos, darían continuidad a esta Tesis Doctoral:

- 1) Desarrollo de un nuevo enfoque del criterio SED que tenga en cuenta el comportamiento elastoplástico del material, frente a la naturaleza elástico-lineal de dicho criterio. Para ello será necesario tener en cuenta el campo de tensiones elastoplástico en el fondo del defecto y, por tanto, habrá que definir (entre otras cuestiones) nuevas expresiones del radio crítico.
- 2) Definir, acotar y validar el rango de aplicación del criterio EMC-SED en el estudio de materiales con diferente comportamiento mecánico en presencia de entallas, independientemente de la geometría de las mismas.
- 3) Desarrollo de un nuevo Concepto del Material Equivalente que sea extensible a todo tipo de materiales, independientemente del comportamiento mecánico de los mismos. Es decir, establecer un nuevo enfoque del EMC que permita aplicarlo con éxito en materiales con comportamiento no lineal tanto para ensayos de tracción como para ensayos de fractura.
- 4) Estudio y validación del uso de criterios resultantes de la combinación del SED con otros métodos que tengan en cuenta la naturaleza no necesariamente lineal de los materiales, en aquellos materiales que supongan una revolución en el mundo de la ciencia e ingeniería de materiales. Actualmente, un foco significativo se encuentra situado sobre los materiales nano-reforzados, ya que permiten mejorar las propiedades mecánicas de los materiales, y reducir el peso de los componentes estructurales de los que forman parte.
- 5) Desarrollar formulación que permita combinar el criterio SED (o EMC-SED) con los Diagramas de Fallo (*Failure Assessment Diagrams - FAD*) para el análisis de componentes estructurales entallados. Para ello será necesario estimar la tenacidad aparente del material a partir de la tenacidad a fractura del mismo y de factores correctores por efecto entalla que tengan su origen en el propio criterio SED.
- 6) Desarrollo de nuevas metodologías de evaluación de materiales estructurales entallados empleando el EMC. Por ejemplo, combinando la Teoría de las Distancias Críticas (TDC)

con el EMC para la obtención de estimaciones de cargas de rotura de componentes entallados de forma rápida, segura y sin necesidad de emplear gran cantidad de recursos.

CAPÍTULO 6

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Cicero S. Evaluación de la integridad estructural de componentes sometidos a condiciones de bajo confinamiento. Tesis Doctoral, Universidad de Cantabria; 2007.
- [2] Gutiérrez-Solana F, González J, Setién J, Varona JM. Guía de Estudio de Ciencia de los Materiales (II): Comportamiento Mecánico de los Materiales. Santander: Servicio de Publicaciones de la ETS de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de la Universidad de Cantabria; 1995.
- [3] Griffith AA. The phenomena of rupture and flow in solids. *Philos Trans R Soc London* 1921; 221: 163–198.
- [4] Hudson JA, Harrison JP. *Engineering Rock Mechanics: an Introduction to the Principles*. Pergamon, Oxford, UK; 1997.
- [5] Williams ML. On the stress distribution at the base of a stationary crack. *J Appl Mech* 1957; 24: 109–114.
- [6] Madrazo V. Análisis, desarrollo y aplicación de la Teoría de las Distancias Críticas en la evaluación en rotura de componentes estructurales. Tesis Doctoral, Universidad de Cantabria; 2013.
- [7] Tada H, Paris PC, Irwin GR. *The stress analysis of cracks*. 2nd ed. Paris Productions, St. Louis; 1985.

