



UNIVERSIDAD DE JAÉN
Escuela Politécnica Superior de Jaén

Trabajo Fin de Grado

**ANÁLISIS DEL FENÓMENO DE
CRACK SHIELDING INDUCIDO
POR PLASTICIDAD MEDIANTE
MÉTODOS ÓPTICOS:
CORRELACIÓN DIGITAL DE
IMÁGENES (DIC) Y
TERMOGRAFÍA DIFERENCIAL
(TSA)**

Alumno: Miguel Ángel Moreno Mateos

Tutores: Prof. D. José Manuel Vasco Olmo
Prof. D. Francisco A. Díaz Garrido

Dpto: Ingeniería Mecánica y Minera

Junio, 2019



Universidad de Jaén
Escuela Politécnica Superior de Jaén
Departamento de Ingeniería Mecánica

Don José Manuel Vasco Olmo, y Don Francisco Alberto Díaz Garrido, tutores del Proyecto Fin de Carrera titulado: *Análisis del fenómeno de crack shielding inducido por plasticidad mediante métodos ópticos: Correlación Digital de Imágenes (DIC) y Termografía Diferencial (TSA)*, que presenta Miguel Ángel Moreno Mateos, autoriza su presentación para defensa y evaluación en la Escuela Politécnica Superior de Jaén.

Jaén, Junio de 2019

El alumno:

Los tutores:

Miguel Ángel Moreno Mateos

José Manuel Vasco Olmo,

Francisco A. Díaz Garrido

TABLA DE CONTENIDO

1.	RESUMEN.....	7
2.	OBJETIVOS Y MOTIVACIÓN	8
3.	FUNDAMENTOS TEÓRICOS Y ESTADO DEL ARTE.....	10
3.1.	Antecedentes históricos de la mecánica de la fractura.....	10
3.2.	Mecánica de la fractura en la actualidad.....	12
3.3.	Factor de intensidad de tensiones y zona dominada por la singularidad.....	14
3.3.1.	Factor de intensidad de tensiones.....	14
3.3.2.	Zona plástica y fractura controlada por K	16
3.4.	Modelos analíticos para la estimación de tensiones y desplazamientos en el vértice de la grieta	19
3.4.1.	Modelo de Westergaard.....	19
3.4.2.	Modelo CJP y cierre de grieta	20
3.4.3.	T-stress	24
3.5.	Ley de Paris.....	24
3.6.	Correlación Digital de Imágenes (DIC).....	26
3.7.	Análisis Termoelástico de Tensiones TSA. Efecto termoelástico	28
4.	MÉTODO EXPERIMENTAL	30
4.1.	Aluminio 2024	30
4.2.	Equipo	31
4.2.1.	Máquina de ensayo servohidráulica MTS	31
4.2.2.	Máquina de ensayo universal electromecánica.....	32
4.2.3.	Mordazas.....	32
4.2.4.	Cámara CCD Marlin.....	33
4.2.5.	Cámara CCD Guppy Pro Allied Vision.....	34
4.2.6.	Lente Edmund Optics 25mm.....	35
4.2.7.	Trípode y brazo extensor	35
4.2.8.	Cabezal para la cámara	36
4.2.9.	Programa para la adquisición de imágenes DIC (AVT SmartView)	36
4.2.10.	NCorr. Programa para la correlación de las imágenes.....	36
4.2.11.	Microbolómetro Flir A35.....	37
4.2.12.	Termocámara refrigerada Flir x6581sc.....	37
4.2.13.	Programa MiTE	38

4.2.14.	Tarjeta National Instruments	38
4.3.	Metodología experimental con Correlación Digital de Imágenes	39
4.4.	Metodología experimental con TSA	43
4.5.	Montajes experimentales	47
5.	INTEGRACIÓN EXPERIMENTAL DE LAS TÉCNICAS DIC Y TSA. CALIBRACIÓN DE LA SEÑAL TSA, COEFICIENTES CJP Y PLASTICIDAD EN EL VÉRTICE DE GRIETA.....	49
5.1.	Introducción y condiciones de ensayo.....	49
5.2.	Probeta C(T) de Al 2024 de mayores dimensiones	50
5.3.	Calibración de la señal termoelástica A	51
5.3.1.	Probeta de calibración	51
5.3.2.	Calibración analítica con distribución de deformaciones en la probeta de calibración conocida	51
5.3.3.	Calibración de la señal termoelástica simulando en Abaqus la probeta de calibración	54
5.3.4.	Un nuevo método de calibración. Ajuste de la señal TSA a mapas obtenidos con DIC mediante mínimos cuadrados	57
5.3.5.	Validación de la rutina de calibración de ajuste de campos. Análisis de sensibilidad	63
5.3.6.	Aplicación de la metodología a imágenes TSA obtenidas con termocámara FLIR X8561	68
5.3.7.	Discusión de los resultados.....	70
5.4.	Cálculo de los coeficientes del modelo CJP a partir de desplazamientos DIC	73
5.4.1.	Introducción y método.....	73
5.4.2.	SIFs para carga de 1000 N	74
5.4.3.	Análisis de sensibilidad de los parámetros de malla	76
5.4.4.	Discusión de los resultados.....	78
5.5.	Determinación de la zona plástica mediante tensiones experimentales DIC y tensiones estimadas CJP	79
5.5.1.	Introducción y método.....	79
5.5.2.	Resultados.....	81
5.6.	Integración de las zonas plásticas DIC y CJP con el ángulo de fase de la señal TSA	83
5.6.1.	Introducción y método.....	83
5.6.2.	Discusión de los resultados.....	90

6. ESTUDIO EXPERIMENTAL DEL CIERRE DE GRIETA, MODELADO DE LA LEY DE PARIS Y ESTIMACIÓN DE LA ZONA PLÁSTICA Y RESTO PLÁSTICO MEDIANTE DIC	92
6.1. Introducción y condiciones de ensayo.....	92
6.1.1. Consideración de la tenacidad a la fractura, K_{Ic}	93
6.1.2. Consideración del valor umbral de crecimiento de grieta a fatiga, ΔK_{th}	93
6.1.3. Diseño final de los ensayos.....	94
6.2. Probeta C(T) de Al 2024-T3 de menores dimensiones	95
6.3. Cierre de grieta según coeficientes del modelo CJP	96
6.3.1. Introducción	96
6.3.2. Resultados para ratios R 0,1-0,5.....	96
6.3.3. Discusión de los resultados.....	100
6.4. Modelado teórico y experimental de la Ley de Paris	101
6.4.1. Introducción	101
6.4.2. Resultados para ratios R 0,1-0,5.....	102
6.4.3. Discusión de los resultados.....	106
6.5. Estimación experimental de la zona plástica.....	107
6.5.1. Introducción	107
6.5.2. Resultados para ratios R 0,1-0,5.....	107
6.5.3. Discusión de los resultados.....	110
6.6. Resto plástico y ajuste del modelo CJP	111
6.6.1. Introducción	111
6.6.2. Resultados para ratios R 0,1 y 0,4.....	111
6.6.3. Discusión de los resultados.....	113
7. CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO	114
8. ANEXOS.....	116
8.1. Parámetros de procesado DIC en NCorr	116
8.2. Determinación analítica del rango del factor de intensidad de tensiones ΔK_I según norma ASTM para probeta Compact Tension.....	117
8.3. Códigos de MatLab.....	118
8.3.1. Obtención de S_{media} de la probeta de calibración.....	118
8.3.2. Campo $\Delta(\sigma_x+\sigma_y)$ a partir de deformaciones DIC	119
8.3.3. Calibración de A mediante ajuste por mínimos cuadrados del campo $\Delta\sigma_{TSA}$ al campo $\Delta\sigma_{DIC}$	119

8.3.4.	Iteración para análisis de sensibilidad del efecto de inclusión de la zona plástica en la malla de barrido	124
8.3.5.	Campo $\Delta\sigma_{TSA}$ conocida la constante de calibración $A_{\text{óptima}}$	125
8.3.6.	Contorno de la zona plástica experimental DIC umbralizando la tensión equivalente de Von Mises.....	126
8.3.7.	Contorno de la zona plástica analítica según modelo CJP, umbralizando la tensión equivalente de Von Mises.....	128
8.3.8.	Integración de las zonas plásticas DIC y CJP sobre mapa de fase TSA	130
8.3.9.	Evolución de la fase TSA en el contorno de la zona plástica predicha por el modelo CJP.....	132
8.3.10.	Zona plástica con máscara	134
8.3.11.	Resto plástico máscara.....	141
8.3.12.	Superponer contornos zona plástica CJP en mm	142
8.4.	Coeficientes CJP K_F y K_R a lo largo del ciclo de carga R 0.4 considerando el resto plástico y probeta CT pequeña	144
8.5.	Introducción a la medición del CTOD plástico mediante DIC sobre las probetas CT pequeñas	145
9.	TABLA DE CONTENIDO	149
9.1.	Lista de ilustraciones	149
9.2.	Índice de tablas.....	154
10.	REFERENCIAS Y BIBLIOGRAFÍA	156

1. RESUMEN

En este proyecto se realiza un estudio experimental empleando métodos ópticos de campo completo del crecimiento de grieta a fatiga en probetas planas, prestando especial atención a los campos de desplazamientos y deformaciones medidos en el vértice de la grieta empleando las técnicas: Correlación Digital de Imágenes (DIC) y Análisis Termoelástico de Tensiones (TSA). El esfuerzo se centrará en desarrollar el potencial sinérgico de ambas técnicas, así como en indagar y aplicar tanto metodologías existentes como en diseñar y desarrollar otras nuevas. El trabajo se realizará sobre dos geometrías de probeta *Compact Tension* (CT) de Aluminio 2024-T3 y realizando los suficientes ensayos con el fin emitir conclusiones con fundamentos sólidos, y no basadas exclusivamente en hechos puntuales y sin contrastar. Con este fin, el estudio se ha dividido en dos bloques principales.

En primer lugar, se procederá a la puesta a punto de ambas técnicas (DIC y TSA) sobre una probeta CT de mayores dimensiones y con longitudes de grieta determinadas. Por un lado, se realizará la calibración de la señal termoelástica obtenida empleando un microbolómetro para distintas relaciones de tensión R , utilizando tres métodos: (1) cálculo analítico de las deformaciones en la probeta de calibración, (2) cálculo mediante simulación numérica en *Abaqus*, y (3) estimación mediante un método novedoso basado en el ajuste por mínimos cuadrados de los mapas de amplitud del invariante de tensiones obtenido mediante TSA y los obtenidos por medio de DIC. Por otro lado, se determinará la zona plástica experimental aplicando el criterio de fluencia de Von Mises a los campos de tensiones obtenidos mediante DIC, así como a los campos estimados por el modelo *Christopher-James-Patterson* (CJP) [1]. Los coeficientes del modelo en cuestión serán determinados a partir de los campos de desplazamiento obtenidos mediante DIC. Ambas zonas plásticas (experimental DIC y CJP) serán integradas sobre los mapas de fase de la señal termoelástica (tanto primer como segundo armónico) a modo comparativo de las técnicas y aproximaciones usadas. Análogamente, los resultados se complementarán con los obtenidos mediante una termocámara refrigerada de mejores prestaciones.

En segundo lugar, se profundizará en el estudio de las condiciones en las inmediaciones del vértice de grieta mediante DIC sobre probetas CT de menores dimensiones. Obteniendo los coeficientes del modelo CJP, se estudiará el fenómeno de cierre de grieta, originalmente estudiado por Elber en 1970 [2], [3]. A continuación, se modelará el crecimiento de grieta a fatiga mediante la Ley de Paris para cinco valores de R , tanto con valores nominales como efectivos resultantes de ajustar el modelo CJP. Seguidamente, y sobre las mismas probetas, se indagará sobre la morfología de la zona plástica, tanto experimental a partir de los campos de tensiones DIC, como la estimada por el modelo CJP. Por último, y como extensión de la metodología de localización de la zona plastificada, se estudiará el contorno del resto plástico para relaciones de tensiones R alta y baja.

2. OBJETIVOS Y MOTIVACIÓN

Debido a las nefastas consecuencias que una estructura mal diseñada puede tener en la sociedad, el estudio del fallo de los materiales es un tema de principal interés en el mundo de la ingeniería. En este campo, diversas técnicas son de aplicación: la simulación numérica mediante el Método de los Elementos Finitos, el estudio experimental mediante Termoelasticidad, Termografía, Análisis Termoelástico de Tensiones, y Correlación Digital de Imágenes entre otras.

En primer lugar, este trabajo nace como una aplicación práctica de dos técnicas de campo completo para el estudio del fallo de los materiales bajo cargas cíclicas de fatiga y desde el punto de vista de la mecánica de la fractura. Entre otras, la ventaja de la Correlación Digital de Imágenes y el Análisis Termoelástico de Tensiones reside en que permiten obtener mediciones de la variable de interés en todos y cada uno de los puntos de la superficie del material ensayado, y no en un único punto, como ocurre por ejemplo cuando se emplean galgas extensiométricas. Así pues, la monitorización de campos completos abre muchas puertas en el trabajo experimental de la integridad estructural. Por todo esto, uno de los objetivos principales de este trabajo es aunar y demostrar empíricamente varias de las posibilidades que ofrecen sendas técnicas, así

como demostrar el efecto sinérgico que se puede alcanzar si se utilizan en conjunto

En segundo lugar, resulta también de especial interés la obtención de los factores de intensidad de tensiones (SIFs) a partir de los campos de desplazamientos obtenidos mediante correlación de imágenes. Trabajando con el modelo *Christopher-James-Patterson* (CJP), se hablará de los coeficientes del mismo en lugar de los tradicionales factores de intensidad de tensiones para los distintos modos de carga K_I , K_{II} y K_{III} . Este modelo matemático se engloba como modelo de la Mecánica de la Fractura Elástico-Lineal (MFEL), pero recibiendo correcciones para tener en cuenta la interacción entre la zona plástica y el campo elástico en las inmediaciones de la grieta lo que sin duda puede contribuir a la existencia de diferentes mecanismos de retardo en el crecimiento de la grieta (*crack shielding*).

Como consecuencia de lo anterior, la determinación experimental de la zona plástica presente en las inmediaciones del vértice de la grieta, junto con la determinación experimental de los SIFs, se podrían decir ser el hilo conductor de este trabajo. En efecto, a lo largo del trabajo se cuantificará la morfología de la plasticidad local de diversas formas: umbralización de las tensiones DIC, parametrización del modelo CJP y la comparación con la predicción del ángulo de fase de la señal termoelástica. Para ello, así como para el estudio del fenómeno de cierre de grieta, se requiere del cálculo previo de los SIFs.

Además de todo lo anterior, la ejecución de este trabajo se sostiene sobre una sustancial componente de programación en MatLab®, esencial para el adecuado procesado de los datos adquiridos (en su mayoría, imágenes).

3. FUNDAMENTOS TEÓRICOS Y ESTADO DEL ARTE

3.1. Antecedentes históricos de la mecánica de la fractura

Con el fin de introducir al lector en la disciplina de la Mecánica de la Fractura y en su justificación, se realiza una breve aproximación histórica en estos dos primeros apartados.

Desastres como el de los buques Liberty [4] durante la Segunda Guerra Mundial, el transbordador Challenger, en 1986, o los aviones Comet [5] en los años cincuenta, hicieron que la mecánica de fractura dejase de ser una curiosidad científica para formalizarse como una disciplina científica. Se realizará a continuación una revisión histórica [6], [7] a través de los hitos y descubrimientos clave sobre los que se asientan los fundamentos mecánica de la fractura moderna.

Con la Revolución Industrial y producción en masa del hierro y el acero, las estructuras de ladrillo y hierro con formas arqueadas y sometidas exclusivamente a cargas de compresión fueron sustituidas por formas en las que, además, aparecían cargas a tracción. La implantación de estos nuevos diseños, lejos de todo pronóstico, dio lugar a resultados inesperados e indeseables. Una estructura de acero fallaba inesperadamente a tensiones por debajo de la tensión última. Love [8] remarcó que estas condiciones de fallo eran vagamente entendibles, de ahí que se comenzasen a aplicar factores de seguridad de diez o más.

En 1913, Inglis [9] estudió las tensiones en una placa alrededor un agujero elíptico, trabajo sobre el que, posteriormente, Griffith [10] formuló una teoría de fractura basada en un balance de energía, según la cual la propagación inestable de la grieta a partir del defecto se produce cuando la energía de deformación es suficiente para vencer la energía superficial del material. Así, relacionó la resistencia del material con el tamaño del defecto. Sin embargo, el modelo que Griffith desarrolló solo era de extensión a materiales idealmente frágiles.

Para extender el procedimiento de Griffith a metales, en 1948, Irwin [11] incluyó en el modelo la disipación de energía. Ocho años después, desarrolló un nuevo concepto: la tasa de liberación de energía [12], que, si bien derivaba de la teoría de Griffith, era más útil para resolver problemas ingenieriles.

En 1957, Irwin [13] estudió los desplazamientos y tensiones en las proximidades del vértice de una grieta, demostrando que podían describirse a través de una sola constante que se relacionaba con la tasa de liberación de energía. Posteriormente, este parámetro sería conocido como factor de intensidad de tensiones.

La primera aplicación notable de la mecánica de la fractura tuvo lugar en 1956, donde Wells [5] estudió el fallo del fuselaje de los aviones Comet concluyendo que se debía a grietas que, sometidas a fatiga, alcanzaban un tamaño crítico. Estos hallazgos atribuían el crecimiento de grieta a cargas cíclicas, abriendo así un nuevo campo de estudio en la mecánica de la fractura.

En 1960, Paris y sus colaboradores [14] estudiaron el crecimiento de grieta a fatiga. Fueron precursores de la Ley de Paris [15] y del actual estudio de la fatiga desde el punto de vista de la mecánica de la fractura [16], [17]. A pesar de ello, tuvieron que hacer frente a una gran oposición escéptica y no convencida de abandonar las típicas curvas de S-N o curvas de Wöhler. Posteriormente, lejos de justificar el carácter excluyente de una u otra estrategia, se han realizado estudios en busca de la sinergia y complementariedad [18].

Entre los años sesenta y los años ochenta, se realizaron avances en relación a la plasticidad y no linealidad presente en determinadas zonas adyacentes a la grieta en materiales con cierta ductilidad. Así, en 1961 Wells [19] estableció el desplazamiento de las caras de la grieta, que se movían debido a la deformación plástica, como un criterio de diseño alternativo cuando se producía una importante plastificación del vértice de la grieta. A raíz de esta observación, desarrolló un parámetro que actualmente se conocería como desplazamiento de apertura del vértice de grieta (CTOD). Nacería entonces la mecánica de la fractura elastoplástica (EPFM).

En 1968, Rice [20] desarrolló otro parámetro para caracterizar materiales con comportamiento no lineal, idealizando la deformación plástica como elástica no lineal. Rice demostró que la tasa de liberación de energía no lineal puede ser expresada como una integral de lineal, que denominó Integral J, evaluada a lo largo de un contorno arbitrario alrededor del vértice de la grieta.

La relación entre el CTOD y la Integral J quedó demostrada en 1981 por Shih [21], estableciendo que ambos parámetros son igualmente válidos para la caracterización de la fractura.

3.2. Mecánica de la fractura en la actualidad

En las últimas décadas, en el análisis de la mecánica de fractura se han incorporando modelos más sofisticados para el comportamiento de los materiales. La investigación ha dado un paso más allá de la plasticidad modelando comportamientos no lineales dependientes del tiempo. Estos nuevos modelos nacen por la creciente proporción de materiales plásticos en aplicaciones estructurales, por la necesidad de materiales duros y resistentes a la fluencia a altas temperaturas, etc. Se habla entonces de mecánica de la fractura dinámica, de la mecánica de la fractura viscoelástica y de la mecánica de la fractura viscoplástica [6].

También ha cobrado especial importancia la consideración del crecimiento de grietas debidas a procesos de fatiga en el diseño estructural para crear componentes mecánicos duraderos y seguros. En relación a esto, diversas técnicas experimentales permiten monitorizar el crecimiento de la grieta durante la aplicación de la carga cíclica. Análogamente, permiten obtener los campos de tensiones y deformaciones en el vértice de la grieta y otras zonas de interés, ayudando así a un mejor entendimiento de los procesos de fatiga. En este trabajo, se hará uso de dos técnicas: la Correlación Digital de Imágenes (DIC) [22] y el Análisis Termoelástico de Tensiones (TSA) [23].

Dos de los fenómenos que se han convertido en objeto de estudio son el cierre prematuro de grieta (*crack closure*) y la aplicación de sobrecargas. El primero, sostiene la idea de que la grieta permanece en una posición cerrada a

pesar de estar aplicada una carga de tensión, lo que provocaría un retardo en el crecimiento de la grieta, como si de un “efecto escudo” se tratase. El segundo, consiste en una amplificación del fenómeno de cierre de la grieta mediante un aumento forzado por sobrecarga de la zona plástica, la cual dificulta el crecimiento de la grieta a través de ella.

De acuerdo con Anderson [6], actualmente se pueden distinguir dos enfoques para el diseño estructural: un primer enfoque tradicional, en el que se comparan tensiones con las propiedades mecánicas del material; y un segundo enfoque, el de la mecánica de la fractura. Respecto al método tradicional, la mecánica de la fractura considera el tamaño del defecto como un tercer parámetro estructural, además de la carga aplicada y la tenacidad a la fractura (equivalente a la resistencia del material en el enfoque tradicional).

Dentro del análisis a fractura, existen dos procedimientos alternativos: el criterio de la energía, y el enfoque de la intensidad de tensiones. En este trabajo se trabajará con el segundo.

3.3. Factor de intensidad de tensiones y zona dominada por la singularidad

En este tercer apartado, se desarrollan los fundamentos del modelado y caracterización de los campos de tensiones y desplazamientos, bajo suposición de comportamiento elástico-lineal, a partir de un único parámetro: el factor de intensidad de tensiones.

3.3.1. Factor de intensidad de tensiones

Para ciertas configuraciones de grieta en cuerpos linealmente elásticos e isótropos sometidos a cargas externas, se derivan expresiones matemáticas que modelan los campos de tensiones y desplazamientos en la estructura [6]. Westergaard [24], Irwin [13], Sneddon [25] y Williams [26] fueron los primeros en publicar tales soluciones. Definiendo un sistema de coordenadas polares con origen en el vértice de la grieta, se demuestra que el campo de tensiones en cualquier punto de un cuerpo linealmente elástico se puede expresar según la siguiente expresión,

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{k}{\sqrt{r}}\right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta)$$

Donde,

σ_{ij} es el tensor de tensiones,

r y θ , las coordenadas de un punto según el sistema de coordenadas polares.

K , una constante,

$f_{ij}(\theta)$, una función adimensional de θ .

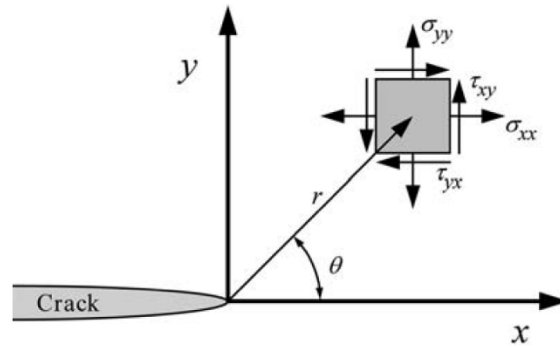


Figura 1. Sistema de coordenadas polares para las ecuaciones de Westergaard. [6]

En las inmediaciones del vértice de la grieta, se puede despreciar el segundo término, quedando definido el campo de tensiones por el producto de la constante k , la función adimensional $f_j(\theta)$ y r^{-1} . Éste último factor produce una singularidad en el vértice de la grieta (tensiones infinitas en el vértice), por lo que la zona en la que se puede despreciar el segundo término se denomina *zona dominada por la singularidad*. La constante k y la función $f_j(\theta)$ dependen del modo de fractura [27]. Además, para un problema de modos de carga mixtos, se suman las contribuciones individuales para una misma componente de esfuerzo.

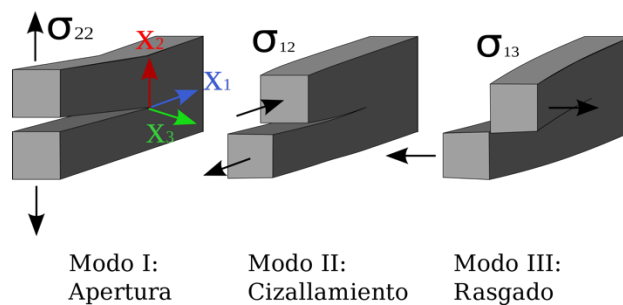


Figura 2. Modos de fractura.

Se define el factor de intensidad de tensiones, K , con unidades $\text{Pa}\cdot\text{m}^{1/2}$, a partir de la constante k , según sigue,

$$K = k\sqrt{2\pi}$$

Donde se le da un subíndice según el modo de carga con el que esté relacionado (K_I , K_{II} , K_{III}).

Estableciendo la expresión del campo de tensiones del cuerpo elástico en función de la tensión remota,

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{K}{\sqrt{2\pi r}} \right) f_{ij}(\theta) + \sum_{m=0}^{\infty} A_m r^{\frac{m}{2}} g_{ij}^{(m)}(\theta)$$

Se deduce por tanto que el factor de intensidad de tensiones define completamente las condiciones en el vértice de la grieta. En otras palabras, conocido K , se podrán resolver las ecuaciones para todas las componentes de tensión, deformación y desplazamiento, lo que se corresponde con una descripción uniparamétrica de las condiciones del vértice de la grieta.

A su vez, resulta práctico relacionar el factor de intensidad de tensiones con la carga remota aplicada sobre la estructura, σ . Ya que todas las componentes de tensión en el cuerpo aumentan proporcionalmente con la carga remota, la relación entre K y σ es lineal. Para una placa infinita¹ con una grieta a través de todo el espesor, se demuestra la siguiente relación, donde a es la mitad de la longitud de la grieta.

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a}$$

3.3.2. Zona plástica y fractura controlada por K

La caracterización uniparamétrica de las condiciones en las inmediaciones del vértice de la grieta mediante el factor de intensidad de tensiones es únicamente válida bajo comportamiento lineal-elástico y material isótropo. Sin embargo, en materiales reales las tensiones en el vértice son finitas debido a la relajación de tensiones que produce la existencia de una región de plasticidad [28], [29]. Esto significa que siempre hay una región alrededor del vértice de la grieta en la que se produce deformación plástica y, por tanto, no puede existir una tensión singular (infinita).

¹ *Placa infinita*: placa con dimensiones infinitas de forma que la carga se aplique suficientemente lejos como para que las condiciones de contorno no afecten en los campos de tensiones y desplazamientos en el vértice de la grieta.

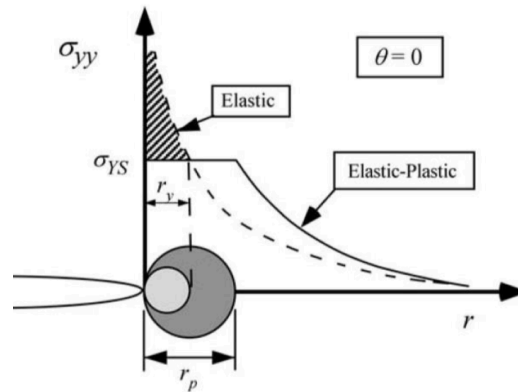


Figura 3. Relajación de tensiones en las inmediaciones del vértice de la grieta por la región de plasticidad según la estimación de Irwin [6], [28].

Dependiendo del tamaño de la zona plástica, se puede usar como modelo la MFEL corregida, con los parámetros de tasa de liberación de energía G , y el factor de intensidad de tensiones K , (nivel de plasticidad moderada); o se tendrán que usar otros indicadores alternativos de no linealidad, como la *Integral J* y el *CTOD* (nivel de plasticidad acusada). A continuación, se determina la morfología de la zona plástica según el modelo de Westergaard y el CJP.

Para plasticidad a pequeña escala, se observa la siguiente tendencia al representar la tensión normal σ_{yy} frente a la distancia al vértice de la grieta r (Figura 4). En las inmediaciones del vértice de la grieta (Zona plástica, A) se observan tensiones menores que la solución elástica. Para una segunda zona B, ésta es, la zona dominada por la singularidad, la tensión queda definida por el factor de intensidad de tensiones según las soluciones cerradas (ecuaciones de Westergaard, modelo CJP, etc). Por último, para una tercera zona más alejada, los términos de alto orden toman mayor importancia debido a la influencia de las condiciones de contorno de la estructura.

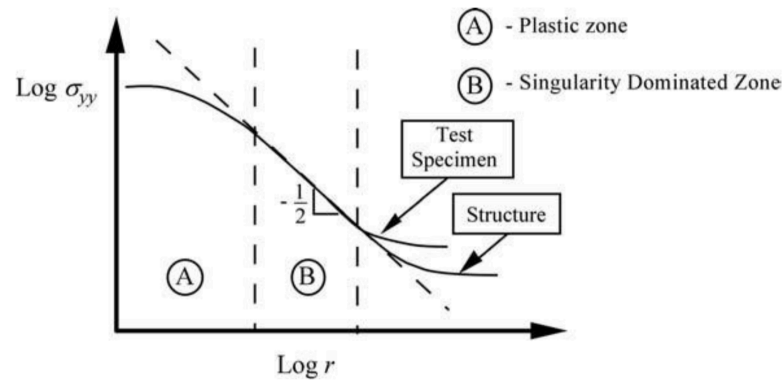


Figura 4. Evolución de la tensión σ_{yy} a lo largo de r en estructura con zona plástica (Anderson [6]).

Por todo esto, se concluye que el factor de intensidad de tensiones se podrá seguir usando aun existiendo región de plasticidad, siempre que ésta sea lo suficientemente pequeña para que exista una región dominada por la singularidad entre la zona plástica y la zona influenciada por las condiciones de contorno. Así, se podrán aplicar los modelos elástico-lineales y el SIF sobre esta región (zona B en el gráfico).

Cuando la zona plástica sea mayor, la zona dominada por la singularidad puede desaparecer. Se habla entonces de la pérdida del dominio de K con el crecimiento de la zona plástica, siendo necesario el uso de parámetros de la Mecánica de la Fractura Elásto-Plástica (MFEP).

3.4. Modelos analíticos para la estimación de tensiones y desplazamientos en el vértice de la grieta

A continuación, se presentan dos modelos que describen los campos de desplazamientos, deformaciones y tensiones en la zona dominada por la singularidad de las inmediaciones del vértice de la grieta: el modelo de Westergaard y el modelo CJP. Mientras que el modelo de Westergaard se basa en una descripción del material completamente elástico-lineal, el modelo Christopher-James-Patterson (CJP) asume una serie de correcciones para tener en cuenta el efecto de cierre de grieta producido por la plasticidad. Si bien el primer modelo [Westergaard] no se empleará directamente en este trabajo, se considera interesante presentarlo aquí ya que es la base de numerosos desarrollos de la mecánica de la fractura elástico-lineal.

3.4.1. Modelo de Westergaard

En función de la posición respecto al vértice de la grieta y del factor de intensidad de tensiones, Westergaard [24] describe el campo de tensiones y desplazamientos de materiales isotrópicos y linealmente elásticos en la zona adyacente al vértice de la grieta dominada por la singularidad.

Para modo I (tensión plana),

$$\begin{pmatrix} \sigma_{xx}^I \\ \sigma_{yy}^I \\ \tau_{xy}^I \end{pmatrix} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{pmatrix} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \sigma_{0x} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}$$

$$\begin{pmatrix} u_x^I \\ u_y^I \\ u_z^I \end{pmatrix} = \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{pmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 + 2 \sin^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 - 2 \cos^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \right) \\ 0 \end{pmatrix} + \frac{\sigma_{0x}}{8G} r \begin{pmatrix} (\kappa + 1) \cos \theta \\ (\kappa - 3) \sin \theta \\ 0 \end{pmatrix}$$

Para modo II

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{xx}^{II} \\ \sigma_{yy}^{II} \\ \tau_{xy}^{II} \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin\frac{\theta}{2} \left(2 + \cos\frac{\theta}{2} \cos\frac{3\theta}{2} \right) \\ \sin\frac{\theta}{2} \cos\frac{\theta}{2} \cos\frac{3\theta}{2} \\ \cos\frac{\theta}{2} \left(1 - \sin\frac{\theta}{2} \sin\frac{3\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \sigma_{0x} \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix} u_x^{II} \\ u_y^{II} \\ u_z^{II} \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} \sin\frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 + 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right) \\ -\cos\frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 - 2 \cos^2\left(\frac{\theta}{2}\right) \right) \\ 0 \end{Bmatrix} + \frac{\sigma_{0x}}{8G} r \begin{Bmatrix} (\kappa + 1) \cos\theta \\ (\kappa - 3) \sin\theta \\ 0 \end{Bmatrix}$$

Para modo III

$$\begin{Bmatrix} \tau_{xz}^{III} \\ \tau_{yz}^{III} \end{Bmatrix} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin\frac{\theta}{2} \\ \cos\frac{\theta}{2} \end{Bmatrix}$$

$$u_z^{III} = \frac{2K_{III}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin\frac{\theta}{2}$$

Donde G es el módulo de deformación transversal, y $k = 3-4\nu$ (deformación plana) o $k = (3-\nu)/(1+\nu)$ (tensión plana). En cuanto a σ_{0x} , éste es el *T-stress* (ver sección 3.5.3).

3.4.2. Modelo CJP y cierre de grieta

El modelo *Christopher-James-Patterson* (CJP) es un modelo matemático desarrollado en la última década por, entre otros, tres investigadores de la Universidad de Plymouth que dan el nombre al modelo [1]. Se trata de un modelo basado en los potenciales complejos de Muskhelishvili [30] para modelar los campos de tensiones y desplazamientos en las inmediaciones del vértice de la grieta. En su definición, los autores postularon que la región plástica que se genera en el vértice de la grieta protege a la grieta (*crack shielding*) de la completa influencia del campo de tensiones aplicado. Este efecto, denominado cierre de grieta, y originalmente estudiado por [2], [3], incluye fuerzas de contacto

entre los dos flancos de la grieta, además de una tensión interfacial en el contorno elasto-plástico que separa la estela plástica con el resto del material en régimen elástico.

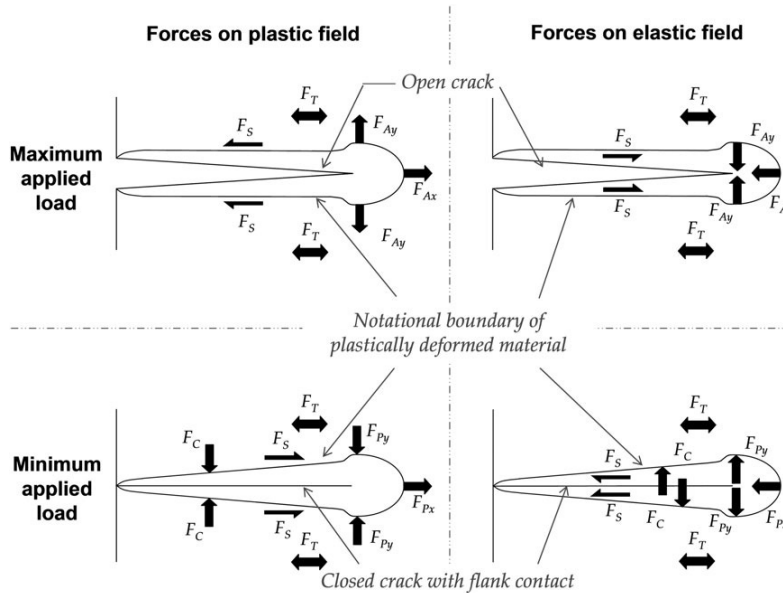


Figura 5. Fuerzas en la interfaz de la zona plástica y el material elástico (James *et al.* [1]).

Estas fuerzas incluyen las siguientes [1]: F_{Ax} y F_{Ay} son las reacciones que produce el vértice de la grieta cuando se aplica la carga externa, según el factor de intensidad K_I . F_T es la fuerza que resulta del T -stress. F_{Px} y F_{Py} son las fuerzas sobre la frontera próxima al vértice de la grieta entre las zonas plástica y elástica que surgen por compatibilidad a causa de la deformación permanente de la región plástica. F_S aparece también en la frontera entre zona plástica y elástica, pero ahora en la estela plástica a la izquierda del vértice de la grieta. Por último, F_C es la fuerza de contacto entre las dos superficies de la grieta con estela plástica cuando la grieta se cierra.

En la formulación original de este modelo [1], el campo de tensiones en el vértice de la grieta queda definido según sigue,

$$\sigma_x = -\frac{1}{2}(A + 4B + 8E)r^{-\frac{1}{2}} \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{2}B r^{-\frac{1}{2}} \cos \frac{5\theta}{2} - C - \frac{1}{2}E r^{-\frac{1}{2}} \left[\ln(r) \left(\cos \frac{5\theta}{2} + 3 \cos \frac{\theta}{2} \right) + \theta \left(\sin \frac{5\theta}{2} + 3 \sin \frac{\theta}{2} \right) \right] + O\left(r^{\frac{1}{2}}\right)$$

$$\begin{aligned}\sigma_y &= \frac{1}{2}(A - 4B - 8E)r^{-\frac{1}{2}}\cos\frac{\theta}{2} + \frac{1}{2}B r^{-\frac{1}{2}}\cos\frac{5\theta}{2} + H \\ &\quad + \frac{1}{2}E r^{-\frac{1}{2}}\left[\ln(r)\left(\cos\frac{5\theta}{2} - 5\cos\frac{\theta}{2}\right) + \theta\left(\sin\frac{5\theta}{2} - 5\sin\frac{\theta}{2}\right)\right] + O\left(r^{\frac{1}{2}}\right) \\ \sigma_{xy} &= -\frac{1}{2}r^{-\frac{1}{2}}\left(A\sin\frac{\theta}{2} + B\sin\frac{5\theta}{2}\right) - Er^{-\frac{1}{2}}\sin\theta\left[\ln(r)\cos\frac{3\theta}{2} + \theta\sin\frac{3\theta}{2}\right] + O\left(r^{\frac{1}{2}}\right)\end{aligned}$$

Y en términos de desplazamientos [1],

$$\begin{aligned}2G(u + iv) &= \kappa\left[-2(B + 2E)z^{\frac{1}{2}} + 4Ez^{\frac{1}{2}} - 2Ez^{\frac{1}{2}}\ln(z) - \frac{C - H}{4}z\right] \\ &\quad - z\left[-(B + 2E)\bar{z}^{-\frac{1}{2}} - E\bar{z}^{-\frac{1}{2}}\ln(\bar{z}) - \frac{C - H}{4}\right] \\ &\quad - \left[A\bar{z}^{\frac{1}{2}} + D\bar{z}^{\frac{1}{2}}\ln(\bar{z}) - 2D\bar{z}^{\frac{1}{2}} + \frac{C + H}{2}\bar{z}\right]\end{aligned}$$

Se utilizan cinco coeficientes para definir el campo de tensión alrededor del vértice de la grieta: A , B , C , E y H). Para facilitar la operatividad del modelo CJP, éste trabaja con tres factores de intensidad de tensiones expresados en función de estos cinco coeficientes: un factor de intensidad de tensiones de apertura en modo I, K_F , un factor de intensidad de tensiones de retardo K_R , y un factor de intensidad de tensiones de tensión tangencial K_S .

En primer lugar, el factor de intensidad de tensiones de apertura K_F se asemeja a K_I , pero modificado por las componentes de las fuerzas que actúan en la frontera entre la región elástica y plástica. Es por ello que K_F , a diferencia de K_I , incluye el efecto del cierre de grieta inducido por la plasticidad (*crack shielding*). En cuanto a la evolución de los SIFs a lo largo del ciclo de carga, el fenómeno de cierre de grieta se traduce en la existencia de un ΔK_{eff} menor que el nominal debido a un $K_{F,\text{min}}$ de apertura mayor que el nominal. El estudio de este efecto se estudiará con detalle en el apartado 6.3 *Cierre de grieta según coeficientes del modelo CJP*.

K_F se expresa analíticamente como el siguiente límite [1]:

$$K_F = \lim_{r \rightarrow 0} \left[\sqrt{2\pi r} \left(\sigma_y + 2Fr^{-\frac{1}{2}} \ln r \right) \right] = \sqrt{\frac{\pi}{2}} (A - 3B - 8E)$$

En segundo lugar, el factor de intensidad de tensiones de retardo K_R caracteriza las fuerzas aplicadas en el plano de la grieta y que suponen un retardo en el crecimiento de la grieta. Se expresa como el siguiente límite,

$$K_R = \lim_{r \rightarrow 0} [\sqrt{2\pi r} \sigma_x] = -(2\pi)^{\frac{3}{2}} E$$

Por último, el factor de intensidad de tensiones tangencial K_S caracteriza la tensión tangencial necesaria para satisfacer compatibilidad de tensiones a lo largo del plano de la grieta en la interfaz entre la estela plástica y el material elástico contiguo. Se define según el siguiente límite, donde el signo positivo indica $y > 0$, y el signo negativo, $y < 0$,

$$K_S = \lim_{r \rightarrow 0} [\sqrt{2\pi r} \sigma_{xy}] = \pm \sqrt{\frac{\pi}{2}} (A + B)$$

Además, las componentes del T -stress (ver sección 3.5.3. T -stress) quedan definidas por los coeficientes C y H ,

$$T_x = -C$$

$$T_y = -H$$

Diferentes estudios sobre la aplicabilidad del modelo CJP (por ejemplo, Vasco [31] verifica experimentalmente la morfología y extensión de la zona plástica) demuestran que estos nuevos factores de intensidad de tensiones se erigen como una potente alternativa a los tradicionales K_I , K_{II} , y K_{III} .

En este trabajo, el modelo CJP se utilizará para obtener los factores K_F , K_R , K_S y T -stress sobre un aluminio 2024-T3 a partir de los mapas de desplazamientos obtenidos experimentalmente mediante DIC. En lugar de con los SIFs recién definidos, se tenderá a trabajar directamente con los coeficientes A, B, C, E, H .

3.4.3. *T-stress*

En términos generales, la tensión T o *T-stress* se define como la componente de la tensión que se ha de sumar al tensor de tensiones en las inmediaciones del vértice de la grieta para tener en cuenta los efectos de las condiciones de contorno de la probeta de dimensiones finitas. Sherry [32] y Theo [33] establecen compendios de soluciones cerradas para este parámetro.

3.5. Ley de Paris

A principios de 1960, Paris *et al.* [14], [15] demostró que la mecánica de la fractura es una potente herramienta para caracterizar el crecimiento de grieta a fatiga, dejando a un lado el tradicional estudio por medio de las curvas S-N. En la búsqueda de un parámetro de consistencia adecuada que estableciese una cuantificación de la resistencia a fatiga, Paris propuso utilizar la variación del factor de intensidad tensiones ΔK para caracterizar el crecimiento de grietas. En 1961, Paris, Gómez y Anderson [14] establecieron una ley empírica que, empleando conceptos de la mecánica de la fractura elástico lineal, relacionaba la velocidad de crecimiento de la grieta con el factor de intensidad de tensiones. Esta ley conocida como “ecuación de Paris”, se expresa como sigue:

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K_I$$

Donde da/dN es la tasa de crecimiento de la grieta con el número de ciclos, es decir, el incremento de longitud de la grieta por cada ciclo de fatiga; y ΔK , el intervalo cíclico del factor de intensidad de tensiones correspondiente al modo de carga que produzca el crecimiento de la grieta. Se define como sigue,

$$\Delta K = K_{m\acute{a}x} - K_{m\acute{i}n}$$

Siendo $K_{m\acute{a}x}$ y $K_{m\acute{i}n}$ los valores máximos y mínimos que alcanza el factor de intensidad de tensiones durante un ciclo de carga.

Por un lado, m es una constante experimental que depende del material (microestructura, condiciones ambientales, etc). Por otro lado, C es una constante que, entre otros factores, depende de la relación de tensiones,

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = \frac{K_{min}}{K_{max}}$$

Puesto que el crecimiento de grieta tiene lugar exclusivamente en la parte de tracción del ciclo, para R negativos convencionalmente se toma $K_{min} = 0$.

Normalmente, la ley de Paris se representa en doble escala logarítmica, dando lugar a una recta de pendiente m . En la siguiente figura se muestra la curva característica de la propagación de grieta en material dúctil.

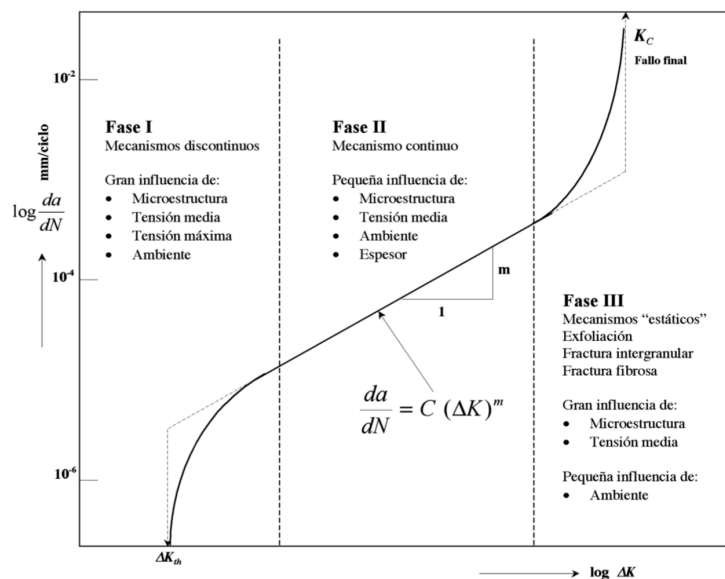


Figura 6. Curva característica de una propagación de grieta en material dúctil según la ley de Paris (Figura de Arana [34]).

Los resultados experimentales muestran un crecimiento rápido inicial y final, limitando la zona lineal propiamente descrita por la ecuación de Paris, que se extiende típicamente entre 10^{-5} y 10^{-3} mm/ciclo. La utilización de la ecuación de Paris en la fase I de crecimiento rápido estimaría una vida menor que la real y por tanto estaría del lado de la seguridad. Sin embargo, en la fase III el crecimiento de grieta se acelera por encima de lo que predice la ecuación, por tanto, se predeciría una vida mayor que la real.

Además de todo lo anterior, es importante que en ningún momento del ciclo se alcance el valor crítico del factor de intensidad de tensiones K_C . Se trata por tanto, evidentemente, de propagación subcrítica de grietas, es decir, propagación estable.

3.6. Correlación Digital de Imágenes (DIC)

La Correlación Digital de Imágenes en dos dimensiones (2D DIC) [22] se presenta como una técnica óptica para la medición del campo de desplazamientos y estimación del campo de deformaciones a partir de la medición de la deformación superficial en un plano. Para ello, se procesan y comparan imágenes de la región de interés (ROI) de la superficie del sólido, opcionalmente caracterizada mediante un patrón o *speckle* que facilita el proceso de correlación, tomadas para distintos estados de deformación.

Entre otras, el método 2D DIC presenta las siguientes ventajas,[22]

1. Sencilla metodología experimental y preparación de la probeta.
2. El entorno de medición no ha de ser especialmente cuidado, pudiendo utilizarse luz natural para la toma de imágenes.
3. Puede alcanzarse gran resolución empleando dispositivos tales como microscopios.

En líneas generales, y según Pan *et al.* [22], la implementación de la 2D DIC consta de cuatro etapas consecutivas.

En primer lugar, la preparación del espécimen asegurando un adecuado patrón aleatorio de distintas intensidades de gris, bien por la propia naturaleza del material, o bien por la aplicación de un *speckle* que se deforme junto con la superficie de la probeta.

En segundo lugar, la adquisición de imágenes y escalado de las mismas mediante la relación mm/pixel. Se han de cumplir dos condiciones para la correcta consecución de las imágenes:

(1) que la superficie sea plana y permanezca como tal durante la deformación y en el mismo plano paralelo al sensor de la cámara. Esto se puede conseguir colocando la cámara lejos de la probeta.

(2) evitar la distorsión óptica debida al sistema de captura de imágenes que significaría la pérdida de la correspondencia lineal entre el desplazamiento de un punto de la superficie y el punto correspondiente adquirido en las imágenes. Para ello, se puede utilizar técnicas de corrección de distorsión[35]–[42], o asumirse despreciable cuando se pueda.

En tercer lugar, se procesan las imágenes para obtener los desplazamientos en la región de interés, localizando los mismos puntos o píxeles de una malla virtual entre las dos imágenes antes y después de la deformación. Se establece una serie de facetas (*subsets*) donde el punto a monitorizar ocupa la posición central. De esta forma, se facilita el reconocimiento y correlación buscando el *subset* en la imagen tras la deformación, y no un único pixel.

Por último, se calculan las deformaciones diferenciando el campo de desplazamientos. Este proceso es delicado ya que puede amplificar el ruido contenido en los desplazamientos. Así pues, antes de diferenciar se ha de suavizar el campo de desplazamientos. Una vez conocidas las deformaciones se puede obtener el tensor de tensiones en cualquier punto.

Existen diversos programas que implementan los algoritmos de correlación. En este trabajo se emplea *NCorr* [43], un programa de código abierto para realización de 2D DIC integrado en el entorno de MatLab®.

3.7. Análisis Termoelástico de Tensiones TSA. Efecto termoelástico

El Análisis Termoelástico de Tensiones [23] (Thermoelastic Stress Analysis, TSA) es una técnica sin contacto que provee el campo de tensiones de un componente sometido a carga dinámica. Al igual que los gases se calientan al comprimirse, y se enfrían al expandirse, un sólido presenta variaciones de temperatura locales cuando experimenta deformación. Los efectos térmicos sobre un material al aplicarle un sistema de cargas reversible se deben bien a la histéresis elástica o bien al daño plástico.

Los cambios de temperatura reversibles asociados a deformaciones elásticas bajo carga dinámica son muy pequeños, del orden de miliKelvin; y hasta hace poco se consideraban despreciables. Sin embargo, con el reciente desarrollo de técnicas de mayor precisión se ha hecho posible realizar una medida eficiente y fiable de estas variaciones de temperatura.

TSA se fundamenta en el efecto termoelástico [44], el cual describe la variación de temperatura que ocurre en un sólido cuando es deformado en su rango elástico, y está ligado a la variación de volumen durante su deformación [45]. Así pues, el efecto termoelástico es la transformación reversible entre energía mecánica y energía térmica. Para que esta conversión de energía sea reversible, se han de alcanzar condiciones adiabáticas y linealmente elásticas, de forma que las variaciones de temperatura resultan proporcionales a la variación de la suma de las tensiones principales, esto es, el primer invariante de tensión [45].

$$I_A = \text{tr}(A) = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$$

Así pues, midiendo estas pequeñas variaciones de temperatura es posible obtener información sobre la distribución de tensiones en las inmediaciones del vértice de la grieta. Para un material elástico, homogéneo y en tensión plana, se postula la siguiente relación:

$$\Delta T = -K T_0 \Delta(\sigma_1 + \sigma_2)$$

Donde $K=\alpha/\rho C_p$ es la constante termoelástica del material, α es el coeficiente de expansión térmica, C_p es el calor específico a presión constante, ρ es la densidad, T_0 es la temperatura inicial y $\Delta(\sigma_1 + \sigma_2)$ la variación de la suma de las tensiones principales. Puesto que este fenómeno se postula bajo condiciones elásticas, existe una relación directa entre $\Delta\sigma$ y la variación reversible de la suma de las deformaciones principales, $\Delta(\varepsilon_I + \varepsilon_{II})$ a través de la ley de Hooke generalizada,

$$\Delta(\sigma_1 + \sigma_2) = \frac{E}{1 - \nu} \Delta(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)$$

4. MÉTODO EXPERIMENTAL

4.1. Aluminio 2024

El aluminio 2024 es una aleación de aluminio cuyo principal elemento de aleación es el cobre. Se emplea cuando se requieren resistencias elevadas manteniendo el peso bajo. En efecto, presenta buena resistencia a la fatiga. No puede ser soldado, y su resistencia a la corrosión no es excelente, por lo que a menudo es tratado superficialmente. Su aplicación principal es en el campo de la aeronáutica para la fabricación de estructuras de las aeronaves.

La forma T3 de este aluminio refiere a un tratamiento térmico seguido de trabajo en frío, que influye directamente en los parámetros de resistencia del material mejorándolos.

Chemical composition and mechanical properties of 2024-T3									
Alloy	Cu	Zn	Mg	Mn	Cr	Si	Fe	Ti	Al
2024-T3	4.61	0.06	1.51	0.57	0.02	0.16	0.33	—	Balance
Alloy	Ultimate tensile strength (MPa)		Yield stress (0.2% offset) (MPa)		Modulus of elasticity (MPa)		Elongation (51 mm gage length) (%)		
2024-T3	495		355		72,000		21		

Tabla 1. Composición y propiedades mecánicas del aluminio 2024-T3 (Kaynak *et al.* [46]).

Además, se asume un coeficiente de Poisson de 0,33.

Según la dirección de laminación, el aluminio 2024-T3 presenta diferentes de tenacidad a la fractura, K_{IC} [47]–[50]. Las probetas empleadas en este estudio fueron laminadas en dirección T-L.

Dirección de laminación	S-L	T-L	L-T
Tenacidad a la fractura, K_{IC} [MPa m ^{1/2}]	26	32	37

Tabla 2. Valores de tenacidad a fractura del Al 2024-T3 según la dirección de laminación (ASM [47]).

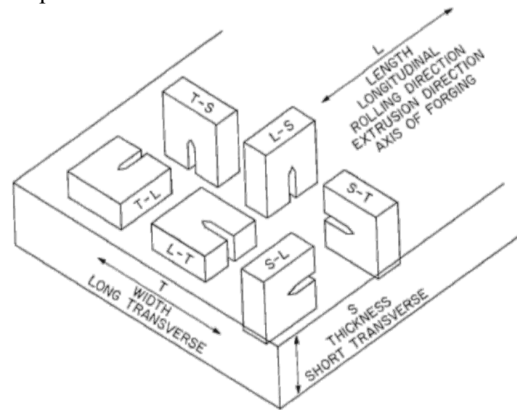


Figura 7. Direcciones de laminación.

4.2. Equipo

En este punto, se detalla el equipo de laboratorio utilizado para llevar a término la experimentación.

4.2.1. Máquina de ensayo servohidráulica MTS

La máquina utilizada en la primera parte de este trabajo para ensayar la probeta C(T) e integrar la cámara CCD (DIC) y el microbolómetro (TSA) es una MTS Servohydraulic Test System.



Figura 8. MTS Servohydraulic Test System.

4.2.2. *Máquina de ensayo universal electromecánica*

La máquina utilizada para ensayar las probetas C(T) de menores dimensiones en la segunda parte de este trabajo es la *MTS Criterion Series 40, C43.104* [51], electromecánica, con célula de carga instalada de capacidad 10 kN, tanto a tracción como a compresión, y accionamiento electromecánico. El programa utilizado para el control de la misma es el *TW Elite*, también de MTS Systems Corporation.



Figura 9. Máquina de ensayos universal MTS Criterion Model 43.

4.2.3. *Mordazas*

Para la sujeción de las probetas C(T) de menores dimensiones utilizadas en el segundo bloque experimental, se diseñaron y fabricaron dos mordazas para la máquina de ensayos utilizada y que cumpliera las recomendaciones ASTM [17] en cuanto al agarre de la probeta. Se fabricaron en acero inoxidable y con dimensiones mostradas en el siguiente plano.

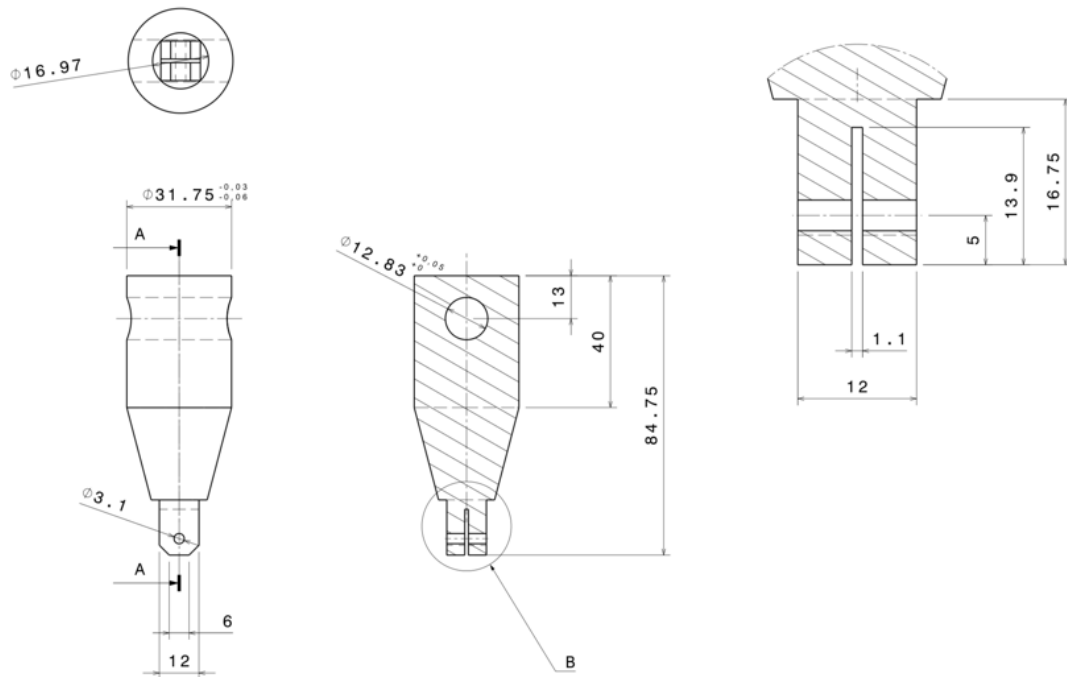


Figura 10. Plano mordazas máquina universal de ensayos para probetas CT pequeñas.



Figura 11. Mordazas máquina universal de ensayos para probetas CT pequeñas.

4.2.4. Cámara CCD Marlin

Por un lado, para la adquisición de las imágenes DIC en los ensayos de las probetas C(T) grandes de 2 mm, se utiliza una cámara digital CCD *Marlin*, F-033, de la marca ALLIED Vision Technologies, con las siguientes especificaciones técnicas.

Marlin	F-033
Interface	IEEE 1394a - 400 Mb/s, 1 port
Resolution	656 (H) × 494 (V)
Sensor	Sony ICX414
Sensor type	CCD Progressive
Sensor size	Type 1/2
Pixel size	9.9 μm × 9.9 μm
Lens mount (default)	C-Mount
Max. frame rate at full resolution	73 fps
ADC	12 Bit
Image buffer (RAM)	8 MByte

Tabla 3. Especificaciones ALLIED Vision Marlin F-033.



Figura 12. ALLIED Vision Marlin F033

4.2.5. Cámara CCD Guppy Pro Allied Vision

Por otro lado, la cámara digital utilizada para durante los ensayos para la correlación de imágenes en las probetas C(T) de 1 mm de espesor es una *Guppy PRO F-031 1/4"*, de la marca ALLIED Vision Technologies, con especificaciones técnicas recogidas en la siguiente tabla.

Guppy PRO	F-031
Interface	IEEE 1394b - 800 Mb/s, 1 port
Resolution	656 (H) × 492 (V)
Sensor	Sony ICX618
Sensor type	CCD Progressive
Sensor size	Type 1/4
Pixel size	5.6 μm × 5.6 μm
Lens mount (default)	C-Mount
Max. frame rate at full resolution	123 fps
ADC	14 Bit
Image buffer (RAM)	

Tabla 4. Especificaciones ALLIED Vision Guppy Pro F031B.



Figura 13. ALLIED Vision Guppy Pro F031B.

4.2.6. Lente Edmund Optics 25mm

La lente empleada junto con la cámara para DIC es una Edmund Optics, modelo *25 mm EO Megapixel Fixed FL*, con dimensiones y especificaciones detallados a continuación.



Figura 14. Lente Edmund Optics 25mm EO Megapixel Fixed FL.

Focal Length FL (mm):	25.0	Maximum Sensor Format:	2/3"
Aperture (f/#):	f/1.4 - f/16	Working Distance (mm):	300 - ∞
Field of View @ Min Working Distance (mm):	77.00	Field of View, 1/2" Sensor:	14.60°
Filter Thread:	M30.5 x 0.5	Length (mm):	36.00
Maximum Diameter (mm):	33.50	Maximum Rear Protrusion (mm):	1.10
Mount:	C-Mount	Type:	Fixed Focal Length Lens
Weight (g):	71.00		

Tabla 5. Especificaciones lente Edmund Optics 25mm EO Megapixel Fixed FL.

4.2.7. Trípode y brazo extensor

La sujeción de la cámara se realiza mediante un trípode de la marca Manfrotto, modelo 475, según se ve en la siguiente imagen. Se instala asimismo un brazo extensor de la misma marca para facilitar la aproximación a la superficie de la probeta.



Figura 15. Trípode Manfrotto modelo 475 y brazo extensor.

4.2.8. *Cabezal para la cámara*

Se emplea una rótula de cremallera marca Manfrotto modelo 410, con tres grados de libertad para colocar y alinear la cámara correctamente, incluida pletina para agarre de la cámara.



Figura 16. Cabezal rótula de cremallera Manfrotto 410.

4.2.9. *Programa para la adquisición de imágenes DIC (AVT SmartView)*

Se utiliza el software AVT SmartView 1.11 [52] para la toma de las imágenes de la superficie de la probeta durante los ensayos de crecimiento de grieta.

4.2.10. *NCorr. Programa para la correlación de las imágenes.*



Para la implementación del algoritmo de correlación de imágenes, DIC, se utiliza NCorr [43], un software de código abierto desarrollado por el Instituto de Tecnología de Georgia e implementado en la interfaz de MatLab®. El programa dispone de una intuitiva GUI que ayuda al usuario a configurar el proceso de correlación en una serie de intuitivos pasos guiados.

4.2.11. *Microbolómetro Flir A35*

Para la experimentación mediante termografía y TSA, se utiliza un microbolómetro de la marca Flir, modelo A35.



Figura 17. Microbolómetro Flir A35.

Especificaciones Flir A35	
Resolución:	320 x 256 Pixels
Frecuencia de adquisición:	9 Hz or 60 Hz
Sensibilidad térmica:	< 50mK at 30°C (+86°F)
Sensor:	Uncooled Vox Microbolometer
Rango espectral:	7,5 to 13 μm
Lentes:	19-mm Lens, 9-mm Lens
Tamaño:	106mm x 40mm x 43mm
Alimentación:	PoE (Power over Ethernet)

Tabla 6. Especificaciones técnicas microbolómetro Flir A35.

4.2.12. *Termocámara refrigerada Flir x6581sc*

Termocámara de prestaciones avanzadas para complementar el estudio de TSA realizado con el microbolómetro.



Figura 18. Termocámara Flir x6581sc.

4.2.13. Programa MiTE



MiTE es una aplicación desarrollada por el *Defence Science and Technology Group* del gobierno australiano que, mediante un correcto procesado de los datos adquiridos con un microbolómetro, calcula los campos de la señal termoelástica y del ángulo de fase. Para ello, requiere como entradas tanto la señal de la cámara como la señal de carga de la máquina de ensayo. La señal termoelástica es obtenida según se detalla en el apartado 4.4. *Metodología experimental con TSA*.

4.2.14. Tarjeta National Instruments

Para la adquisición de la señal analógica de la máquina de ensayo, se utiliza una tarjeta modelo *USB-6008* de la marca National Instruments. La señal se obtiene de la máquina por medio de un simple conexionado tipo BNC.



Figura 19. Tarjeta DAQ National Instruments.

4.3. Metodología experimental con Correlación Digital de Imágenes

En este trabajo, la Correlación Digital de Imágenes [22] se aplica sobre las bases de la mecánica de fractura para la caracterización del crecimiento de una grieta a fatiga. Además de la adquisición de los campos de desplazamientos como aplicación principal, el montaje para DIC permite monitorizar fácilmente el crecimiento de la grieta, pudiendo localizar el vértice de la misma en todo momento. A modo de ejemplo, en la siguiente figura se muestra el vértice de la grieta en una probeta CT.

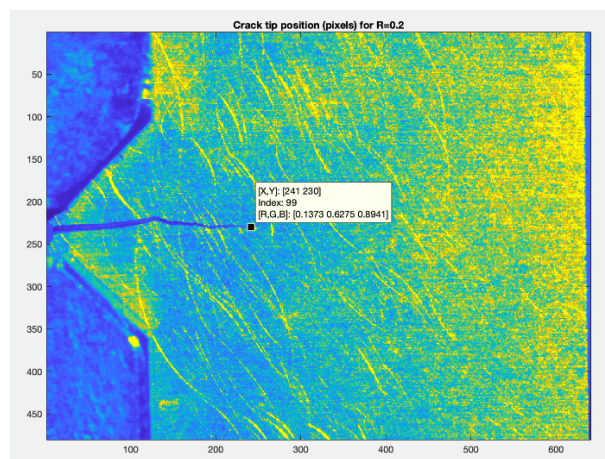


Figura 20. Ejemplo de localización del vértice de la grieta mediante imagen DIC.

La metodología implementada para la realización de los ensayos a fatiga mediante la utilización de DIC se describe según la siguiente secuencia.

En primer lugar, se realiza el enfoque de la cámara. Para minimizar el movimiento de sólido rígido, así como cualquier pérdida entre las mordazas y la máquina, es importante aplicar una precarga a la probeta antes de realizar el enfoque. Seguidamente, la cámara se ha de colocar de forma que el sensor CCD quede paralelo a la superficie de la probeta, es decir, alinear la cámara perpendicularmente a la superficie de la misma. Así mismo, se ha de acotar la región de interés (ROI), procurando enfocar de forma que se consiga un campo de visión dominado principalmente por la superficie de la probeta. Se conseguirá así una mayor resolución. Una vez colocada la cámara, se ajusta la lente para conseguir el enfoque de la superficie. Según la distancia focal de la lente, se ha de encontrar la distancia óptima a la que se ha de colocar la cámara.

Normalmente, y salvo que se requiera enfocar una ROI de gran tamaño, se intenta aproximar la cámara a la probeta lo máximo que permita la lente. Resulta también interesante capturar el lateral de la probeta para usarlo a modo de referencia dimensional en el cálculo de la relación mm/píxel. No obstante, cuando no se disponga de una dimensión de referencia en la imagen adquirida, será necesario adherir a la superficie de la probeta una dimensión característica. En este trabajo, se dan las dos casuísticas. Ejemplos de ello se muestran en la siguiente figura.

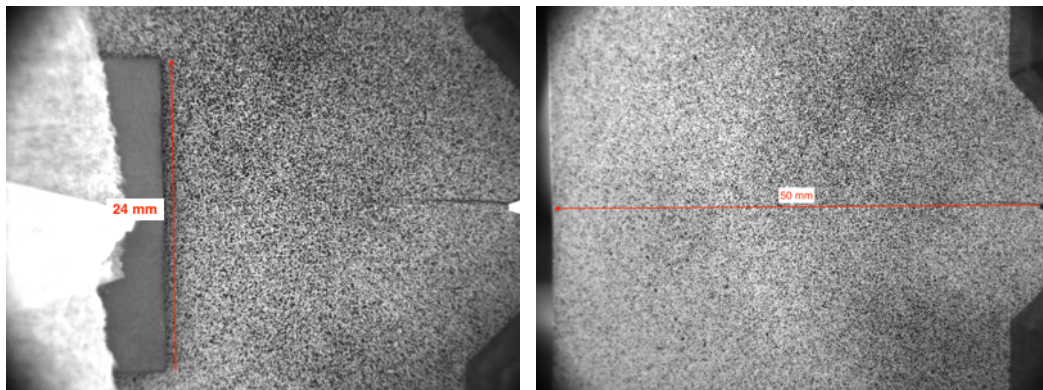


Figura 21. Obtención de la relación mm/píxel en imágenes DIC.

En segundo lugar, la estimación de la longitud de grieta. Para poder determinar la longitud de la grieta, es preciso localizar el vértice de la misma. Existen dos formas para hacerlo, bien utilizando la otra superficie de la probeta mediante una segunda cámara adicional y evitando así que el *speckle* entorpezca la localización de la misma; o bien no aplicando *speckle* y utilizando la misma superficie y cámara empleada para la correlación de imágenes. En este trabajo, se procede según ambos casos.

En la primera parte de trabajo con la probeta CT de mayores dimensiones, se aplicará un fino *speckle* sobre una de sus superficies. Se facilitará así la correlación de las sucesivas imágenes y se disminuirá el ruido de los mapas calculados. El vértice de la grieta se identificará con ayuda del microbolómetro instalado en la otra superficie.

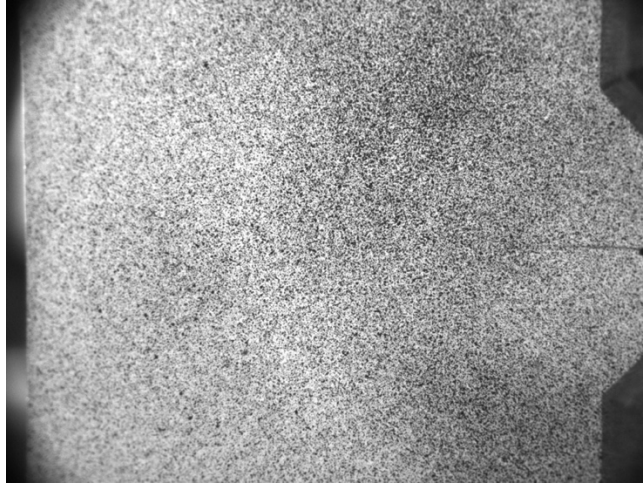


Figura 22. *Speckle* sobre probeta CT 2 mm espesor.

En la segunda parte, en la que se trabaja con probetas CT de menores dimensiones, se trabajará en la mejora del método optimizando la superficie del material para poder prescindir de *speckle*. Una de las ventajas de realizar la correlación con la superficie desnuda del aluminio (Figura 23) es que se facilita la identificación del vértice de la grieta. Esta metodología implica conseguir un patrón de grises de la superficie natural lo suficientemente adecuado para que los algoritmos de correlación funcionen correctamente [22].

Para conseguir este patrón de grises en el Al 2024-T3, se ha encontrado que la forma óptima de captura de imágenes es rayando ligeramente en movimientos circulares la superficie de aluminio y utilizando un pequeño foco LED que incida directamente sobre la superficie de la probeta desde una distancia aproximada de 40 cm y en dirección ligeramente oblicua, para así resaltar las pequeñas imperfecciones y crear las distintas escalas de grises deseadas. De esta forma, se consigue evitar los reflejos que en condiciones normales produciría la superficie de aluminio y que serían demasiado sensibles a la variabilidad ambiental.

Durante el desarrollo de los ensayos, se comprobó que la luz ambiental del laboratorio no afecta a la toma de imágenes siempre que el foco led esté encendido y correctamente dirigido sobre la probeta. Además, se aprecia que el rayado de la superficie ayuda a identificar el vértice de la grieta, ya que sirve como referencia entre la imagen sin carga aplicada y con carga máxima.

En cuanto a la configuración de la lente, se aumenta su apertura para que capture la superficie en condiciones de escasa luz ambiental. También se aumenta ligeramente la ganancia de la cámara para magnificar la luz de la imagen.

Se muestran a continuación dos imágenes de la superficie del aluminio 2024. A la izquierda, la probeta sin preparar; a la derecha, la probeta preparada y bajo las condiciones de iluminación óptimas.

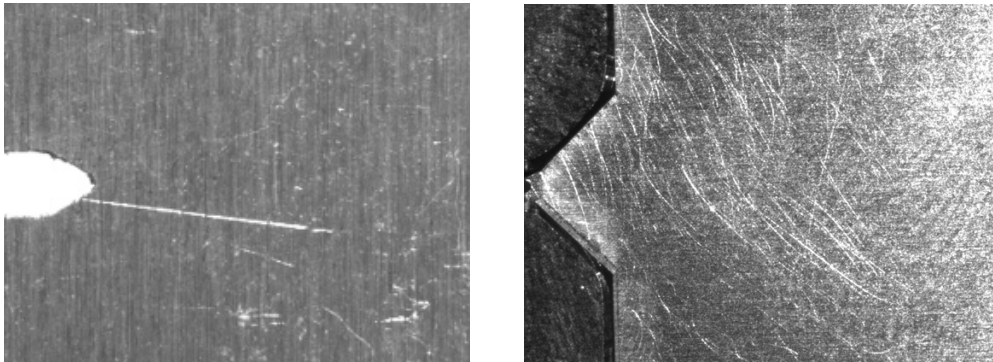


Figura 23. A la izquierda, enfoque de la superficie de la probeta C(T) en condiciones normales de iluminación. A la derecha, la misma probeta con un mejor patrón de grises obtenido en condiciones óptimas de iluminación.

En tercer lugar, se procede a la aplicación de la carga cíclica, donde los ciclos de carga dependen del tamaño y material de la probeta (ver sección siguiente). El número de ciclos entre mediciones se reducirá progresivamente conforme la grieta crece y pierde rigidez, para evitar así perder información cuando la grieta avanza y crece más rápido.

En cuarto lugar, la captura de imágenes. Se toma una secuencia de imágenes tras la aplicación de intervalos de un determinado número de ciclos, desde carga nula hasta carga máxima y mínima, definiendo un incremento de carga adecuado (en este trabajo se tomará un paso de 20 N). La imagen de referencia se establecerá lo más próxima posible a carga nula, aplicando una precarga para tener en cuenta la corrección del movimiento de sólido rígido y pérdidas entre las mordazas y la máquina que la probeta pueda experimentar.

En quinto y último lugar, el procesamiento de las imágenes. Se utiliza un software de correlación que, en este caso será *NCorr* [43], para obtener los campos de desplazamientos y deformaciones tras la aplicación de los N ciclos

de carga que se hayan acumulado. Los parámetros de correlación se detallan en el anexo 8.1.

4.4. Metodología experimental con TSA

El detector infrarrojo del microbolómetro es capaz de detectar el flujo de radiación infrarroja emitida desde la superficie del cuerpo sometido a la tensión cíclica reversible, produciendo una señal s con amplitud S proporcional a la variación de pico a pico de la temperatura según el efecto termoelástico descrito en la sección 3.7.

Asumiendo condiciones adiabáticas, material linealmente elástico y, por tanto, transformación de energía mecánica-térmica reversible; la señal termoelástica es linealmente proporcional a la radiación térmica emitida por la superficie del material. Se define así la expresión típica usada en TSA:

$$\Delta\sigma = \Delta(\sigma_1 + \sigma_2) = S A$$

Donde S es la amplitud de la señal termoelástica, $\Delta\sigma$ la variación de la suma de las tensiones principales y A , es un factor de calibración, que depende del material, del tipo de instrumento usado y de las condiciones ambientales del experimento. En la literatura se recogen diferentes métodos desarrollados para derivar la constante de calibración [53]. Emery [54] propone un método innovador de calibración para materiales ortótropos basado en las deformaciones producidas en la laminación. En este trabajo, la calibración se trata en detalle en el apartado 5.3, en el cual se obtiene el valor de la constante A tanto como por métodos convencionales, como por un método innovador integrado con DIC.

La señal termoelástica, s , se presenta normalmente como un vector, donde Ω es la frecuencia de la carga y cuyo módulo S es proporcional al cambio en temperatura debido al efecto termoelástico. El ángulo de fase φ se refiere a la diferencia de fases entre la señal termoelástica captada con la cámara y la señal de referencia del sistema de carga. Normalmente, éste ángulo es constante salvo que se pierdan las condiciones adiabáticas [55]. Para mantener

condiciones adiabáticas durante el ensayo, se recurre a cargas sinusoidales con frecuencias superiores.

$$s(t) = \frac{S}{2} \cos(\Omega t + \varphi)$$

Del estudio del comportamiento de la fase de la señal termoelástica surge el método TPA (*Thermoelastic Phase Analysis*) como herramienta para determinar la amplitud de la zona plástica que envuelve al vértice de la grieta. Lejos del vértice de la grieta, donde las condiciones adiabáticas se mantienen y el material presenta comportamiento lineal, la señal termoelástica se encuentra en fase con la señal de referencia del sistema de carga. Sin embargo, cerca del vértice de la grieta las condiciones adiabáticas se pierden debido a la plasticidad así como a los elevados gradientes de tensiones [56]–[60]. Se puede determinar por tanto la amplitud de la zona plástica analizando las variaciones de la fase (calibrada para valor lejos de la zona de pérdida de condiciones adiabáticas) a lo largo de un perfil desde el vértice de la grieta hasta una zona lejana. Igualmente, se determina el vértice de la grieta por presentar cambio en el valor de la fase [55]. En este trabajo, este procedimiento se empleará en el apartado 5.5. *Determinación de la zona plástica mediante tensiones DIC, tensiones CJP y ángulo de fase de la señal TSA.*

En cuanto a la obtención de la señal termoelástica a partir de la señal adquirida de la termocámara, se realiza una integración en el tiempo de todas las secuencias adquiridas en cada instante de la señal (representadas por puntos en la Figura 24) con el fin de reconstruirla. La duración de la adquisición depende, entre otros factores, de las especificaciones de la termocámara. En el caso de uso de un microbolómetro, como ocurre en este trabajo, la duración de la adquisición será mayor debido a la menor frecuencia de adquisición y a la naturaleza del proceso.

Además, debido a que la señal termoelástica es normalmente muy ruidosa, se correlaciona con la señal de referencia del sistema de carga usando la frecuencia de esta señal como referencia para extraer la información de la otra. Esto es posible ya que el efecto termoelástico ocurre a la misma frecuencia.

En la interfaz del programa *MiTE* (apartado 4.2.12. *Programa MiTE*) utilizado en este trabajo, se habla de *bloques de captura*, como parámetro de entrada que determina la duración del proceso de adquisición, y de *ciclos por bloque*, como el número de ciclos en cada bloque. El número de bloques de captura ha de ser suficientemente grande para que la imagen termoelástica se estabilice, pero no largo en exceso ya que durante este tiempo la grieta puede crecer. En los ensayos llevados a cabo, se han usarán valores de 20 bloques y 20 ciclos por bloque.

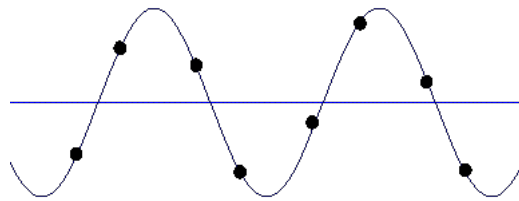


Figura 24. Adquisición de imágenes con microbolómetro.

Para la medición de tensiones en las inmediaciones del vértice de la grieta es conveniente aplicar un ciclo de carga lo suficientemente pequeño para asegurar que no crezca la grieta durante el tiempo que dure la adquisición de imágenes [59]. En los ensayos realizados esta adquisición se realizará bajo unas condiciones de carga cíclica iguales a las de crecimiento de grieta, ya que las dimensiones de la probeta son lo suficientemente grandes para asumir que la grieta no crece. De aquí se deduce que sería más difícil la adquisición en probetas de menores dimensiones, ya que la tasa de crecimiento de grieta da/dN resultaría mayor. Haría falta por ello una termocámara con mayor velocidad de adquisición que el microbolómetro. Estas son las limitaciones que se han encontrado para realizar el estudio con TSA de las probetas CT de dimensiones reducidas, y por ello se han preferido unas similares más grandes.

Resulta también conveniente aplicar una capa de pintura mate negra sobre la superficie de la probeta a fin de asegurar aumentar la emisividad de la superficie. Morabito *et al.* [61] alcanzan valores de 0,92 mediante la aplicación de esta fina capa de pintura.

En lo que respecta a la frecuencia de la carga aplicada, tal y como se ha indicado anteriormente ésta ha de ser lo suficientemente grande para mantener las condiciones adiabáticas en la probeta. Se comprueba que para las probetas CT empleadas se debe mantener por encima de los 10 Hz. Para reducir el coste computacional de los algoritmos, es conveniente que este valor de la frecuencia sea un número primo. Por todo esto, se decide establecer una frecuencia de 17 Hz en la máquina servohidráulica (apartado 4.2.1).

Utilizando una termocámara de mejores prestaciones, se puede filtrar la señal térmica por frecuencia y extraer el segundo armónico para una frecuencia doble respecto a la de la carga aplicada, esto es, 34 Hz. Este segundo armónico daría información sobre la emisión térmica por deformación plástica adyacente al vértice de la grieta.

Por último, resulta importante incidir en el método empleado para la determinación de la relación mm/píxel. Existen dos casuísticas: una primera en la que se enfoque en ancho total de la probeta, y una segunda en la que no exista ninguna dimensión de referencia en el campo de enfoque. En cuanto al primer caso, determinar la relación mm/píxel será tan fácil como relacionar el número de píxeles que hay en la imagen tomada con TSA correspondientes a la longitud de referencia conocida con la dimensión real de esta longitud. En el segundo caso, al no existir dimensión de referencia, se ha de adherir a la superficie de la probeta una dimensión conocida. En este trabajo, se adhiere una probeta CT metálica de 24 mm de alto. Por su distinta emisividad, se observa que es más fácil identificar el objeto adherido cuando éste es de metal. A continuación, se muestra la imagen utilizada para obtener la relación mm/píxel del microbolómetro en los ensayos realizados en este trabajo.

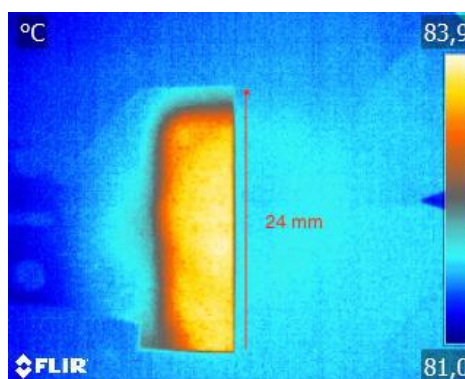


Figura 25. Imagen de referencia para la relación mm/píxel del microbolómetro.

4.5. Montajes experimentales

En la siguiente figura se muestra el montaje empleado para la realización de los ensayos correspondientes a la primera parte de este trabajo con el microbolómetro y cámara CCD. El microbolómetro se coloca aproximadamente a unos 4 cm de la superficie de la probeta con ayuda de trípode. Por el otro lado, se coloca la cámara CCD (Marlin) en una plataforma de precisión con tres grados de libertad. Adicionalmente, se muestra el montaje de la termocámara refrigerada empleada para complementar resultados del microbolómetro, con similar disposición a la del microbolómetro.

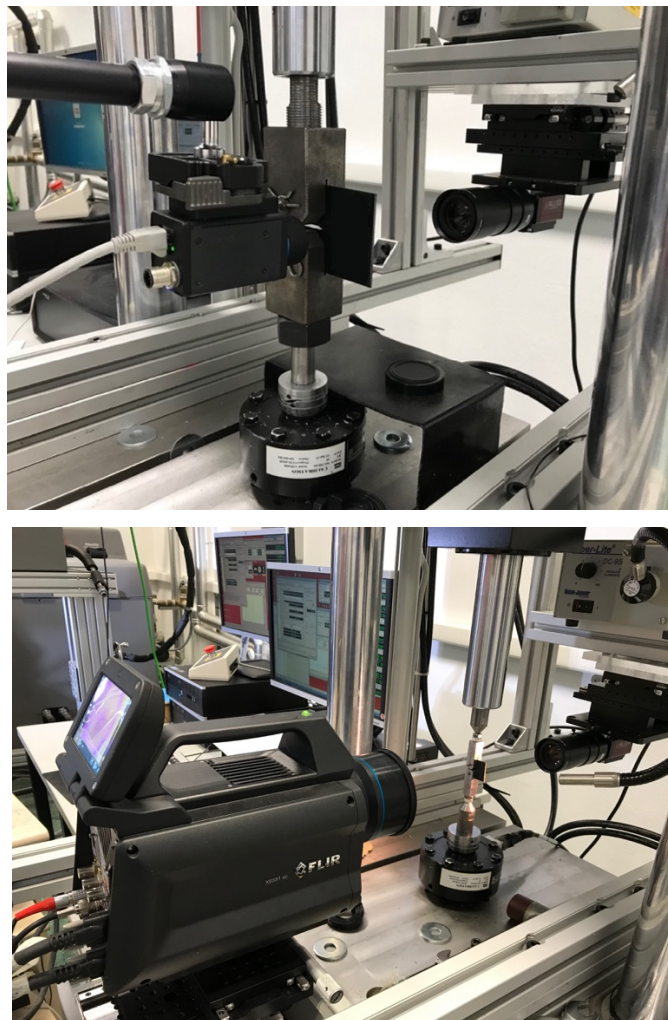


Figura 26. Arriba, montaje experimental del microbolómetro y cámara CCD en máquina de ensayo servohidráulica. Abajo, montaje con la termocámara refrigerada.

En las siguientes imágenes se presenta el montaje utilizado en la segunda parte experimental con probetas CT de menores dimensiones y exclusivamente con correlación de imágenes. Se instaló la cámara CCD (Guppy Pro) en trípode.

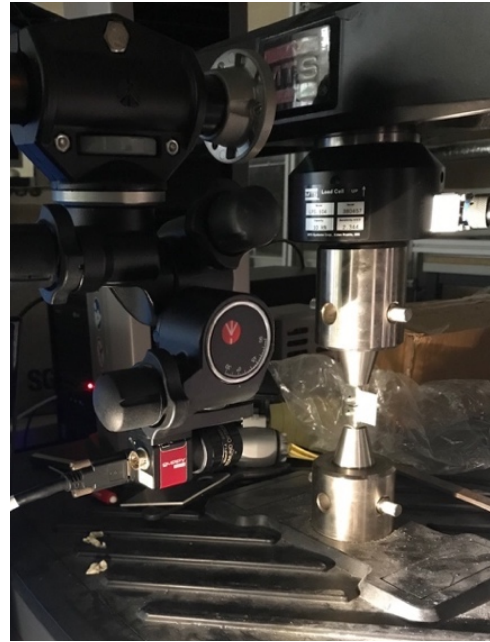
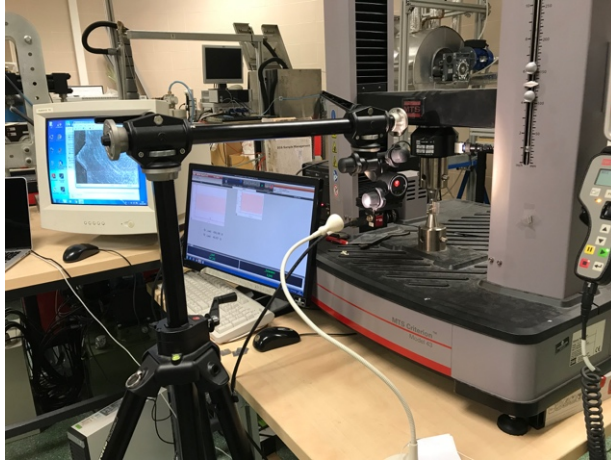


Figura 27. Montaje experimental DIC en máquina de ensayo electromecánica.

5. INTEGRACIÓN EXPERIMENTAL DE LAS TÉCNICAS DIC Y TSA. CALIBRACIÓN DE LA SEÑAL TSA, COEFICIENTES CJP Y PLASTICIDAD EN EL VÉRTICE DE GRIETA

5.1. Introducción y condiciones de ensayo

El trabajo en esta primera parte experimental se desarrollará en torno a la aplicación e integración de las dos técnicas ópticas TSA y DIC sobre una probeta CT, de dimensiones señaladas en el sección 5.2., con grieta crecida a fatiga hasta una longitud determinada (10 mm desde la entalla; 33 mm desde los taladros); en lo sucesivo, *probeta CT1*. Los datos TSA se adquirirán con el microbolómetro, y posteriormente se complementarán con datos adquiridos con una termocámara refrigerada Flir X6581 de mejores prestaciones sobre una segunda probeta CT de iguales dimensiones y similar longitud de grieta (8,75 mm desde la entalla; 30,75 mm desde los taladros); en lo sucesivo, *probeta CT 2*. Todas las secuencias TSA se adquirirán para una frecuencia de carga de 17 Hz.

En primer lugar, se realizará la calibración de la señal termo-elástica (según se introdujo en el apartado 4.4. *Metodología experimental con TSA*) para tres relaciones de tensiones R distintas (0,1; 0,3 y 0,5, bajo, medio y alto respectivamente). En todos los casos, se mantiene la carga máxima igual a 1000 N. Se utilizarán tres métodos: estimación analítica de las deformaciones en la probeta de calibración; estimación de las deformaciones mediante simulación en Abaqus; y estimación mediante ajuste por mínimos cuadrados a partir de los mapas de deformación obtenidos mediante DIC.

En segundo lugar, se obtendrán los factores de intensidad de tensiones y coeficientes A , B , C , E , H del modelo CJP a partir de los campos de desplazamiento DIC de las inmediaciones del vértice de la grieta. La determinación de estos coeficientes se realizará para una sollicitación igual al valor máximo de la carga cíclica que se ha utilizado para crecer la grieta, esto es, 1000 N. Una vez determinados los coeficientes del modelo CJP, se procesarán las zonas plásticas experimental, umbralizando los campos de tensiones DIC; y la CJP, umbralizando los estimados por el modelo CJP. A

continuación, se integrarán las zonas plásticas sobre los mapas de fase de la señal termoelástica con el fin de contrastarlas con una tercera referencia: la inversión de la fase con la presencia de plasticidad y pérdida de condiciones adiabáticas. Adicionalmente, para los datos de la segunda termocámara se realizará la integración sobre el segundo armónico de la fase de la señal termoelástica.

5.2. Probeta C(T) de Al 2024 de mayores dimensiones

Las probetas empleadas en esta primer bloque son de tipo *Compact Tension*, 2 mm de espesor y dimensiones detalladas en la Figura 27, según la norma ASTM [17].

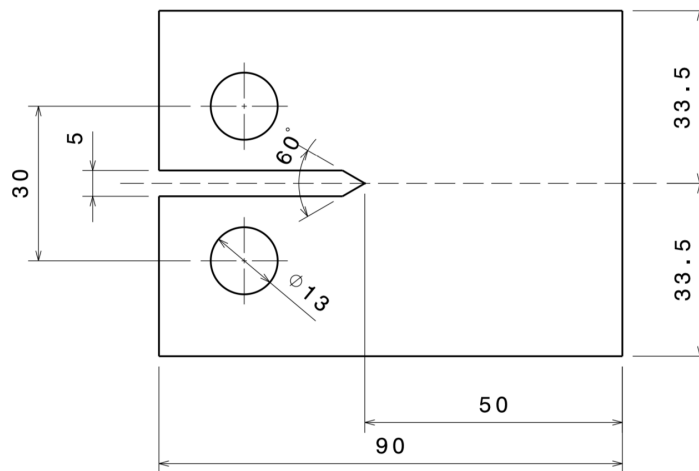


Figura 28. Plano probeta CT empleada en el primer bloque experimental.

Debido al delgado espesor, la triaxialidad en el vértice de la grieta en la mitad del espesor se mantiene reducida. Por ello, se asumen condiciones de tensión plana tanto lejos como cerca del vértice de la grieta.

5.3. Calibración de la señal termoelástica A

En este punto, se desarrollarán y aplicarán métodos para la calibración de la señal termoelástica, según se avanzó en la sección 4.4 *Metodología experimental con TSA*.

5.3.1. Probeta de calibración

Para los métodos de calibración analítica y mediante simulación numérica (apartados 5.3.2 y 5.3.3) se requiere de una probeta de calibración obtenida al cortar una de las probetas CT ensayadas, asegurando así que sus propiedades sean idénticas a las de la probeta original. Por ello, su espesor es de 2 mm.

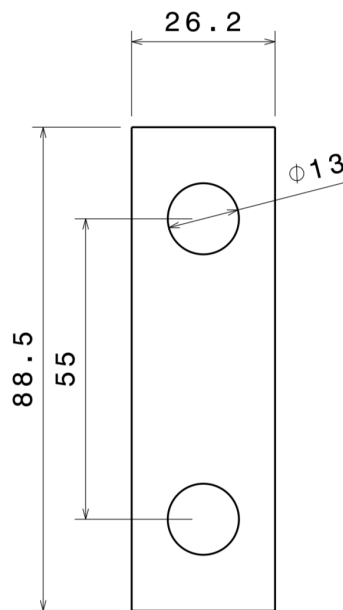


Figura 29. Probeta para la calibración de la señal termoelástica.