- [8] Murakami Y. Handbook of stress intensity factors. vol. 2. Pergamon Press, New York; 1987.
- [9] Rooke DP, Cartwright DJ. Compendium of stress intensity factors. Her Majesty's Stationary Office, London; 1976.
- [10] Irwin GR. Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate. J Appl Mech 1958; 24: 361–364.
- [11] Anderson TL. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. 3rd Ed. CRC press, Boca Raton, USA; 2005.
- [12] Broek D. Elementary Engineering Fracture Mechanics. 3rd Ed. Martinus Nijhoff, The Hague; 1982.
- [13] Broberg KB. Cracks and Fracture. Academic Press, London, UK; 1999.
- [14] Janssen M, Zuidema J, Wanhill R. Fracture Mechanics. Spon, London, UK; 2002.
- [15] Knott JF. Fundamentals of Fracture Mechanics. Butterworths, London, UK; 1973.
- [16] Ibáñez-Gutiérrez FT. Análisis del proceso de fractura en poliamida 6 reforzada con fibra de vidrio corta en condiciones entalladas: aspectos microestructurales y determinación de cargas de rotura mediante métodos tensionales y energéticos. Tesis Doctoral, Universidad de Cantabria; 2017.
- [17] Rice JR. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks. J Appl Mech 1968; 35: 379–386.
- [18] ASTM E1820-09e1. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. American Society of Testing and Materials. Philadelphia; 2009.
- [19] Eshelby JD. The continuum theory of lattice defects. Solid State Phys 1956; 3: 79–144.
- [20] Pluvinage G. Fatigue and fracture emanating from notch; the use of the notch stress intensity factor. Nucl Eng Des 1998; 185: 173–184.
- [21] Timoshenko S, Goodier JN. Theory of elasticity. McGraw-Hill, New York; 1951.

- [22] Neuber N, Weiss V. Application of Weibull's Statistical Theory of Fracture to Sheet Specimen. ASME Pap 1962; 62- WA-270.
- [23] Creager M, Paris PC. Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking. *Int J Fract Mech* 1967; 3: 247–252.
- [24] Chen CC, Pan HI, Chen C. Collection of papers on fracture of metals. Metallurgy Industry Press, Beijing; 1978.
- [25] Usami S, Tanaka M, Jono M, Komai K. Current research on fatigue cracks. vol. 119. The Society of Materials Science, Kyoto, Japan; 1985.
- [26] Glinka G, Newport A. Universal features of elastic notch-tip stress fields. *Int J Fatigue* 1987; 9: 143–150.
- [27] Kujawski D. Estimations of stress intensity factors for small cracks at notches. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 1991; 14: 953–965.
- [28] Bhattacharya S, Kumar AN. Rotational factor using bending moment approach under elasto-plastic situation—I. Notch 3PB geometry. *Eng Fract Mech* 1995; 50: 493–505.
- [29] Pluvinage G, Azari Z, Kadi N, Dlouhý I, Kozák V. Effect of ferritic microstructure on local damage zone distance associated with fracture near notch. *Theor Appl Fract Mech* 1999; 31: 149–156.
- [30] Whitney JM, Nuismer RJ. Stress fracture criteria for laminated composites containing stress concentrations. *J Compos Mater* 1974; 8: 253–265.
- [31] Berto F, Lazzarin P. Recent developments in brittle and quasi-brittle failure assessment of engineering materials by means of local approaches. *Mater Sci Eng R Reports* 2013; 75: 1.
- [32] Taylor D. *The Theory of Critical Distances: A new perspective in fracture mechanics*. Elsevier, Oxford, UK; 2007.
- [33] Neuber H. *Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material*. Springer Verlag, Berlin; 1958.
- [34] Peterson RE. *Notch sensitivity*, McGraw-Hill, New York; 1959, p. 293–306.