5.3.2. Calibración analítica con distribución de deformaciones en la probeta de calibración conocida

En este primer método de calibración, se despeja el valor de la constante de calibración de la ecuación que se introdujo en la sección 4.4 y que relaciona la variación de la suma de las tensiones principales $\Delta\sigma$ con la amplitud de la señal termoelástica S . Puesto que el efecto termoelástico se da en condiciones de linealidad elástica, la variación de la suma de las deformaciones principales

$\Delta\varepsilon$, es proporcional a $\Delta\sigma$, ambas quedan relacionadas mediante la Ley de Hooke para tensión plana (ecuación 3).

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E}(\sigma_x - \nu\sigma_y); \quad \varepsilon_y = \frac{1}{E}(\sigma_y - \nu\sigma_x) \quad [1]$$

$$\sigma_x = \frac{E\varepsilon_x}{1-\nu}; \quad \sigma_y = \frac{E\varepsilon_y}{1-\nu} \quad [2]$$

$$\Delta\sigma = \Delta(\sigma_1 + \sigma_2) = \Delta(\sigma_x + \sigma_y) = \frac{E}{1-\nu} \Delta(\varepsilon_x + \varepsilon_y) = S A$$

$$A = \frac{\Delta\sigma}{S_{media}} = \frac{[E/(1-\nu)]\Delta\varepsilon}{S_{media}} \quad [3]$$

Donde S_{media} es la amplitud de la señal termoelástica media medida en la superficie de la probeta de calibración al aplicarle la misma carga cíclica y demás condiciones que sobre la probeta CT original. El valor de S_{media} se obtiene procesando la imagen del módulo de la señal termoelástica para obtener un valor medio en la región de interés (código de MatLab del anexo 8.3.1).

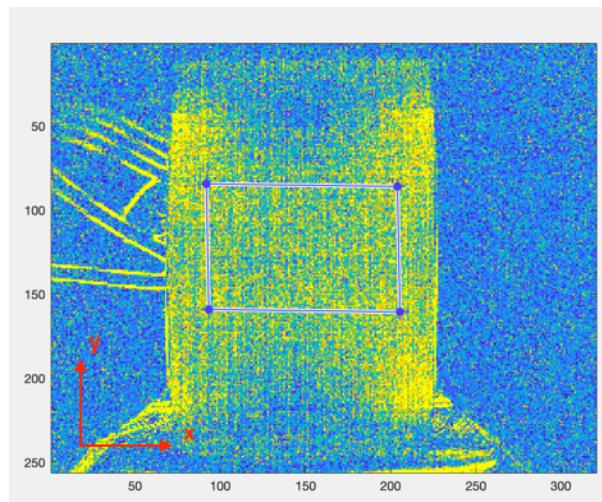


Figura 30. ROI para obtener S_{media} en la probeta de calibración.

Considerando el Principio de Saint Venant, por el que se asume que la distribución de tensiones en la vecindad de los taladros se homogeneiza al alejarse de ellos, se calculan las deformaciones ε_x y ε_y en la región de interés conociendo la tensión en la sección transversal ($A_t=52,52 \text{ mm}^2$). Considerando estado de tensión monoaxial (σ_x nula), la ley de Hooke se simplifica,

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} = \frac{P}{E A_t} \quad [4]$$

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_x = -\nu\varepsilon_y = -\nu\frac{P}{E A_t}$$

Por tanto, para una determinada carga se conocen la deformación unitaria correspondiente. Se expresa entonces la variación de deformaciones principales como sigue.

$$\Delta\varepsilon = (\varepsilon_{y \max} + \varepsilon_{x \max}) - (\varepsilon_{y \min} + \varepsilon_{x \min}) \quad [5]$$

Sustituyendo en la ecuación 3, se llega a la siguiente expresión, lo cual es equivalente a simplificar $\Delta(\sigma_1 + \sigma_2) = \Delta\sigma_y = \Delta P/A_t$

$$A = \frac{\Delta P}{S_{media} A_t}$$

Para esta solución analítica, se comprueba que la constante termoelástica es independiente del coeficiente de Poisson y del módulo de elasticidad.

Realizando tres calibraciones para tres valores distintos de R , se obtienen los siguientes resultados.

R	0,1	0,3	0,5
P_{max} [N]	1000	1000	1000
P_{min} [N]	100	300	500
S_{media} [TU]	0,0131	0,0101	0,0079
A [MPa/TU]	1308,12	1214,80	1200,04

Tabla 7. Resultados calibración analítica de la constante termoelástica para R0,1; 0,3 y 0,5.

5.3.3. Calibración de la señal termoelástica simulando en Abaqus la probeta de calibración

En este segundo método, se espera mejorar la precisión del método analítico realizando una aproximación numérica por el método de los elementos finitos más cercana a la realidad. Ejecutando el modelo y simulación de la probeta de calibración, se obtienen las deformaciones en la región de la que se obtiene la amplitud media de la señal termoelástica de calibración S_{medio} . Se emplean elementos cuadrangulares cuadráticos de tensión plana (tipo CPS8). Tras realizar la simulación, se obtienen las deformaciones para los cuatro niveles de carga que componen las tres relaciones de tensiones estudiadas (0,1; 0,3; 0,5), con carga máxima constante (1000 N).

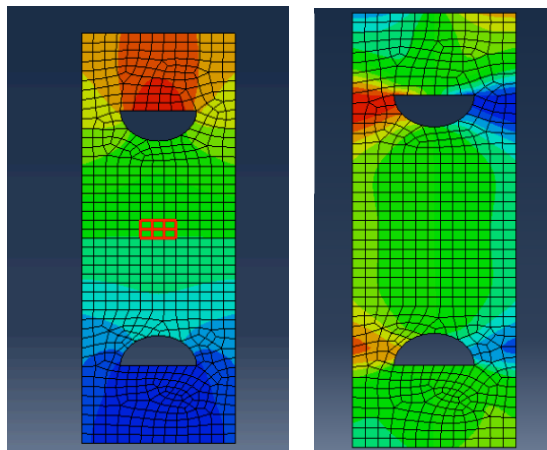


Figura 31. Deformaciones ϵ_y a la izquierda y ϵ_x a la derecha. En rojo la zona de interés de adquisición de las deformaciones.

P [N]	$\mu\epsilon_y$	$\mu\epsilon_x$
1000	249,19	-63,40
500	124,46	-31,66
300	74,69	-19,00
100	25,24	-6,42

Figura 32. Deformaciones en la probeta de calibración calculadas mediante simulación numérica.

Aplicando la relación entre deformaciones, tensiones y constante de calibración (apartado 5.3.2, ecuaciones 2, 3 y 5), se obtienen los siguientes valores de la constante de calibración de la señal termoelástica A .

R	0,1	0,3	0,5
P_{\max} [N]	1000	1000	1000
P_{\min} [N]	100	300	500
S_{media} [TU]	0,0131	0,0101	0,0079
A [MPa/TU]	1369,70	1274,29	1259,63

Tabla 8. Resultados calibración mediante simulación numérica de la constante termoelástica para $R_{0,1}$; $0,3$ y $0,5$.

Adicionalmente, se crean perfiles de la evolución de las deformaciones ε_x y ε_y ($E11$ y $E22$ respectivamente en Abaqus) a lo largo del ancho y de la longitud de la probeta según la Figura 33. Se muestran gráficos de la evolución de las deformaciones a lo largo de los mismos. Además, en abscisas se acota la extensión de la región de interés utilizada para extraer el valor medio de la señal termoelástica (Figura 30).

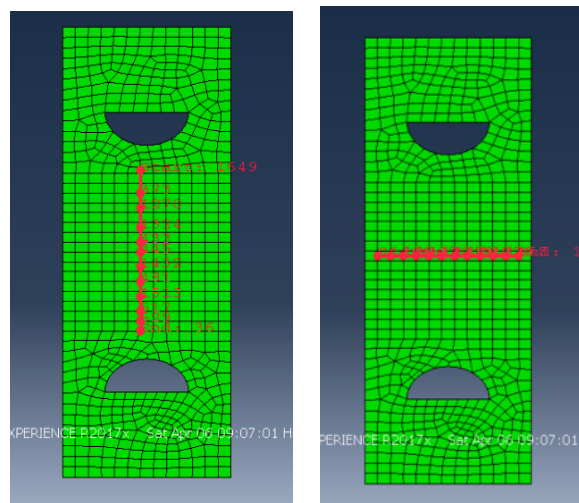
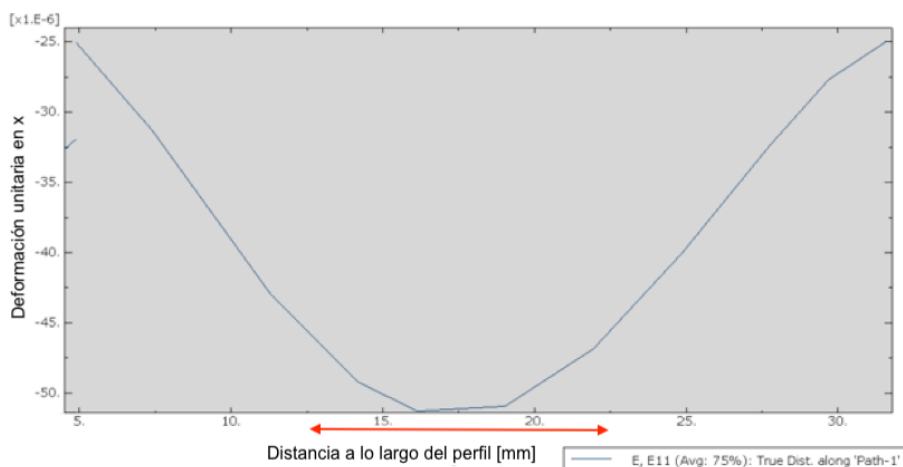


Figura 33. Perfiles de deformaciones Abaqus probeta de calibración.



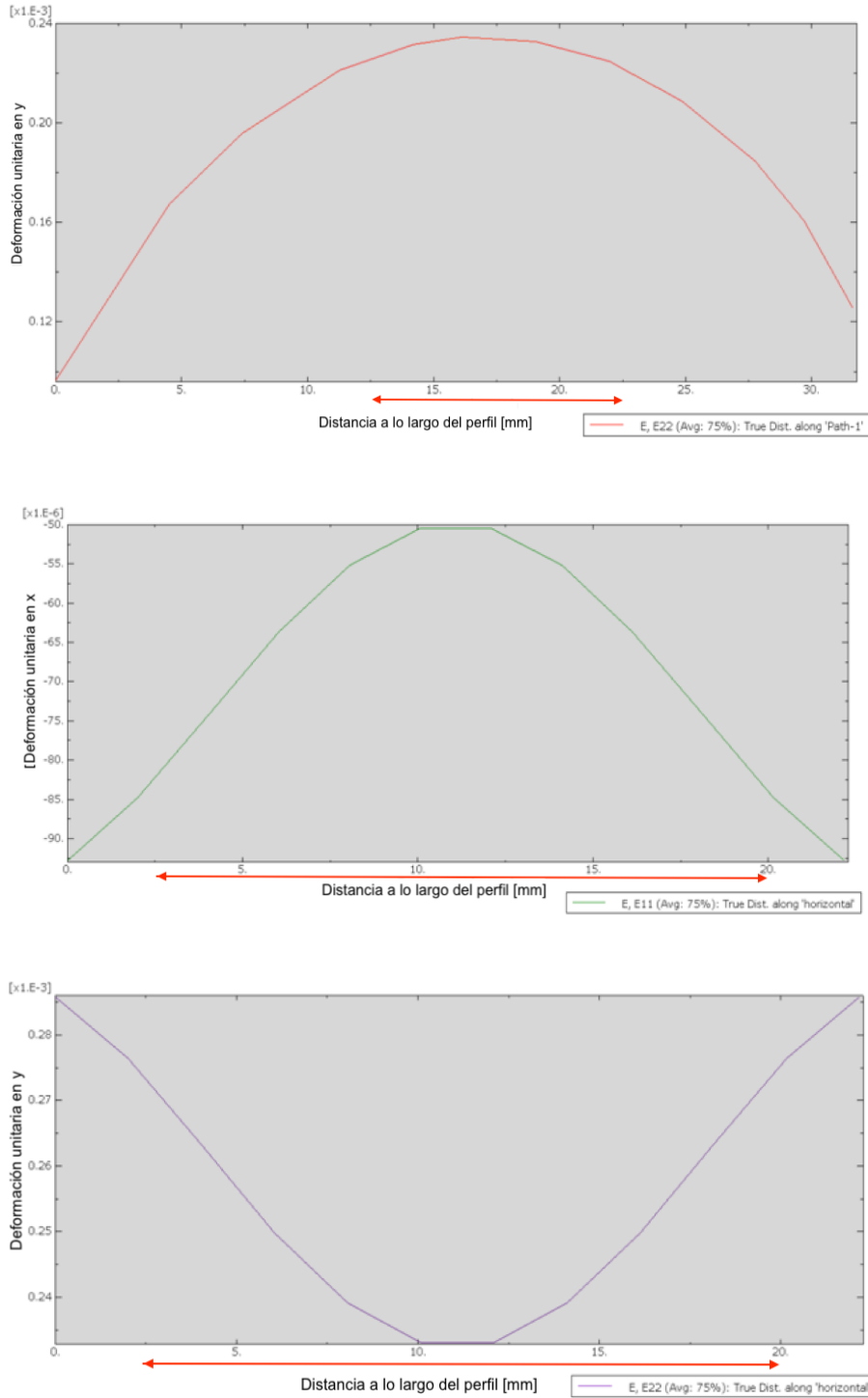


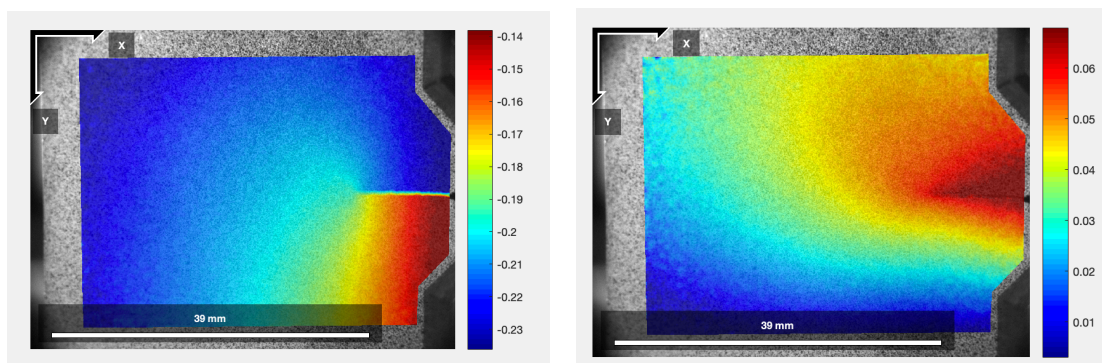
Figura 34. Arriba, evolución de las deformaciones ϵ_{xx} (izquierda) y ϵ_{yy} (derecha) a lo largo del perfil vertical. Abajo, evolución de las deformaciones ϵ_{xx} y ϵ_{yy} a lo largo del perfil horizontal.

5.3.4. Un nuevo método de calibración. Ajuste de la señal TSA a mapas obtenidos con DIC mediante mínimos cuadrados

Tras la calibración analítica tradicional de la constante termoelástica, se desarrolla ahora un método en el que se emplean las deformaciones obtenidas con Correlación Digital de Imágenes para calibrar el campo $\Delta\sigma_{TSA}$. Una ventaja fundamental de este método es que se prescinde de probeta de calibración.

Se explicará la metodología a partir del ensayo para $R=0,3$; extrapolándose para los ensayos a $R=0,1$ y $0,5$. La correlación de imágenes se realizará con una relación mm/píxel de $40,77 \mu\text{m}/\text{pix}$, si bien se realizará una calibración adicional para la calibración a $R=0,1$ con imágenes DIC tomadas a $30,73 \mu\text{m}/\text{pix}$ para comprobar la variabilidad al aumentar el zoom de la cámara CCD. En cuanto a las imágenes TSA obtenidas con el microbolómetro, éstas guardan una relación de $131,9 \mu\text{m}/\text{píxel}$. El método utilizado para obtener estos parámetros se detalla en las secciones 4.3. *Metodología experimental con DIC* y 4.4. *Metodología experimental con TSA*.

En primer lugar, se realiza la correlación de las imágenes DIC tomadas a máxima y mínima carga (1000 y 300 N siendo $R=0,3$), obteniendo los campos de deformaciones en x y en y para ambas cargas. En la siguiente figura, se muestran los desplazamientos y deformaciones para la carga máxima. Mapas similares se obtendría para la carga mínima, pero con algo más de ruido al ser menor la carga.



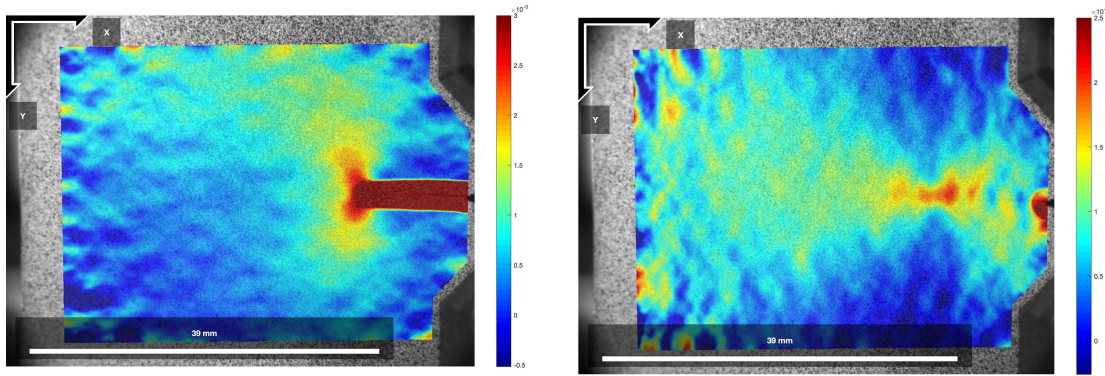


Figura 35. Arriba, campos de desplazamientos. Abajo, campos de deformaciones. A la izquierda, según la dirección Y, y a la derecha, según la dirección X.

En segundo lugar, se opera matricialmente según el código del anexo 8.3.2 para obtener el campo $\Delta(\sigma_x + \sigma_y)$.

$$\Delta\sigma = \frac{E}{1-\nu} [(\varepsilon_{y\ max} + \varepsilon_{x\ max}) - (\varepsilon_{y\ min} + \varepsilon_{x\ min})]$$

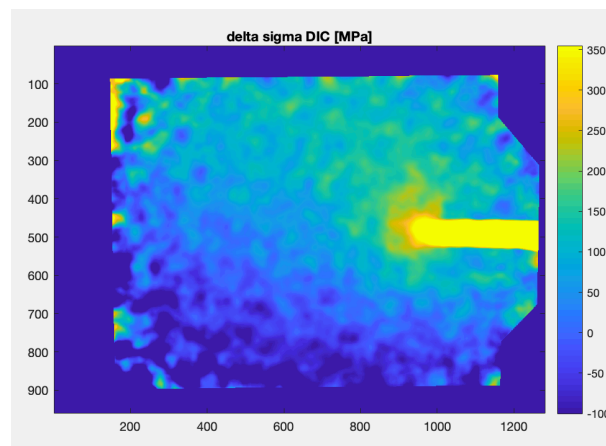


Figura 36. Campo de tensiones $\Delta(\sigma_x + \sigma_y)_{DIC}$ (coordenadas en píxeles).

En tercer lugar, se realiza el ajuste por mínimos cuadrados. Se utiliza una malla de ajuste en la que se relacionan los píxeles de la imagen TSA con sus correspondientes en la imagen DIC. Para reducir el coste computacional, se programa un salto de 4 píxel en la imagen de TSA, es decir, una separación entre las líneas de barrido de 4 píxel. En la imagen DIC, la relación en píxeles se obtiene dividiendo la relación mm/píxelTSA entre la relación mm/píxelDIC, obteniéndose así una relación entre imágenes de 0,3093 píxelDIC/píxelTSA. Junto con esta relación dimensional, se emplea el vértice de grieta (punto común en ambas imágenes) para colocar la malla correctamente, de forma que se relacionen los mismos píxeles en ambas imágenes. Entonces, se crea una

función error a partir de la cual, minimizándola, se obtiene el valor de la constante de calibración A . Los pormenores de la programación se detallan en el código del anexo 0.

La siguiente ecuación muestra la función error utilizada según el Método de los Mínimos Cuadrados, con un polinomio de interpolación de primer grado.

$$f = \sum (\Delta\sigma_{DIC} - r \cdot A)^2$$

A continuación, se diseña un proceso iterativo (anexo 8.3.4) para realizar ajustes de A empleando mallas de diferentes dimensiones. Para cada una de ellas, se obtiene un valor de la constante termoelástica según el procedimiento de ajuste anteriormente descrito. En lo que respecta a las dimensiones de las mallas de ajuste empleadas, el algoritmo diseñado aumenta sucesivamente la distancia entre lateral derecho de la malla y el vértice de la grieta. Esto es necesario ya que el efecto termoelástico no se cumpliría en las inmediaciones plásticas del vértice de la grieta, por ende, se obtendría un valor erróneo de la constante A si para ajustar se utilizasen píxeles de esta región. En cuanto al lateral izquierdo de la malla, se mantiene en una posición fija suficientemente lejos del borde de la imagen TSA para evitar los efectos de la aberración óptica de la lente del microbolómetro. De esta forma, se obtiene una curva de valores de A frente a la distancia de separación del lateral derecho de la malla del vértice de la grieta (en píxeles de la imagen TSA). Así, un valor de A para cada una de las mallas de ajuste utilizadas.

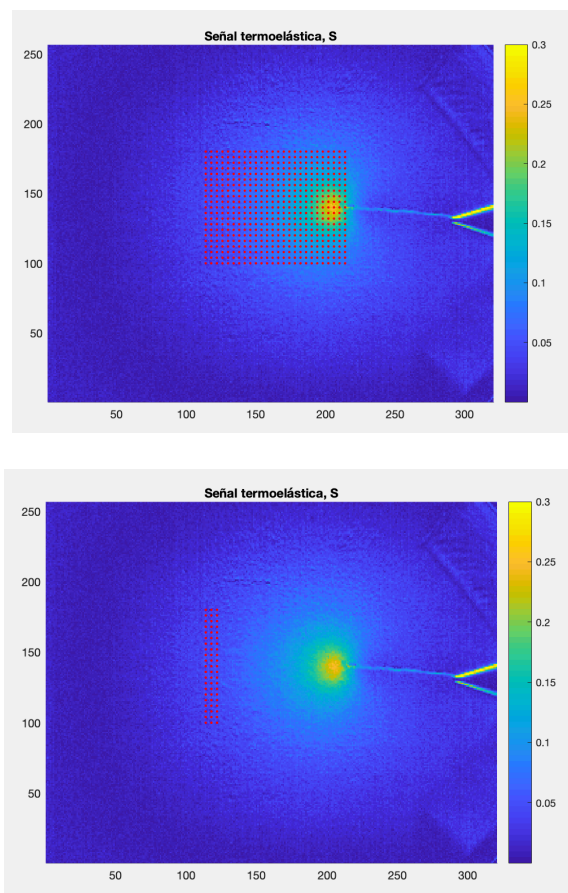


Figura 37. Mallas inicial (menor distancia del lateral derecho al vértice) y final (mayor separación del vértice) empleadas para el ajuste de la constante termoelástica A .

Del resultado de la iteración, se obtiene la gráfica de los valores de A .

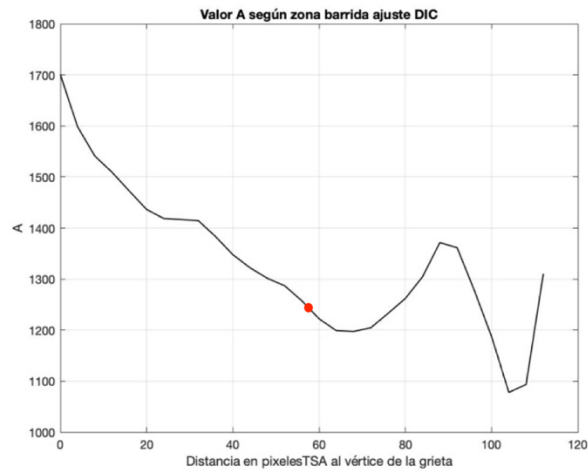


Figura 38. Evolución de la constante A con el tamaño de la malla de barrido. Ensayo $R=0.3$.

En cuarto lugar, a partir de esta gráfica se determina el valor de la constante de calibración óptima A_{opt} . Para ello, se selecciona de manera cualitativa un valor de A que sea representativo de todos los obtenidos a partir de mallas de ajuste suficientemente alejadas de la zona plástica. Para éstas, A tiende a estabilizarse. No obstante, se observa que los resultados son algo ruidosos. Así pues, para este caso concreto se establece un valor de 1231 MPa/UT y, a partir del conocimiento del mismo, se calcula el campo $\Delta\sigma_{TSA}$ multiplicando el campo de la señal termoelástica, r , por A_{opt} (código anexo 8.3.5.). La siguiente figura muestra campo $\Delta\sigma_{DIC}$ y el campo $\Delta\sigma_{TSA}$ calibrado. Sobre ellos, se representa la malla de barrido con la que se ha obtenido el valor A_{opt} .

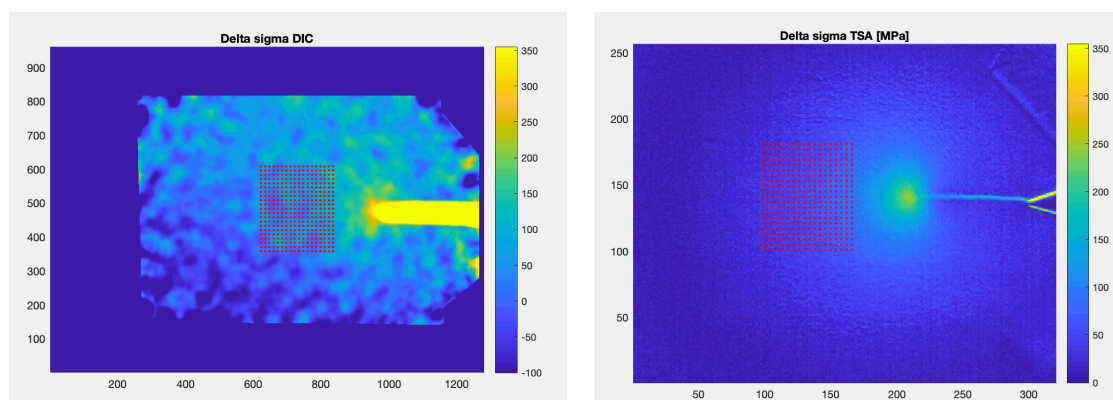


Figura 39. Malla de barrido final empleada para el ajuste de la constante A . Ensayo $R=0.3$.

Realizando el mismo procedimiento para las imágenes tomadas a $R=0,1$ y $0,5$; y con los mismos parámetros de barrido, se obtienen los siguientes resultados para la constante de calibración A .

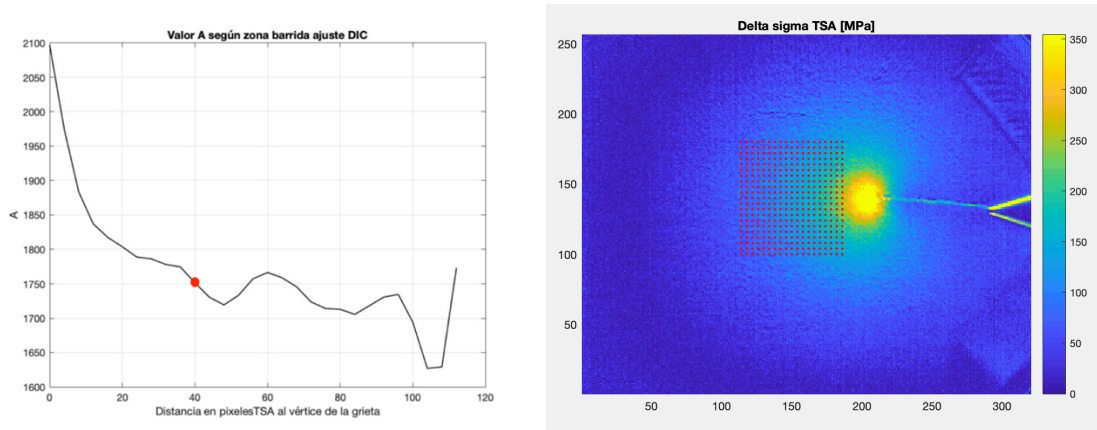


Figura 40. Iteración de la constante de calibración óptima para $R=0,1$.

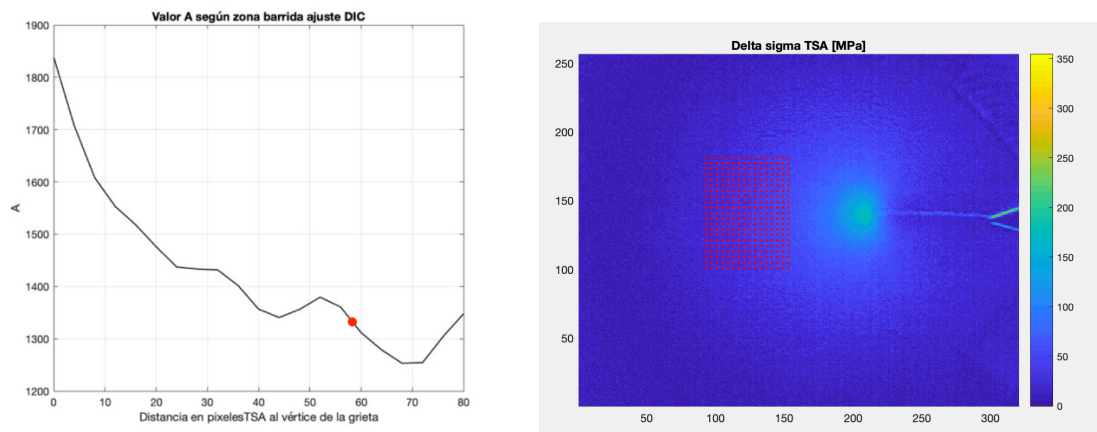


Figura 41. Iteración de la constante de calibración óptima para $R=0,5$.

Adicionalmente, se considera de interés realizar la calibración a partir del campo $\Delta(\sigma_x + \sigma_y)_{DIC}$ obtenido para una amplitud de carga efectiva ΔP_{eff} que considere el fenómeno de cierre prematuro de grieta para una relación de tensiones R baja ($0,1$). En la Figura 42 se muestra la evolución de los coeficientes K_F y K_R del modelo CJP a lo largo del ciclo de carga correspondiente a esta relación de tensiones ($P_{min}=100N$; $P_{máx}=1000N$). Se emplea el procedimiento que se detallará posteriormente en el apartado 5.4 *Cálculo de los coeficientes del modelo CJP a partir de desplazamientos DIC*, así como el concepto de cierre de grieta que se introdujo en la sección 3.4.2 *Modelo CJP y cierre de grieta*.

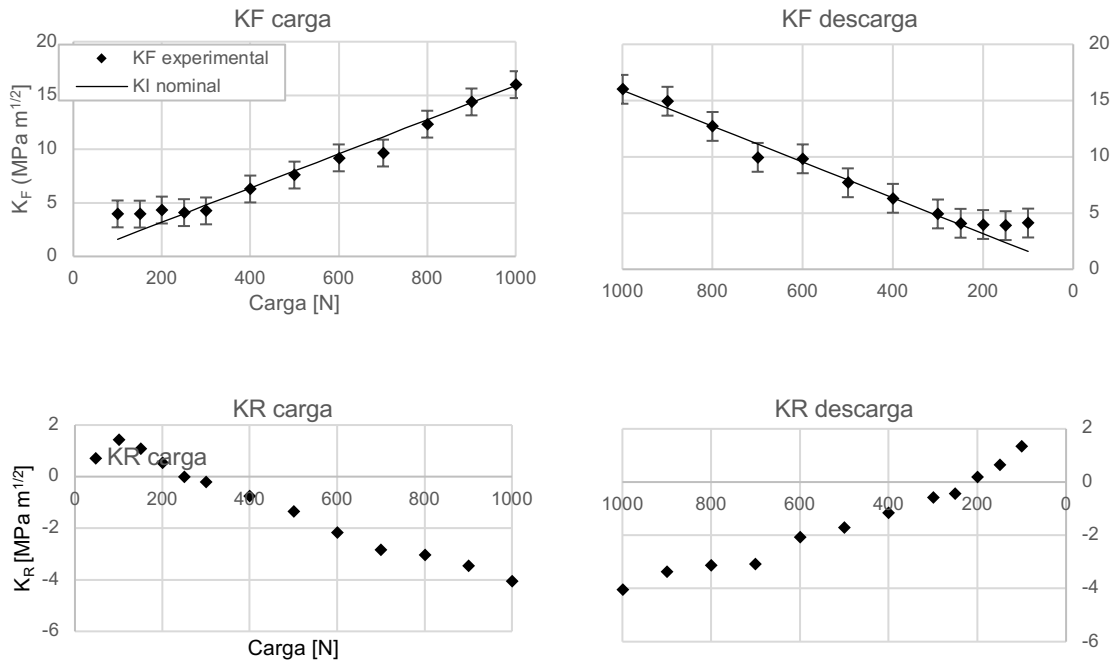


Figura 42. Evolución de los coeficientes K_R y K_F obtenidos con DIC a lo largo de un ciclo de carga. Obtención de $\Delta P_{efectivo}$.

De la evolución del factor K_F experimental, se observa que el valor de $K_{F,min.}$ es de aproximadamente 4 MPa m^{1/2}, el cual no aumenta hasta una carga efectiva de apertura de 250 N. Por ende, se estima un rango de carga efectivo $\Delta P_{efectivo}$ de 750N (frente a los 900N nominales).

Realizando la calibración en estas condiciones, se estima una constante A de 1255 MPa/TU.

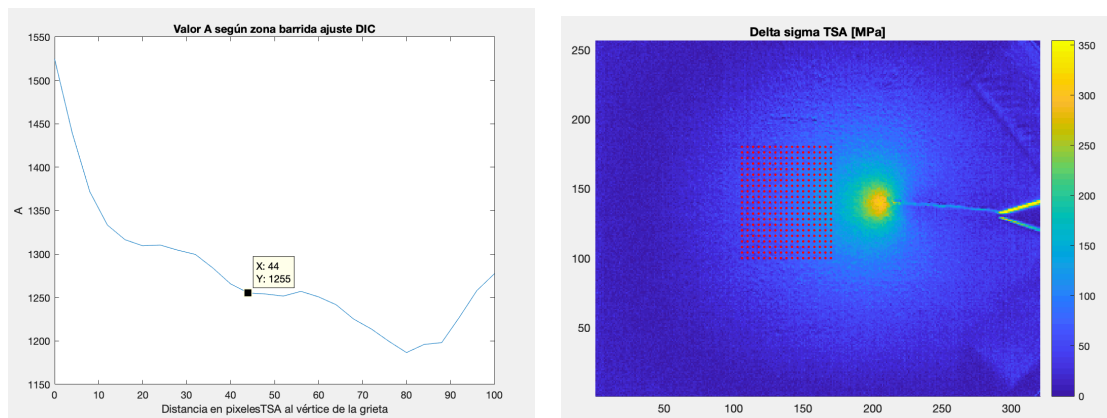


Figura 43. Iteración de la constante de calibración óptima para R=0,1 efectivo.

Por último, se resumen en una tabla y gráfico los valores de la constante de calibración obtenidos para los tres valores distintos de R .

R	0,1	0,1 ($\Delta P_{\text{efectivo}}$)	0,3	0,5
P_{max} [N]	1000	1000	1000	1000
P_{min} [N]	100	250	300	500
A [MPa/TU]	1750	1255	1231	1338

Tabla 9. Resultados calibración de la constante termoelástica mediante ajuste por mínimos cuadrados para $R_{0,1}$; 0,3 y 0,5

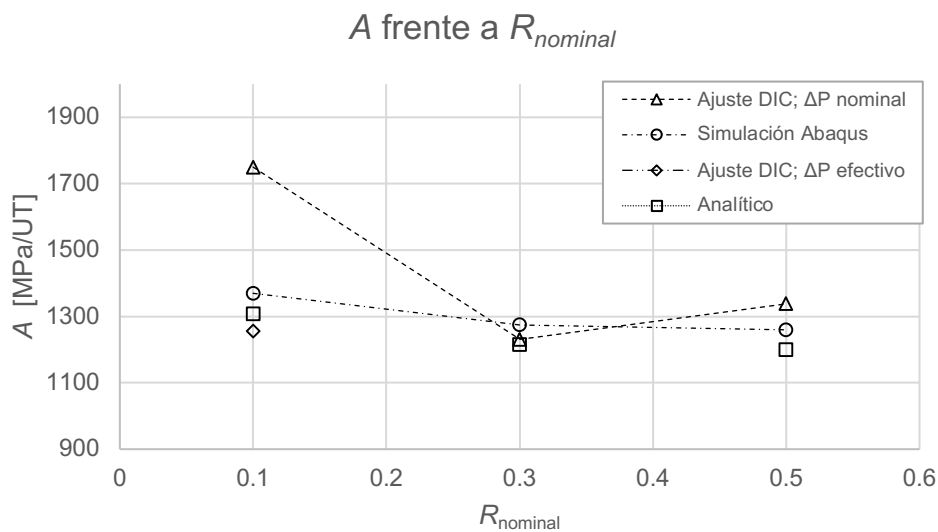


Figura 44. Tendencia de la constante de calibración A frente a R nominal.

5.3.5. Validación de la rutina de calibración de ajuste de campos. Análisis de sensibilidad

Para validar el método de ajuste, se calcula la matriz diferencia de los valores de $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ en los mismos píxeles de la malla óptima de barrido usada para obtener el valor de A_{opt} . Para ello, se recurre nuevamente al código del anexo 8.3.3., introduciendo un valor de 1 en la variable *quieromas* para que el programa realice este procesado adicional. Para facilitar la interpretación de los resultados y visualizar la precisión del ajuste a lo largo de las dos

dimensiones de la malla, se representan la evolución de la diferencia de ambos campos a lo largo de dos perfiles: uno horizontal y otro vertical.

Se realiza el análisis de sensibilidad del ajuste para los tres valores de R (0,1; 0,3 y 0,5) y ensayos con las imágenes DIC a $40,77 \mu\text{m}/\text{pix}$. En el ensayo a $R=0,1$; adicionalmente se compara el valor de A obtenido con otro estimado al realizar el procesado con una secuencia DIC con relación $\text{mm}/\text{píxel}$ de $30,73 \mu\text{m}/\text{pix}$.

En primer lugar, para la calibración a una relación de tensiones media ($R=0,3$), se obtienen la siguiente la siguiente matriz diferencias y sus correspondientes perfiles a lo largo de las líneas señaladas.

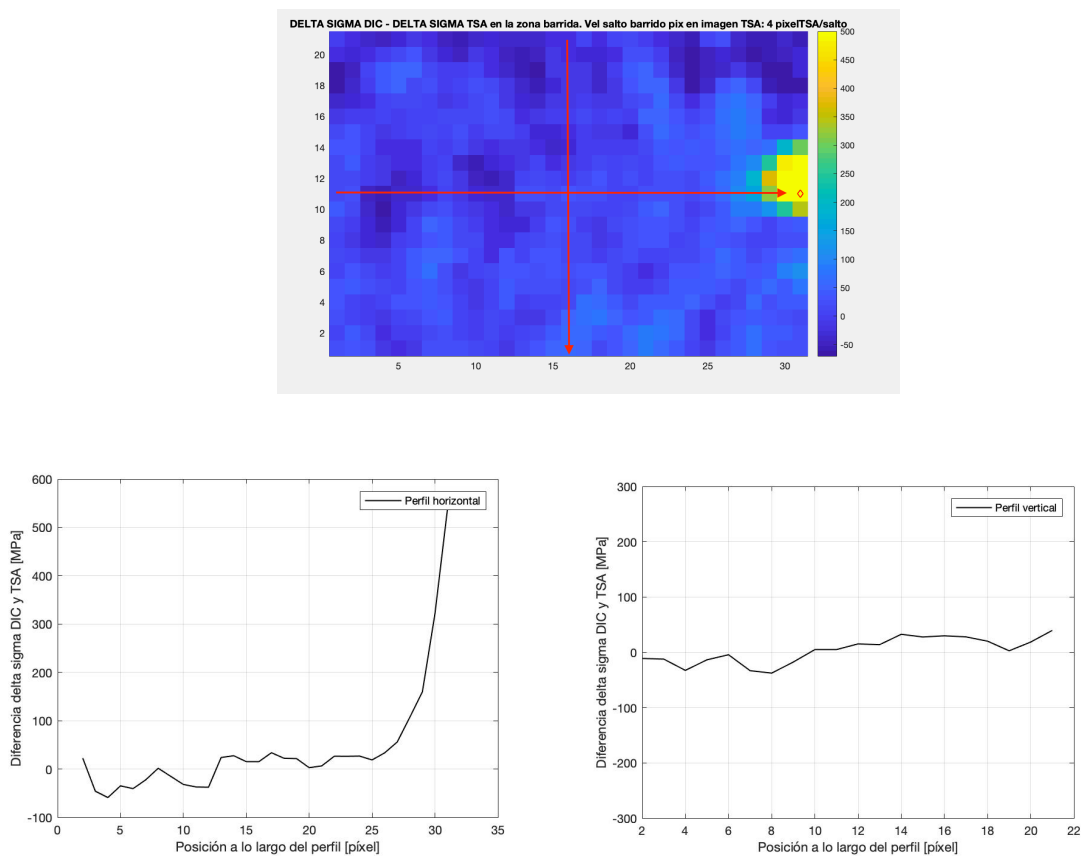


Figura 45. Matriz diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para el análisis de la sensibilidad de la calibración de la constante A ajustada mínimos cuadrados. Perfiles horizontal y vertical. Ensayo $R=0.3$.

En segundo lugar, se presentan los resultados e indicadores de ajuste de la calibración para un ratio de tensiones bajo ($R=0,1$).

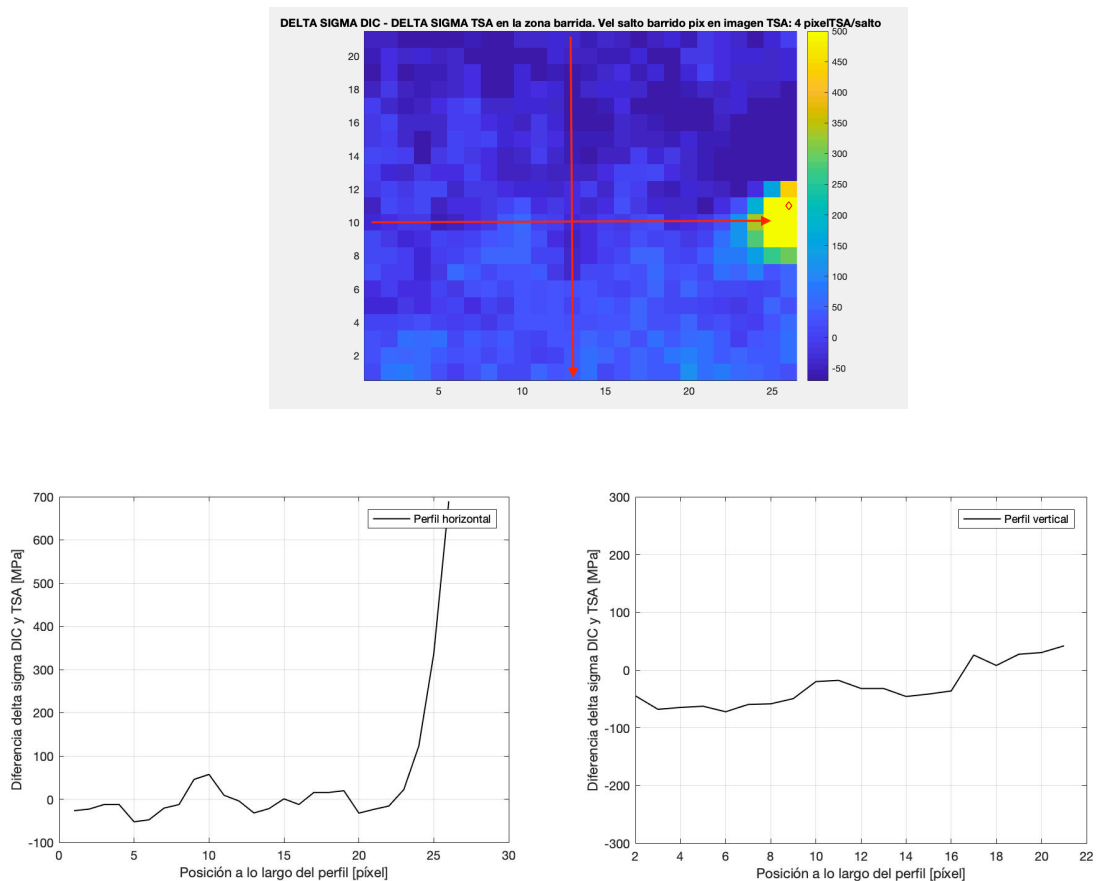


Figura 46. Matriz diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para el análisis de la sensibilidad de la calibración de la constante A ajustada mínimos cuadrados. Perfiles horizontal y vertical. Ensayo $R=0.1$.

Según se ha indicado anteriormente, los resultados para $R=0,1$ se complementan y contrastan con un segundo procesado empleando imágenes DIC con una relación mm/píxel menor, $30,73 \mu\text{m}/\text{píxel}$. De éste, se obtiene un valor de A_{opt} igual a $1887 \text{ MPa}/\text{UT}$, frente al valor de $1750 \text{ MPa}/\text{UT}$ obtenido originalmente, lo que supone un error relativo del $7,26\%$.

A continuación, se muestran las deformaciones DIC utilizadas, curva de iteración de la constante A , y perfiles de ajuste para el valor A_{opt} obtenido.

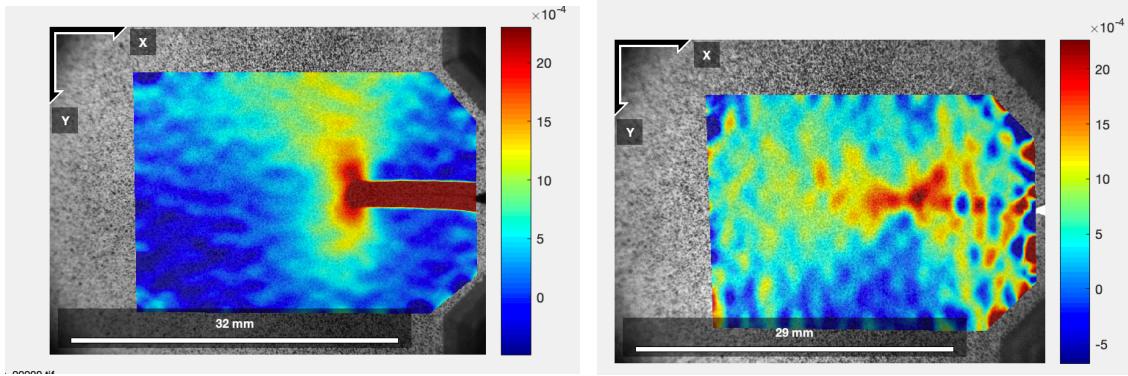


Figura 47. Deformaciones para correlación DIC adicional con relación 30,73 $\mu\text{m}/\text{píxel}$.

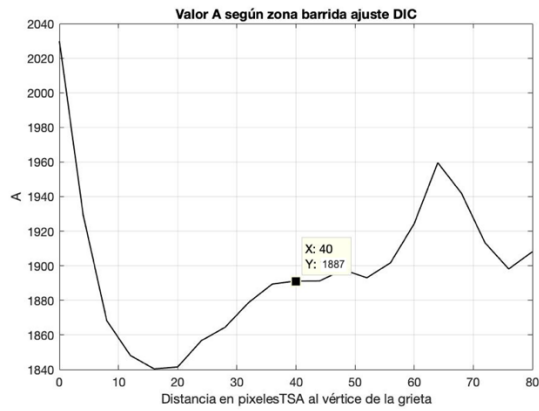


Figura 48. Curva de iteración de la constante A con DIC 30,73 $\mu\text{m}/\text{píxel}$.

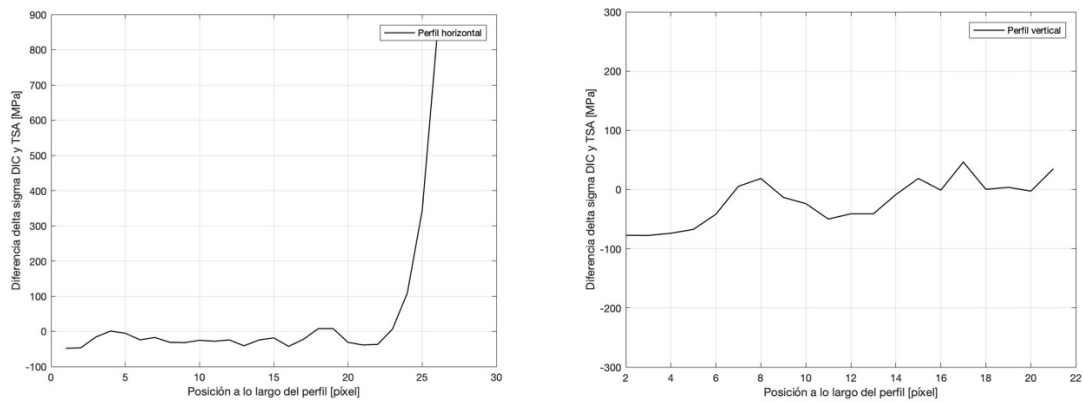


Figura 49. Perfiles de ajuste diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para calibración adicional para imágenes DIC con relación 30,73 $\mu\text{m}/\text{píxel}$.

En cuanto a la calibración empleando mapas DIC $\Delta\sigma_{eff}$ con amplitud de carga efectiva, se obtienen las siguientes curvas de ajuste (mismos perfiles).

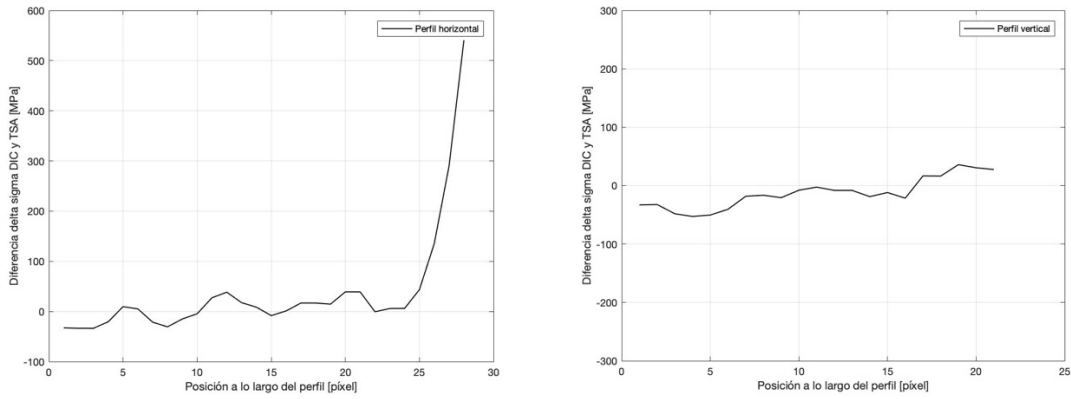


Figura 50. Perfiles de ajuste $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para calibración con $\Delta P_{efectivo}$ y $R=0.1$.

En tercer y último lugar, se muestran los mismos resultados y perfiles de ajuste de la calibración para una relación de tensiones alta ($R=0,5$).

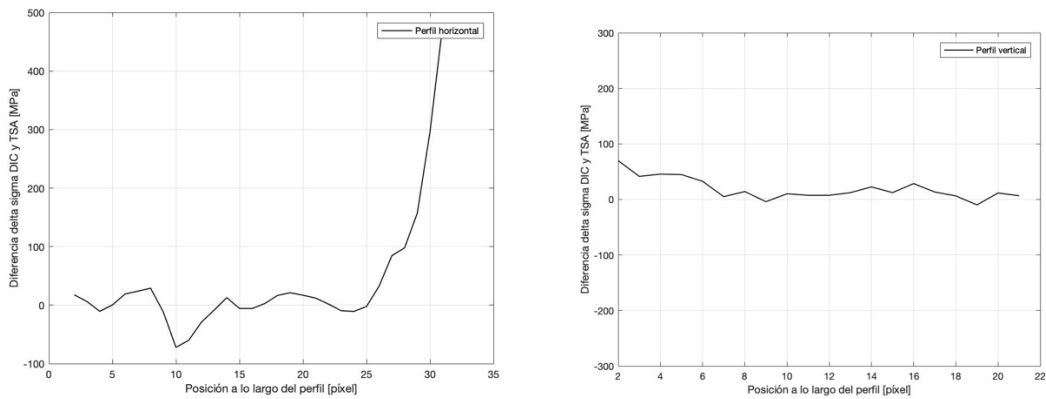


Figura 51. Perfiles de ajuste $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para calibración con $R=0.5$.

5.3.6. Aplicación de la metodología a imágenes TSA obtenidas con termocámara FLIR X8561

Validada la metodología, se realiza la calibración de imágenes obtenidas de la misma probeta con la termocámara refrigerada, así como con imágenes DIC con una relación de $27 \mu\text{m}/\text{píxel}$. Se utiliza una relación de tensiones baja ($R=0,1$), así como una carga máxima de 1000 N.

En la Figura 52 se muestran los campos de deformaciones en la región de interés de las imágenes DIC para carga máxima. En la Figura 53, la morfología de la malla inicial y final de barrido del proceso iterativo.

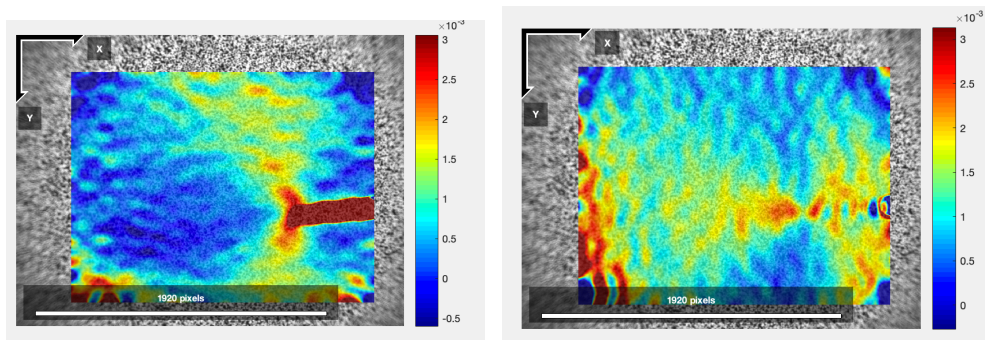


Figura 52. Campos de deformaciones en ROI para DIC $27 \mu\text{m}/\text{píxel}$.

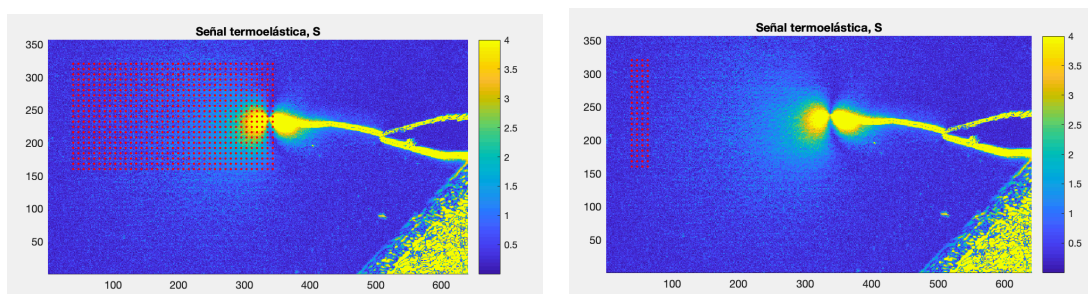


Figura 53. Malla inicial y final de barrido utilizadas en el proceso iterativo.

De la iteración para el progresivo alejamiento del vértice de la grieta y de sus inmediaciones plásticas, se obtiene la curva de A frente a la separación del vértice de la grieta. Extrayendo un valor de A_{opt} de $140,9 \text{ MPa}/\text{UT}$, se obtiene el campo de $\Delta\sigma_{TSA}$.

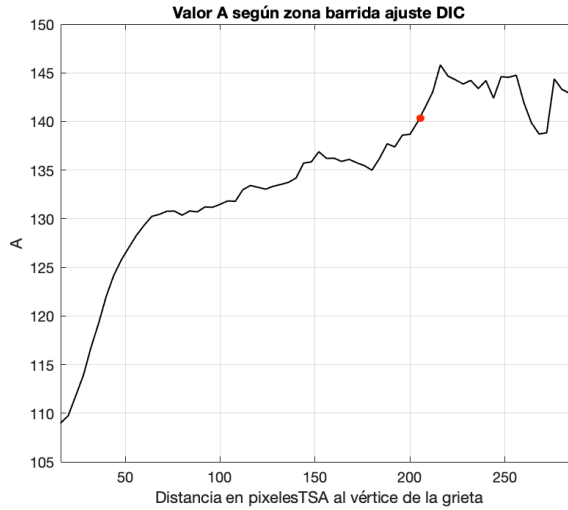


Figura 54. Evolución de la constante A con el tamaño de la malla de barrido. Ensayo $R=0.1$ con termocámara refrigerada.

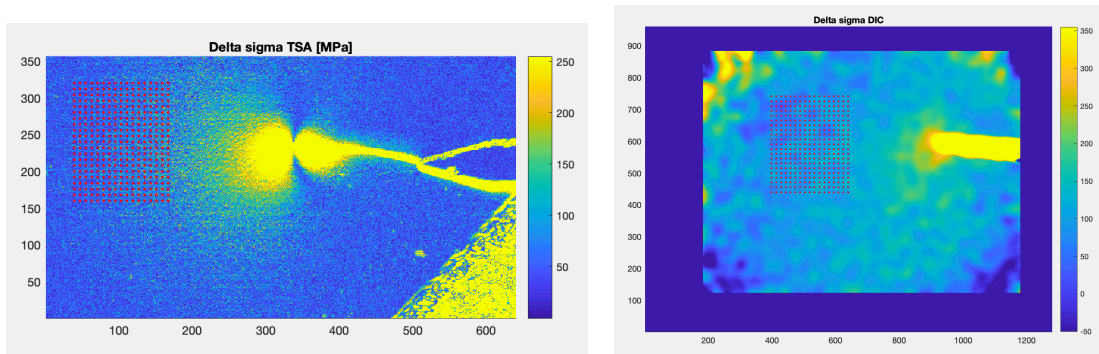
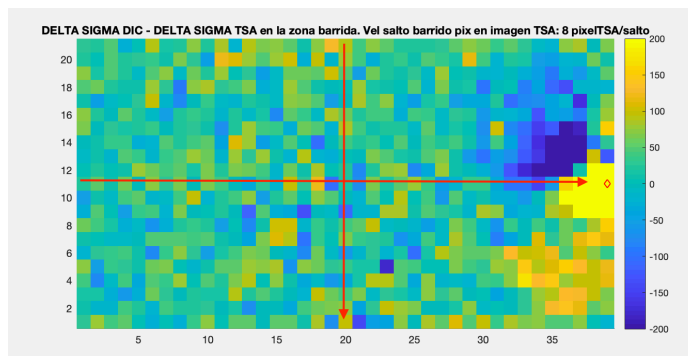


Figura 55. Malla de barrido final empleada para el ajuste de la constante A. Ensayo $R=0.3$ con termocámara refrigerada.

Finalmente, se realiza el mismo análisis de sensibilidad que se realizó para los datos del microbolómetro, obteniéndose la siguiente matriz diferencia de campos y perfiles en las dos dimensiones.



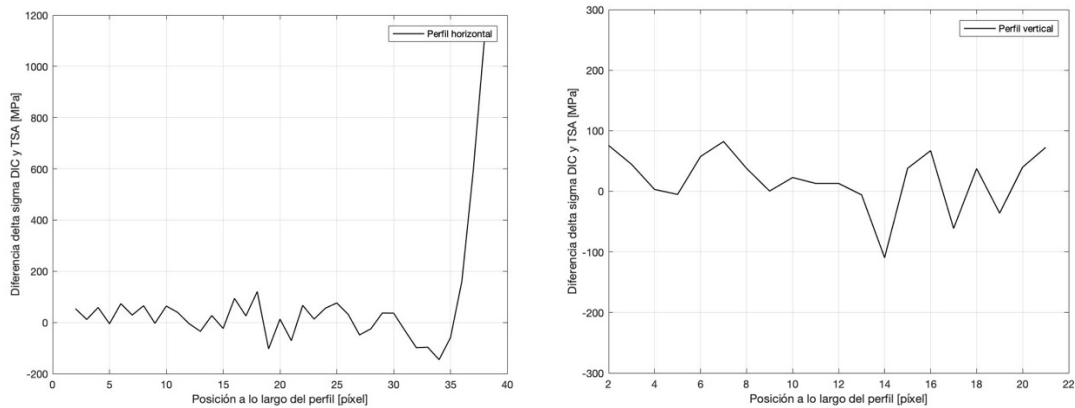


Figura 56. Matriz diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para el análisis de la sensibilidad de la calibración de la constante A ajustada mínimos cuadrados. Perfiles horizontal y vertical. Ensayo $R=0.3$ con termocámara refrigerada.

5.3.7. Discusión de los resultados

En primer lugar, se resumen en una tabla comparativa los valores de la constante de calibración A , obtenida por los tres métodos (analítico, simulación y ajuste DIC), para los tres ratios de tensiones estudiados: 0,1 (bajo); 0,3 (medio) y 0,5 (alto).

R	0,1	0,3	0,5
P_{max} [N]	1000	1000	1000
P_{min} [N]	100	300	500
S_{media} [TU]	0,0131	0,0101	0,0079
A analítico [MPa/TU]	1308,12	1214,80	1200,04
A simulación [MPa/TU]	1369,70	1274,29	1259,63
A ajuste DIC [MPa/TU] (* con ΔP_{eff})	1750 / 1255(*)	1231	1338
Error relativo $A_{ajustado}$ con $A_{simulación}$ [%]	27,77 / 8,37(*)	3,40	6,22
Error relativo $A_{simulación}$ con $A_{analítico}$ [%]	4,71	4,90	4,97

Tabla 10. Resultados calibración de la constante termoelástica

En primer lugar, y en cuanto a las calibraciones analítica y mediante simulación, se observa que el valor de S_{media} decrece ligeramente conforme R aumenta (de 0,0131 para $R=0,1$ hasta 0,0079 para $R=0,5$). Este fenómeno se justifica por el menor módulo de la señal termoelástica cuando la amplitud de la carga cíclica disminuye. En otras palabras, al reducir la amplitud de la carga cíclica el calor generado es menor.

En segundo lugar, comparando los valores de A obtenidos mediante simulación numérica de las deformaciones y mediante cálculo analítico, se concluye que la discrepancia es muy pequeña, manteniendo el error relativo para los tres ratios de tensiones por debajo del 5%. De ello se llega a validar estos dos primeros métodos de calibración.

En tercer lugar, y en relación al método de calibración mediante ajuste por mínimos cuadrados del campo $\Delta\sigma_{TSA}$ con el campo $\Delta\sigma_{DIC}$, se concluye que el método se presenta eficaz para valores de R medios y altos, con errores relativos respecto al método de simulación por debajo del 10%. Sin embargo, para la calibración en condiciones de bajo R , la constante de calibración termoelástica adquiere un valor cerca de un 30% mayor que el obtenido mediante el método de simulación (en la Figura 44 se observa la desviación de A para R bajo). Para asegurar este efecto, se realiza un segundo procesado con una secuencia de imágenes DIC con una relación mm/píxel menor (30,73 mm/píxel frente a 40,77 mm/píxel). Este segundo ensayo ratifica que efectivamente se obtiene un valor de A superior al esperado (1887 MPa/TU).

Puesto que el valor de A obtenido en el segundo ensayo de comprobación a R 0,1 y con DIC más cerca (30,76 $\mu\text{m}/\text{píxel}$) únicamente varía en un 7,26% respecto al obtenido en el primer ensayo, se deduce que el modelo es robusto en el ajuste matemático de ambos campos, así como la metodología de obtención de las secuencias DIC.

El comportamiento observado, por el que se obtiene para R bajo un valor de A mayor a los esperados (analíticamente y mediante simulación numérica), se justifica potencialmente por el efecto de cierre de grieta para valores bajos de R . En efecto, así lo demuestra la calibración adicional realizada a partir del mapa

del rango del invariante de tensiones efectivo $\Delta(\sigma_x + \sigma_y)_{\text{efectivo}}$. Al ser mayor la carga de apertura que la carga mínima nominal, los valores del campo DIC resultan menores. En consecuencia, la señal termoelástica se ajusta al mismo con un valor de A más pequeño y cercano a las predicciones analíticas y simulación numérica. Por todo ello, el error relativo de esta estimación considerando el efecto de cierre de grieta se reduce a 8,37%, frente al 27,77% de no considerarlo.

En cuanto a este tercer método de calibración [ajuste a imágenes DIC], resulta también esencial señalar el efecto de la incorporación de píxeles pertenecientes a la inmediación plástica de la grieta, en los que no se cumple el efecto termoelástico. En todas las curvas de A frente a la distancia de separación del lateral derecho de la malla respecto del vértice de la grieta, se observa que el valor de A aumenta en torno a un 30-50% en todos los casos de calibración con el microbolómetro.

También es interesante señalar los efectos de la aberración óptica de la lente y de las condiciones de contorno de la probeta. Por ambos efectos, bien si el lateral derecho de la malla ha de mantenerse fuera de la zona plástica del vértice de grieta, el lateral izquierdo se debe ubicar lo suficientemente lejos del borde del borde de la imagen TSA.

Los perfiles creados a lo largo de las dos dimensiones de la matriz de diferencias de los campos $\Delta\sigma_{\text{TSA}}$ y $\Delta\sigma_{\text{DIC}}$ denotan la bondad del ajuste, ya que el valor se mantiene ligeramente oscilante en torno a cero en la zona elástica del material donde se cumple el efecto termoelástico, con un error máximo de ± 100 MPa/UT, lo cual no supera el 10% de diferencia de los valores de A obtenidos con el microbolómetro.

Finalmente, al reproducir la metodología con otra termocámara resulta interesante apreciar como la forma de la curva de A frente a la separación de la malla del vértice de la grieta varía. En lugar de aumentar el valor de A al aproximar la malla al vértice de la grieta, éste disminuye. A pesar de este cambio en la forma, el efecto de distorsión por la pérdida de la linealidad en el vértice de la grieta es el mismo.

5.4. Cálculo de los coeficientes del modelo CJP a partir de desplazamientos DIC

5.4.1. Introducción y método

La determinación experimental de los factores de intensidad de tensiones (apartado 3.3.1 *Factor de intensidad de tensiones*), es un campo de estudio en el que se han desarrollado diversas aproximaciones y metodologías, como pueda ser la puramente analítica en función de la sollicitación aplicada y geometría, o la propuesta por Díaz [60] donde la estimación del SIF se realiza a partir de la señal termoelástica y mediante ajuste de modelos analíticos.

Una línea principal de este trabajo es la obtención de los factores de intensidad de tensiones a partir del ajuste de las ecuaciones del modelo CJP (sección 3.4.2. *Modelo CJP*) a los campos de desplazamientos obtenidos mediante correlación de imágenes DIC. Con este fin, se emplea una interfaz de MatLab[®] desarrollada por el grupo de investigación *Strain Analysis* de la Universidad de Jaén.

El programa empleado realiza un barrido en las inmediaciones del vértice de la grieta, suficientemente lejos de la zona plástica para evitar la influencia de la no linealidad del material, pero suficientemente cerca para suponer despreciable la influencia de las condiciones de contorno. En otras palabras, el barrido se realiza en la zona dominada por la singularidad (apartado 3.3 *Factor de intensidad de tensiones y zona dominada por la singularidad*). La morfología de la malla de barrido es la de una corona circular incompleta cuyo centro es el vértice de la grieta, tal y como se muestra en la Figura 57 y Figura 58. Con el fin de ajustar la extensión de la malla, se modifican los parámetros *Inner radius* (radio interno), *outer radius* (radio externo), *initial angle* y *final angle* (ángulos inicial y final de la corona circular), *points per line* (puntos por línea en dirección radial), *x_{tip}* y *y_{tip}* (posición del vértice de la grieta). Igualmente, para la calibración de los desplazamientos se ha de introducir la relación mm-píxel.

En lo que respecta a estos parámetros de malla, es importante encontrar los valores que satisfagan un adecuado muestreo de la zona dominada por la singularidad. También es necesario que la localización del vértice de la grieta

sea precisa, ya que el valor del SIF es notablemente sensible a la posición de la malla respecto en la dirección horizontal (ver apartado 5.4.3. *Análisis de sensibilidad*).

Además de los factores de intensidad de tensiones K_F , K_R y K_S , así como T -stress, la interfaz calcula los coeficientes A , B , C , E y H , que parametrizan directamente el modelo (ver sección 3.4.2. *Modelo CJP*). En este trabajo, se opera directamente con los mismos.

5.4.2. SIFs para carga de 1000 N

A continuación, se realiza el procesado de las dos secuencias DIC correspondientes a las dos probetas (microbolómetro y termocámara) utilizadas en el apartado 5.3.4 para la calibración de la señal termoelástica. Ya que por ahora el interés de obtener los coeficientes CJP es exclusivamente para estimar la zona plástica según el modelo CJP, bastará con procesar los desplazamientos para la carga máxima de 1000 N. En capítulos posteriores, se profundizará en el cálculo de SIFs, procesado e interpretación.

Las siguientes figuras muestran las mallas de barrido empleadas sobre los mapas de desplazamientos en direcciones x e y (u y v) de cada una de las dos probetas.

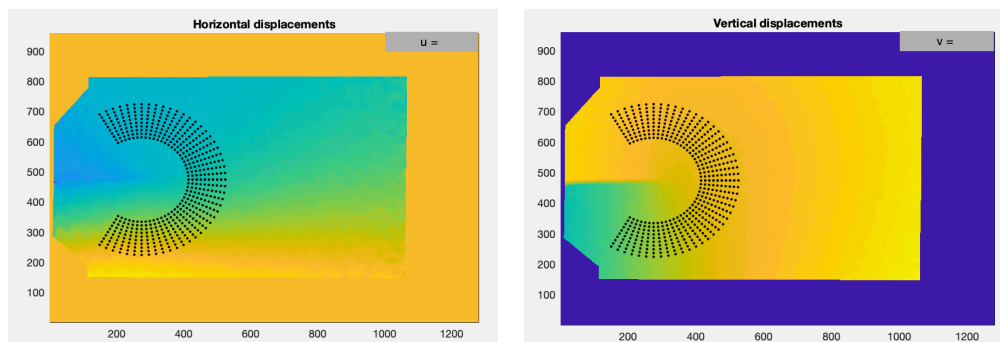


Figura 57. Malla obtención coeficientes CJP sobre campos de desplazamientos. *Probeta CT 1*.

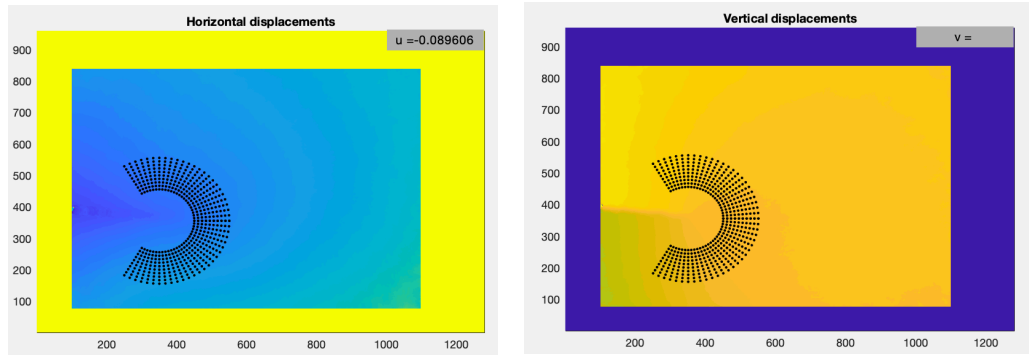


Figura 58. Malla obtención coeficientes CJP sobre campos de desplazamientos. *Probeta CT 2.*

Los parámetros de malla empleados son los indicados en la siguiente tabla,

	<i>Probeta CT 1</i>	<i>Probeta CT 2</i>
Radio interno [píxel]	140	100
Radio externo [píxel]	250	200
Ángulo inicial [grados]	0	0
Ángulo final [grados]	120	120
Puntos por línea	10	10
Ángulo entre líneas [grados]	5	5

Tabla 11. Parámetros de la mallas empleadas para obtener los coeficientes CJP de las probetas CT de mayores dimensiones.

Por último, se muestran los parámetros del modelo CJP obtenidos para cada una de las probetas estudiadas. Juntos con estos valores se incluye la varianza como indicador del grado de ajuste del modelo a los campos experimentales.

CJP	KF	KR	KS	T	Varianza
1000N	15.69	-3.53	-5.25	-20.33	0,01565*10 ⁻³

A	B	C	E	H
4.38E-01	-4.63E+00	2.03E+01	2.24E-01	-2.67E+01

Tabla 12. Parámetros del modelo CJP para la primera probeta CT (*probeta CT 1*) con longitud de grieta normalizada de 33 mm y carga máxima de 1000 N.

CJP	KF	KR	KS	T	Varianza
1000N	14.78	-2.47	-4.29	20.27	$2,464 \cdot 10^{-3}$

A	B	C	E	H
6.92E-01	-4.12E+00	-2.03E+01	1.57E-01	-2.65E+01

Tabla 13. Parámetros del modelo CJP para la segunda probeta CT (*probeta CT 2*) con longitud de grieta normalizada de 30,75 mm y carga máxima de 1000 N.

Es interesante comparar el valor del factor de intensidad de tensiones de apertura K_F obtenido con el valor teórico-analítico del factor de intensidad de tensiones para modo I K_I , el cual se calcula según la norma ASTM (ver anexo 8.2 *Determinación analítica del rango del factor de intensidad de tensiones ΔK según norma ASTM para probeta Compact Tension*). En la siguiente tabla se resume la comparativa de sendos valores,

	K_I teórico [MPa m ^{1/2}]	K_F experimental [MPa m ^{1/2}]
Probeta CT 1, a=33 mm	15,91	15,69
Probeta CT 2, a=30,75 mm	14,58	14,78

Tabla 14. Comparación del factor $K_{F, experimental}$ con el factor $K_{I, nominal}$.

5.4.3. Análisis de sensibilidad de los parámetros de malla

Resulta interesante realizar un análisis de la sensibilidad de los parámetros de malla sobre el factor de intensidad de tensiones. Así pues, se va a analizar el valor del factor de intensidad de tensiones de apertura K_F , en función de tres parámetros de malla, manteniendo los demás fijos y variando uno en torno al valor de la malla empleada originalmente. Se selecciona el parámetro K_F por su mayor similitud al factor de intensidad de tensiones, diferenciándose en la inclusión del fenómeno de cierre de grieta, según se explicó en el apartado 3.4.2. *Modelo CJP*).

En primer lugar, se varía el ángulo final de la malla, desde 100° hasta 140°. Se infiere una variación lineal de 0,3264 MPa m^{1/2} / píxel, con $R^2 = 0,9285$.

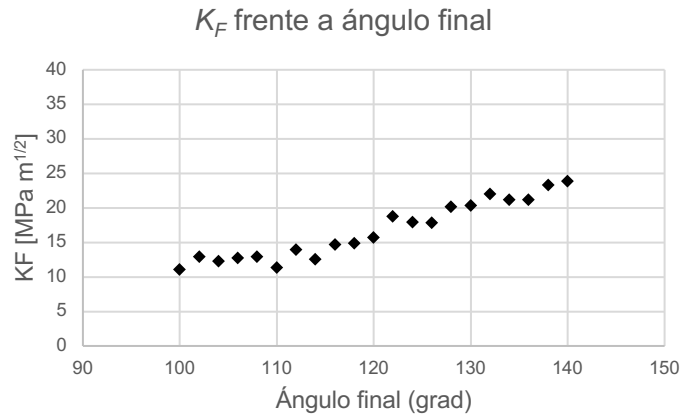


Figura 59. Evolución de K_F con el ángulo final de la malla.

En segundo lugar, se modifica el valor del radio externo. Aunque la tendencia no se muestra lineal, se vuelve a usar la pendiente de la recta de regresión como indicador de la tasa de cambio de K_F con el radio externo, obteniéndose un valor de $0,286 \text{ MPa m}^{1/2} / \text{píxel}$, con $R^2 = 0,9284$.

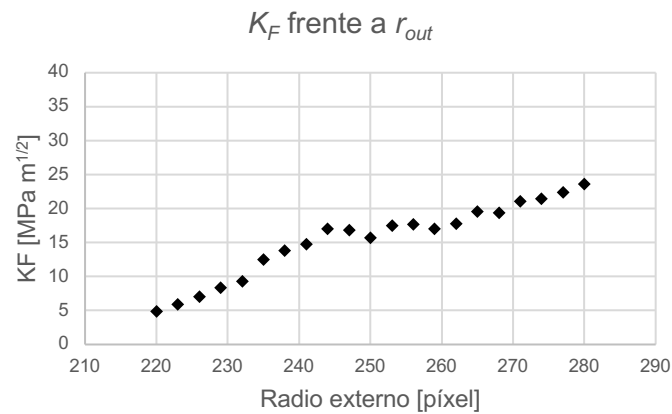


Figura 60. Evolución de K_F con el radio externo de la malla.

Por último, se representa la evolución de K_F frente al radio interno de la malla, manteniendo los demás parámetros fijos. Para este caso, se obtiene una variación lineal de $-0,1517 \text{ MPa m}^{1/2} / \text{píxel}$, con $R^2 = 0,8554$.

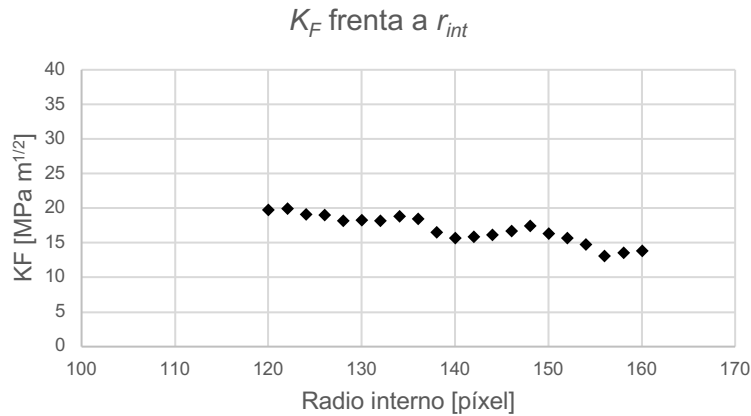


Figura 61. Evolución de K_F con el radio interno de la malla.

5.4.4. Discusión de los resultados

En primer lugar, y en cuanto al grado de corrección de los valores obtenidos para el factor de intensidad de tensiones de apertura K_F , se constata una gran proximidad a los correspondientes teóricos factores de intensidad (15,69 frente a 15,91 para la *probeta CT 1*, y 14,78 frente a 14,58 para la *probeta CT 2*). En cualquier caso, puesto que el factor de intensidad de tensiones de apertura K_F del modelo CJP y el factor de intensidad K_I no representan exactamente una misma magnitud (K_F tiene en cuenta el efecto de cierre de grieta), no se espera que ambos valores fuesen idénticos. Los bajos valores de la varianza de ambos resultados denotan un buen grado de ajuste ($1,565e-5$ y $2,464e-3$ respectivamente para la *probeta CT 1* y *probeta CT 2*).

En cuanto a la sensibilidad de los parámetros de la malla, se realizan las siguientes observaciones. En primer lugar, se detecta una notable influencia del valor calculado de K_F en función del ángulo final de la malla de barrido, con una alta tasa de cambio de K_F frente al ángulo ($0,3264$ MPa m^{1/2} / píxel). En segundo lugar, el factor de intensidad se muestra más insensible a la variación del radio interno de la malla ($0,1517$ MPa m^{1/2} / píxel). Por último, y en cuanto a la variación con el radio externo, se observa una tendencia a estabilizarse para valores próximos a los 250 píxel. Por todo esto, se llega a concluir que el análisis realizado es considerablemente sensible a los parámetros de la malla. Así pues, para un buen ajuste del modelo es necesario considerar la influencia de la

plasticidad en el vértice de la grieta y de las condiciones de contorno. Igualmente, es recomendable utilizar el valor determinado mediante la solución analítica a como de referencia.

5.5. Determinación de la zona plástica mediante tensiones experimentales DIC y tensiones estimadas CJP

Conocidos los campos de tensiones DIC, y una vez determinados los coeficientes del modelo CJP, se proseguirá con la determinación de la zona plástica experimental.

5.5.1. Introducción y método

Entre otras potenciales aplicaciones, la determinación de la zona plástica permite asegurar que la región de no linealidad quede reducida a una pequeña área cerca del vértice de la grieta, y que el comportamiento global de la estructura sea por tanto elástico lineal. Así, se permite asegurar que el cálculo de los SIFs se esté realizando correctamente en una zona dominada por la singularidad $r^{1/2}$ y cuyos desplazamientos y tensiones se puedan describir a partir de diferentes modelos analíticos elástico-lineales de desplazamientos en las inmediaciones del vértice de la grieta.

Sobre los datos trabajados en las secciones previas (*probeta CT 1* con microbolómetro y *probeta CT 2* con termocámara refrigerada), se desarrollarán dos ideas para la determinación de la zona plástica: aplicación del criterio de fluencia de Von Mises a los campos de tensión experimentales derivados de DIC y aplicación del criterio de fluencia a los campos de tensión estimados por el modelo CJP.

En primer lugar, se calcula la zona plástica a partir de las imágenes tomadas con la cámara CCD. Para ello, se implementan los algoritmos de correlación [22] sobre la imagen con grieta crecida y sometida a carga máxima, con imagen de referencia la de la probeta virgen, y únicamente con la precarga aplicada para reducir el desplazamiento como sólido rígido (sección 4.3. Metodología experimental con Correlación Digital del Imágenes). Diferenciando los mapas de desplazamientos obtenidos en la región de interés adyacente al

vértice de la grieta, se obtienen los campos de deformaciones. Seguidamente, aplicando la Ley de Hooke a los campos de deformaciones se obtienen los campos de tensiones. De éstos últimos, mediante el círculo de Mohr para el plano de la probeta x-y se calculan los campos de tensiones principales para obtener consecutivamente tensión equivalente aplicando el criterio de fluencia de Von Mises. Por último, umbralizando la tensión equivalente mediante la tensión de fluencia del material, se identifica fácilmente la forma y tamaño de la región plástica. El proceso descrito se realiza con el código del anexo 8.3.6 *Contorno de la zona plástica experimental DIC umbralizando la tensión equivalente de Von Mises*. Se resume en el siguiente esquema.



Esquema 1. Cálculo de la zona plástica a partir de los campos de tensiones experimentales DIC.

En segundo lugar, se determina la zona plástica según el modelo CJP. Para ello, se parte del conocimiento de los coeficientes del modelo calculados en el apartado 5.4. Estimación de los factores de intensidad de tensiones. Aplicando las soluciones analíticas del modelo, se obtienen los campos de tensiones en las inmediaciones del vértice de la grieta, e imponiendo el criterio de fluencia de Von Mises de la misma forma que en la zona plástica experimental DIC, se umbraliza y obtiene el contorno de la región de plasticidad. El código utilizado para obtener el contorno de esta zona plástica es el del anexo 8.3.7 *Contorno de la zona plástica analítica según modelo CJP, umbralizando la tensión equivalente de Von Mises*. En el siguiente diagrama se esquematizan los pasos seguidos.



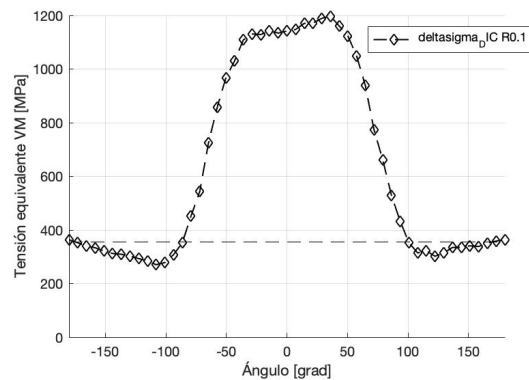
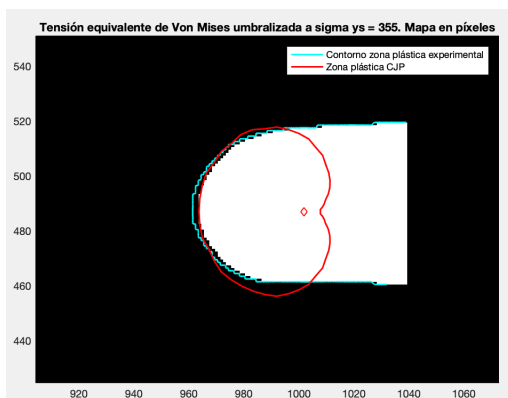
Esquema 2. Cálculo de la zona plástica a partir de los campos de tensiones estimados por el modelo CJP.

5.5.2. Resultados

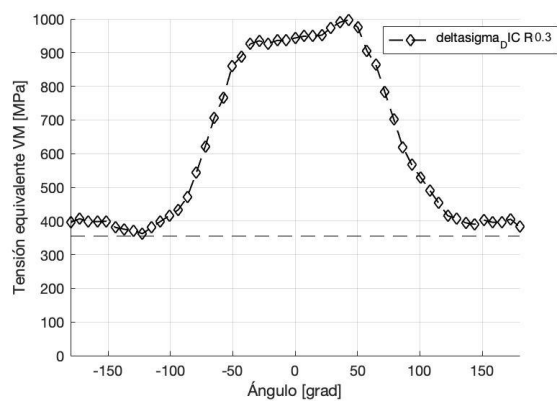
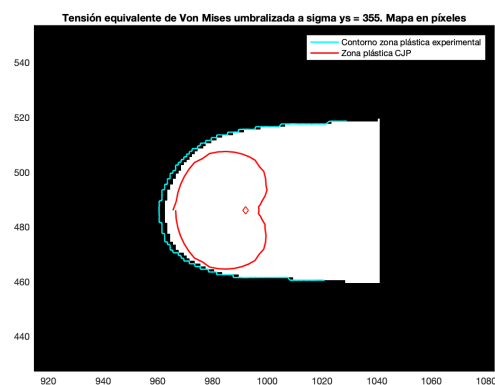
Se presentan las zonas plásticas experimental DIC y estimada CJP para las dos probetas CT estudiadas en este bloque experimental. Puesto que durante los ensayos de la *probeta CT 1* a distintos valores de R se tomaron distintas secuencias DIC, se incluyen los resultados para cada una de ellas.

A la derecha, se representa la evolución de la tensión equivalente de Von Mises DIC a lo largo del contorno CJP. En abscisas, la coordenada angular positiva en sentido horario y con referencia el eje X cartesiano. Todo este procesado se realiza con el código del anexo 8.3.10).

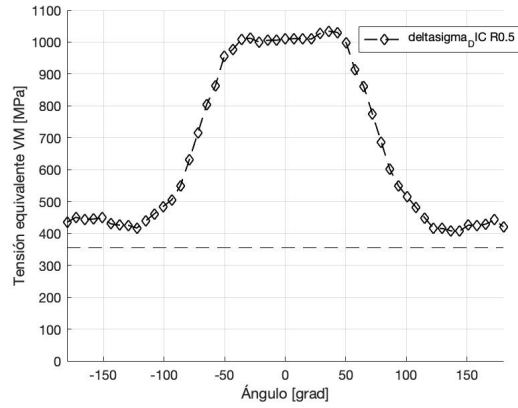
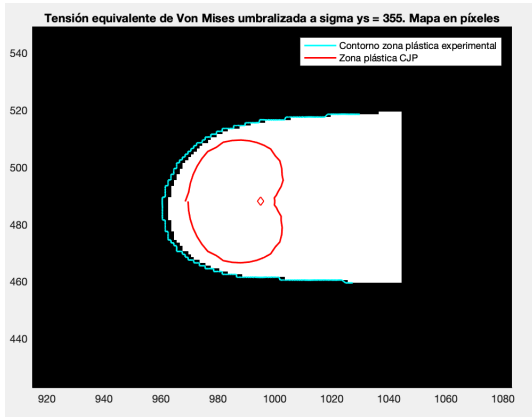
La discusión de los resultados se reserva para la siguiente sección, en la que estas zonas plásticas se integran sobre los mapas de fase de la señal termoelástica y se utilizan como un tercer criterio de valoración de la plasticidad.



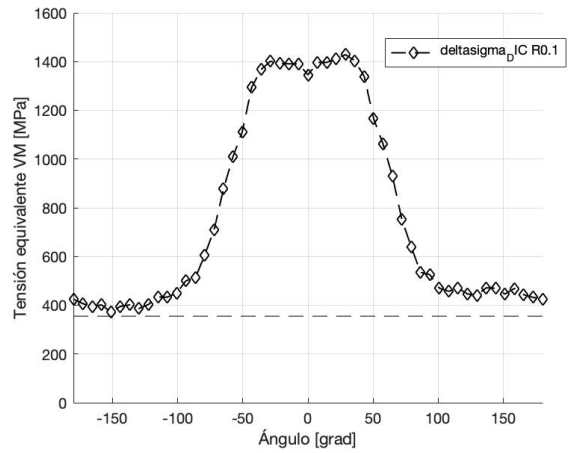
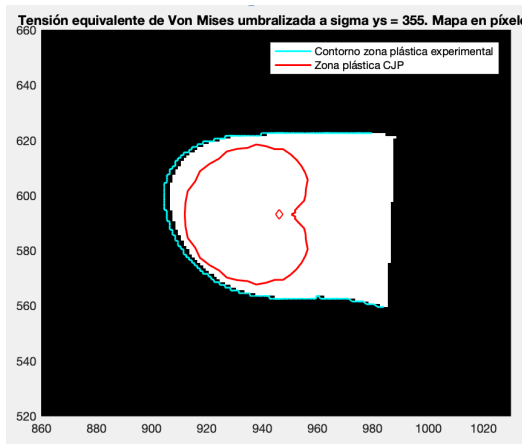
(a)



(b)



(c)



(d)

Figura 62. A la izquierda, zonas plástica experimental DIC y estimadas según el modelo CJO. A la derecha, evolución de la tensión equivalente de Von Mises DIC a lo largo del contorno CJP.
(a) *Probeta CT 1*, ensayo a $R 0,1$; (b) ensayo a $R 0,3$; (c) ensayo a $R 0,5$; (d) *probeta CT 2* ensayo a $R 0,1$.

5.6. Integración de las zonas plásticas DIC y CJP con el ángulo de fase de la señal TSA

5.6.1. Introducción y método

En esta sección, se integran los contornos de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre el mapa de fase calibrados de la señal termoelástica (programa del anexo 8.3.8) obtenida con el microbolómetro para la *probeta CT 1* de acuerdo al método TPA (*Thermoelastic Phase Analysis*) introducido en el apartado 4.4 *Metodología experimental con TSA*. Se realiza el procesado de tres mapas de fase adquiridos para tres ratios R distintos: 0,1; 0,3 y 0,5. A pesar de que con una única secuencia DIC bastaría para obtener las zonas plásticas, se usan distintas imágenes tomadas en cada ensayo. Seguidamente, se implementará la metodología para un mapa de fase obtenido con la termocámara refrigerada y ratio R 0,1. Por ser mayor la resolución de las imágenes y menor el ruido de la termocámara (356x640 frente a los 256x320 píxeles del microbolómetro), se espera que estos últimos resultados presenten una mayor claridad.

En primer lugar, se presentan los resultados para la *probeta CT 1* ensayada con el microbolómetro. El perfil de la fase se muestra más ruidoso que usando la termocámara de mayor resolución. Para filtrar dicho ruido, se utilizan funciones de ajuste.

Para R 0,1, se muestran las zonas plásticas DIC experimental y CJP sobre el mapa de fase, así como el perfil de la evolución de la fase a través del vértice de la grieta y zona plástica. En la siguiente tabla, los coeficientes CJP calculados y empleados para el procesado de la zona plástica CJP.

KF	KR	KS	T
15,60	-4,22	-6,9	12,12

A	B	C	E	H
-4,79E-01	-5,02E+00	-1,21E+01	2,68E-01	2,73E+01

Tabla 15. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a R 0,1.