- [35] Barenblatt GI. The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks. *J Appl Math Mech* 1959; 23: 622–636.
- [36] Dugdale DS. Yielding of steel sheets containing slits. *J Mech Phys Solids* 1960; 8: 100–104.
- [37] Hillerborg A, Modéer M, Petersson PE. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement Concrete Res* 1976; 6 (6): 773-781.
- [38] Gómez FJ, Elices M, Valiente A. Cracking in PMMA containing U-shaped notches. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 2000; 23: 795–803.
- [39] Berto F, Lazzarin P. The volume-based Strain Energy Density approach applied to static and fatigue strength assessments of notched and welded structures. *Procedia Eng* 2009; 1: 155–158.
- [40] Beltrami E. Sulle condizioni di resistenza dei corpi elastici. *Nuovo Cim* 1885; 18: 145–155.
- [41] Gillemot LF. Brittle fracture of welded materials. *Commonw. Weld. Conf. C*, 1965; 7: 353–358.
- [42] Gillemot LF. Criterion of crack initiation and spreading. *Eng Fract Mech* 1976; 8: 239–253.
- [43] Gillemot F, Czoboly E, Havas I. Fracture mechanics applications of absorbed specific fracture energy: Notch and unnotched specimens. *Theor Appl Fract Mech* 1985; 4: 39–45.
- [44] Erdogan F, C. GS. On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transverse Shear. *J Basic Eng* 1963; 85: 519–525.
- [45] Sih GC. Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems. *Int J Fract* 1974; 10: 305–321.
- [46] Gdoutos EE. *Problems of Mixed Mode Crack Propagation*. Springer, Netherlands; 1990.

- [47] Jr ATY, Yokobori T, Sato K, Syoji K. Fatigue crack growth under mixed modes I and II. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 1985; 8: 315–325.
- [48] Hyde TH, Chambers AC. A compact mixed-mode (CMM) fracture specimen. *J Strain Anal Eng Des* 1988; 23: 61–66.
- [49] Smith DJ, Ayatollahi MR, Pavier MJ. The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 2001; 24: 137–150.
- [50] Aliha MRM, Ayatollahi MR. Analysis of fracture initiation angle in some cracked ceramics using the generalized maximum tangential stress criterion. *Int J Solids Struct* 2012; 49: 1877–1883.
- [51] Ayatollahi MR, Pavier MJ, Smith DJ. Determination of T -stress from finite element analysis for mode I and mixed mode I/II loading. *Int J Fract* 1998; 91: 283–298.
- [52] Ayatollahi MR, Pavier MJ, Smith DJ. Mode I cracks subjected to large T-stresses. *Int J Fract* 2002; 117: 159–174.
- [53] Ayatollahi MR, Torabi AR. Determination of mode II fracture toughness for U-shaped notches using Brazilian disc specimen. *Int J Solids Struct* 2010; 47: 454–465.
- [54] Shadlou S, Alishahi E, Ayatollahi MR. Fracture behavior of epoxy nanocomposites reinforced with different carbon nano-reinforcements. *Compos Struct* 2013; 95: 577–581.
- [55] Ayatollahi MR, Sedighiani K. A T-stress controlled specimen for mixed mode fracture experiments on brittle materials. *Eur J Mech A/Solids* 2012; 36: 83–93.
- [56] Sih GC. A Special Theory of Crack Problem Propagation, Methods of Analysis and Solutions of Crack Problems. *Mech Fract 1 A Spec Theory Crack Propag* 1973: 21–45.
- [57] Sih GC. *Mechanics of fracture initiation and propagation*. Springer, Dordrecht, Netherlands; 1991.
- [58] Sih GC. Surface layer energy and strain energy density for a blunted crack or notch. Noordhoff International Publishing, Leyden; 1974: 85–102.