Para eliminar el ruido de la señal, se establecen dos curvas de ajuste: una serie de Fourier de tres términos con valor $R^2 = 0,9468$; y un polinomio de ajuste de grado 8, con $R^2 = 0,9485$. Se observa la siguiente tendencia: empezando por la derecha, existe una región donde el valor de la fase es aproximadamente constante e igual a cero. En todos estos puntos, se mantienen condiciones adiabáticas. En la proximidad al vértice de la grieta, se da un incremento del valor de la fase que indica la pérdida de la adiabaticidad debido al alto gradiente de tensiones y comienzo de las condiciones plásticas. A continuación, la fase cambia de positiva a negativa, indicando la presencia de plasticidad inversa. Finalmente, la fase vuelve a cero, marcando la posición del vértice de la grieta. La zona plástica se delimitará por la inversión de la fase.

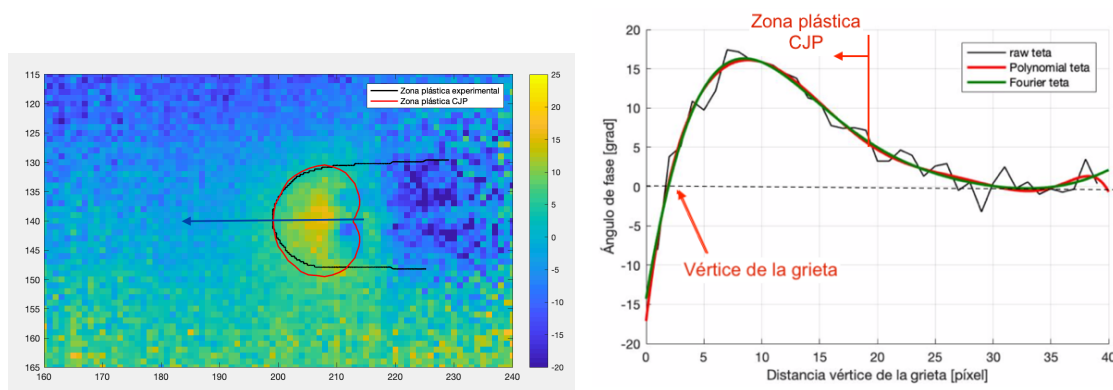


Figura 63. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre mapa de fase obtenido con el microbolómetro para $R 0,1$.

Con el fin de cuantificar la relación entre la zona plástica estimada por el modelo CJP y el mapa de fase, se evalúa la desviación del ángulo de fase de la señal termoelástica a lo largo del contorno de la zona plástica predicha por el modelo CJP (código de MatLab en el anexo 8.3.9), representándola frente al ángulo positivo en sentido anti horario y medido respecto al eje cartesiano X.

Evaluando la desviación de la fase a lo largo del contorno de la zona plástica predicha por el modelo CJP, se deduce la siguiente tendencia

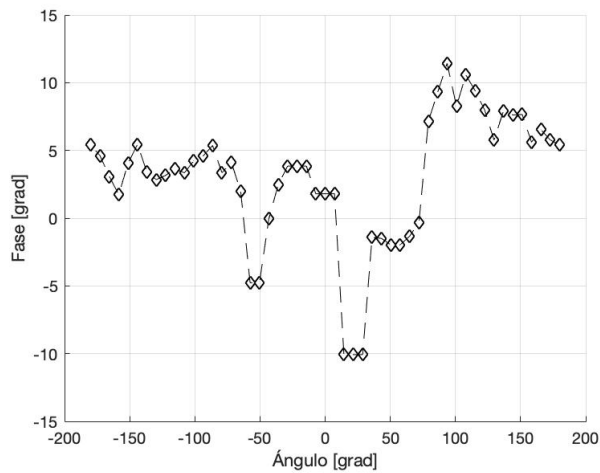


Figura 64. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,1$ a lo largo del contorno CJP

Adicionalmente, se procesa el segundo armónico a partir de una secuencia de video y el programa *Irta*. No se consigue extraer nada de información sobre la emisión por deformación plástica.

Para un ratio R de 0,3; se obtienen los siguientes resultados. En este caso, para el perfil de la fase se ajustan serie de Fourier de dos términos con $R^2 = 0,8399$; y polinomio de cinco términos con $R^2 0.9485$.

KF	KR	KS	T
15.69	-3.53	-5.25	-20.33

A	B	C	E	H
4.38E-01	-4.63E+00	2.03E+01	2.24E-01	-2.67E+01

Tabla 16. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a $R 0,3$.

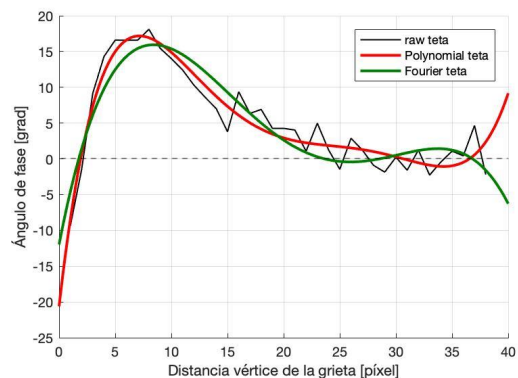
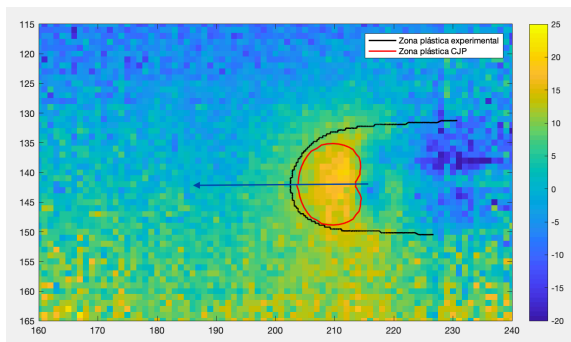


Figura 65. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre mapa de fase obtenido con el microbolómetro a un ratio $R 0,3$.

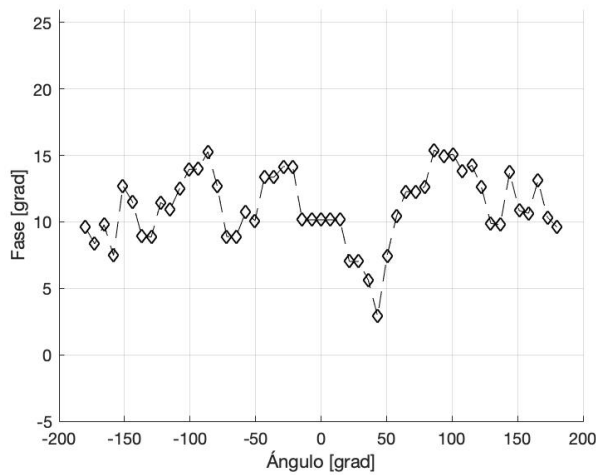


Figura 66. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,3$ a lo largo del contorno CJP.

Finalmente, para $R 0,5$, se ajusta una serie de Fourier de 3 términos, con $R^2 = 0,7960$; y un polinomio de grado 8, con un valor de $R^2 = 0,8061$.

Los coeficientes CJP empleados y resultados son los siguientes.

KF	KR	KS	T
15.69	-3.53	-5.25	-20.33

A	B	C	E	H
4.38E-01	-4.63E+00	2.03E+01	2.24E-01	-2.67E+01

Tabla 17. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a $R 0,5$.

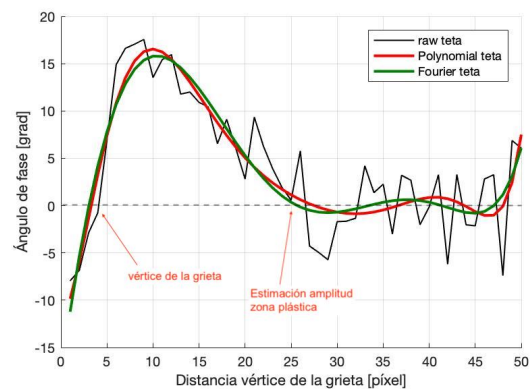
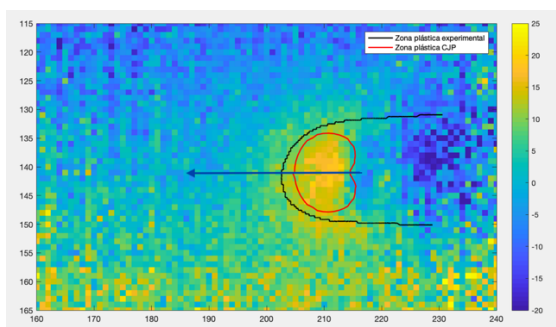


Figura 67. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre mapa de fase obtenido con el microbolómetro a un ratio $R 0,5$.

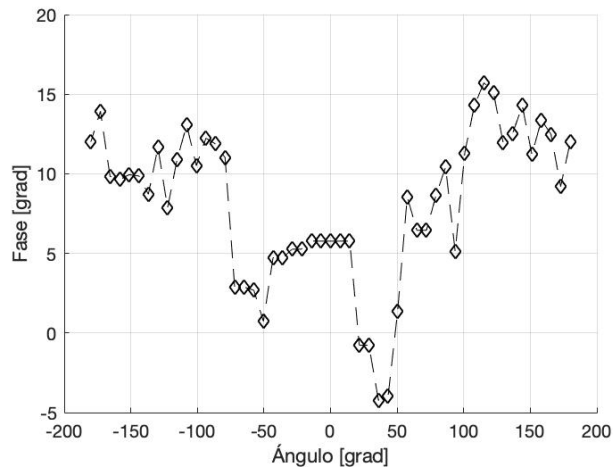


Figura 68. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,5$ a lo largo del contorno CJP.

En segundo lugar, y para la *probeta CT 1* estudiada con la termocámara, refrigerada, se repite el estudio y tratamiento de los datos. A continuación, se muestran los coeficientes CJP, las zonas plásticas sobre el mapa de fase, evolución de la fase a lo largo del perfil (se incluyen límites del modelo CJP para 0 y 180°), y evaluación de la fase en el contorno de la zona plástica CJP.

KF	KR	KS	T
14.78	-2.47	-4.29	20.27

A	B	C	E	H
6.92E-01	-4.12E+00	-2.03E+01	1.57E-01	-2.65E+01

Tabla 18. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a $R 0,1$ y termocámara refrigerada.

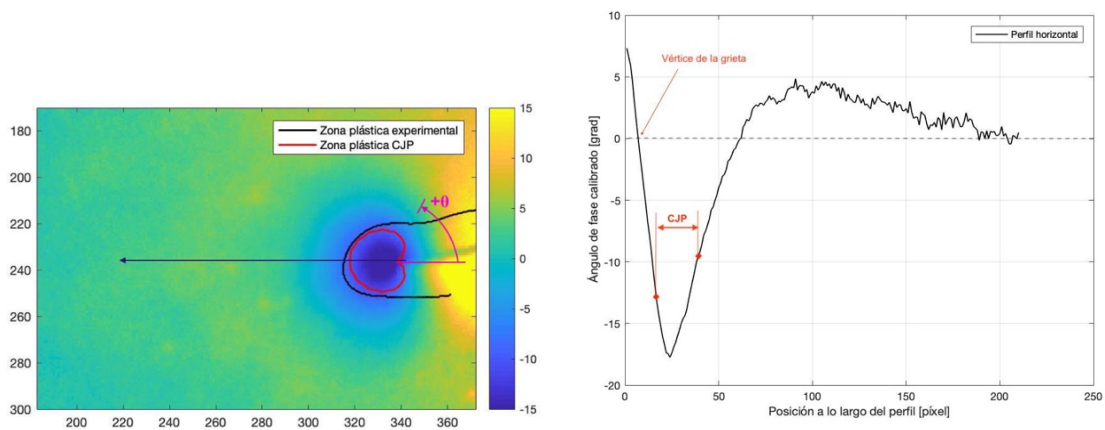


Figura 69. A la izquierda, integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre la fase del primer armónico (17 Hz). Termocámara (*probeta CT 2*). A la derecha, señal de fase a lo largo de perfil.

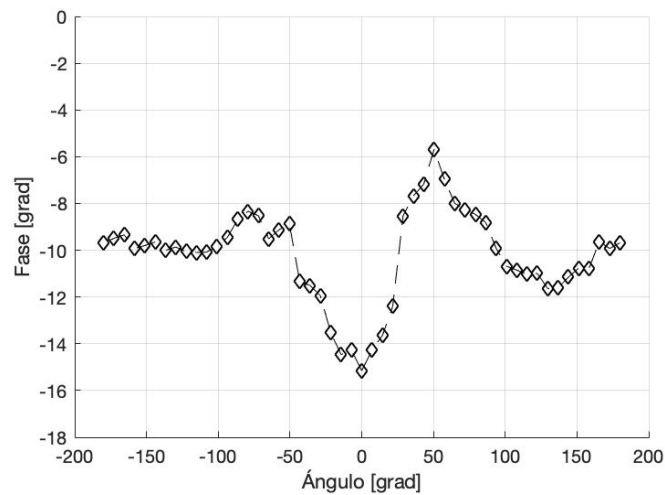


Figura 70. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,1$ con la termocámara refrigerada a lo largo del contorno CJP.

La mayor resolución de estas imágenes permite obtener información del segundo armónico de la fase TSA, el cual se atribuye a los fenómenos de deformación irreversible (principalmente, deformación plástica). Sobre este mapa, se representan las zonas plásticas sobre el mismo. En cuanto al perfil y a la fase evaluada en el contorno CJP, se detecta la influencia de una zona saturada anterior al vértice de la grieta (a la derecha en la imagen, en color amarillo). En principio, se diría que es ruido, aunque posteriormente se discutirá otra interpretación física.

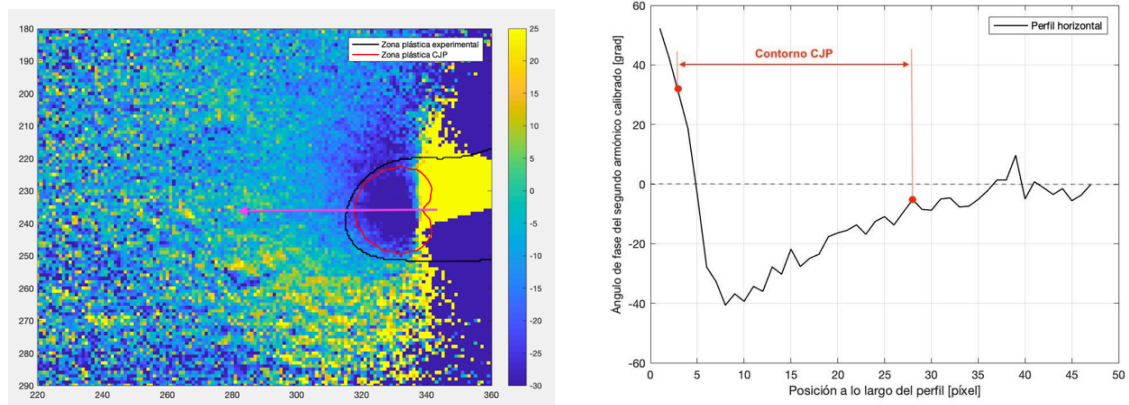


Figura 71. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre la fase del segundo armónico. Termocámara (probeta CT 2). A la derecha, evolución de la misma a lo largo del perfil.

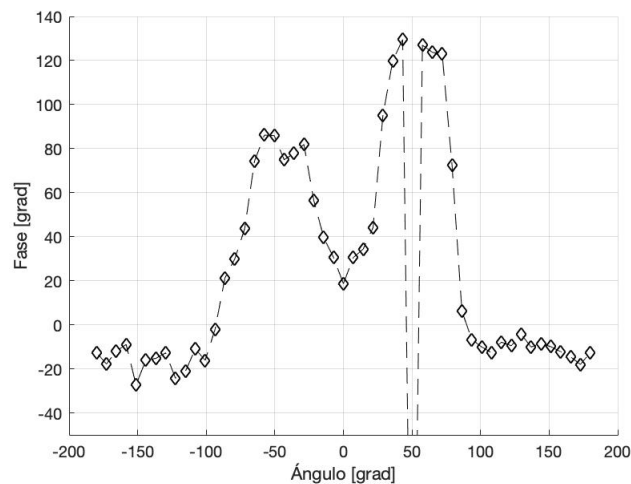


Figura 72. Evolución de la fase en el segundo armónico de la señal TSA tomada a $R 0,1$ con la termocámara refrigerada a lo largo del contorno CJP.

Por último, resulta de interés comparar la evolución de la fase del primer armónico con la amplitud del segundo armónico, ya que ambos parámetros representan una medida de la generación de calor por deformación plástica irreversible y pérdida de las condiciones adiabáticas. Para ello, fusionamos ambas curvas en una gráfica para un mismo perfil de 200 píxel de longitud, con origen detrás del vértice de la grieta y final a una distancia suficientemente lejos delante del vértice.

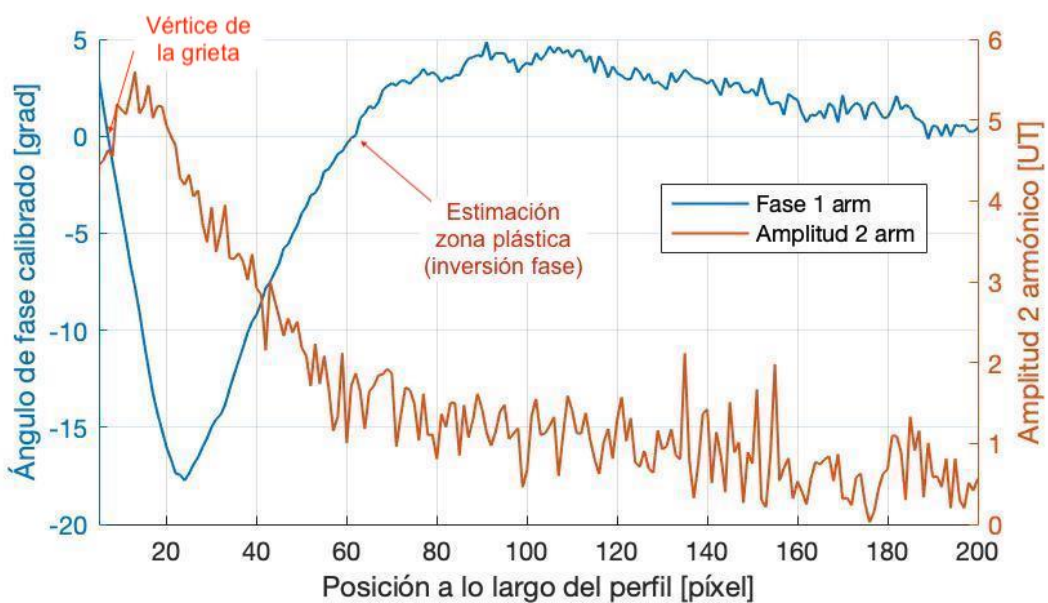


Figura 73. Comparativa fase TSA primer armónico y amplitud del segundo armónico a lo largo del mismo perfil.

5.6.2. *Discusión de los resultados*

En primer lugar, decir que se ha conseguido utilizar satisfactoriamente el microbolómetro para obtener mapas de fase de la señal termoelástica con la suficiente resolución para estimar la amplitud de la zona plástica a partir del mapa de fase TSA. El filtrado de la señal es necesario, siendo igualmente efectivas y con similares grados de ajuste tanto la serie de Fourier como el polinomio de ajuste ($R^2=0,9468$ y $0,9485$, respectivamente para $R 0,1$; $R^2=0,8399$ y $0,9485$, para $R 0,3$; y $R^2=0,7960$ y $0,8061$ para $R 0,5$). El ajuste mediante una serie de Fourier fue realizado con el fin de estudiar si las funciones senoidales podrían aproximar mejor la curva del perfil de la fase que la típica regresión polinómica. Se concluyó que ambos ajustes resultan similares, no siendo a priori ninguno ventajoso respecto al otro.

Una diferencia entre los resultados obtenidos con el microbolómetro y la termocámara refrigerada es la variación de la fase en la zona de pérdida de adiabaticidad. Mientras que la fase obtenida con la termocámara disminuye en la región de plasticidad, el perfil capturado con el microbolómetro aumenta en tal región. En busca de la causa, se realizó un procesado con el programa *Irta* del video grabado con el microbolómetro durante la adquisición para obtener el campo del módulo y fase de la señal termoelástica por otra vía distinta a MiTE. Comparándola con los campos originales calculados por MiTE, se observó que los valores eran iguales, pero de signo contrario. Por ende, se concluye que la diferencia se debe al distinto criterio que usa MiTE para definir el ángulo de fase de la señal. De hecho, se comprueba que la fase en ambos ensayos alcanza un valor pico absoluto en torno a 17° en ambos casos, cambiando solo el signo.

En segundo lugar, y en cuanto a las formas de la zona plástica valoradas y comparadas con el ángulo de fase de la señal termoelástica, se concluye lo siguiente. Para el ensayo a $R 0,1$ y microbolómetro, el modelo CJP predice una zona plástica que coincide casi perfectamente con una desviación nula de la fase. Sin embargo, para los restantes ensayos, se concluye que la zona plástica CJP resulta ligeramente más pequeña que la predicción del ángulo de fase, lo cual se aprecia en la desviación de la fase a lo largo del contorno CJP. El segundo armónico extraído con la termocámara refrigerada provee una

información similar, observándose desviaciones de la fase en valores de -10° fuera de la zona de ruido (delante del vértice de la grieta, en amarillo en la Figura 71). En cualquier caso, esta discrepancia es muy pequeña, estando en general en buen acuerdo las zonas plásticas experimental DIC y estimada CJP.

Justificada a priori como ruidosa la zona saturada en color amarillo detrás del vértice, esto no ha de ser así necesariamente. En efecto, la fuerte desviación de la fase del segundo armónico en los laterales de la grieta se debería a fenómenos irreversibles de generación de calor, como la deformación plástica por fricción de las caras de la grieta que se produciría por el fenómeno de cierre.

En tercer lugar, la comparación de las zonas plásticas CJP y experimental DIC demuestra el buen acuerdo entre ambos contornos en todos los ensayos. En la mayoría de los ensayos (salvo el primero con el microbolómetro y $R 0,1$, donde ambas coinciden casi perfectamente), la zona CJP es ligeramente de menor tamaño, quedando embebida en la experimental DIC. Además, la zona experimental DIC muestra que la plasticidad delante del vértice de la grieta es pequeña, siendo ésta una mera extensión del resto plástico colindante con la grieta. El contorno CJP, por su parte, sólo modela la plasticidad frente al vértice de la grieta, pero sus pequeñas dimensiones sostienen el mismo hecho.

En cuarto lugar, en lo que respecta a la relación entre la fase del primer armónico y la amplitud del segundo armónico (Figura 73), la concordancia entre la tendencia de ambas demostraría que la amplitud del segundo armónico está relacionada con la fase del primer armónico y, por tanto, con la pérdida de condiciones adiabáticas en la región de plasticidad del vértice de la grieta. Para la posición en el perfil determinada por la inversión de la fase del primer armónico, el valor correspondiente de la amplitud del segundo armónico es de en torno a 1,5 UT, lo cual representa un 30% del valor máximo que alcanza la misma (en el interior de la región plástica, máximo de aproximadamente 5 UT). Esto quiere decir que la amplitud de la señal termográfica en su segundo armónico no se hace nula estrictamente en la misma región en la que la fase del primer armónico se invierte. Sin embargo, sí que tiende a estabilizarse a partir de este punto (a partir del píxel 60), evidenciando la relación entre ambas curvas.

6. ESTUDIO EXPERIMENTAL DEL CIERRE DE GRIETA, MODELADO DE LA LEY DE PARIS Y ESTIMACIÓN DE LA ZONA PLÁSTICA Y RESTO PLÁSTICO MEDIANTE DIC

6.1. Introducción y condiciones de ensayo

En este segundo bloque, y ya conocidas algunas de las potenciales aplicaciones de la técnica DIC, se recurrirá a la misma para profundizar en el estudio de fallo por fatiga sobre probetas CT de unas dimensiones menores que las empleadas hasta el momento. Se realizarán ensayos para cinco valores de R (0,1-0,5) con carga máxima común de 600 N.

En primer lugar (apartado 6.3), se determinarán los coeficientes del modelo CJP para un ciclo de carga con grietas crecidas por encima de los 7 mm (longitud normalizada desde los taladros) y para valores de R alto, medio y bajo (0,1; 0,3 y 0,5 respectivamente). A continuación, se procesará el valor del rango del factor de intensidad de tensiones efectivo $\Delta K_{F,eff}$ a lo largo del crecimiento de la grieta y para cada uno de los cinco ensayos a distinto R (0,1; 0,2; 0,3; 0,4 y 0,5). Representando los valores de $K_{F,máx}$, y $K_{F,opening}$ junto con los estimados analíticamente, se mostrará evidencia del fenómeno de cierre de grieta para R bajo (fenómeno de cierre de grieta descrito en la sección 3.4.2 *Modelo CJP y cierre de grieta*).

En segundo lugar (apartado 6.4), se modelará la ley de Paris para cuatro casos: (1) tasa de crecimiento de grieta da/dN calculada experimentalmente por el método de la secante (norma ASTM [17]) y rango del factor de intensidad de tensiones ΔK_I nominal según la expresión de la sección 8.2; (2) tasa de crecimiento de grieta da/dN obtenida al derivar las curvas potenciales de ajuste a los datos N vs a y ΔK_I nominal; (3) da/dN experimental y ΔK_F efectivo ; y por último, (4) da/dN ajustado y ΔK_F efectivo.

En tercer lugar (apartado 6.5), se modelará la zona plástica usando los dos métodos basados en DIC que se introdujeron en la sección 5.5, esto es, obtener las zonas plásticas *experimental DIC* y *analítica CJP*; la primera a partir de las deformaciones DIC, y la según mediante el modelo CJP parametrizado con los

campos de desplazamiento DIC para carga máxima y longitud de grieta máxima (en torno a 9 mm en todos los casos).

En cuarto y último lugar, se aplicará la misma metodología usada previamente para obtener las zonas plásticas para estudiar la evolución del resto plástico durante el crecimiento de la grieta para dos ensayos a R alto y bajo (0,4 y 0,1 respectivamente). Se obtendrán los coeficientes del modelo CJP.

6.1.1. Consideración de la tenacidad a la fractura, K_{IC}

Por un lado, sustituyendo el rango del factor de intensidad de tensiones, ΔK , por el valor de la tenacidad a la fractura, K_{IC} , en la solución recomendada por la ASTM (ver anexo 8.2 *Determinación analítica del rango del factor de intensidad de tensiones ΔK según norma ASTM para probeta Compact Tension*) y estableciendo que se alcanza la tenacidad a la fractura para una longitud de grieta a aproximadamente igual la mitad del ancho W , es decir, 9 mm, se obtiene el valor máximo de ΔP que se ha de aplicar en el ensayo para que la grieta no se haga inestable antes de alcanzar los 9 mm es de 543 N. Posteriormente, durante el crecimiento de la grieta en cada ensayo se podrá monitorizar el valor que toma ΔK en función de la longitud de la grieta y del ΔP aplicado.

6.1.2. Consideración del valor umbral de crecimiento de grieta a fatiga, ΔK_{th}

Por otro lado, es también importante estudiar el rango del factor de intensidad mínimo por debajo del cual no se nuclearía ni crecería la grieta, esto es, el umbral de crecimiento de grieta a fatiga, ΔK_{th} , (*fatigue crack growth threshold*). Este parámetro se define como el valor de ΔK que corresponde a una velocidad de crecimiento de grieta de 10^{-10} m/ciclo.

Para el aluminio 2024-T3, se encuentran valores de ΔK_{th} a partir de ensayos recogidos en diversas publicaciones [46], [62]–[64] en los que se obtienen velocidad de crecimiento de la grieta frente al rango del factor de intensidad de

tensiones. Si bien el fin de algunos de estos ensayos no es, ΔK_{th} , permiten hacerse una idea del valor de este parámetro a partir de los datos de menores da/dN . No obstante, Holper *et al.* [64] sí estudia las tasas de crecimiento de grieta a fatiga en torno al valor de los 10^{-10} m/ciclo que establece la norma ASTM [17]. Se muestran a continuación los resultados de los estudios.

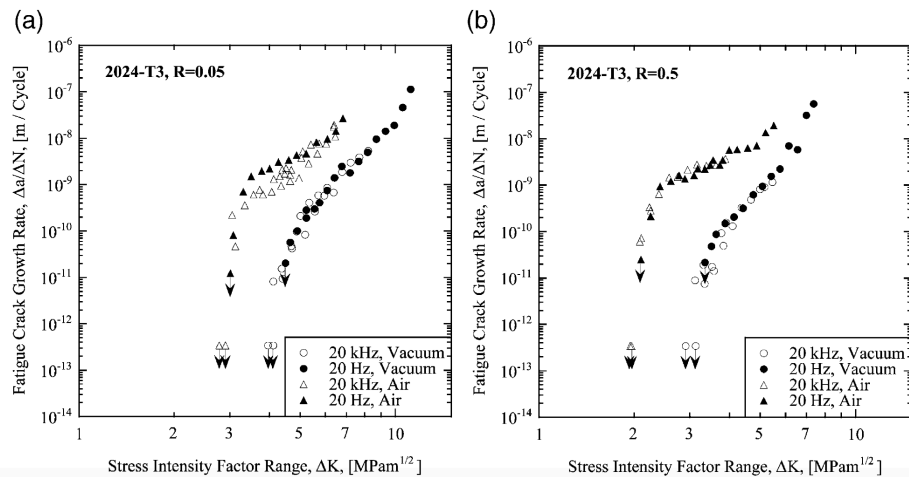


Figura 74. Crecimiento de grieta a fatiga en 2024-T3 para ratios de carga $R = 0,05$ (a) y $R = 0,5$ (b), según Holper *et al.*

Del estudio de Holper *et al* [64], se estiman valores de ΔK_{th} máximos de 5 MPa m^{1/2} para ensayos en vacío. Sin embargo, para ensayos al aire, el valor disminuye hasta 3 MPa m^{1/2} para $R=0,05$; y hasta aproximadamente 2 MPa m^{1/2} para $R=0,5$.

6.1.3. Diseño final de los ensayos

Teniendo en cuenta la reducida geometría de las probetas CT que se ensayan en esta segunda parte del trabajo, además de los valores $\Delta K_{máx}$ y ΔK_{th} establecidos en los dos epígrafes anteriores, se diseñan cinco ensayos a una carga máxima común de 600 N. Cada uno de ellos se realizará a distintos ratios de tensiones R : 0,1 (bajo); 0,2; 0,3 (medio); 0,4 y 0,5 (alto).

6.2. Probeta C(T) de Al 2024-T3 de menores dimensiones

Para los ensayos de crecimiento de grieta a fatiga realizados en esta segunda parte del trabajo, se emplearon probetas *Compact Tension* de 1 mm de espesor y menores dimensiones que las empleadas hasta ahora. Para el diseño de las mismas, nuevamente se siguen las recomendaciones ASTM [17].

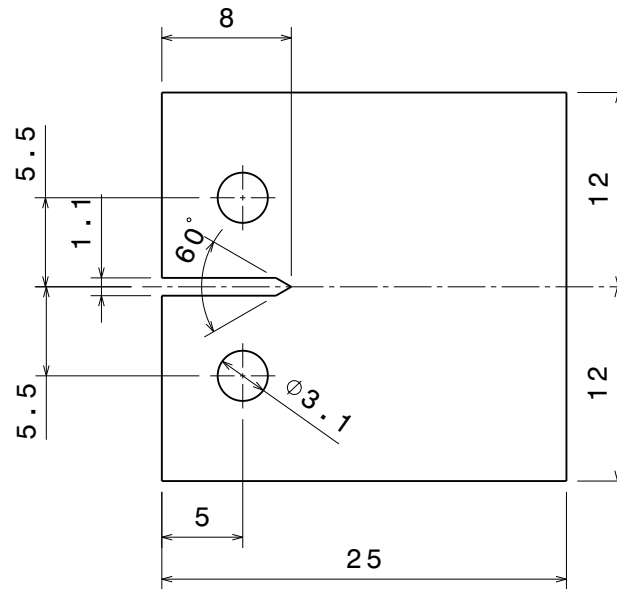


Figura 75. Geometría y dimensiones (mm) de la probeta C(T) de aluminio utilizadas para crecimiento de grieta y DIC.

Se realiza la consideración de tensión plana de la misma manera que con las probetas C(T) de mayor tamaño.

6.3. Cierre de grieta según coeficientes del modelo CJP

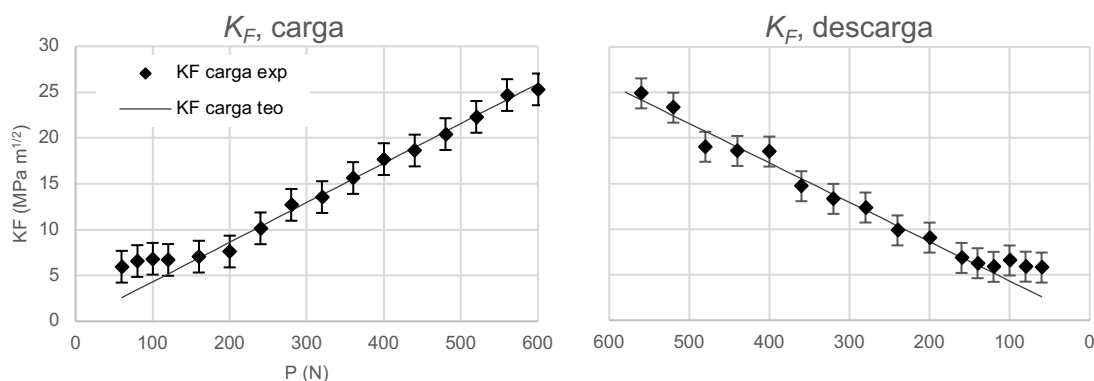
6.3.1. Introducción

En este primer apartado de análisis experimental, se estudiará el fenómeno de cierre de grieta (*crack shielding*) por medio del cálculo de los coeficientes del modelo CJP (descripción del modelo en la sección 3.4.2 y procedimiento de obtención de los coeficientes detallado en el apartado previo 5.4 *Cálculo de los coeficientes del modelo CJP a partir de desplazamientos DIC*).

6.3.2. Resultados para ratios R 0,1-0,5

En primer lugar, se obtienen los coeficientes K_F y K_R a lo largo de tres ciclos de carga (K_F frente a P) correspondientes a valores de R de 0,1; 0,3 y 0,5 y sobre tres grietas de similar longitud (7,16; 7,21 y 7,32 mm normalizados). Se establece un escalón de carga de 20 N. La metodología de cálculo de los coeficientes será la misma que la que se describió en el apartado 5.4. *Estimación de los factores de intensidad de tensiones según el modelo CJP y a partir de los campos de desplazamientos DIC*, estableciendo como imagen de referencia la de la probeta para el número de ciclos N correspondiente a la grieta estudiada; exclusivamente con la precarga aplicada.

Para el ensayo a R bajo (0,1), y con una longitud de grieta a de 7,16 mm, se obtienen las siguientes curvas de K_F y K_R frente a la carga P .



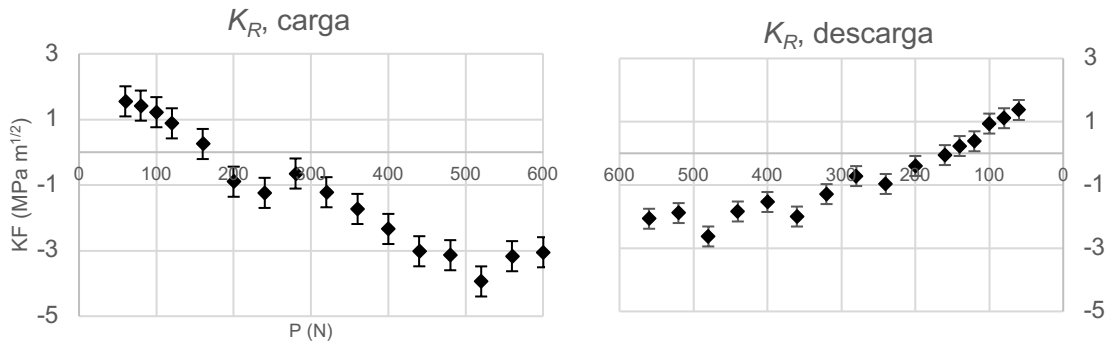


Figura 76. Evolución de K_F y K_R a lo largo de un ciclo de carga. R 0,1.

Para R medio (0,3), y longitud de grieta 7,21 mm, se desarrollan gráficas similares.

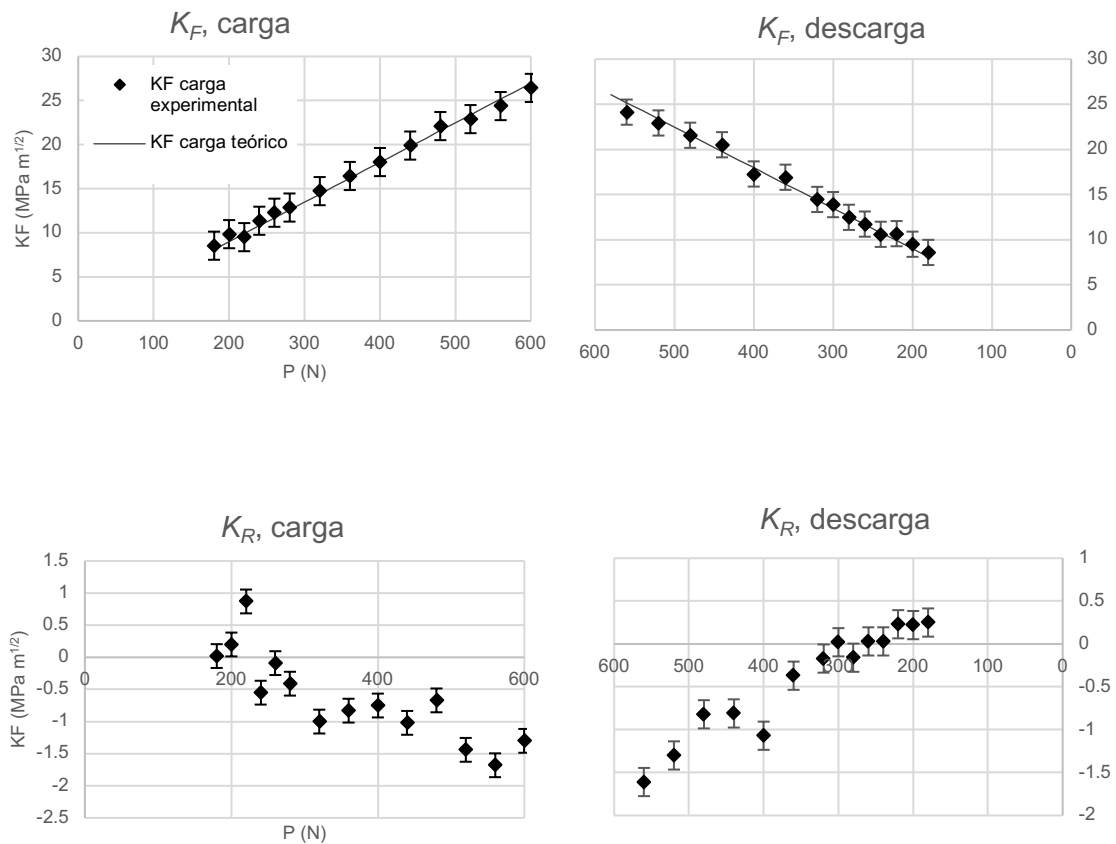


Figura 77. Evolución de K_F y K_R a lo largo de un ciclo de carga. R 0,3.

Por último, para R alto (0,5), y grieta de 7,32 mm de longitud

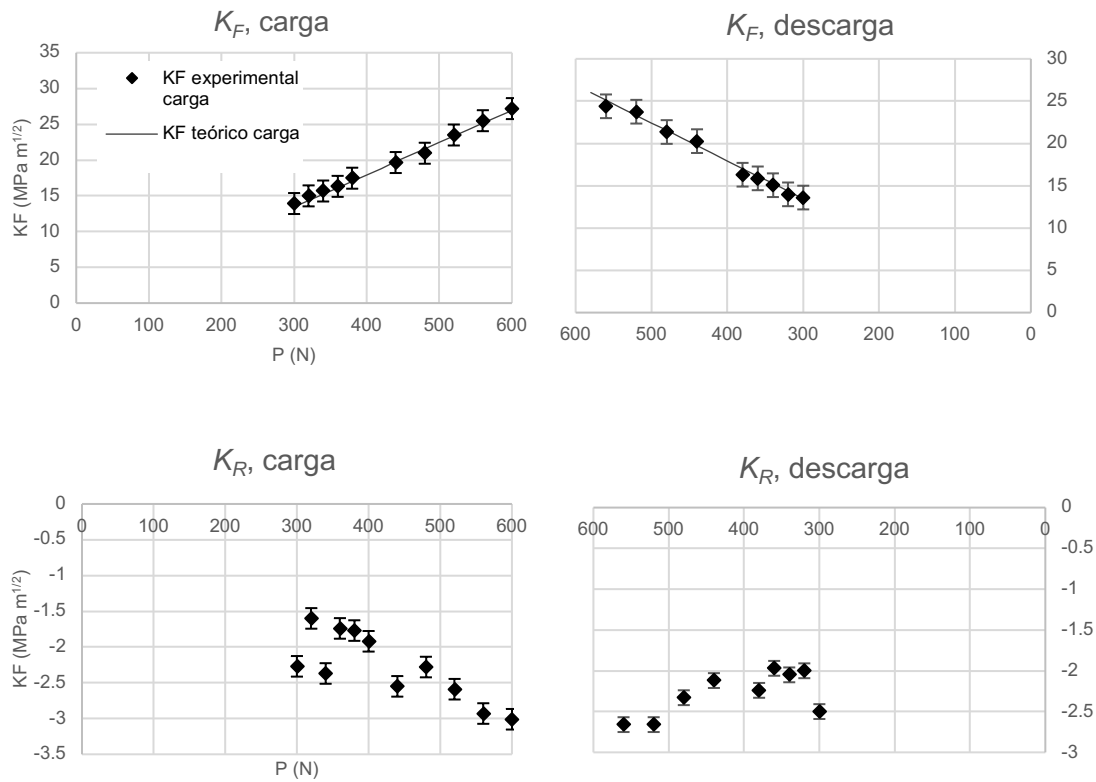


Figura 78. Evolución de K_F y K_R a lo largo de un ciclo de carga. R 0,5.

La metodología recién expuesta se aplica para todas las longitudes de grieta (normalizada desde los taladros) y los cinco valores de R ensayados (0,1-0,5). Representando los valores máximos y mínimos de coeficiente K_F a lo largo del crecimiento de la grieta, junto con el factor de intensidad de tensiones K_I nominal, se obtienen los siguientes resultados para los cinco ratios R (0,1-0,5).

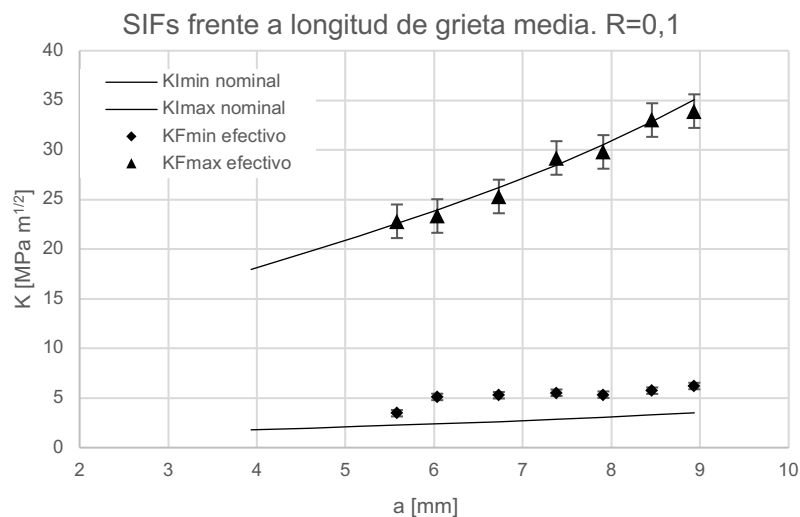


Figura 79. $K_{F,máx}$, $K_{F,mín}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,mín}$ frente a la longitud de grieta. $R=0,1$.

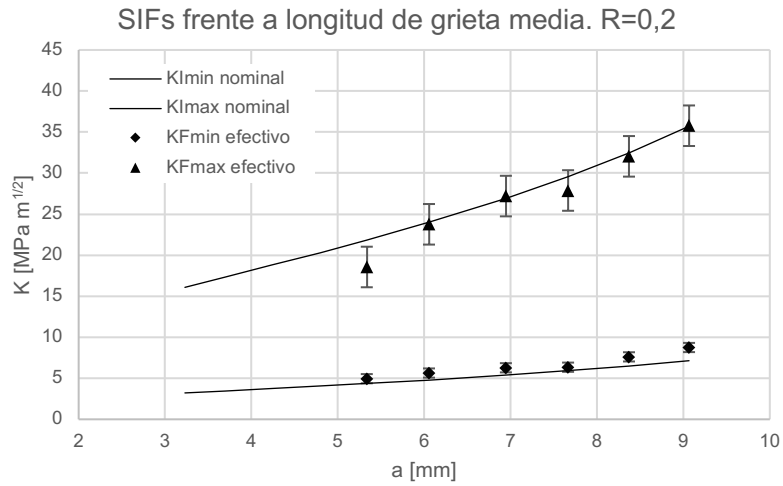


Figura 80. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. R=0,2.

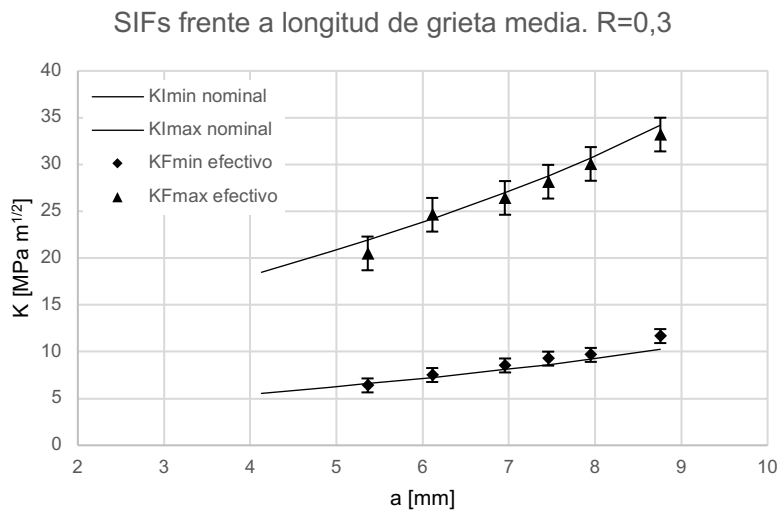


Figura 81. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. R=0,3.