- [59] Kipp ME, Sih GC. The strain energy density failure criterion applied to notched elastic solids. *Int J Solids Struct* 1975; 11: 153–173.
- [60] Sih GC, Ho JW. Sharp notch fracture strength characterized by critical energy density. *Theor Appl Fract Mech* 1991; 16: 179–214.
- [61] Tang XS, Sih GC. Weak and strong singularities reflecting multiscale damage: Micro-boundary conditions for free-free, fixed-fixed and free-fixed constraints. *Theor Appl Fract Mech* 2005; 43: 5–62.
- [62] Sih GC, Tang XS. Scaling of volume energy density function reflecting damage by singularities at macro-, meso- And microscopic level. *Theor Appl Fract Mech* 2005; 43: 211–31.
- [63] Sih GC. *Multiscaling in Molecular and Continuum Mechanics: Interaction of Time and Size From Macro to Nano*. Springer, Dordrecht, Netherlands; 2007.
- [64] Sih GC. Crack tip mechanics based on progressive damage of arrow: Hierarchy of singularities and multiscale segments. *Theor Appl Fract Mech* 2009; 51: 11–32.
- [65] Sih GC. Efficacy of invariant surface energy density for multiscale shifting of volume energy density. *Theor Appl Fract Mech* 2012; 62: 62–66.
- [66] Sih GC, Tang XS. Simultaneous occurrence of double micro/macro stress singularities for multiscale crack model. *Theor Appl Fract Mech* 2006; 46: 87–104.
- [67] Sih GC, Tang XS. Dual scaling damage model associated with weak singularity for macroscopic crack possessing a micro/mesoscopic notch tip. *Theor Appl Fract Mech* 2004; 42: 1–24.
- [68] Neuber H. *Kerbspannungslehre*. 2nd ed. Springer-Verlag, Berlin; 1985.
- [69] Neuber H. Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. *Konstruktion* 1968; 20 (7): 245–251.
- [70] Weiss V. Eine Bruchmechanik für Kerben. *Schweiz Arch Angew Wiss Techn* 1971; 37: 1–7.

- [71] Lazzarin P, Zambardi R. A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches. *Int J Fract* 2001; 112: 275–298.
- [72] Pluvinage G. Notch effect in high cycle fatigue, ICF 9, Sydney, Australia; 1997, 1239–1250.
- [73] Bentachfine S, Pluvinage G, Gilgert J, Azari Z, Bouami D. Notch effect in low cycle fatigue. *Int J Fatigue* 1999; 21: 421–430.
- [74] Yao W, Xia K, Gu Y. On the fatigue notch factor, Kf. *Int J Fatigue* 1995; 17: 245–251.
- [75] Weixing Y. Stress field intensity approach for predicting fatigue life. *Int J Fatigue* 1993; 15: 243–246.
- [76] Filippi S, Lazzarin P, Tovo R. Developments of some explicit formulas useful to describe elastic stress fields ahead of notches in plates. *Int J Solids Struct* 2002; 39: 4543–4565.
- [77] Glinka G. Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks. *Eng Fract Mech* 1985; 22: 485–508.
- [78] Williams ML. Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in tension. *J Appl Mech* 1952; 19: 526–528.
- [79] Gross B, Mendelson A. Plane elastostatic analysis of V-notched plates. *Int J Fract* 1972; 8: 267–276.
- [80] Yosibash Z, Bussiba A, Gilad I. Failure criteria for brittle elastic materials. *Int J Fract* 2004; 125: 307–333.
- [81] Lazzarin P, Berto F. From Neuber’s Elementary Volume to Kitagawa and Atzori’s Diagrams: An Interpretation Based on Local Energy. *Int J Fract* 2005; 135: L38.
- [82] Torabi AR, Campagnolo A, Berto F. Tensile fracture analysis of V-notches with end holes by means of the local energy. *Phys Mesomech* 2015; 18: 194–202.