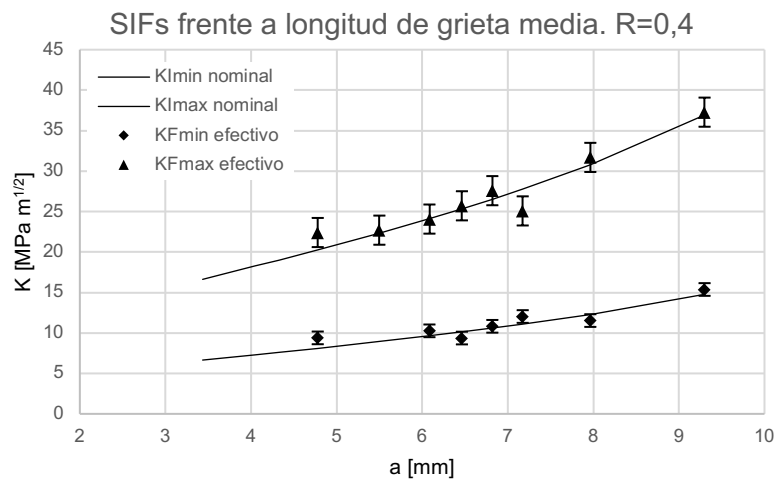


Figura 82. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. R=0,4.

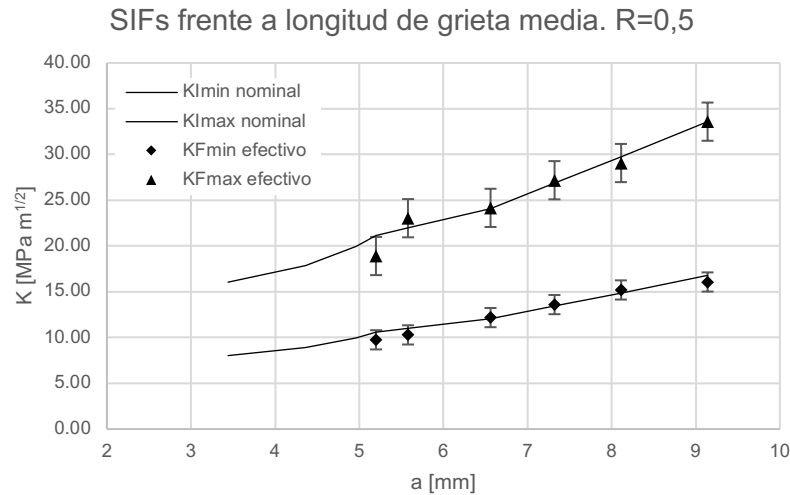


Figura 83. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. $R=0,5$.

6.3.3. Discusión de los resultados

En primer lugar, de la evolución del coeficiente K_F a lo largo de los ciclos de carga (Figura 76, Figura 77 y Figura 78), se deduce que los valores máximos $K_{F,máx}$ en general se mantienen próximos a los $K_{I,máx}$ en todos los ratios R y para todas las cargas, a pesar de que teóricamente no se esperaría que ambos parámetros fuesen exactamente iguales (K_F incluye el efecto del cierre de grieta por la plasticidad). En cuanto a los valores mínimos $K_{F,min}$, se observa la misma tendencia para ratios R mayores o iguales a 0,2. Sin embargo, para R bajo de 0,1 (Figura 76) se aprecia una divergencia entre los valores de K_F y K_I a baja carga, aproximadamente por debajo de 120 N, siendo K_F mayor que los valores nominales de K_I (mínimo de 2,60 MPa m^{1/2} para carga mínima, 60N). En concreto, K_F parece estabilizarse en torno a 6 MPa m^{1/2}.

En segundo lugar, extrapolando la metodología a todas las longitudes de grieta y ratios R 0,1-0,5, se obtienen las gráficas de los máximos y mínimos que alcanza K_F , y que permiten llegar a la misma conclusión. Mientras que la evolución de $K_{F,máx}$ y $K_{F,min}$ con el crecimiento de grieta se muestra en acuerdo con los valores nominales de $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ para ratios R superiores a 0,1; para R 0,1 se obtiene la misma tendencia de $K_{F,min}$ mayor que su análogo nominal. $K_{F,min}$ aumenta de 3,47 MPa m^{1/2} para la grieta con longitud normalizada de 5,58

mm hasta $6,21 \text{ MPa m}^{1/2}$ para una longitud de 8,94 mm, mientras que $K_{I, \min}$ lo hace de 2,26 a $3,51 \text{ MPa m}^{1/2}$.

De lo anterior se deduce que el fenómeno de cierre de grieta en los ensayos realizados se ha detectado para un ciclo de carga con mínimo de 60 N, correspondiente a la relación de tensiones R 0,1 (baja). Esto significa que la carga efectiva de apertura de grieta es mayor que 60 N, y aproximadamente estaría comprendida entre 100 y 150 N. Para ratios R mayores que 0,1; este fenómeno no se detecta al ser la carga mínima mayor (120, 180, 240 y 300, respectivamente para R 0,2, 0,3, 0,4 y 0,5).

6.4. Modelado teórico y experimental de la Ley de Paris

6.4.1. Introducción

En este término del estudio, se prestará especial atención al crecimiento de grieta a fatiga. En términos generales, se monitorizará la tasa de crecimiento de la grieta da/dN midiendo la longitud de la grieta, en dirección recta desde el vértice de la entalla, para un creciente número de ciclos acumulados N . Con esta información, junto con los valores de ΔK_I nominal (según expresión del anexo 8.2) y ΔK_F efectivo obtenido de los desplazamientos DIC, se ajustarán las constantes C y m de la Ley de Paris (apartado 3.5 *Ley de Paris*). Nuevamente, se realizará el estudio para cinco ratios de tensiones R 0,1-0,5 con tensión máxima constante de 1000 N.

La reducción de datos y obtención de da/dN se realiza mediante dos métodos.

Por un lado, se emplea el método de la secante (según norma ASTM [17]), el cual se fundamenta en el cálculo de la pendiente de la recta que conecta dos puntos adyacentes en la curva de a frente a N , es decir, mediante incrementos $\Delta a/\Delta N$. Formalmente, se expresa como sigue,

$$(da/dN)_{\bar{a}} = (a_{i+1} - a_i) / (N_{i+1} - N_i)$$

Puesto que $(da/dN)_{\bar{a}}$ es la tasa de crecimiento de la grieta calculada a partir de incrementos entre los dos puntos, el valor que se utiliza para el cálculo

de los rangos del factor de intensidad de tensiones ΔK es un valor medio de la longitud de grieta, $\bar{a} = \frac{1}{2}(a_{i+1} + a_i)$, según $\alpha = \bar{a}/W$.

Por otro lado, se realiza una estimación de la tasa da/dN derivando la curva de ajuste potencial de los datos de *longitud de grieta* frente a *número de ciclos*. Se pretende así reducir el posible ruido de los datos experimentales.

6.4.2. Resultados para ratios R 0,1-0,5

En primer lugar, se muestran los datos de crecimiento de grieta en un diagrama donde se representa la longitud de grieta (desde la entalla) frente al número de ciclos.

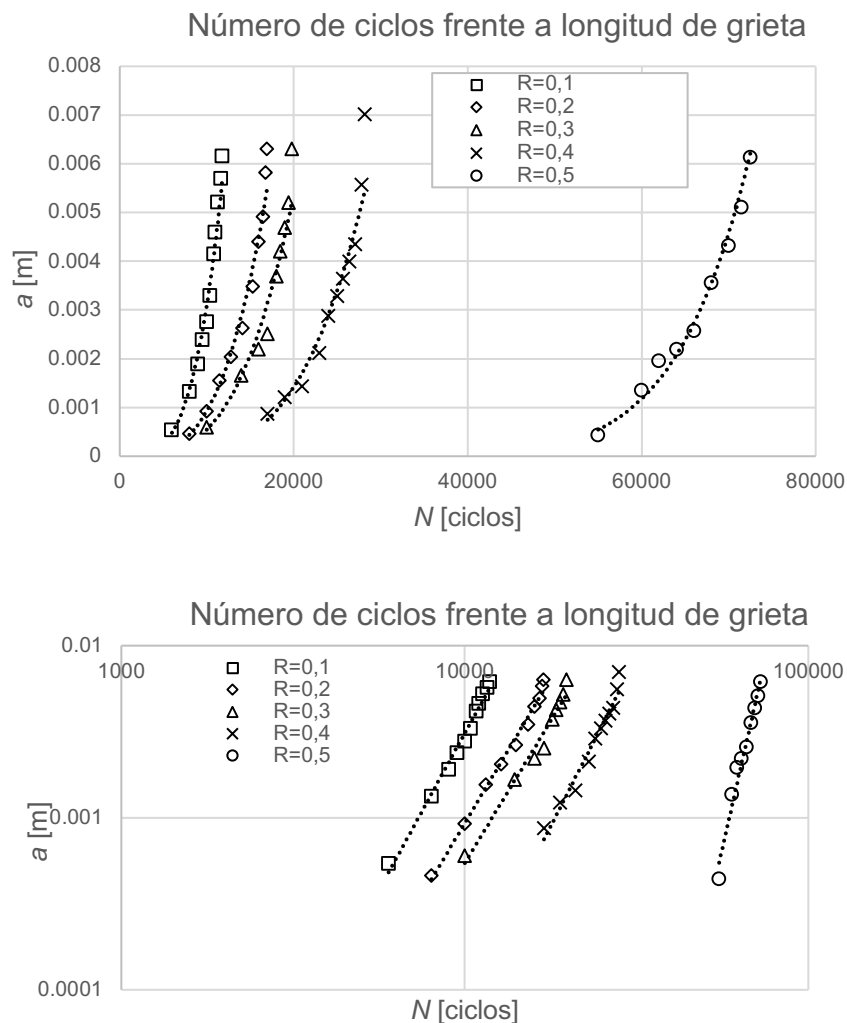


Figura 84. Longitud de grieta desde entalla [m] frente al número de ciclos (escala natural y logarítmica).

Derivando las curvas de ajuste potenciales, se obtienen las tasas de crecimiento de grieta $da/dN_{ajustadas}$ en función del número de ciclos N .

R	Curva de ajuste potencial	da/dN ajustados [m/ciclo]	R^2
0.1	$8E-18N^{3,6439}$	$2,91512E^{-17} N^{2,6439}$	0.987
0.2	$3E-17N^{3,3621}$	$1,00863E-16 N^{2,3621}$	0.9909
0.3	$3E-17N^{3,3021}$	$9,9063E-17 N^{2,3021}$	0.9703
0.4	$2E-20N^{3,9259}$	$7.8518 N^{2,9259}$	0.9636
0.5	$1E-45N^{8,8021}$	$8,8021E-45 N^{7,8021}$	0.9745

Tabla 19. Ajuste potencial datos $a - N$. $da/dN_{ajustada}$.

En segundo lugar, se presentan los resultados obtenidos para los cinco valores de R estudiados (0,1-0,5) y combinando las distintas posibilidades para el cálculo de la tasa de crecimiento de grieta y rango del SIF ($da/dN_{experimental}$, $da/dN_{ajustado}$, ΔK_I nominal y ΔK_F efectivo).

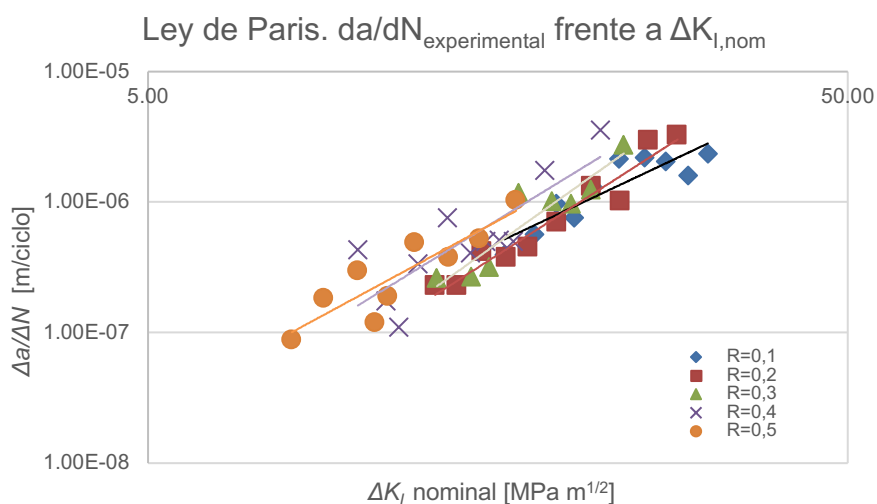


Figura 85. $da/dN_{experimental}$ frente a ΔK_I nominal.

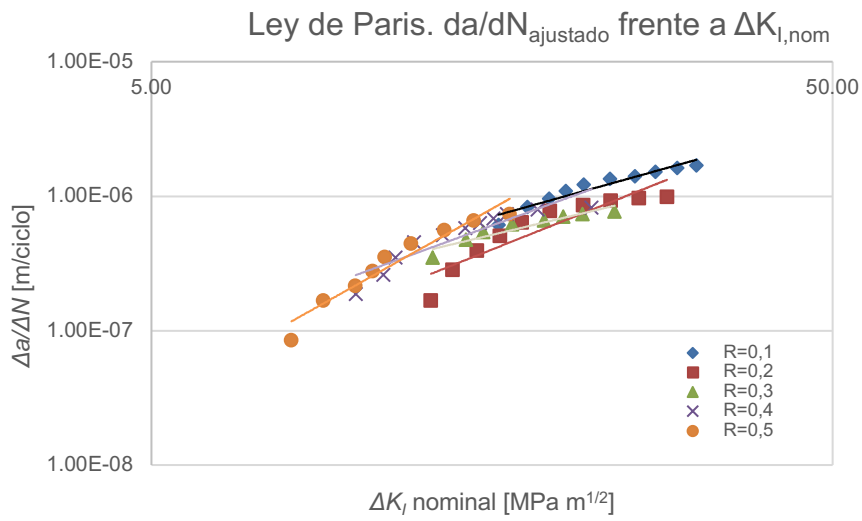


Figura 86. $da/dN_{ajustado}$ frente a ΔK_I nominal.

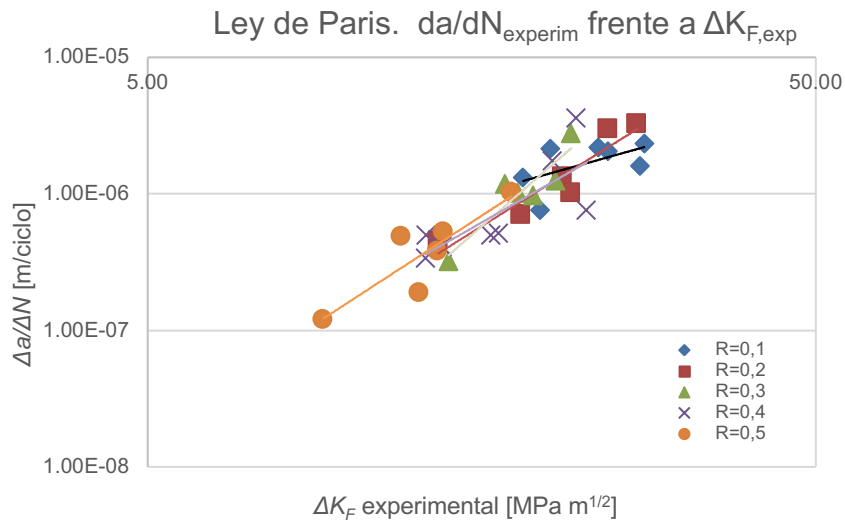


Figura 87. $da/dN_{experimental}$ frente a ΔK_F efectivo.

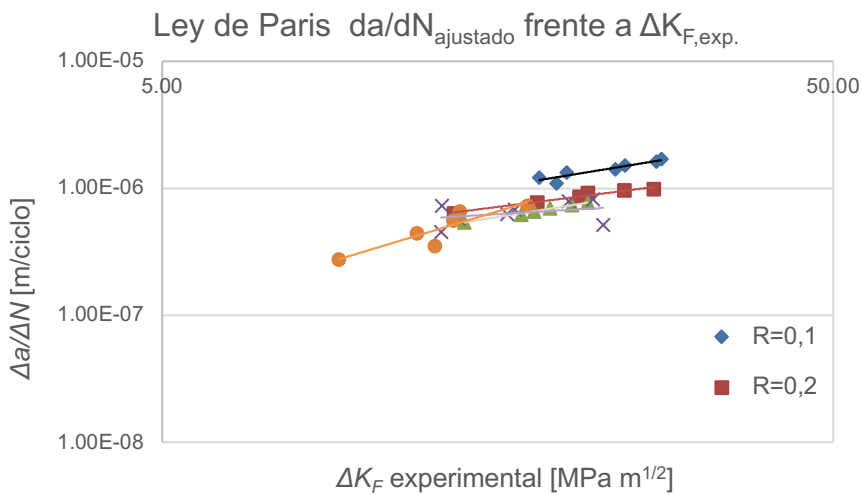


Figura 88. $da/dN_{ajustado}$ frente a ΔK_F efectivo.

Las constantes de la Ley de Paris obtenidas (ajuste potencial) se resumen en la siguiente tabla. Análogamente, se presenta el valor de R^2 como indicador de bondad del ajuste.

R	$\Delta K_{I,nom}$				$\Delta K_{F,exp}$			
	da/dN _{exp}		da/dN _{ajustado}		da/dN _{exp}		da/dN _{ajustado}	
	C	m	C	m	C	m	C	m
0.1	5.00E-10	2.5302	1.00E-08	1.4088	2.00E-08	1.3693	9.00E-08	0.8645
0.2	3.00E-11	3.4372	2.00E-09	2.0188	1.00E-10	3.0578	1.00E-07	0.6714
0.3	1.00E-11	3.8089	2.00E-08	1.2056	4.00E-12	4.2673	6.00E-08	0.8475
0.4	8.00E-11	3.2852	4.00E-09	1.8485	3.00E-10	2.7896	3.00E-07	0.3112
0.5	2.00E-10	2.9006	3.00E-10	2.8466	1.00E-10	3.1785	8.00E-09	1.5939

Tabla 20. Constantes de la ley de Paris C y m.

R	da/dN _{exp} ; $\Delta K_{I,nom}$	da/dN _{ajustado} ; $\Delta K_{I,nom}$	da/dN _{exp} ; $\Delta K_{F,exp}$	da/dN _{ajustado} ; $\Delta K_{F,exp}$
0.1	0.8009	0.9259	0.3262	0.8659
0.2	0.9419	0.8404	0.8886	0.9677
0.3	0.8648	0.8953	0.8463	0.9885
0.4	0.673	0.531	0.607	0.1143
0.5	0.7895	0.9331	0.7652	0.8095

Tabla 21. R^2 para el ajuste de la ley de Paris.

6.4.3. *Discusión de los resultados*

En primer lugar, de la gráfica de a frente a N (Figura 84) se concluye satisfactoriamente que a menor relación de tensiones se requiere un mayor número de ciclos para alcanzar una misma longitud de grieta a . Además, se observa que para el ensayo a alto R se requirió un número de ciclos considerablemente mayor que para los restantes a menor R . Así, el crecimiento de la grieta se detectó a partir de los 50000 ciclos, frente a los menos de 20000 ciclos requeridos para iniciar el crecimiento en los cuatro demás ensayos a menor R . Puesto que se estimó un valor para la variación del factor de intensidad de tensiones ΔK_I nominal con grieta sin crecer (a 3 mm) de $7,74 \text{ MPa m}^{1/2}$, superior al valor umbral aproximado por Holper [64] de $3 \text{ MPa m}^{1/2}$, se procedió sabiendo que antes o después la grieta crecería.

En segundo lugar, y en relación a la ley de Paris ajustada con $da/dN_{\text{experimental}}$ y $\Delta K_{I,\text{nominal}}$, se detecta una tendencia en la que la curva se desplaza hacia la izquierda y hacia abajo según aumenta el ratio R (menores ΔK y menores $\Delta a/\Delta N$). La misma tendencia se detecta al ajustar da/dN_{ajustada} junto con los mismos valores de $\Delta K_{I,\text{nominal}}$, si bien los datos del ensayo a R 0,1 parecen desplazarse hacia arriba, lo que denota mayores tasas de crecimiento. La bondad del ajuste es buena en ambos casos, con valores de R^2 superiores a 0,8, y excepcionalmente con un mínimo de 0,531 para ratio de tensiones de 0,4.

La claridad de los resultados se esclarece al utilizar $\Delta K_{F,\text{efectivo}}$. Además de reducirse la calidad del ajuste para algunas series (R 0,4 y 0,1 para $da/dN_{\text{experimental}}$), las curvas de ajuste parecen superponerse no mostrando una tendencia clara. No obstante, sí se aprecia en ambas gráficas (Figura 87 y Figura 88) mayores tasas de crecimiento de grieta (tanto experimentales como ajustadas) para bajo R .

6.5. Estimación experimental de la zona plástica

6.5.1. Introducción

Una vez estudiado el crecimiento de grieta a fatiga, se procede al estudio de la plasticidad en las inmediaciones del vértice de la grieta para los mismos ensayos con carga máxima de 1000 N y R 0,1-0,5. Con este fin, se utiliza el código programado en MatLab® del anexo 8.3.10 junto con los campos de deformaciones DIC correspondientes a máxima longitud de grieta y máxima carga. Realizando la correlación de los mismos con imagen de referencia la de la probeta virgen y con la precarga aplicada, y obteniendo los coeficientes del modelo CJP (método descrito en apartado 5.4), se sigue el procedimiento descrito en la sección 5.5 para obtener la umbralización de la zona plástica y el contorno estimado por el modelo CJP.

En la siguiente tabla se resumen las longitudes de grieta normalizadas de los datos empleados.

R	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
a [mm]	9,17	9,31	9,31	10,02	9,14

Tabla 22. Longitudes de grieta para el cálculo de la zona plástica en probetas CT pequeñas 1 mm espesor.

6.5.2. Resultados para ratios R 0,1-0,5

En la siguiente tabla se muestran los factores de intensidad de tensiones del modelo CJP estimados para cinco ratios R 0,1-0,5.

R	K_F	K_R	K_S	T
0,1	33.91	-3.64	-13.9	-172.15
0,2	35.77	-1.74	-18.58	-203.52
0,3	33.20	-4.11	-14.46	-179.63
0,4	37.28	-0.94	-18.34	-206.73
0,5	33.59	-3.01	-16.02	-178.40

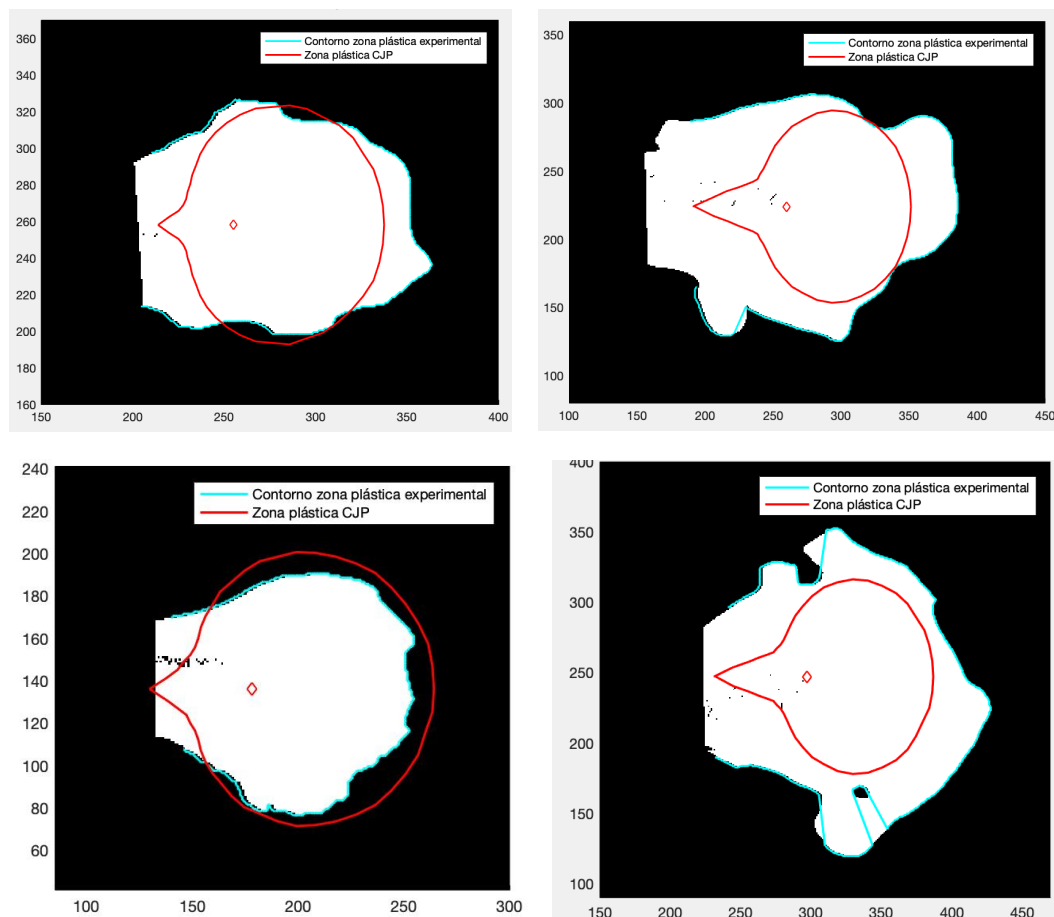
Tabla 23. SIFs CJP probetas CT pequeñas.

Y, a continuación, los correspondientes coeficientes del modelo.

<i>R</i>	<i>A</i>	<i>B</i>	<i>C</i>	<i>E</i>	<i>H</i>
0,1	-1.09 E+00	-1.0000749 E+01	1.7215150 E+02	2.3170498 E-01	-1.4967058 E+02
0,2	-3.76 E+00	-1.1061463 E+01	2.0352023 E+02	1.1043120 E-01	-1.2902511 E+02
0,3	-1.51 E+00	-1.0030497 E+01	1.7962566 E+02	2.6105593 E-01	-1.6491629 E+02
0,4	-3.42 E+00	-1.1214273 E+01	2.0672516 E+02	5.9904668 E-02	-1.3254957 E+02
0,5	-2.50 E+00	-1.0277191 E+01	1.7839732 E+02	1.9125235 E-01	-1.0472083 E+02

Tabla 24. Coeficientes CJP probetas CT pequeñas.

Conocidos los coeficientes CJP, se representan los contornos estimados de la zona plástica según el modelo sobre los experimentales obtenidos mediante DIC, para *R* 0,1, 0,2, 0,3, 0,4 y 0,5 (de izquierda a derecha y de arriba abajo).



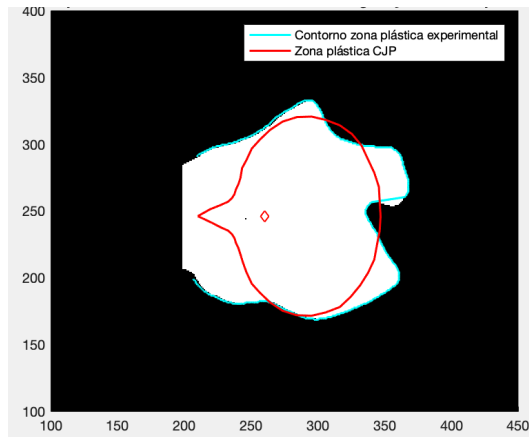


Figura 89. Zona plástica para R 0,1, 0,2, 0,3, 0,4 y 0,5 (de izquierda a derecha y de arriba abajo).

Representando los cinco contornos CJP en un mismo gráfico y en milímetros (código del anexo 8.3.12),

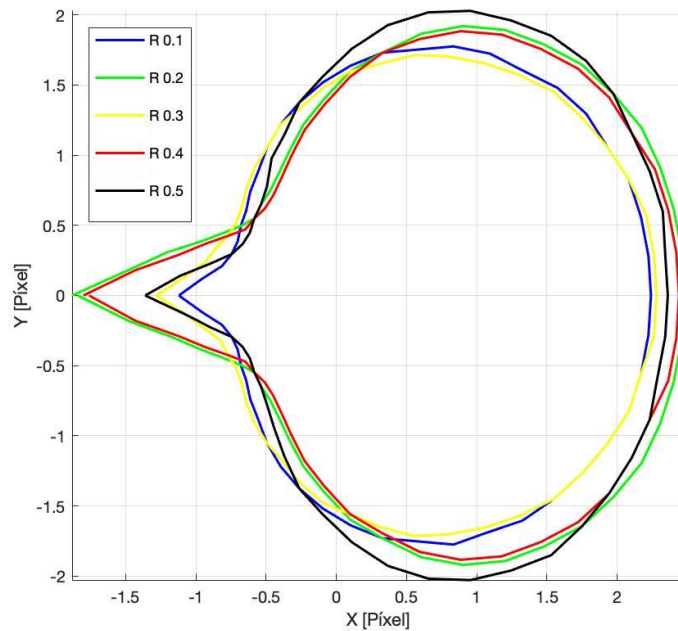


Figura 90. Contornos zona plástica CJP superpuestos [mm].

6.5.3. *Discusión de los resultados*

De la estimación de la zona de plasticidad en el vértice de la grieta mediante el modelo CJP, se observa que los cinco contornos correspondientes a las cinco relaciones R estudiadas (0,1-0,5) se asemejan notablemente entre sí. Teniendo en cuenta que las longitudes de grieta estudiadas difieren ligeramente entre sí (9,14 mm la mínima para R 0,5 y 10,02 mm la máxima para R 0,4), la diferencia entre ambas podría justificar la pequeña diferencia entre los contornos. Sin embargo, esta fuente de error puede considerarse despreciable al asumir grietas de igual longitud, y justificar la diferencia entre los contornos por la propia naturaleza inexacta del método experimental. En cualquier caso, el método se considera satisfactorio al predecir para los cinco valores de R contornos similares, con discrepancias máximas de 1 mm en la zona anterior al vértice de la grieta (en la Figura 90, región izquierda). De ello, se deduce que el valor de R no ha ejercido una influencia significativa en la morfología de la zona plástica generada.

En lo que se refiere a los contornos de la plasticidad obtenidos experimentalmente a partir de las deformaciones DIC, su forma irregular evidencia el ruido de los campos obtenidos por correlación de imágenes DIC. No obstante, se trata de un ruido natural y no excesivo inherente al propio método. Visualizando e interpretando la región de unión entre la zona plástica y el resto plástico (a la izquierda en las imágenes de la Figura 89), también se concluye que las dimensiones de la zona plástica no se desmarcan excesivamente de la anchura del resto plástico. No obstante, la zona plástica si es suficientemente mayor que la estela plástica como para evitar que éste último la ocultase. El análisis del resto plástico se desarrolla en la siguiente sección.

6.6. Resto plástico y ajuste del modelo CJP

6.6.1. Introducción

En este último punto se realiza una extensión del cálculo de la plasticidad a lo largo del contorno de la grieta, o lo que es lo mismo, el resto plástico o deformación plástica remanente. Con este fin, se implementa una metodología similar a la de la zona plástica, pero realizando correlación de las imágenes DIC tomadas únicamente con la precarga (en lugar de a máxima carga) para cada una de las longitudes de grieta monitorizadas y programando el código del anexo 8.3.11. Al igual que en la zona plástica, la correlación se realiza con la probeta virgen con la precarga aplicada como imagen referencia.

Análogamente, se estimarán los coeficientes del modelo CJP a partir de los campos de desplazamientos, según se ha hecho hasta ahora y con metodología detallada en el apartado 5.4.

El estudio se realizará para dos casos: relaciones de tensiones R de 0,1 y R de 0,4. Adicionalmente, en el anexo 8.4 se determinan los coeficientes K_F y K_S a lo largo de un ciclo de carga a R 0,4 y grieta de longitud normalizada 7 mm.

6.6.2. Resultados para ratios R 0,1 y 0,4.

En primer lugar, para el ratio de tensiones R 0,1 y evolución de la grieta creciente a fatiga, se obtienen los siguientes contornos. Se muestran longitudes de grieta desde la entalla en lugar de normalizadas desde los taladros.

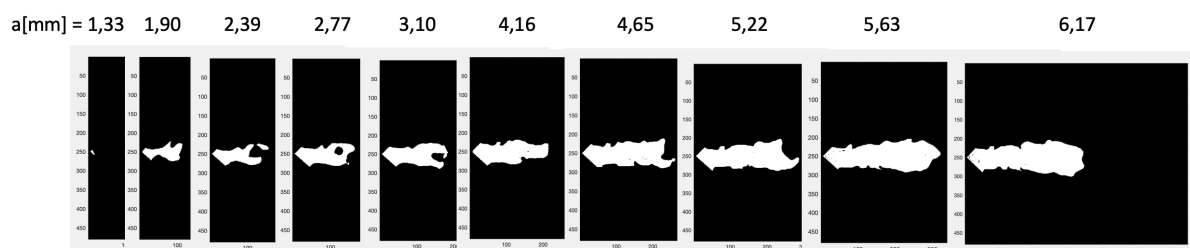


Figura 91. Contorno del resto plástico para ensayo a R 0,1.

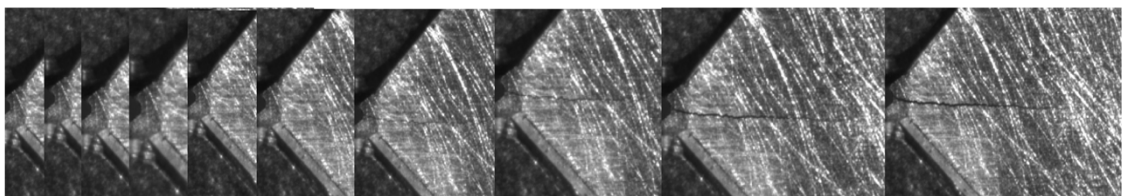


Figura 92. Sucesivas grietas crecientes para ensayo a R 0,1.

A continuación, la evolución de los coeficientes K_F y K_R del modelo CJP para el resto plástico.

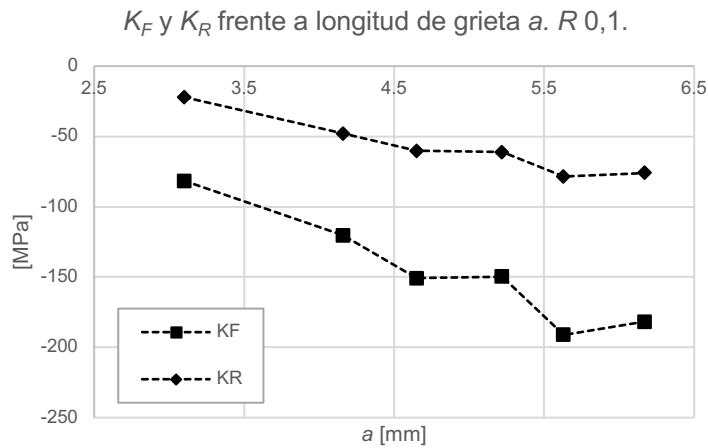


Figura 93. K_F y K_R para la evolución del resto plástico del ensayo a $R 0,1$.

En segundo lugar, se repite el procesado para el ensayo a $R 0,4$.

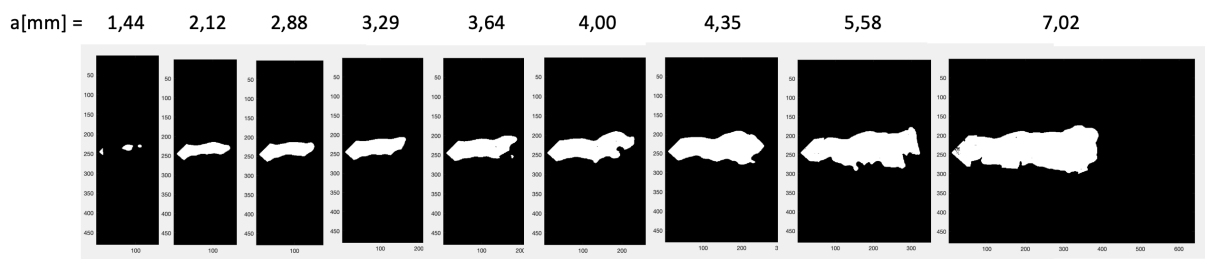


Figura 94. Contorno del resto plástico para ensayo a $R 0,4$.

La evolución de los SIFs CJP es la siguiente.

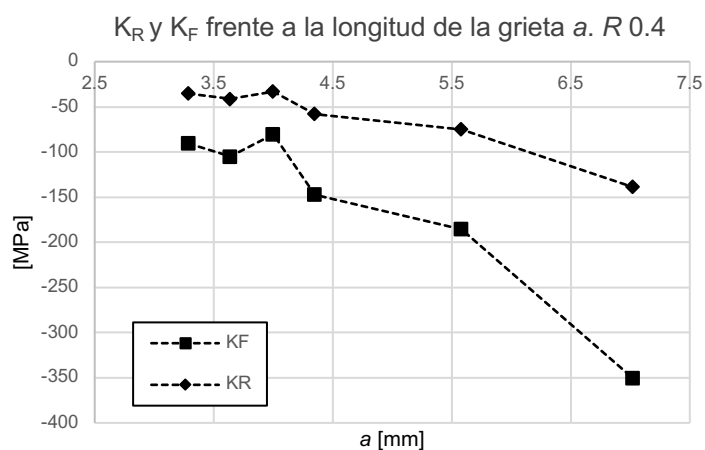


Figura 95. K_F y K_R para la evolución del resto plástico del ensayo a $R 0,4$.

6.6.3. *Discusión de los resultados*

En lo que respecta a los contornos obtenidos del resto plástico, resulta interesante señalar que se ha logrado obtenerlo para grietas con menores longitudes de 1,33 mm para el primer ensayo y de 1,44 mm para el segundo, frente a longitudes máximas de 6,17 y 7,02 mm. Esto demuestra el buen alcance del método siendo capaz de detectar el campo plástico de grietas incluso de pequeña longitud. Los contornos obtenidos para los ensayos a alto y bajo R son similares.

En relación a los coeficientes del modelo CJP, en ambos ensayos se obtienen valores de K_F y K_R negativos y decrecientes con longitudes de grieta crecientes. El ser negativos los valores sólo adquiere sentido por ser la correlación entre imágenes sin carga aplicada. En otras palabras, la naturaleza de este estudio es diferente a la que se aplicó para determinar zonas plásticas con aplicación de cargas máximas, y este cambia los valores de los SIFs esperados.

7. CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

Para cerrar este trabajo, se expondrán las principales conclusiones alcanzadas y posibles trabajos futuros. Como conclusiones, se señalan las siguientes:

- La principal conclusión de este trabajo es el hecho de que las técnicas de campo completo DIC y TSA desarrolladas e implementadas han resultado ser potentes métodos para el análisis de la fatiga y fractura del aluminio 2024. En efecto, se ha demostrado que es posible realizar un análisis TSA con el microbolómetro y obtener resultados favorables sobre probetas de tipo C(T).
- Por un lado, la calibración de la señal termoelástica se puede realizar a partir de imágenes tomadas con la cámara CCD y de la misma probeta. Entre otras, la ventaja de este método reside en poder prescindir de las típicas probetas adicionales de calibración. Sin embargo, para evitar resultados erróneos al utilizar este método es necesario asegurar la corrección de los campos DIC utilizados para el ajuste, ya que el ruido e imprecisión de los mismos afectaría al valor de la constante termoelástica A .
- Por otro lado, los mapas de fase de la señal termoelástica (primer y segundo armónico) son capaces de detectar la desviación característica presente en la zona plástica del vértice de la grieta. Esta información se consigue integrar e interpretar satisfactoriamente con la estimación de la zona plástica según el modelo CJP y la obtenida a partir de los campos de tensiones resultantes de la diferenciación de los desplazamientos DIC.
- Se ha comprobado que el fenómeno de cierre de grieta (*crack closure*) ocurre para ciclos de carga donde la carga mínima es inferior a la carga de apertura $P_{apertura}$, estimada para ésta un valor de 120 N. Ello conlleva que el rango de carga y de intensidad de tensiones efectivo aplicado al vértice de la grieta sea menor que el nominal.
- La correlación DIC y obtención de los coeficientes del modelo CJP se ha realizado con éxito tanto para la probeta con *speckle*, como para la probeta de menores dimensiones y sin *speckle*. Por ello, se subraya que la correlación digital de imágenes es una técnica robusta, a pesar del ruido inherente a la propia naturaleza experimental de la técnica.

- En cuanto al crecimiento de grieta a fatiga, el material se comporta bajo los patrones esperados (mayor número de ciclos requeridos para alcanzar una misma longitud de grieta a mayores ratios R y misma carga máxima). El modelado de la ley de Paris resulta satisfactorio al usar valores nominales de ΔK_I . Sin embargo, no ocurre así cuando se usan valores efectivos de $\Delta K_{E,I}$, ya que se pierde precisión y claridad para inferir tendencias de las rectas correspondientes a los distintos valores de R .
- El estudio de las condiciones del vértice de la grieta llevado a cabo para las dos geometrías de probetas C(T) (mayores y menores dimensiones) permite extrapolar los resultados a estructuras reales. En efecto, la descripción de los campos tensoriales mediante los coeficientes del modelo CJP es un modelo independiente de las condiciones de contorno geométricas de la probeta.
- Por último, es interesante considerar que el modelo CJP se ha utilizado satisfactoriamente a lo largo de todo el trabajo como una interesante alternativa a los convencionales factores de intensidad de tensiones K_I , K_{II} , y K_{III} , más próxima a la realidad al considerar el fenómeno de cierre de grieta.

Considerando el trabajo desarrollado, se consideran varias líneas de trabajo futuro:

- Integración de las técnicas DIC y TSA sobre probetas de geometrías distintas, en particular en lo que respecta al método de calibración por ajuste de amplitud de la señal termoelástica a los campos $\Delta\sigma_{DIC}$.
- En relación a la fase TSA en el segundo armónico, resultaría interesante profundizar en su interpretación y relación con el fenómeno de cierre de grieta y generación de calor en las caras de la grieta en contacto.
- Sería también interesante complementar los resultados de este trabajo con simulación numérica de los fenómenos estudiados: plasticidad en el vértice de la grieta, factores de intensidad de tensiones, etc.
- Complementar el estudio del aluminio 2024 con la determinación experimental de otros parámetros mecánicos, tales como el límite de fatiga o la tenacidad a la fractura.
- Estudio del efecto de la sobrecargas durante la aplicación de la carga cíclica mediante las técnicas DIC y TSA usadas en conjunto.

8. ANEXOS

8.1. Parámetros de procesamiento DIC en NCorr

En primer lugar, para conseguir una eficacia óptima de los algoritmos de correlación se establece un tamaño de faceta igual a 10, y un espaciado de 0. Se probó con tamaños mayores, pero se concluyó que la difícil superficie de la probeta requería de un procesamiento con buena precisión.

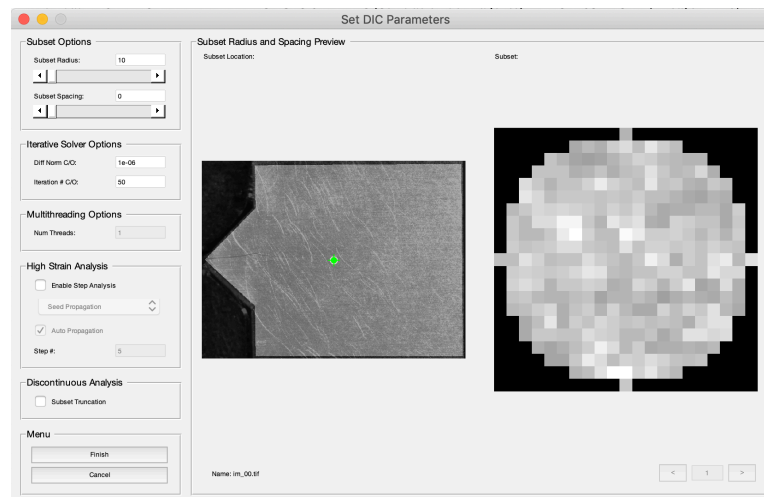


Figura 96. Parámetros de correlación, NCorr.

Para el tratamiento y escalado de los campos de desplazamiento, se introducen las relaciones mm/píxel determinadas para cada caso y tipo de probeta. En cuanto al coeficiente de corrección de aberración óptica, se dejó en 0. Puesto que se aprecia poca distorsión de la lente, se ha considerado prescindible este tratamiento.

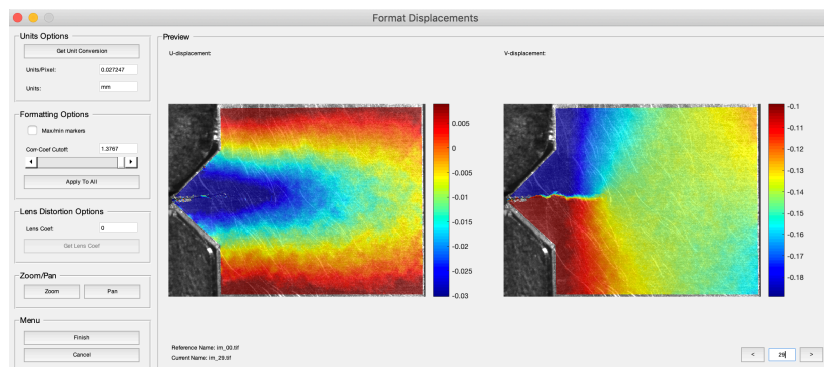


Figura 97. Tratamiento de los desplazamientos. NCorr.

Por último, para el cálculo de las deformaciones mediante diferenciación de los mapas de desplazamiento, se concluye que es necesario un valor para el *radio de deformación (strain radius)* de en torno a 30. Con valores menores el ruido es excesivo, y con valores superiores, los campos resultan suavizados en exceso.