- [83] Campagnolo A, Berto F. Tensile fracture analysis of blunt notched PMMA specimens by means of the Strain Energy Density. *Eng Solid Mech* 2015; 3(1): 35–42.
- [84] Zheng XL, Wang H, Yan JH. Notch strength and notch sensitivity of polymethyl methacrylate glasses. *Mater Sci Eng A* 2003; 349: 80–88.
- [85] Gómez FJ, Elices M, Berto F, Lazzarin P. Local strain energy to assess the static failure of U-notches in plates under mixed mode loading. *Int J Fract* 2007; 145: 29–45.
- [86] Torabi AR, Campagnolo A, Berto F. Tensile Fracture Analysis of Key-Hole Notches by Means of the Strain Energy Density. *Strength Mater* 2016; 48: 259–69.
- [87] Mohammadi H, Salavati H, Alizadeh Y, Berto F, Panin S V. Fracture investigation of V-notch made of tungsten-copper functionally graded materials. *Phys Mesomech* 2017; 20: 457–464.
- [88] Ayatollahi MR, Torabi AR. Tensile fracture in notched polycrystalline graphite specimens. *Carbon N Y* 2010; 48: 2255–2265.
- [89] Lazzarin P, Berto F, Ayatollahi MR. Brittle failure of inclined key-hole notches in isostatic graphite under in-plane mixed mode loading. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 2013; 36: 942–955.
- [90] Berto F, Lazzarin P, Marangon C. Brittle fracture of U-notched graphite plates under mixed mode loading. *Mater Des* 2012; 41: 421–432.
- [91] Raju KR. Effect of depth of side grooves in double torsion specimens on plane strain fracture toughness. *Int J Fract* 1981; 17: R190.
- [92] Zheng X, Zhao K, Wang H, Yan J. Failure criterion with given survivability for ceramic notched elements under combined tension/torsion. *Mater Sci Eng A* 2003; 357: 196–202.
- [93] Zheng XL, Zhao K, Yan JH. Fracture and strength of notched elements of brittle material under torsion. *Mater Sci Technol* 2005; 21: 539–545.
- [94] Berto F, Lazzarin P, Ayatollahi MR. Brittle fracture of sharp and blunt V-notches in isostatic graphite under pure compression loading. *Carbon N Y* 2013; 63: 101–116.

- [95] Lazzarin P, Berto F, Gomez FJ, Zappalorto M. Some advantages derived from the use of the strain energy density over a control volume in fatigue strength assessments of welded joints. *Int J Fatigue* 2008; 30: 1345–1357.
- [96] Lazzarin P, Berto F, Zappalorto M. Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: theoretical bases and applications. *Int J Fatigue* 2010; 32: 1559–1567.
- [97] Molski K, Glinka G. A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root. *Mater Sci Eng* 1981; 50: 93–100.
- [98] Lazzarin P, Zambardi R. The Equivalent Strain Energy Density approach reformulated and applied to sharp V-shaped notches under localized and generalized plasticity. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 2002; 25: 917–928.
- [99] Torabi AR. Estimation of tensile load-bearing capacity of ductile metallic materials weakened by a V-notch: The equivalent material concept. *Mater Sci Eng A* 2012; 536: 249–255.
- [100] Torabi AR. The Equivalent Material Concept: Application to failure of O-notches. *Eng Solid Mech* 2013; 1 (4): 129–140.
- [101] Torabi AR, Habibi R, Hosseini BM. On the Ability of the Equivalent Material Concept in Predicting Ductile Failure of U-Notches under Moderate- and Large-Scale Yielding Conditions. *Phys Mesomech* 2015; 18: 337–347.
- [102] Susmel L, Taylor D. On the use of the Theory of Critical Distances to predict static failures in ductile metallic materials containing different geometrical features. *Eng Fract Mech* 2008; 75: 4410–4421.
- [103] Torabi AR, Alaei M. Mixed-mode ductile failure analysis of V-notched Al 7075-T6 thin sheets. *Eng Fract Mech* 2015; 150: 70–95.
- [104] Torabi AR, Rahimi AS, Ayatollahi MR. Fracture study of a ductile polymer-based nanocomposite weakened by blunt V-notches under mode I loading: Application of the Equivalent Material Concept. *Theor Appl Fract Mech* 2018; 94: 26–33.

- [105] Cicero S, Torabi AR, Madrazo V, Azizi P. Prediction of fracture loads in PMMA U-notched specimens using the equivalent material concept and the theory of critical distances combined criterion. *Fatigue Fract Eng Mater Struct* 2018; 41: 688–699.
- [106] Cicero S, Madrazo V, Carrascal IA. Analysis of notch effect in PMMA using the Theory of Critical Distances. *Eng Fract Mech* 2012; 86: 56–72.
- [107] Torabi AR, Campagnolo A, Berto F. A successful combination of the equivalent material concept and the averaged strain energy density criterion for predicting crack initiation from blunt V-notches in ductile aluminum plates under mixed mode loading. *Phys Mesomech* 2016; 19: 382–391.
- [108] Torabi A, Berto F, Campagnolo A. Elastic-plastic fracture analysis of notched Al 7075-T6 plates by means of the local energy combined with the equivalent material concept. *Phys Mesomech* 2016; 19: 204–214.
- [109] Cicero S, Cicero R, Madrazo V, Carrascal IA. Assessment of notched structural components using Failure Assessment Diagrams and the Theory of Critical Distances. *Eng Fract Mech* 2011; 78: 2809–2825.
- [110] Cicero S, Madrazo V, García T, Cuervo J, Ruiz E. On the notch effect in load bearing capacity, apparent fracture toughness and fracture mechanisms of polymer PMMA, aluminium alloy Al7075-T651 and structural steels S275JR and S355J2. *Eng Fail Anal* 2013; 29: 108–121.
- [111] ASTM D638-10. Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics. American Society of Testing and Materials. Philadelphia; 2010.
- [112] ASTM D5045-99. Standard test methods for plane-strain fracture toughness and strain energy release rate of plastic materials. American Society of Testing and Materials. Philadelphia; 1999.
- [113] Madrazo V, Cicero S, Carrascal IA. On the Point Method and the Line Method notch effect predictions in Al7075-T651. *Eng Fract Mech* 2012; 79: 363–379.
- [114] ASTM E8/E8M-11. Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. American Society of Testing and Materials. Philadelphia; 2011.

- [115] ASTM E1820-11. Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness. American Society of Testing and Materials. Philadelphia; 2011.
- [116] Cicero S, García T, Madrazo V, Carrascal IA, Ruiz E. Analysis of notch effect in load bearing capacity, apparent fracture toughness and fracture micromechanisms of ferritic–pearlitic steels. *Eng Fail Anal* 2014; 44: 250–271.
- [117] Madrazo V, Cicero S, García T. Assessment of notched structural steel components using failure assessment diagrams and the theory of critical distances. *Eng Fail Anal* 2014; 36: 104–120.
- [118] Cicero S, Madrazo V, García T. Analysis of notch effect in the apparent fracture toughness and the fracture micromechanisms of ferritic–pearlitic steels operating within their lower shelf. *Eng Fail Anal* 2014; 36: 322–342.
- [119] ASTM E1921-10. Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_0 , for Ferritic Steels in the Transition Range. American Society of Testing and Materials. Philadelphia; 2010.
- [120] Mallick PK. Fiber-reinforced composites: materials, manufacturing, and design. 3rd ed. CRC press, Boca Raton, USA; 2007.
- [121] Lubin G. Handbook of composites. Van Nostrand Reinhold, New York, USA; 1982.
- [122] Casado JA. Comportamiento en fatiga de poliamidas reforzadas con fibra de vidrio corta. Tesis Doctoral, Universidad de Cantabria; 2001.
- [123] Brydson JA. Plastics materials. 5th ed. Butterworth-Heinemann, Woburn, USA; 1989.
- [124] Ibáñez-Gutiérrez FT, Cicero S. Fracture assessment of notched short glass fibre reinforced polyamide 6: An approach from failure assessment diagrams and the theory of critical distances. *Compos Part B Eng* 2017; 111: 124–133.
- [125] Ibáñez-Gutiérrez FT, Cicero S, Carrascal IA, Procopio I. Effect of fibre content and notch radius in the fracture behaviour of short glass fibre reinforced polyamide 6: An approach from the Theory of Critical Distances. *Compos Part B* 2016; 94: 299–311.