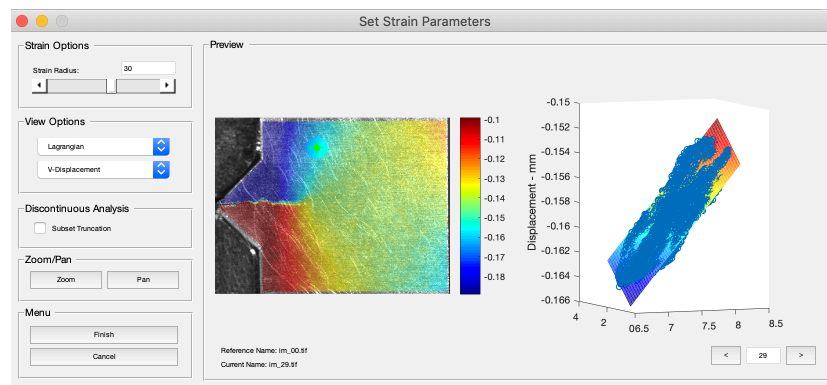


Figura 98. Parámetros para la diferenciación de las deformaciones. NCorr.

8.2. Determinación analítica del rango del factor de intensidad de tensiones ΔK_I según norma ASTM para probeta *Compact Tension*

El rango de la carga aplicada, ΔP , y el rango del factor de intensidad de tensiones, ΔK_I , se relacionan según la siguiente expresión contemplada en la norma ASTM [17],

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right)$$

Donde f es una función de forma que depende del tipo de probeta. Para la probeta *Compact Tension*, $C(T)$, se establece el siguiente desarrollo,

$$\Delta K_I = \frac{\Delta P}{B\sqrt{W}} \frac{(2 + \alpha)}{(1 - \alpha)^2} (0,886 + 4,64\alpha - 13,32\alpha^2 + 14,72\alpha^3 - 5,6\alpha^4)$$

Siendo $\alpha = a/W$; donde a es la longitud de la grieta desde el centro de los taladros, y W , el ancho de la probeta normalizado (desde los taladros). ΔP es el rango de la carga, y B , el espesor de la probeta.

De esta ecuación se deduce que el factor de intensidad de tensiones aumenta con el aumento de la longitud de grieta, de la carga aplicada y con la disminución del espesor y ancho de la probeta.

8.3. Códigos de MatLab

8.3.1. Obtención de S_{media} de la probeta de calibración

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

```
function [Smedia_calibracion]=Smedia_calibracion

%FUNCIÓN que carga la matriz del campo de la señal termoelástica ("r")
%del txt que da MiTE (!importante cambiar comas por puntos!) de la
%probeta de calibración, y, a partir de él y seleccionando la región
%de interés, devuelve un valor medio.

clear Smedia_calibracion

r=load('r_calibracion.txt');
figure(1); imagesc(r);
mask=roipoly;
[a,b]=size(r);    %a: núm. filas; b: núm. columnas.
for i=1:a
    for j=1:b
        if mask(i,j)==0
            r(i,j)=nan;
        end
    end
end
figure(1); imagesc(r);

%Cálculo del valor medio en la ROI.
contador=0;
suma=0;
for i=1:a
    for j=1:b
        if isnan(r(i,j))
        else
            contador=contador+1;
            suma=suma+r(i,j);
        end
    end
end

Smedia_calibracion=suma/contador;
```

8.3.2. Campo $\Delta(\sigma_x+\sigma_y)$ a partir de deformaciones DIC

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

function

```
[deltastigma_DIC]=deltastigma_DIC(exxmin_DIC,eyymmin_DIC,exxmax_DIC,eyymmax_DIC,E,v)
```

```
%FUNCIÓN que calcula el campo de la variación de la suma de esfuerzos
%principales a partir de los campos de deformaciones obtenidos
%mediante DIC, (para comparar con lo obtenido con TSA al multiplicar
%el campo de "r" (unidades térmicas) por la cte termoelástica, A.)
```

```
emin=exxmin_DIC+eyymmin_DIC;
emax=exxmax_DIC+eyymmax_DIC;
deltae=emax-emin;
deltastigma_DIC=E/(1-v).*deltae; %Según Ley de Hooke, tensión plana
deltastigma_DIC(deltastigma_DIC==0)=nan;
figure;imagesc(deltastigma_DIC); colorbar; axis equal tight;
title('delta sigma DIC [MPa]');
```

8.3.3. Calibración de A mediante ajuste por mínimos cuadrados del campo $\Delta\sigma_{TSA}$ al campo $\Delta\sigma_{DIC}$

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

function

```
A=calibrar_A_minimoscuadrados(deltastigma_DIC,r,mmpixDIC,mmpixTSA,offsethorizontal,cracktipx_DIC,cracktipy_DIC,cracktipx_TSA,cracktipy_TSA,quieromas, Aopt,vel_pix,despverticalmax,desphorizontalmax,rot)
```

```
% ENTRADAS
```

```
%
```

```
% offsethorizontal: variable de entrada para desplazar hacia la %
% izquierda el lateral
% derecho vertical de la malla de barrido (separación horizontal
% del vértice de la grieta en número de pixeles %
% TSA, en positivo).
```

```
%
```

```
% quieromas: 1 si quiero que me devuelva plots.
% 0 si no los quiero, por ejemplo en la iteración para
% obtener valores de A en función de la distancia al %
% vértice del lateral derecho de la malla.
% Usar 1 si uso esta función directamente, no dentro de
% programa de iteración.
```

```
%
```

```
% A como entrada para cuando sepa el valor de A óptimo que quiero
usar.
```

```
% rot: 1: flip ud delta sigma_DIC
```

```
%rot=input('-&Oflip ud matriz delta sigma_DIC? [1=sí, 0=no]: ');
```

```

if rot==1
deltastigma_DIC=flipud(deltastigma_DIC);
end
%Ya tenemos las dos imágenes en la misma posición, deltastigma_DIC y r
%(señal termoelástica).

%Los píxeles que me tengo que mover en la imagen de DIC para que
%correspondan al movimiento en un pixel de la imagen TSA.
relpixDIC_pixTSA=mmpixTSA/mmpixDIC;

%Identificamos el punto común de referencia para el barrido, esto es,
%el vértice de la grieta en la imagen DIC y TSA.

if quieromas==1
    t=menu('Vértices de grieta en imagenes DIC y TSA:', 'Seleccionar en
imagen', 'Usar guardados variables');

    if t==1
        figure(1);imagesc(deltastigma_DIC); axis equal tight;
        [cracktipx_DIC,cracktipy_DIC]=ginput(1);
        %cracktipxDIC es número de columna, y cracktipyDIC es número
de fila.

        figure(2);imagesc(r); axis equal tight;
        [cracktipx_TSA,cracktipy_TSA]=ginput(1);
        %cracktipxDIC es número de columna, y cracktipyDIC es número
de fila.
    end
else
%Si quieromas==0; directamente usa las posiciones del vértice de la
%grieta almacenadas como variables, para hacer rápida la iteración sin
%pararse a preguntar cada vez.
end

syms k
f_error=0;

%1 si queremos que en la matriz r recorra los píxeles uno por uno. Si
%queremos dar saltos, aumentar este valor. Han de aumentar los saltos
%proporcionalmente en la matriz deltastigma_DIC.
%vel_pix=4;

%para que vaya desde la coordenada y de la grieta hacia arriba
% despverticalmax=10;
% desphorizontalmax=28;

    %RELACIÓN CON DISTANCIA REALIDAD [mm/salto]
    %distanciammTSA= desphorizontal[saltos]*
    %vel_pix[pixTSA/salto]*mmpixTSA[mm/pixTSA]

```

```

    %Pasamos el offsethorizontal, que se introduce en número de
    pixeles TSA, a
    %"saltos horizontales" del proceso iterativo.
    offsethorizontal=round(offsethorizontal/vel_pix);

    %[pixelesTSA/[pixelesTSA/salto]]=[saltos]

    % figure(1);figure(2); %para que no haya problemas al plotear en
    %iteración y se cierren bien con close.

if offsethorizontal>=desphorizontalmax
    return
else
    pos=1;
    for indice_vertical=0:despverticalmax
        for indice_horizontal=-offsethorizontal:-1:-desphorizontalmax
%neg para que vaya hacia la izda.
            %Se tiene en cuenta que x es columna e y es fila.

f_error=f_error+(deltastigma_DIC(round(cracktipy_DIC+indice_vertical*ve
l_pix*relpixDIC_pixTSA),round(cracktipx_DIC+indice_horizontal*vel_pix*
relpixDIC_pixTSA))-
k*r(round(cracktipy_TSA+indice_vertical*vel_pix),round(cracktipx_TSA+i
ndice_horizontal*vel_pix)))^2;

xDIC(pos)=round(cracktipx_DIC+indice_horizontal*vel_pix*relpixDIC_pixT
SA);

yDIC(pos)=round(cracktipy_DIC+indice_vertical*vel_pix*relpixDIC_pixTSA
);
            xTSA(pos)=round(cracktipx_TSA+indice_horizontal*vel_pix);
            yTSA(pos)=round(cracktipy_TSA+indice_vertical*vel_pix);
            pos=pos+1;

        end
    end

%y ahora para que vaya desde la coordenada y de la grieta hacia abajo

    for indice_vertical=-1:-1:-despverticalmax
        for indice_horizontal=-offsethorizontal:-1:-desphorizontalmax
%neg para que vaya hacia la izda.
            %Se tiene en cuenta que x es columna e y es fila.

f_error=f_error+(deltastigma_DIC(round(cracktipy_DIC+indice_vertical*ve
l_pix*relpixDIC_pixTSA),round(cracktipx_DIC+indice_horizontal*vel_pix*
relpixDIC_pixTSA))-
k*r(round(cracktipy_TSA+indice_vertical*vel_pix),round(cracktipx_TSA+i
ndice_horizontal*vel_pix)))^2;

xDIC(pos)=round(cracktipx_DIC+indice_horizontal*vel_pix*relpixDIC_pixT
SA);

```

```

yDIC(pos)=round(cracktipy_DIC+indice_vertical*vel_pix*relpixDIC_pixTSA
);
        xTSA(pos)=round(cracktipx_TSA+indice_horizontal*vel_pix);
        yTSA(pos)=round(cracktipy_TSA+indice_vertical*vel_pix);
        pos=pos+1;
    end
end

if quieromas==1 %Para que no plotee en la iteración.
    figure(1); hold on;
    imagesc(deltastigma_DIC); title("Delta sigma DIC");
colorbar;axis equal tight;
    plot(xDIC,yDIC,'r. ');
    hold off;

    figure(2); hold on;
    imagesc(r); title("Señal termoelástica, S");colorbar; axis
equal tight;
    plot(xTSA,yTSA,'r. ');
    hold off;
end

%Minimizar la función error
der=diff(f_error,1);
A=double(solve(der,k));
end

    figure(1); hold on; pause (0.1);
    imagesc(r); title("Señal termoelástica, S");colorbar; axis
equal tight;
    plot(xTSA,yTSA,'r. ');
    hold off;

%
%     hold on;
%     imagesc(deltastigma_DIC); title("Delta sigma DIC");
%     colorbar;axis equal tight;
%     plot(xDIC,yDIC,'r. ');
%     hold off;

if quieromas==1
    aux=menu('Respecto a cte A:', 'Usar la introducida como variable
(entrada de la función)', 'Usar la recién calculada');
    if aux==1
        A=Aopt;
        %Para cuando introduzca el valor de A que yo haya
        %determinado como bueno
    else
        % A=A; la introducida en la función.
    end
end

```

```

% MATRIZ DIFERENCIAS CAMPOS DELTA SIGMA DIC-TSA,
% desde lateral izquierdo de la malla de barrido HASTA EL VERTICE DE
%LA GRIETA

% deltasigma_DIC
% deltasigma_TSA
deltasigma_TSA=A.*r;

figure(2); hold on;
imagesc(deltasigma_TSA); title('Delta sigma TSA [MPa]');colorbar;
axis equal tight;
plot(xTSA,yTSA,'r. ');
hold off;

%Hacemos el barrido por arriba para ir capturando en una matriz las
%diferencias entre los valores de delta sigma DIC y delta sigma TSA.

pos=1;
for indice_vertical=0:despverticalmax
    for indice_horizontal=0:-1:-desphorizontalmax
        %neg para que vaya hacia la izda.
        %Se tiene en cuenta que x es columna e y es fila.
        matdif(despverticalmax+1-
indice_vertical,desphorizontalmax+1+indice_horizontal)=deltasigma_DIC(
round(cracktipy_DIC+indice_vertical*vel_pix*relpixDIC_pixTSA),round(cr
acktipx_DIC+indice_horizontal*vel_pix*relpixDIC_pixTSA))-
deltasigma_TSA(round(cracktipy_TSA+indice_vertical*vel_pix),round(crac
ktipx_TSA+indice_horizontal*vel_pix));

        end
    end

%Ahora, hacemos el barrido por abajo para ir capturando en una %matriz
%las diferencias entre los valores de delta sigma DIC y delta sigma
%TSA.
%Añadimos a la matriz matdif por abajo.
for indice_vertical=-1:-1:-despverticalmax
    for indice_horizontal=0:-1:-desphorizontalmax
        %neg para que vaya hacia la izda.
        %Se tiene en cuenta que x es columna e y es fila.
        matdif(despverticalmax+1-
indice_vertical,desphorizontalmax+1+indice_horizontal)=deltasigma_DIC(
round(cracktipy_DIC+indice_vertical*vel_pix*relpixDIC_pixTSA),round(cr
acktipx_DIC+indice_horizontal*vel_pix*relpixDIC_pixTSA))-
deltasigma_TSA(round(cracktipy_TSA+indice_vertical*vel_pix),round(crac
ktipx_TSA+indice_horizontal*vel_pix));

        end
    end

figure; hold on;
imagesc(matdif);axis equal tight; colorbar;
plot (desphorizontalmax+1,despverticalmax+1,'rd');

```

```

    title(sprintf('DELTA SIGMA DIC - DELTA SIGMA TSA en la zona
barrida. Vel salto barrido pix en imagen TSA: %d
pixelTSA/salto',vel_pix));
end

fprintf('altura de la malla de %d pixelesTSA',2*despverticalmax);

```

8.3.4. Iteración para análisis de sensibilidad del efecto de inclusión de la zona plástica en la malla de barrido

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

function

```

[x_dist_vertice,fA]=calibrar_A_minimoscuadrados_iteracion(deltastigma_D
IC,r,mmpixDIC,mmpixTSA,cracktipx_DIC,cracktipy_DIC,cracktipx_TSA,crack
tipy_TSA)

```

%PROGRAMA: barrido para obtener la constante de calibración mediante %ajuste a partir de los campos delta sigma DIC desplazando %sucesivamente el límite derecho de la malla de barrido hacia la izquierda.

%PARÁMETROS (Cambiar según imagen)

```

maximoffsethorizontal=100;    %Número de píxeles desde el vértice
hacia la derecha (seguidos, sin saltos).
vel_pix=4;    %pixTSA/salto
despverticalmax=10;
desphorizontalmax=28;
rot=0;

```

```

%Para DIC 40,77um/pix: despvertical=10; desphorizontal=28; vel_pix=4;
maximoffsethorizontal=100;
%Para calibración imágenes Flir x8165: despvertical=10;
desphorizontal=38; vel_pix=8; maximoffsethorizontal=290;

```

```

offsethorizontalsaltos=round(maximoffsethorizontal/vel_pix);

```

```

for i=0:offsethorizontalsaltos    %[pixelesTSA/[pixelesTSA/saltos]]
%A=calibrar_A_minimoscuadrados(deltastigma_DIC,r,mmpixDIC,mmpixTSA,offs
ethorizontal,cracktipx_DIC,cracktipy_DIC,cracktipx_TSA,cracktipy_TSA,q
uieromas, A,vel_pix,despverticalmax,desphorizontalmax,rot)

```

```

%    offsethorizontal: variable de entrada para desplazar hacia la
%                    izquierda el lateral derecho vertical de la
%                    malla de barrido (separación horizontal del
%                    vértice de la grieta en número de píxeles TSA,
%                    en positivo).
%

```

```

%    quieromas: 1 si quiero que me devuelva plots.
%              0 si no los quiero, por ejemplo en la iteración para
%              obtener valores de A en función de la distancia al
%              vértice del lateral derecho de la malla.
%

```

```

%           Usar 1 si uso esta función directamente, no dentro de
programa de iteración.
%
%           A como entrada para cuando sepa el valor de A óptimo que quiero
usar.
%           rot: 1: flip ud delta sigma_DIC

A=calibrar_A_minimoscuadrados(deltastigma_DIC,r,mmpixDIC,mmpixTSA,i*vel
_pix,cracktipx_DIC,cracktipy_DIC,cracktipx_TSA,cracktipy_TSA,0,0,vel_p
ix,despverticalmax,desphorizontalmax,rot);

x_dist_vertice(i+1)=i*vel_pix    %distancia en pixeles al vértice
fA(i+1)=
end

figure;plot(x_dist_vertice,fA,'k','LineWidth',1);title('Valor A según
zona barrida ajuste DIC');
xlabel('Distancia en pixelesTSA al vértice de la grieta');
ylabel('A');
grid on; set(gcf,'Color','w');

```

8.3.5. Campo $\Delta\sigma_{TSA}$ conocida la constante de calibración $A_{\text{óptima}}$

```

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.
function [deltastigma_TSA]=deltastigma_TSA(A,r);

%FUNCIÓN que calcula el campo de la variación de la suma de esfuerzos
%principales a partir de los campos de deformaciones obtenidos
%mediante TSA multiplicando el campo r de la señal termoelástica
%(unidades térmicas) por la cte de calibración termoelástica, A.

%r=load('r.txt');
deltastigma_TSA=A.*r;
figure;
imagesc(deltastigma_TSA); colorbar; axis equal tight; title('delta
sigma TSA [MPa]');

```

8.3.6. Contorno de la zona plástica experimental DIC umbralizando la tensión equivalente de Von Mises

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

function

```
[tita,v_radio]=zona_plastica_experimentalVM(E,v,exx,eyy,exy,sigma_ys,m
mpixDIC,cracktipx_DIC,cracktipy_DIC)
```

```
%zona_plastica_experimentalVM(72000,0.33,exxmax_DIC,eyymax_DIC,exymax_
DIC,130,mmpixDIC);
```

```
%FUNCIÓN. ZONA PLASTICA EXPERIMENTAL VON MISES, cuyas entradas son
%los campos de deformaciones obtenidos con DIC, y la relación
%mm/mm de la imagen DIC, así como E y v y límite de fluencia
%sigma_ys,y devuelve el contorno de la zona plástica experimental.
```

```
%SALIDAS: v_radio en mm , tita en radianes.
```

```
%REPRESENTAR ZONA PLÁSTICA EXPERIMENTAL
```

```
lambda=E*v/(1+v)/(1-2*v);
```

```
mu=E/2/(1+v);
```

```
ezz=-lambda/(lambda+2*mu).*(exx+eyy);
```

```
%CAMPOS DE TENSIONES (TENSIÓN PLANA)
```

```
sigma_x=E/(1-v^2).*(exx+v.*eyy);
```

```
sigma_y=E/(1-v^2).*(eyy+v.*exx);
```

```
tau_xy=E/(1+v).*exy;
```

```
%OTRA FORMA
```

```
% sigma_x=(lambda+2*mu).*ee_x+lambda.*(ee_y+ee_z);
```

```
% sigma_y=(lambda+2*mu).*ee_y+lambda.*(ee_x+ee_z);
```

```
%sigma_z=(lambda+2*mu).*ee_z+lambda.*(ee_x+ee_y);
```

```
%tau_xy=mu.*ee_xy;
```

```
%figure(1); imagesc(sigma_x);title('Sigma_x');colorbar;
```

```
%figure(2); imagesc(sigma_y);title('Sigma_x');colorbar;
```

```
%figure(3); imagesc(tau_xy);title('Sigma_x');colorbar;
```

```
%TENSIONES PRINCIPALES
```

```
sigma_1=(sigma_x+sigma_y)./2+sqrt(((sigma_x-
sigma_y)./2).^2+tau_xy.^2);
```

```
sigma_2=(sigma_x+sigma_y)./2-sqrt(((sigma_x-
sigma_y)./2).^2+tau_xy.^2);
```

```
sigma_3TP=0;
```

```
%TENSIÓN EQUIVALENTE DE VON MISES
```

```
sigma_eqTP=(1/sqrt(2))*((sigma_1-sigma_2).^2+(sigma_1-
sigma_3TP).^2+(sigma_2-sigma_3TP).^2).^0.5;
```

```
figure(1);imagesc(sigma_eqTP);title('Sigma Von Mises');
```

```
colorbar;title('Tensión equivalente VM');caxis([0 sigma_ys]);
```

```

%UMBRA LIZAR LA TENSIÓN EQUIVALENTE DE VM

[a b]=size(sigma_eqTP);
sigma_eq_umbralizada=sigma_eqTP;
for i=1:a
    for j=1:b
        if sigma_eq_umbralizada(i,j)<sigma_ys
            sigma_eq_umbralizada(i,j)=nan;
        end
    end
end

figure; hold on;
imagesc(sigma_eq_umbralizada);
title(sprintf('Sigma Von Mises umbralizada a %d MPa',sigma_ys));
colorbar; caxis([0 sigma_ys]);
hold off;

%OBTENCIÓN DEL CONTORNO

tita=0.52:0.005:5.76; %barrido a la izquierda (cambiaría según la
posición de la grieta / entalla.
figure; imagesc(sigma_eqTP); caxis([0 sigma_ys]);

aux=menu('coordenadas del vértice de la grieta en imagen DIC:
','elegir manualmente','usar variables guardadas');
if aux==1
    display('Seleccione el vértice de la grieta en la imagen DIC');
    [cracktipx_DIC,cracktipy_DIC]=ginput(1);
    %cracktipx_DIC, cracktipy_DIC guardadas en matlab como variables
end

figure; imagesc(sigma_eq_umbralizada);title('Tensión equivalente
umbralizada'); axis equal tight;

for k=1:length(tita)
    r=0;
    i=round(cracktipx_DIC);
    j=round(cracktipy_DIC);
    while sigma_eq_umbralizada(j,i)>0
        i=round(cracktipx_DIC)+round(r*cos(tita(k)));
        j=round(cracktipy_DIC)+round(r*sin(tita(k)));
        if sigma_eq_umbralizada(j,i)>0
            r=r+0.2;
        end
    end
    v_radio(k)=r;
end

```

```

%aquí ya tengo mis vectores para plotear la zona plástica
%experimental, pero están en pixeles de la imagen DIC! Para plotarlo
%sobre teta TSA, hay que pasar a mm, y luego a pixeles de la imagen
%TSA.
v_radio=v_radio.*mmpixDIC;

%Plot de comprobación.
figure;polar(tita,v_radio);

```

8.3.7. Contorno de la zona plástica analítica según modelo CJP, umbralizando la tensión equivalente de Von Mises

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

function

```

[tita_,vector_ry_salida,tita_neg,vector_ry_salida_neg]=zona_plastica_t
eorica_CJP(A,B,C,E,H,sigma_ys)

```

```

% FUNCIÓN: cálculo de la zona plástica para tensión plana y modo I
%según el modelo CJP para el campo de tensiones en las inmediaciones
%del vértice de la grieta. Criterio de fluencia de VOn Mises. vectores
%r (radio) de salida en m.

```

```

%Campo de tensiones según CJP

```

```

syms r tita

```

```

% % KF=sqrt(pi/2)*(A-3*B-8*F);

```

```

% % KR=-(2*pi)^1.5*F;

```

```

% % KS=sqrt(pi/2)*(A+B);

```

```

% % Tx=-C;

```

```

% % Ty=-H;

```

```

%Despejando A,B,C,F,H

```

```

% A=(-2*KR+(KF+3*KS)*pi)/(2*pi)^1.5;

```

```

% B=(2*KR+(-KF+KS)*pi)/(2*pi)^1.5;

```

```

% F=-KR/(2*pi)^1.5;

```

```

% C=-Tx;

```

```

% H=-Ty;

```

```

%Usar A, B, C, E, H (los 5 primeros)

```

```

%1.- MODELO CJP. CAMPO DE TENSIONES

```

```

sigma_x=-0.5*(A+4*B+8*E)*r^(-0.5)*cos(tita/2)-0.5*B*r^(-

```

```

0.5)*cos(5*tita/2)-C-0.5*E*r^(-

```

```

0.5)*(log(r)*(cos(5*tita/2)+3*cos(tita/2))+tita*(sin(5*tita/2)+3*sin(t
ita/2)));%+0(r^(0.5));

```

```

sigma_y=0.5*(A-4*B-8*E)*r^(-0.5)*cos(tita/2)+0.5*B*r^(-

```

```

0.5)*cos(5*tita/2)+H+0.5*E*r^(-0.5)*(log(r)*(cos(5*tita/2)-

```

```

5*cos(tita/2))+tita*(sin(5*tita/2)-5*sin(tita/2)));%+0(r^(0.5));

```

```

tau_xy=-0.5*r^(-0.5)*(A*sin(tita/2)+B*sin(5*tita/2))-E*r^(-

```

```

0.5)*sin(tita)*(log(r)*cos(3*tita/2)+tita*sin(3*tita/2));%+0(r^(0.5));

```

```

%2.- TENSIONES PRINCIPALES
sigma_1=(sigma_x+sigma_y)/2+sqrt(((sigma_x-sigma_y)/2)^2+tau_xy^2);
sigma_2=(sigma_x+sigma_y)/2-sqrt(((sigma_x-sigma_y)/2)^2+tau_xy^2);
sigma_3TP=0;

%3.-TENSION EQUIVALENTE DE VON MISES
sigma_eqTP=(1/sqrt(2))*((sigma_1-sigma_2)^2+(sigma_1-
sigma_3TP)^2+(sigma_2-sigma_3TP)^2)^0.5;

%4.-FLUENCIA, sigma_eq=sigma_ys
sTP=sigma_eqTP-sigma_ys;
sTP=simplify(sTP);

%ry_primaTP=solve(sTP,r); %No es capaz de resolverlo.

%5.- VALORES

%LÓBULO SUPERIOR

incred=2*pi/50;
tita_=0:incred:pi;

%Resuelve para uno de los términos simbólicos definiendo un valor
%numérico para el otro valor simbólico. Pero así no es capaz de hacer
%el solve. Así que lo tengo que hacer numéricamente, dando valores a r
%y evaluar sTP hasta que sea casi cero, con un criterio de
%convergencia ('error').

for i=1:length(tita_)
    tita=tita_(i);
    %%%%      %aux=solve(eval(sTP),r); Como así no es capaz de resolverlo,
    %lo resuelvo numéricamente iterando: evaluando la función sTP hasta
    %que se haga casi cero. Entonces, se habrá resuelto la ecuación
    %sigma_eq=sigma_ys
    error=100;      %Un valor cualquiera para que entre en el bucle.
    r=0.000001;
    while error>4
        val=eval(sTP);
        error=(val-0);
        r=r+0.00004;
    %Lo siguiente serviría para salir del ciclo bajo una condición.
    %        if val<-200
    %            break
    %        end
    end

    %%%%      vector_ry(i)=eval(aux); %para hacerlo despejando
    %simbólicamente r
    vector_ry(i)=r;
end
vector_ry_salida=double(vector_ry);      %porque vector_ry es en
complejos, con parte imaginaria nula.
%LÓBULO INFERIOR

```

```

tita_neg=0:-incred:-pi;
for i=1:length(tita_neg)
    tita=tita_neg(i);
    %%% aux=solve(eval(sTP),r);warning off
error=100;
    r=0.000001;
    while error>5
        val=eval(sTP);
        error=(val-0);
        r=r+0.00004;    %Paso de la iteración, 0,04mm. ¿Podemos
admitir este error? Sí

    end
    %%% vector_ry_neg(i)=eval(aux);
        vector_ry_neg(i)=r;

end
vector_ry_salida_neg=double(vector_ry_neg);

%6.- PLOT
%figure; polar(tita_,vector_ry_salida);title('Lóbulo superior CJP');

```

8.3.8. Integración de las zonas plásticas DIC y CJP sobre mapa de fase TSA

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

```

function
representar_zonasplasticas_sobreteta(A,B,C,EE,H,sigma_ys,E,v,teta,mmpix
xTSA,mmpixDIC,long_zona_plastica,exxmax_DIC,eyymax_DIC,exymax_DIC,crac
ktipx_TSA,cracktipy_TSA,cracktipx_DIC,cracktipy_DIC);
    %Entradas: coefs CJP obtenidos por DIC, límite de fluencia [MPa];
    %long_zona_plastica [pixeles],...

[titaCJP, rpCJP, titaCJP_neg, rpCJP_neg]=zona_plastica_teorica_CJP(A,B,C,
EE,H,sigma_ys);
[titaEXPVM, v_radioEXPVM]=zona_plastica_experimentalVM(E,v,exxmax_DIC,e
yymax_DIC,exymax_DIC,sigma_ys,mmpixDIC,cracktipx_DIC,cracktipy_DIC);

figure; imagesc(teta); hold on; axis equal tight; %caxis([-70 -50]);
title(sprintf('Zonas plásticas experimental y modelada según CJP sobre
mapa de la fase TSA, para una tensión de fluencia de %d', sigma_ys));
display('Seleccione el vértice de la grieta en la imagen de teta');

aux=menu('coordenadas del vértice de la grieta en imagen TSA:
','elegir manualmente','usar variables guardadas');
if aux==1
    [cracktipx_TSA, cracktipy_TSA]=ginput(1);

```

```

else
    %cracktipx_DIC, cracktipy_DIC guardadas en matlab como variables
end

figure; imagesc(teta); hold on; axis equal tight;
%caxis([-72 -50]);
%caxis([-2.4 -1.95]);
title(sprintf('Zonas plásticas experimental DIC, estimada CJP y ángulo
fase TSA sobre mapa de la fase TSA, para una tensión de fluencia de
%d',sigma_ys));

% %REPRESENTAR ZONA PLÁSTICA CIRCULAR SEGÚN ÁNGULO DE FASE
%
% radio=long_zona_plastica/2;
% tita=0:0.1:2*pi;
% x=cracktipx_TSA+radio.*cos(tita)-radio;
% y=cracktipy_TSA+radio.*sin(tita);
%
% plot(x,y,'g');

%REPRESENTAR ZONA PLÁSTICA EXPERIMENTAL VON MISES
    %Contorno zona plástica experimental. Llama a función
    %zona_plastica_experimentalVM.

inv=input('¿Contorno invertido respecto a eje horizontal? [Sí=1,
No=0]: ');

%Hay que expresar ahora las dimensiones del contorno de la zona
    %plástica en pixeles de la imagen TSA, y no en mm, para poder
    %representarla en ella.
if inv==1
    x_contorno_enTSA=(1/mmpixTSA).*v_radioEXPVM.*cos(titaEXPVM);
    y_contorno_enTSA=-1.*(1/mmpixTSA).*v_radioEXPVM.*sin(titaEXPVM);
else
    x_contorno_enTSA=(1/mmpixTSA).*v_radioEXPVM.*cos(titaEXPVM);
    y_contorno_enTSA=1.*(1/mmpixTSA).*v_radioEXPVM.*sin(titaEXPVM);
end

%Posición del vértice de la grieta TSA según se ha seleccionado
    %previamente con ginput
x_plot=cracktipx_TSA+x_contorno_enTSA;
y_plot=cracktipy_TSA+y_contorno_enTSA;
plot(x_plot,y_plot,'c-'); axis equal tight;

```

```

%REPRESENTAR ZONA PLÁSTICA CJP
inv=input('¿CJP invertido respecto a eje vertical? [Sí=1, No=0]: ');
if inv==1
    x=cracktipx_TSA-1.*(cos(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA));
    y=cracktipy_TSA+sin(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA);
    plot(x,y,'r-'); axis equal tight;

    x_neg=cracktipx_TSA-
1.*(cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixTSA));
    y_neg=cracktipy_TSA+sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixTSA);
    plot(x_neg,y_neg,'r-'); axis equal tight;

else
    x=cracktipx_TSA+1.*(cos(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA));
    y=cracktipy_TSA+sin(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA);
    plot(x,y,'r-'); axis equal tight;

    x_neg=cracktipx_TSA+1.*(cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixTSA));
    y_neg=cracktipy_TSA+sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixTSA);
    plot(x_neg,y_neg,'r-'); axis equal tight;

end

legend('Zona plástica experimental','Zona plástica CJP');
colorbar;
hold off;

```

8.3.9. Evolución de la fase TSA en el contorno de la zona plástica predicha por el modelo CJP

```

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.
function
grafica_evolucion_fase_contornoCJP(A,B,C,E,H,sigma_ys,mmpixTSA,cracktipx_TSA,cracktipy_TSA,tetalarmonico)
%grafica_evolucion_fase_contornoCJP(CoefsCJP(1),CoefsCJP(2),CoefsCJP(3),CoefsCJP(4),CoefsCJP(5),sigma_ys,mmpixTSA,cracktipx_TSA,cracktipy_TSA,tetalarmonico);
    %Entradas: coefs CJP obtenidos por DIC, límite de fluencia [MPa];
    %long_zona_plastica [pixeles],...

%El análisis depende de la posición de la grieta y, por tanto, del contorno CJP.
    inv=menu('Posición de la grieta (para invertir CJP o no)','Grieta a la izquierda','Grieta a la derecha');

%Contorno CJP = contorno de barrido 2pi rad

```

```
[titaCJP,rpCJP,titaCJP_neg,rpCJP_neg]=zona_plastica_teorica_CJP(A,B,C,
E,H,sigma_ys);
    %rpCJP en m.
```

```
%ADQUISICIÓN ÁNGULO FASE TSA EN CONTORNO CJP
```

```
% Hay que pasar el contorno CJP de mm a píxeles TSA, para usarlo en
% la imagen TSA.
```

```
if inv==2
```

```
%Los vectores x e y son las posiciones en coordenadas cartesianas del
%contorno CJP sobre la imagen TSA.
```

```
%Al ser invertida la zona CJP, hay que tenerlo en cuenta multiplicando
%por -1. Así las coordenadas x e y sí consideran la posición con
%la orientación invertida.
```

```
    xTSA=round(cracktipx_TSA-
1.*(cos(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA)));
    yTSA=round(cracktipy_TSA+sin(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA));
```

```
    xTSA=fliplr(xTSA); yTSA=fliplr(yTSA);
```

```
    x_negTSA=round(cracktipx_TSA-
1.*(cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixTSA)));
```

```
y_negTSA=round(cracktipy_TSA+sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixTSA));
```

```
    x_negTSA=fliplr(x_negTSA); y_negTSA=fliplr(y_negTSA);
```

```
    %pletamos para comprobar que el contorno esté bien.
    figure;hold on;imagesc(tetalarmonico);plot(xTSA,yTSA,'r-');
    plot(x_negTSA,y_negTSA,'r-'); axis equal tight;caxis([-20 20]);hold
    off;
```

```
    %Para adquirir los datos de delta sigma a lo largo del contorno
    %CJP.
```

```
for i=1:length(titaCJP)
    vect_faseTSAlobpos(i)=tetalarmonico(yTSA(i),xTSA(i));
    anguloTSAlobpos(i)=titaCJP(i); %De 0 a pi.
```

```
    vect_faseTSAlobneg(i)=tetalarmonico(y_negTSA(i),x_negTSA(i));
    anguloTSAlobneg(i)=titaCJP_neg(i); %De 0 a -pi.
```

```
end
```

```
else
```

```
xTSA=round(cracktipx_TSA+1.*(cos(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA)));
```

```

yTSA=round(cracktipy_TSA+sin(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixTSA));
%plot(x,y,'r-'); axis equal tight;

x_negTSA=round(cracktipx_TSA+1.*(cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmp
ixTSA)));

y_negTSA=round(cracktipy_TSA+sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixTS
A));
%plot(x_neg,y_neg,'r-'); axis equal tight;

for i=1:length(titaCJP)
    vect_faseTSAlobpos(i)=tetalarmonico(yTSA(i),xTSA(i));
    anguloTSAlobpos(i)=titaCJP(i);

    vect_faseTSAlobneg(i)=tetalarmonico(y_negTSA(i),x_negTSA(i));
    anguloTSAlobneg(i)=titaCJP_neg(i);
end

end

% %une los lóbulos superior ("lobpos") e inferior ("lobneg").
% vect_faseTSA=[vect_faseTSAlobpos vect_faseTSAlobneg];
% anguloTSA=[anguloTSAlobpos anguloTSAlobneg];

figure; hold on;
plot(360/2/pi.*anguloTSAlobpos,vect_faseTSAlobpos,'kd--
',360/2/pi.*anguloTSAlobneg,vect_faseTSAlobneg,'kd--');
%axis equal tight;
xlabel('Ángulo [grad]');
ylabel('Fase [grad]');
hold off;

```

8.3.10. Zona plástica con máscara

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

function

```
[sigma_eqTP]=zona_plastica_mask(exx,eyy,exy,E,v,sigma_ys,pixelx_cracktip,
pixely_cracktip,mmpixDIC,A,B,C,EE,H)
```

%Nota: se usan las coordenadas del vértice de la grieta
%obtenidas originalmente, sin cambiarlas de sist. de ref. ni nada.

%Nota: si quiero desplazar la zona plástica para que ajusten
%mejor experimental y CJP, cambiar coordenadas del vértice de
%la grieta.

```
%FUNCIÓN: a partir de las matrices de deformaciones adquiridas con
%DIC, se representa la zona plástica experimental, junto con las zonas
%plásticas estimadas mediante el modelo de Westergaard y el modelo
%CJP. Se utilizan como parámetros de entrada de estos modelos los
%siguientes: KI (Westergaard) y KF, KR, KS (CJP), todos obtenidos a
%partir de los campos de desplazamientos experimentales
%(interface_DIC).
```

```
%ENTRADAS:
```

```
    %matriz deformaciones exx,eyy,exy
%    E=Módulo de elasticidad
%    v=coeficiente de Poisson
%    sigma_ys=tensión de fluencia
%    pixelx_cracktip=pixel en x del vértice de la grieta
%    pixely_cracktip=pixel en y (sistema cartesiano según matlab,
%                        abajo a la izquierda de la imagen, no arriba a
%                        la izquierda) del vértice de la grieta
%    K1=parámetro modelo de Westergaard
%    KF, KR, KS: parámetros modelo CJP
```

```
lambda=E*v/(1+v)/(1-2*v);
mu=E/2/(1+v);
ee_z=-lambda/(lambda+2*mu).*(exx+eyy);
```

```
%CAMPOS DE TENSIONES (TENSIÓN PLANA)
```

```
sigma_x=E/(1-v^2).*(exx+v.*eyy);
sigma_y=E/(1-v^2).*(eyy+v.*exx);
tau_xy=E/(1+v).*exy;
```

```
%OTRA FORMA
```

```
% sigma_x=(lambda+2*mu).*ee_x+lambda.*(ee_y+ee_z);
% sigma_y=(lambda+2*mu).*ee_y+lambda.*(ee_x+ee_z);
%sigma_z=(lambda+2*mu).*ee_z+lambda.*(ee_x+ee_y);
%tau_xy=mu.*ee_xy;
```

```
%figure(1); imagesc(sigma_x);title('Sigma_x');colorbar;
%figure(2); imagesc(sigma_y);title('Sigma_x');colorbar;
%figure(3); imagesc(tau_xy);title('Sigma_x');colorbar;
```

```
%TENSIONES PRINCIPALES
```

```
sigma_1=(sigma_x+sigma_y)./2+sqrt(((sigma_x-
sigma_y)./2).^2+tau_xy.^2);
sigma_2=(sigma_x+sigma_y)./2-sqrt(((sigma_x-
sigma_y)./2).^2+tau_xy.^2);
sigma_3TP=0;
```

```
%TENSIÓN EQUIVALENTE DE VON MISES
```

```
sigma_eqTP=(1/sqrt(2))*((sigma_1-sigma_2).^2+(sigma_1-
sigma_3TP).^2+(sigma_2-sigma_3TP).^2).^0.5;
    %figure(1);imagesc(sigma_eqTP);title('Sigma Von Mises');
colorbar;title('Tensión equivalente VM');
```

```

%UMBRALIZAR LA TENSIÓN EQUIVALENTE DE VM
[a b]=size(sigma_eqTP);
sigma_eq_umbralizada=sigma_eqTP;
for i=1:a
    for j=1:b
        if sigma_eq_umbralizada(i,j)<sigma_ys
            sigma_eq_umbralizada(i,j)=0;
        else
            sigma_eq_umbralizada(i,j)=1;
        end
    end
end

figure;
imagesc(sigma_eqTP); colorbar; axis equal tight; title('Tensión
equivalente de Von Mises'); caxis([0 sigma_ys]);

%Vértice de la grieta
vert=menu('Elija la opción para introducir el vértice de la
grieta','Selección manual','Coordenadas');
if vert==2
    %vértice se mantiene según coordenadas de entrada
    pixelx_cracktip;
    pixely_cracktip;
else
    [pixelx_cracktip,pixely_cracktip]=ginput(1);
    pixelx_cracktip=round(pixelx_cracktip)
    pixely_cracktip=round(pixely_cracktip)
end

%MÁSCARA ROI (zona plástica)
auxx=menu('Selecciona la opción para la máscara
ROI','dibujar','cargar existente');
if auxx==1
    figure; imagesc(sigma_eq_umbralizada); colorbar; axis equal
tight; title(sprintf('Tensión equivalente de Von Mises umbralizada a
sigma ys = %d',sigma_ys)); colormap Gray;
    mask=roipoly;
    for i=1:a
        for j=1:b
            if sigma_eqTP(i,j)<sigma_ys || mask(i,j)==0
                sigma_eq_umbralizada(i,j)=0;
            else
                sigma_eq_umbralizada(i,j)=1;
            end
        end
    end
end

else
    load mask.mat;
    for i=1:a
        for j=1:b

```

```

        if sigma_eqTP(i,j)<sigma_ys || mask(i,j)==0
            sigma_eq_umbralizada(i,j)=0;
        else
            sigma_eq_umbralizada(i,j)=1;
        end
    end
end

end

%CONTORNO ZONA PLÁSTICA EXPERIMENTAL

tita=2.42:-0.005:-2.42;

for k=1:length(tita)
    r=0;
    i=pixelx_cracktip;
    j=pixely_cracktip;
    while sigma_eq_umbralizada(j,i)==1 ||
sigma_eq_umbralizada(j,i+2)==1 %Para darle robustez e inmunidad al
ruido.

        %           %Estructura para limpiar el ruido de la zona
plástica
        %           if sigma_eq_umbralizada(j,i)==0 &&
sigma_eq_umbralizada(j,i+2)==1
        %           sigma_eq_umbralizada(j,i)=1;
        %           end

        i=pixelx_cracktip+round(r*cos(tita(k)));
        j=pixely_cracktip+round(r*sin(tita(k)));
        if sigma_eq_umbralizada(j,i)==1 ||
sigma_eq_umbralizada(j,i+2)==1
            r=r+0.1;
        end
    end
    v_radio(k)=r;
    tita(k);
end
    x_contorno_DIC=v_radio.*cos(tita);
    y_contorno_DIC=v_radio.*sin(tita);
    x_plot=pixelx_cracktip+x_contorno_DIC;
    y_plot=pixely_cracktip+y_contorno_DIC;

    %Zona plástica teórica según CJP y criterio Von Mises.
    [titaCJP,
rpCJP,titaCJP_neg,rpCJP_neg]=zona_plastica_teorica_CJP(A,B,C,EE,H,sigm
a_ys); warning off;
    x=pixelx_cracktip+cos(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixDIC);
    y=pixely_cracktip+sin(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixDIC);

```

```

x_neg=pixelx_cracktip+cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixDIC);
y_neg=pixely_cracktip+sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixDIC);

%PLOTs en pixeles

figure; hold on;
imagesc(sigma_eq_umbralizada); axis equal tight; colormap Gray;
plot(x_plot,y_plot,'c-','LineWidth',1.5); axis equal tight;
plot(x,y,'r-','LineWidth',1.5);
plot(x_neg,y_neg,'r-','LineWidth',1.5);
plot(pixelx_cracktip,pixely_cracktip,'rd');
legend('Contorno zona plástica experimental','Zona plástica
CJP','location','northeast');
title(sprintf('Tensión equivalente de Von Mises umbralizada a
sigma ys = %d. Mapa en píxeles',sigma_ys));

hold off;

%PLOTs en mm

%Contorno zona plástica experimental
x_contorno_DIC=v_radio.*cos(tita);
y_contorno_DIC=v_radio.*sin(tita);
x_plot=x_contorno_DIC;
y_plot=y_contorno_DIC;

% %Zona plástica teórica según Westergaard y criterio Von Mises.
% %pero hay que hacerlo en coordenadas cartesianas, para poder
desplazar el origen al vértice de la grieta.
% x=cos(titaW).*rpW*(1000); %Escala de m a pixeles, y
desplazada al vértice de la grieta.
% y=sin(titaW).*rpW*(1000);
% plot(x,y);

%Zona plástica teórica según CJP y criterio Von Mises.
x=cos(titaCJP).*rpCJP*(1000);
y=sin(titaCJP).*rpCJP*(1000);

x_neg=cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000);
y_neg=sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000);

% % figure; hold on;
% % plot(mmpixDIC.*x_plot,mmpixDIC.*y_plot,'c-'); axis equal
tight;

```

```

%%      plot(x,y,'r');
%%      plot(x_neg,y_neg,'r');
%%      legend('Contorno zona pl√°stica experimental','Zona pl√°stica
CJP','location','northeast');
%%      title(sprintf('Tensi3n equivalente de Von Mises umbralizada a
sigma ys = %d. Mapa en mm',sigma_ys));
%% hold off;

%ADQUISICI3N DE SIGMA EQUIV VON MISES DE DIC SEG3N EL CONTORNO CJP
% Hay que pasar el contorno CJP de mm a p3xeles DIC, para usarlo en
%la imagen DIC.

if inv==2

    %Los vectores x e y son las posiciones en coordenadas cartesianas
    %del contorno CJP sobre la imagen DIC.

    %Al ser invertida la zona CJP, hay que tenerlo en cuenta
    %multiplicando
    %por -1. As3 las coordenadas x e y s3 consideran la posici3n con
    %la orientaci3n invertida.

    xDIC=round(cracktipx_DIC-
1.*(cos(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixDIC)));
    yDIC=round(cracktipy_DIC+sin(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixDIC));

    xDIC=fliplr(xDIC); yDIC=fliplr(yDIC);

    x_negDIC=round(cracktipx_DIC-
1.*(cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixDIC)));

    y_negDIC=round(cracktipy_DIC+sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixDI
C));

    x_negDIC=fliplr(x_negDIC); y_negDIC=fliplr(y_negDIC);

    %Para adquirir los datos de delta sigma a lo largo del contorno
CJP.
    for i=1:length(titaCJP)
        v_sigmaeqVMDIClobpos(i)=sigma_eqTP(yDIC(i),xDIC(i));
        anguloDIClobpos(i)=titaCJP(i); %De 0 a pi.

        v_sigmaeqVMDIClobneg(i)=sigma_eqTP(y_negDIC(i),x_negDIC(i));
        anguloDIClobneg(i)=titaCJP_neg(i); %De 0 a -pi.
    end

else

```

```

xDIC=round(cracktipx_DIC+1.*(cos(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixDIC)));
yDIC=round(cracktipy_DIC+sin(titaCJP).*rpCJP*(1000/mmpixDIC));
%plot(x,y,'r-'); axis equal tight;

x_negDIC=round(cracktipx_DIC+1.*(cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmp
ixDIC)));

y_negDIC=round(cracktipy_DIC+sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000/mmpixDI
C));
%plot(x_neg,y_neg,'r-'); axis equal tight;

for i=1:length(titaCJP)
    v_sigmaeqVMDIClobpos(i)=sigma_eqTP(yDIC(i),xDIC(i));
    anguloDIClobpos(i)=titaCJP(i);

    v_sigmaeqVMDIClobneg(i)=sigma_eqTP(y_negDIC(i),x_negDIC(i));
    anguloDIClobneg(i)=titaCJP_neg(i);
end

end

%une los lóbulos superior ("lobpos") e inferior ("lobneg"). Se voltean
los
%vectores para que se dibuje bien la línea que une puntos.

v_deltasigmaDIC=[fliplr(v_sigmaeqVMDIClobneg) v_sigmaeqVMDIClobpos]
anguloDIC=[fliplr(anguloDIClobneg) anguloDIClobpos ]

figure; hold on;
plot(360/2/pi.*anguloDIC,v_deltasigmaDIC,'kd--','LineWidth',1);
plot([-180 180],[sigma_ys sigma_ys],'k--');
xlim([-180 180]);
%axis equal tight;
xlabel('Ángulo [grad]');
ylabel('Tensión equivalente VM [MPa]');
legend('deltasigmaDIC');
title('Tensión equivalente de Von Mises DIC evaluada en el contorno de
la zona plástica CJP');
grid on;set(gcf,'Color','w');

hold off;

```

8.3.11. Resto plástico máscara

```

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.
function
sigma_eq_maskumbralizada=restoplastico_umbralizadomask(E,v,sigma_ys,ex
x,eyy,exy)

%FUNCIÓN cuyas entradas son las matrices de deformaciones del
%material, así como propiedades mecánicas del material, y que devuelve
%la zona plástica umbralizada en forma de máscara. Además, admite el
%uso de una máscara para eliminar el ruido lejos de la zona de interés
%de la grieta.

lambda=E*v/(1+v)/(1-2*v);
mu=E/2/(1+v);
ezz=-lambda/(lambda+2*mu).*(exx+eyy);

%CAMPOS DE TENSIONES (TENSIÓN PLANA)
sigma_x=E/(1-v^2).*(exx+v.*eyy);
sigma_y=E/(1-v^2).*(eyy+v.*exx);
tau_xy=E/(1+v).*exy;

%OTRA FORMA
% sigma_x=(lambda+2*mu).*ee_x+lambda.*(ee_y+ee_z);
% sigma_y=(lambda+2*mu).*ee_y+lambda.*(ee_x+ee_z);
%sigma_z=(lambda+2*mu).*ee_z+lambda.*(ee_x+ee_y);
%tau_xy=mu.*ee_xy;

%figure(1); imagesc(sigma_x);title('Sigma_x');colorbar;
%figure(2); imagesc(sigma_y);title('Sigma_x');colorbar;
%figure(3); imagesc(tau_xy);title('Sigma_x');colorbar;

%TENSIONES PRINCIPALES
sigma_1=(sigma_x+sigma_y)./2+sqrt(((sigma_x-
sigma_y)./2).^2+tau_xy.^2);
sigma_2=(sigma_x+sigma_y)./2-sqrt(((sigma_x-
sigma_y)./2).^2+tau_xy.^2);
sigma_3TP=0;

%TENSIÓN EQUIVALENTE DE VON MISES
sigma_eqTP=(1/sqrt(2))*((sigma_1-sigma_2).^2+(sigma_1-
sigma_3TP).^2+(sigma_2-sigma_3TP).^2).^0.5;
%figure(1);imagesc(sigma_eqTP);title('Sigma Von Mises');
%colorbar;title('Tensión equivalente VM');

%UMBRAILIZAR LA TENSIÓN EQUIVALENTE DE VM
[a b]=size(sigma_eqTP);
sigma_eq_maskumbralizada=sigma_eqTP; %Matriz máscara con 1 si
tensión mayor a límite de fluencia y 0 si tensión menor.
figure;imagesc(sigma_eqTP); axis equal tight; caxis([0 sigma_ys]);
mask=roipoly;

```

```

for i=1:a
    for j=1:b
        if sigma_eq_maskumbralizada(i,j)<sigma_ys || mask(i,j)==0
            sigma_eq_maskumbralizada(i,j)=0;
        else
            sigma_eq_maskumbralizada(i,j)=1;
        end
    end
end

%figure(1);imagesc(sigma_eq_umbralizada);colorbar;axis equal tight;
figure;
imagesc(sigma_eq_maskumbralizada); axis equal tight; colormap Gray;

% vert=menu('Elija la opción para introducir el vértice de la
% grieta','Selección manual','Coordenadas');
% if menu==2
%     plot(pixelx_cracktip,pixely_cracktip,'r*'); hold off;
% else
%     [pixelx_cracktip,pixely_cracktip]=ginput(1);
%     pixelx_cracktip=round(pixelx_cracktip);
%     pixely_cracktip=round(pixely_cracktip);
% end

```

8.3.12. Superponer contornos zona plástica CJP en mm

%Miguel Ángel Moreno Mateos. 2019.

```
function plot_contornosCJP_juntos(matriz_coeficientesCJP,sigma_ys)
```

%FUNCIÓN que representa los cinco contornos CJP correspondientes a R
%0.1-0.5.

%Entrada: matriz_coeficientesCJP, cada fila corresponde a un ensayo a
un R distinto. Fila 1, R0.1; fila 2, R0.2; etc...

```
figure; hold on; axis equal tight;grid on;
```

```
for i=1:5
```

```

[titaCJP,
rpCJP,titaCJP_neg,rpCJP_neg]=zona_plastica_teorica_CJP(matriz_coeficie
ntesCJP(i,1),matriz_coeficientesCJP(i,2),matriz_coeficientesCJP(i,3),m
atriz_coeficientesCJP(i,4),matriz_coeficientesCJP(i,5),sigma_ys);
warning off;

```

```
%PLOT [en mm]
```

```
x=cos(titaCJP).*rpCJP*(1000);
```

```
y=sin(titaCJP).*rpCJP*(1000);
```

```
x_neg=cos(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000);
```

```
y_neg=sin(titaCJP_neg).*rpCJP_neg*(1000);

if i==1; color='b'; end
if i==2; color='g'; end
if i==3; color='y'; end
if i==4; color='r'; end
if i==5; color='k'; end

    plot(x,y,color, 'linewidth',1.5);
    plot(x_neg,y_neg,color, 'linewidth',1.5);
end
legend('R 0.1', '', 'R 0.2', '', 'R 0.3', '', 'R 0.4', '', 'R 0.5', '');
hold off;
```

8.4. Coeficientes K_F y K_R a lo largo del ciclo de carga R 0.4 considerando el resto plástico y probeta CT pequeña

Realizado el estudio de la evolución del resto plástico con el crecimiento de la grieta, resulta también de interés analizar la evolución de los coeficientes K_F y K_S del modelo CJP. Se escoge este último, y no K_R según se viene haciendo, ya que no se ha observado tendencia alguna para K_S , y sí para K_R .

El procesado se realiza para las imágenes DIC correspondientes al ensayo a R 0,4 y longitud de grieta normalizada de 7 mm. Puesto que en este caso el tema de interés es el resto plástico y sus efectos, la correlación de las imágenes a lo largo del ciclo se realizan tomando como imagen de referencia la de la probeta virgen y únicamente con la precarga aplicada.

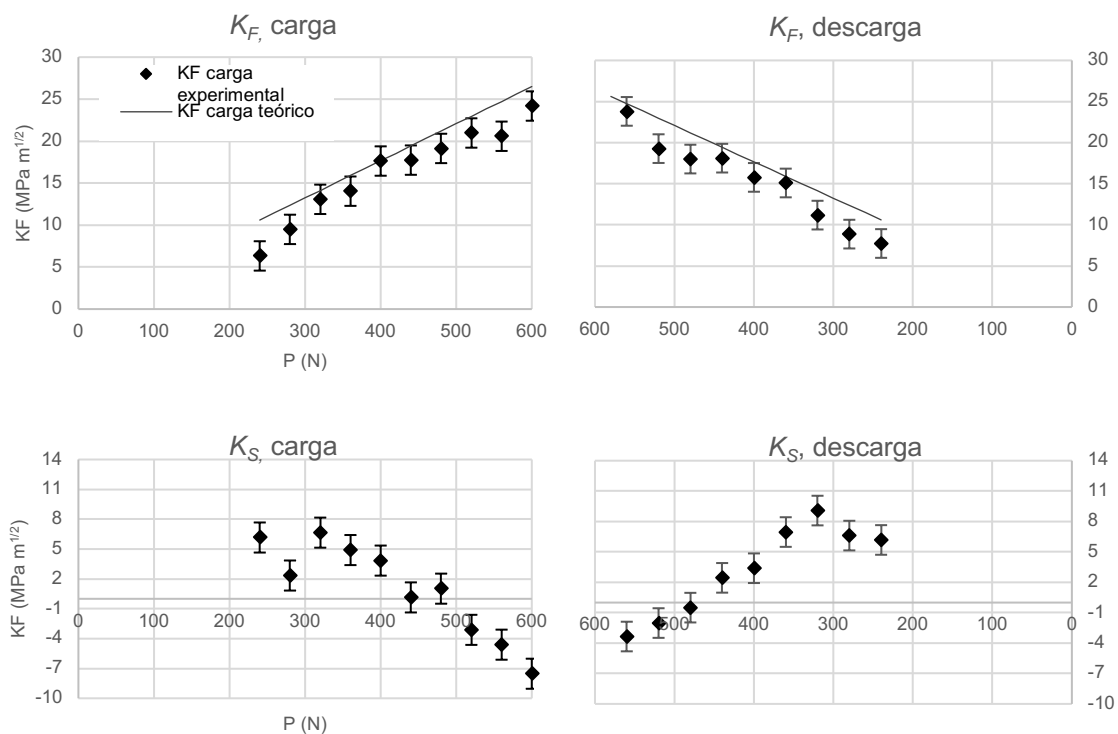


Figura 99. Evolución de K_F y K_S a lo largo de un ciclo de carga. R 0,4 considerando el resto plástico.

Los gráficos de evolución de K_F en las ramas de carga y descarga muestran valores experimentales con una aparente tendencia de ser ligeramente inferiores a la estimación nominal de K_I . No obstante, la diferencia respecto a la correlación sin tener en cuenta el resto plástico (imagen de referencia con la probeta con la

grieta) es menor. El hecho de obtener unos valores menores se justificaría por el efecto de la plasticidad remanente, la cual tendería a comprimir al material elástico circundante y, por ende, a reducir las tensiones y SIFs nominales previstos. Como consecuencia, se reduciría la tensión media del ciclo de fatiga. El efecto sería análogo al que provocaría un agujero con grietas en su contorno y que se rellenase por ajuste mediante interferencia: el material interior, en su intento de expandirse, comprimiría al material envolvente.

En relación al factor de intensidad de tensiones tangencial K_S , se observa una clara tendencia a aumentar de negativo a positivo al reducir la carga aplicada.

8.5. Introducción a la medición del CTOD plástico mediante DIC sobre las probetas CT pequeñas

Inicialmente, Wells [19] observó que la grieta se enromaba en el vértice, de tal forma que cuanto mayor era este enromamiento, mayor era la tenacidad del material. De ello, propuso el *CTOD* (Crack Tip Opening Displacement) como una medida de la apertura del vértice de la grieta. Hoy en día, el *CTOD* es, junto con la Integral J , uno de los parámetros fundamentales de la Mecánica de la Fractura Elasto-Plástica. Entre otras aplicaciones, el *CTOD* se ha usado para evaluar el crecimiento de grieta a fatiga como un método con mayor rigor teórico que la ley de Paris, la cual es puramente experimental. Shani *et al.* [65] probaron que $\Delta CTOD$ era un parámetro mejor que ΔK para caracterizar el crecimiento de grieta a fatiga. Sobre este fundamento, diversos estudios se han realizado sobre la aplicación de DIC para la medición del *CTOD*. Yates *et al.* [66] resumieron algunas de las aplicaciones de DIC para caracterizar los campos de desplazamiento elasto-plásticos del vértice de la grieta. Por otra parte, Vasco-Olmo *et al.* [67] llevaron a cabo un estudio experimental empleando DIC y la componente plástica del *CTOD* como parámetro fundamental para caracterizar el crecimiento de grieta a fatiga.

El fin de este anexo no es más que realizar una aproximación a la evaluación del parámetro *CTOD* y sus componentes elástica y plástica ($CTOD_e$ y $CTOD_p$) a partir de los datos DIC de las probetas CT pequeñas empleadas en

este trabajo (carga máxima constante de 600 N). Para ello, se mide el desplazamiento de dos puntos detrás de la grieta y a ambos lados de la misma, situados a una distancia horizontal L_x de 6 píxel del vértice de la grieta y una distancia vertical L_y de 10 píxel, tal y como se muestra en la Figura 100. Para la elección de estos puntos se usa como referencia el trabajo de Vasco-Olmo [67] sobre una misma geometría de probeta CT.

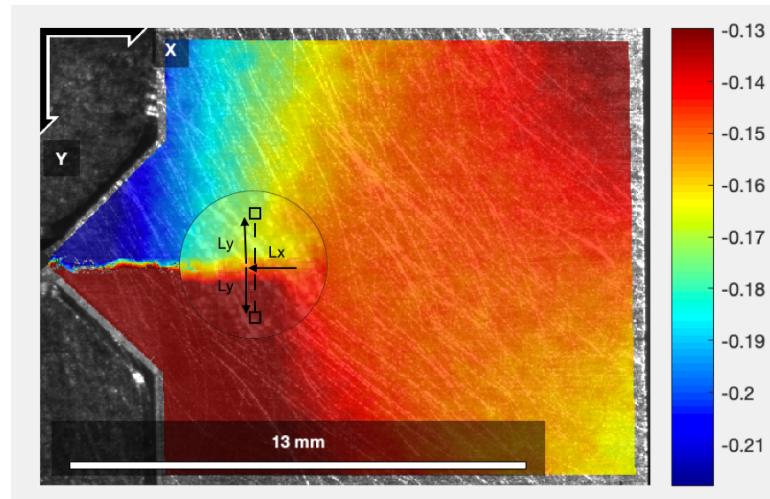


Figura 100. Vista magnificada de la región del vértice de la grieta para mostrar como el $CTOD$ se mide a partir de un par de puntos anteriores al vértice de la grieta.

Establecidas las coordenadas del par de puntos, se realiza el procesado para dos longitudes de grieta de 8,83 y 8,20 mm correspondientes a los ensayos a R 0,1 y 0,3, respectivamente. Procesando los desplazamientos a lo largo de las ramas de carga y descarga de un ciclo (con incremento de carga de 20 N) se obtienen los gráficos $CTOD$ frente a carga. Para detectar la divergencia del $CTOD_{pl}$ respecto de la tendencia lineal del $CTOD_{el}$ al aumentar la carga, se elaboran diagramas de offset con límites del $\pm 6\%$ de offset. Además, del ajuste lineal realizado para la componente elástica se distinguen en porcentajes la componente elástica y la plástica sobre el $CTOD$ total.

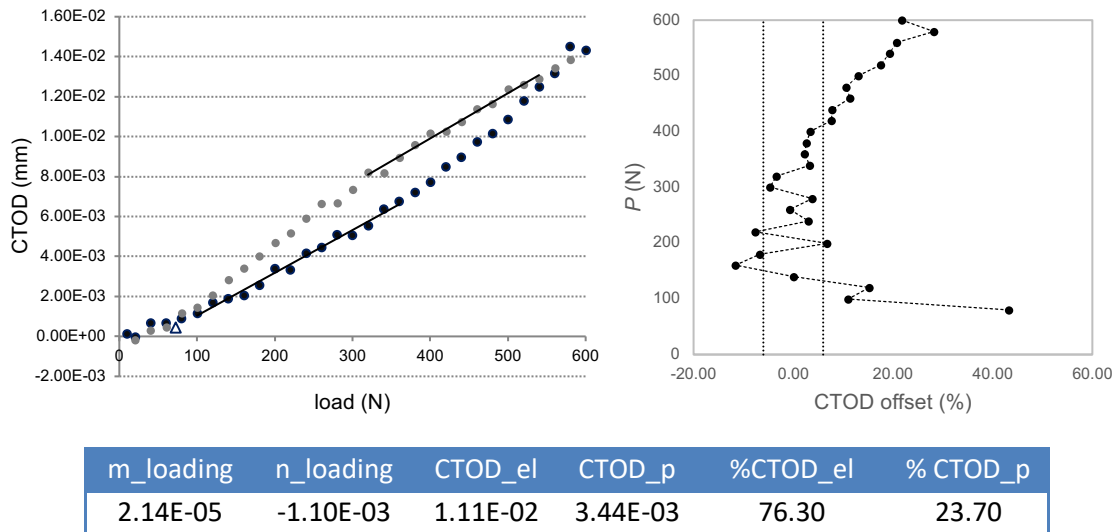


Figura 101. Estudio del CTOD mediante DIC para R 0,1 y grieta de longitud 8,83 mm.

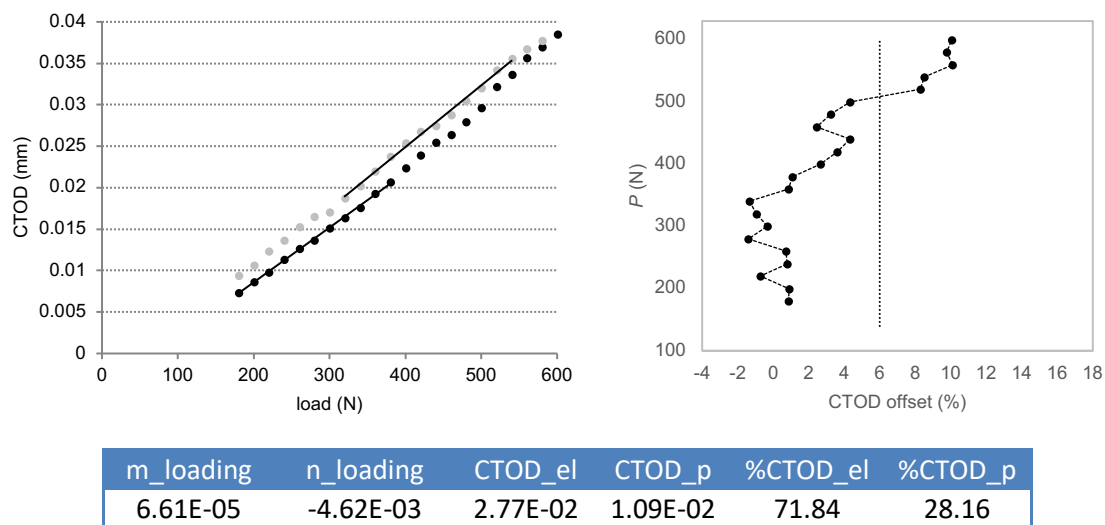


Figura 102. Estudio del CTOD mediante DIC para R 0,3 y grieta de longitud 8,20 mm.

De la interpretación de los resultados, se comprueba que los datos presentan algo de ruido que ensucia los gráficos. Sin embargo, a pesar de esto se observan tendencias congruentes con lo esperado: en la rama de carga de ambos ensayos, al aumentar la carga el CTOD se desvía positivamente respecto de la predicción lineal, lo cual se justifica por el efecto de la plasticidad del vértice de la grieta. En ambos ensayos se obtienen componentes elásticas mayores que las plásticas (por encima del 70% del CTOD total).

En el ciclo para $R 0.1$ (Figura 101), además, se observa el fenómeno de cierre de grieta para cargas inferiores a 120 N (carga de apertura que se estableció en el anexo 6.3), con desviaciones del offset del CTOD de hasta el 40% respecto al CTOD nominal lineal. Esto se debe a la variación de la rigidez de la probeta cuando la grieta está total o parcialmente cerrada, aproximándose su comportamiento al de una probeta sin grieta.

El ciclo de histéresis obtenido de los datos del ensayo a $R 0.3$ es bastante discreto y poco pronunciado. Además de por la posible falta de resolución de la metodología experimental empleada, este comportamiento se puede acusar a la propia naturaleza del aluminio 2024, diferente a la del titanio comercial puro estudiado por Vasco-Olmo [67] y donde el ciclo de histéresis más pronunciado facilita la interpretación de la apertura del vértice de la grieta.

9. TABLA DE CONTENIDO

9.1. Lista de ilustraciones

Figura 1. Sistema de coordenadas polares para las ecuaciones de Westergaard. [6]	15
Figura 2. Modos de fractura.....	15
Figura 3. Relajación de tensiones en las inmediaciones del vértice de la grieta por la región de plasticidad según la estimación de Irwin [6], [28].	17
Figura 4. Evolución de la tensión σ_{yy} a lo largo de r en estructura con zona plástica (Anderson [6]).	18
Figura 5. Fuerzas en la interfaz de la zona plástica y el material elástico (James <i>et al.</i> [1]).	21
Figura 6. Curva característica de una propagación de grieta en material dúctil según la ley de Paris (Figura de Arana [34]).	25
Figura 7. Direcciones de laminación.	31
Figura 8. MTS <i>Servohydraulic Test System</i>	31
Figura 9. Máquina de ensayos universal MTS Criterion Model 43.	32
Figura 10. Plano mordazas máquina universal de ensayos para probetas CT pequeñas.	33
Figura 11. Mordazas máquina universal de ensayos para probetas CT pequeñas.	33
Figura 12. ALLIED Vision Marlin F033.	34
Figura 13. ALLIED Vision Guppy Pro F031B.	34
Figura 14. Lente Edmund Optics 25mm EO Megapixel Fixed FL.	35
Figura 15. Trípode Manfrotto modelo 475 y brazo extensor.	35
Figura 16. Cabezal rótula de cremallera Manfrotto 410.	36
Figura 17. Microbolómetro Flir A35.	37
Figura 18. Termocámara Flir x6581sc.	37
Figura 19. Tarjeta DAQ National Instruments.	38
Figura 20. Ejemplo de localización del vértice de la grieta mediante imagen DIC.	39
Figura 21. Obtención de la relación mm/píxel en imágenes DIC.	40
Figura 22. <i>Speckle</i> sobre probeta CT 2 mm espesor.	41

Figura 23. A la izquierda, enfoque de la superficie de la probeta C(T) en condiciones normales de iluminación. A la derecha, la misma probeta con un mejor patrón de grises obtenido en condiciones óptimas de iluminación.	42
Figura 24. Adquisición de imágenes con microbolómetro.	45
Figura 25. Imagen de referencia para la relación mm/píxel del microbolómetro.	46
Figura 26. Arriba, montaje experimental del microbolómetro y cámara CCD en máquina de ensayo servohidráulica. Abajo, montaje con la termocámara refrigerada.	47
Figura 27. Montaje experimental DIC en máquina de ensayo electromecánica.	48
Figura 28. Plano probeta CT empleada en el primer bloque experimental.	50
Figura 29. Probeta para la calibración de la señal termoelástica.	51
Figura 30. ROI para obtener S_{media} en la probeta de calibración.	52
Figura 31. Deformaciones ϵ_y a la izquierda y ϵ_x a la derecha. En rojo la zona de interés de adquisición de las deformaciones.	54
Figura 32. Deformaciones en la probeta de calibración calculadas mediante simulación numérica.	54
Figura 33. Perfiles de deformaciones Abaqus probeta de calibración.	55
Figura 34. Arriba, evolución de las deformaciones ϵ_{xx} (izquierda) y ϵ_{yy} (derecha) a lo largo del perfil vertical. Abajo, evolución de las deformaciones ϵ_{xx} y ϵ_{yy} a lo largo del perfil horizontal.	56
Figura 35. Arriba, campos de desplazamientos. Abajo, campos de deformaciones. A la izquierda, según la dirección Y, y a la derecha, según la dirección X.	58
Figura 36. Campo de tensiones $\Delta(\sigma_x + \sigma_y)_{DIC}$ (coordenadas en píxeles).	58
Figura 37. Mallas inicial (menor distancia del lateral derecho al vértice) y final (mayor separación del vértice) empleadas para el ajuste de la constante termoelástica A.	59
Figura 38. Evolución de la constante A con el tamaño de la malla de barrido. Ensayo $R=0.3$	60
Figura 39. Malla de barrido final empleada para el ajuste de la constante A. Ensayo $R=0.3$	60

Figura 40. Iteración de la constante de calibración óptima para $R=0,1$	61
Figura 41. Iteración de la constante de calibración óptima para $R=0,5$	61
Figura 42. Evolución de los coeficientes K_R y K_R obtenidos con DIC a lo largo de un ciclo de carga. Obtención de $\Delta P_{efectivo}$	62
Figura 43. Iteración de la constante de calibración óptima para $R=0,1$ efectivo.	62
Figura 44. Tendencia de la constante de calibración A frente a R nominal.	63
Figura 45. Matriz diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para el análisis de la sensibilidad de la calibración de la constante A ajustada mínimos cuadrados. Perfiles horizontal y vertical. Ensayo $R=0,3$	64
Figura 46. Matriz diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para el análisis de la sensibilidad de la calibración de la constante A ajustada mínimos cuadrados. Perfiles horizontal y vertical. Ensayo $R=0,1$	65
Figura 47. Deformaciones para correlación DIC adicional con relación 30,73 $\mu\text{m}/\text{píxel}$	66
Figura 48. Curva de iteración de la constante A con DIC 30,73 $\mu\text{m}/\text{píxel}$	66
Figura 49. Perfiles de ajuste diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para calibración adicional para imágenes DIC con relación 30,73 $\mu\text{m}/\text{píxel}$	66
Figura 50. Perfiles de ajuste $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para calibración con $\Delta P_{efectivo}$ y $R=0,1$	67
Figura 51. Perfiles de ajuste $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para calibración con $R=0,5$	67
Figura 52. Campos de deformaciones en ROI para DIC 27 $\mu\text{m}/\text{píxel}$	68
Figura 53. Malla inicial y final de barrido utilizadas en el proceso iterativo.	68
Figura 54. Evolución de la constante A con el tamaño de la malla de barrido. Ensayo $R=0,1$ con termocámara refrigerada.	69
Figura 55. Malla de barrido final empleada para el ajuste de la constante A . Ensayo $R=0,3$ con termocámara refrigerada.	69
Figura 56. Matriz diferencia $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ para el análisis de la sensibilidad de la calibración de la constante A ajustada mínimos cuadrados. Perfiles horizontal y vertical. Ensayo $R=0,3$ con termocámara refrigerada.	70
Figura 57. Malla obtención coeficientes CJP sobre campos de desplazamientos. <i>Probeta CT 1</i>	74

Figura 58. Malla obtención coeficientes CJP sobre campos de desplazamientos. <i>Probeta CT 2</i>	75
Figura 59. Evolución de K_F con el ángulo final de la malla.	77
Figura 60. Evolución de K_F con el radio externo de la malla.....	77
Figura 61. Evolución de K_F con el radio interno de la malla.....	78
Figura 62. A la izquierda, zonas plástica experimental DIC y estimadas según el modelo CJO. A la derecha, evolución de la tensión equivalente de Von Mises DIC a lo largo del contorno CJP.	82
Figura 63. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre mapa de fase obtenido con el microbolómetro para $R 0,1$	84
Figura 64. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,1$ a lo largo del contorno CJP	85
Figura 65. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre mapa de fase obtenido con el microbolómetro a un ratio $R 0,3$	85
Figura 66. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,3$ a lo largo del contorno CJP.	86
Figura 67. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre mapa de fase obtenido con el microbolómetro a un ratio $R 0,5$	86
Figura 68. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,5$ a lo largo del contorno CJP.	87
Figura 69. A la izquierda, integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre la fase del primer armónico (17 Hz). Termocámara (<i>probeta CT 2</i>). A la derecha, señal de fase a lo largo de perfil.	87
Figura 70. Evolución de la fase de la señal TSA tomada a $R 0,1$ con la termocámara refrigerada a lo largo del contorno CJP.	88
Figura 71. Integración de las zonas plásticas experimental DIC y analítica CJP sobre la fase del segundo armónico. Termocámara (<i>probeta CT 2</i>). A la derecha, evolución de la misma a lo largo del perfil.	88
Figura 72. Evolución de la fase en el segundo armónico de la señal TSA tomada a $R 0,1$ con la termocámara refrigerada a lo largo del contorno CJP. .	89
Figura 73. Comparativa fase TSA primer armónico y amplitud del segundo armónico a lo largo del mismo perfil.	89

Figura 74. Crecimiento de grieta a fatiga en 2024-T3 para ratios de carga $R = 0,05$ (a) y $R = 0,5$ (b), según Holper et al.....	94
Figura 75. Geometría y dimensiones (mm) de la probeta C(T) de aluminio utilizadas para crecimiento de grieta y DIC.....	95
Figura 76. Evolución de K_F y K_R a lo largo de un ciclo de carga. $R 0,1$	97
Figura 77. Evolución de K_F y K_R a lo largo de un ciclo de carga. $R 0,3$	97
Figura 78. Evolución de K_F y K_R a lo largo de un ciclo de carga. $R 0,5$	98
Figura 79. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. $R=0,1$	98
Figura 80. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. $R=0,2$	99
Figura 81. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. $R=0,3$	99
Figura 82. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. $R=0,4$	99
Figura 83. $K_{F,máx}$, $K_{F,min}$, $K_{I,máx}$ y $K_{I,min}$ frente a la longitud de grieta. $R=0,5$	100
Figura 84. Longitud de grieta desde entalla [m] frente al número de ciclos (escala natural y logarítmica).....	102
Figura 85. $da/dN_{experimental}$ frente a ΔK_I nominal.	103
Figura 86. $da/dN_{ajustado}$ frente a ΔK_I nominal.....	104
Figura 87. $da/dN_{experimental}$ frente a ΔK_F efectivo.	104
Figura 88. $da/dN_{ajustado}$ frente a ΔK_F efectivo.	104
Figura 89. Zona plástica para $R 0,1$, $0,2$, $0,3$, $0,4$ y $0,5$ (de izquierda a derecha y de arriba abajo).....	109
Figura 90. Contornos zona plástica CJP superpuestos [mm].....	109
Figura 91. Contorno del resto plástico para ensayo a $R 0,1$	111
Figura 92. Sucesivas grietas crecimientos para ensayo a $R 0,1$	111
Figura 93. K_F y K_R para la evolución del resto plástico del ensayo a $R 0,1$	112
Figura 94. Contorno del resto plástico para ensayo a $R 0,4$	112
Figura 95. K_F y K_R para la evolución del resto plástico del ensayo a $R 0,4$	112
Figura 96. Parámetros de correlación, NCorr.	116
Figura 97. Tratamiento de los desplazamientos. NCorr.....	116
Figura 98. Parámetros para la diferenciación de las deformaciones. NCorr...	117
Figura 99. Evolución de K_F y K_S a lo largo de un ciclo de carga. $R 0,4$ considerando el resto plástico.	144

Figura 100. Vista magnificada de la región del vértice de la grieta para mostrar como el <i>CTOD</i> se mide a partir de un par de puntos anteriores al vértice de la grieta.....	146
Figura 101. Estudio del <i>CTOD</i> mediante DIC para R 0,1 y grieta de longitud 8,63 mm.....	147
Figura 102. Estudio del <i>CTOD</i> mediante DIC para R 0,3 y grieta de longitud 8,20 mm.....	147

9.2. Índice de tablas

Tabla 1. Composición y propiedades mecánicas del aluminio 2024-T3 (Kaynak <i>et al.</i> [46]).....	30
Tabla 2. Valores de tenacidad a fractura del Al 2024-T3 según la dirección de laminación (ASM [47]).....	30
Tabla 3. Especificaciones ALLIED Vision Marlin F-033.....	34
Tabla 4. Especificaciones ALLIED Vision Guppy Pro F031B.....	34
Tabla 5. Especificaciones lente Edmund Optics 25mm EO Megapixel Fixed FL.....	35
Tabla 6. Especificaciones técnicas microbolómetro Flir A35.....	37
Tabla 7. Resultados calibración analítica de la constante termoelástica para R0,1; 0,3 y 0,5.....	53
Tabla 8. Resultados calibración mediante simulación numérica de la constante termoelástica para R0,1; 0,3 y 0,5.....	55
Tabla 9. Resultados calibración de la constante termoelástica mediante ajuste por mínimos cuadrados para R0,1; 0,3 y 0,5.....	63
Tabla 10. Resultados calibración de la constante termoelástica.....	70
Tabla 11. Parámetros de la mallas empleadas para obtener los coeficientes CJP de las probetas CT de mayores dimensiones.....	75
Tabla 12. Parámetros del modelo CJP para la primera probeta CT (<i>probeta CT 1</i>) con longitud de grieta normalizada de 33 mm y carga máxima de 1000 N.....	75
Tabla 13. Parámetros del modelo CJP para la segunda probeta CT (<i>probeta CT 2</i>) con longitud de grieta normalizada de 30,75 mm y carga máxima de 1000 N.....	76

Tabla 14. Comparación del factor $K_{F, experimental}$ con el factor $K_{I, nominal}$	76
Tabla 15. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a $R 0,1$	83
Tabla 16. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a $R 0,3$	85
Tabla 17. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a $R 0,5$	86
Tabla 18. Coeficientes del modelo CJP para representar la zona plástica CJP sobre el mapa de fase tomada a $R 0,1$ y termocámara refrigerada.	87
Tabla 19. Ajuste potencial datos $a - N. da/dN_{ajustada}$	103
Tabla 20. Constantes de la ley de Paris C y m	105
Tabla 21. R^2 para el ajuste de la ley de Paris.	105
Tabla 22. Longitudes de grieta para el cálculo de la zona plástica en probetas CT pequeñas 1 mm espesor.	107
Tabla 23. SIFs CJP probetas CT pequeñas.	107
Tabla 24. Coeficientes CJP probetas CT pequeñas.	108

10. REFERENCIAS Y BIBLIOGRAFÍA

- [1] M. N. James, C. J. Christopher, Y. Lu, and E. A. Patterson, “Local crack plasticity and its influences on the global elastic stress field,” *Int. J. Fatigue*, vol. 46, pp. 4–15, Jan. 2013.
- [2] E. Wolf, “Fatigue crack closure under cyclic tension,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 2, no. 1, pp. 37–45, Jul. 1970.
- [3] W. Elber, “The Significance of Fatigue Crack Closure,” in *Damage Tolerance in Aircraft Structures*, 100 Barr Harbor Drive, PO Box C700, West Conshohocken, PA 19428-2959: ASTM International, 1971, pp. 230-230–13.
- [4] M. L. Williams and G. A. Ellinger, “Investigation of Structural Failures of Welded Ships,” *Weld. J.*, vol. 32, pp. 498s-528s, 1953.
- [5] A. A. Wells, “The Condition of Fast Fracture in Aluminum Alloys with Particular Reference to Comet Failures,” *Br. Weld. Res. Assoc. Rep.*, 1955.
- [6] T. L. Anderson, *Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications*. CRC Press, 2017.
- [7] F. Erdogan, “Fracture Mechanics,” *Int. J. Solids Struct.*, vol. 37, no. 1–2, pp. 171–183, Jan. 2000.
- [8] A. E. H. Love, *A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity*. New York: Dover Publications, 1944.
- [9] C. E. Inglis, “Stresses in a Plate Due to the Presence of Cracks and Sharp Corners,” *Trans. Inst. Nav. Archit.*, vol. 55, pp. 219–241, 1913.
- [10] A. A. Griffith, “The Phenomena of Rupture and Flow in Solids,” *Philos. Trans. R. Soc. A Math. Phys. Eng. Sci.*, vol. 221, no. 582–593, pp. 163–198, Jan. 1921.
- [11] G. R. Irwin, “Fracture Dynamics,” *Fracturing of Metals*, Cleveland, pp. 147–166, 1948.
- [12] G. R. Irwin, “Onset of Fast Crack Propagation in High Strength Steel and Aluminum Alloys,” *Sagamore Res. Conf. Proc.*, vol. 2, pp. 289–305, 1956.
- [13] G. R. Irwin, “Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate,” *J. Appl. Mech.*, vol. 24, pp. 361–364, 1957.
- [14] P. C. Paris, M. P. Gomez, and W. P. Anderson, “A Rational Analytic Theory of Fatigue,” *Trend Eng.*, vol. 13, pp. 9–14, 1961.
- [15] P. Paris and F. Erdogan, “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws,” *J. Basic*

- Eng.*, vol. 85, no. 4, p. 528, 1963.
- [16] R. J. Allen, G. S. Booth, and T. Jutla, "A REVIEW OF FATIGUE CRACK GROWTH CHARACTERISATION BY LINEAR ELASTIC FRACTURE MECHANICS (LEFM). PART I?PRINCIPLES AND METHODS OF DATA GENERATION," *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 11, no. 1, pp. 45–69, Jan. 1988.
- [17] ASTM E647-00, "Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates," 2000.
- [18] N. Pugno, P. Cornetti, and A. Carpinteri, "New unified laws in fatigue: From the Wöhler's to the Paris' regime," *Eng. Fract. Mech.*, vol. 74, no. 4, pp. 595–601, Mar. 2007.
- [19] A. A. Wells, "Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture," *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, vol. 1, Cranfield, UK, p. paper 84, 1961.
- [20] J. R. Rice, "A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks," *J. Appl. Mech.*, vol. 35, no. 2, p. 379, Jun. 1968.
- [21] C. F. Shih, "Relationships between the J-integral and the crack opening displacement for stationary and extending cracks," *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 29, no. 4, pp. 305–326, Aug. 1981.
- [22] B. Pan, K. Qian, H. Xie, and A. Asundi, "Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: a review," *Meas. Sci. Technol.*, vol. 20, no. 6, p. 062001, Jun. 2009.
- [23] R. J. Greene, E. A. Patterson, and R. E. Rowlands, "Thermoelastic Stress Analysis," in *Springer Handbook of Experimental Solid Mechanics*, Boston, MA: Springer US, 2008, pp. 743–768.
- [24] WESTERGAARD and H. M., "Bearing pressures and cracks," *Trans AIME, J. Appl. Mech.*, vol. 6, pp. 49–53, 1939.
- [25] I. N. Sneddon, "The distribution of stress in the neighbourhood of a crack in an elastic solid," *Proc. R. Soc. London. Ser. A. Math. Phys. Sci.*, vol. 187, no. 1009, pp. 229–260, Oct. 1946.
- [26] M. L. Williams, "On the Stress Distribution at the Base of a Stationary Crack," *J. Appl. Mech.*, vol. 24, pp. 109–114, 1957.

- [27] Shigley, *Diseño en Ingeniería Mecánica. Modos de fractura.*, Octava edi. Mc Graw Hill.
- [28] H. Tada, P. C. Paris, and G. R. Irwin, *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, 3rd ed. Three Park Avenue New York, NY 10016-5990: ASME, 2000.
- [29] D. S. Dugdale, “Yielding of steel sheets containing slits,” *J. Mech. Phys. Solids*, vol. 8, no. 2, pp. 100–104, May 1960.
- [30] N. I. Muskhelishvili, *Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity*. Dordrecht: Noordhoff International Publishing: Groningen, 1977.
- [31] J. M. Vasco-Olmo, M. N. James, C. J. Christopher, E. A. Patterson, and F. A. Díaz, “Assessment of crack tip plastic zone size and shape and its influence on crack tip shielding,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 39, no. 8, pp. 969–981, Aug. 2016.
- [32] A. H. Sherry, C. C. France, and M. R. Goldthorpe, “COMPENDIUM OF T-STRESS SOLUTIONS FOR TWO AND THREE DIMENSIONAL CRACKED GEOMETRIES,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 18, no. 1, pp. 141–155, Jan. 1995.
- [33] T. Fett, “Stress Intensity Factors - T-Stresses - Weight Functions,” 2008.
- [34] J. L. Arana and J. J. González, *Mecánica de la Fractura*. Universidad del País Vasco.
- [35] M. Luo, M. Luo, and D. D. Arola, “Displacement/strain measurements using an optical microscope and digital image correlation,” *Opt. Eng.*, vol. 45, no. 3, p. 033605, Mar. 2006.
- [36] B. Pan, H.-M. Xie, P.-W. Chen, F.-L. Huang, and Q.-M. Zhang, *Assessment and Correction of Lens Distortion for Digital Image Correlation*, vol. 30. 2009.
- [37] S. YONEYAMA, A. KITAGAWA, K. KITAMURA, and H. KIKUTA, “In-Plane Displacement Measurement Using Digital Image Correlation with Lens Distortion Correction,” *JSME Int. J. Ser. A*, vol. 49, no. 3, pp. 458–467, 2006.
- [38] S. Yoneyama, H. Kikuta, A. Kitagawa, and K. Kitamura, “Lens distortion correction for digital image correlation by measuring rigid body displacement,” *Opt. Eng.*, vol. 45, no. 2, p. 023602, Feb. 2006.
- [39] Y. Sun and J. H. L. Pang, “AFM image reconstruction for deformation measurements by digital image correlation,” *Nanotechnology*, vol. 17, no. 4, pp. 933–939, Feb. 2006.

- [40] M. A. Sutton *et al.*, “Scanning Electron Microscopy for Quantitative Small and Large Deformation Measurements Part II: Experimental Validation for Magnifications from 200 to 10,000,” *Exp. Mech.*, vol. 47, no. 6, pp. 789–804, Dec. 2007.
- [41] M. A. Sutton, N. Li, D. C. Joy, A. P. Reynolds, and X. Li, “Scanning Electron Microscopy for Quantitative Small and Large Deformation Measurements Part I: SEM Imaging at Magnifications from 200 to 10,000,” *Exp. Mech.*, vol. 47, no. 6, pp. 775–787, Dec. 2007.
- [42] M. A. Sutton *et al.*, “Metrology in a scanning electron microscope: theoretical developments and experimental validation,” *Meas. Sci. Technol.*, vol. 17, no. 10, pp. 2613–2622, Oct. 2006.
- [43] J. Blaber, B. Adair, and A. Antoniou, “Ncorr: Open-Source 2D Digital Image Correlation Matlab Software,” *Exp. Mech.*, vol. 55, no. 6, pp. 1105–1122, Jul. 2015.
- [44] W. Thomson, “On the Dynamical Theory of Heat, with numerical results deduced from Mr Joule’s Equivalent of a Thermal Unit, and M. Regnault’s Observations on Steam,” *Trans. R. Soc. Edinburgh*, vol. 20, no. 02, pp. 261–288, Jan. 1853.
- [45] F. Ancona, D. Palumbo, R. De Finis, G. P. Demelio, and U. Galietti, “Automatic procedure for evaluating the Paris Law of martensitic and austenitic stainless steels by means of thermal methods,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 163, pp. 206–219, Sep. 2016.
- [46] C. Kaynak and A. Ankara, “Short fatigue crack growth in AL 2024-T3 and AL 7075-T6,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 43, no. 5, pp. 769–778, Nov. 1992.
- [47] Aerospace Specification Metals Inc., “Aluminum 2024-T4; 2024-T351. Material Data Sheet.” [Online]. Available: <http://asm.matweb.com/search/SpecificMaterial.asp?bassnum=ma2024t4>. [Accessed: 18-Feb-2019].
- [48] AMAG Austria Metall AG, “AA 2024-T3/T351 alloy sheet The influence of grain size on crack propagation and fracture toughness behaviour.”
- [49] A. Monsalve and R. Morales, “Characterization of fracture behavior of 2024-O and 2024-T3 aluminum alloys,” *Rev. Metal.*, vol. 40, pp. 431–435, 2004.
- [50] J. D. Seidt and A. Gilat, “Plastic deformation of 2024-T351 aluminum plate over a wide range of loading conditions,” *Int. J. Solids Struct.*, vol. 50, no. 10, pp. 1781–

- 1790, May 2013.
- [51] MTS, “MTS Criterion ® Series 40 Electromechanical Universal Test Systems High-performance monotonic testing solutions for research, development and manufacturing.”
- [52] MTS, “Operating AVT cameras with SmartView,” 2011.
- [53] J. M. Dulieu-Smith, “Alternative calibration techniques for quantitative thermoelastic stress analysis,” *Strain*, vol. 31, no. 1, pp. 9–16, Feb. 1995.
- [54] T. R. Emery, J. M. Dulieu-Barton, J. S. Earl, and P. R. Cunningham, “A generalised approach to the calibration of orthotropic materials for thermoelastic stress analysis,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 68, no. 3–4, pp. 743–752, Mar. 2008.
- [55] F. Ancona, R. De Finis, D. Palumbo, and U. Galietti, “Crack Growth Monitoring in Stainless Steels by Means of TSA Technique,” *Procedia Eng.*, vol. 109, pp. 89–96, Jan. 2015.
- [56] F. A. Díaz, E. A. Patterson, and J. R. Yates, “Application of thermoelastic stress analysis for the experimental evaluation of the effective stress intensity factor,” *Frat. ed Integrità Strutt.*, vol. 7, no. 25, pp. 109–116, Apr. 2013.
- [57] R. A. Tomlinson and E. A. Patterson, “Examination of Crack Tip Plasticity Using Thermoelastic Stress Analysis,” Springer, New York, NY, 2011, pp. 123–129.
- [58] R. A. Tomlinson and E. J. Olden, “Thermoelasticity for the analysis of crack tip stress fields - a review,” *Strain*, vol. 35, no. 2, pp. 49–55, May 1999.
- [59] F. A. Díaz, J. R. Yates, and E. A. Patterson, “Some improvements in the analysis of fatigue cracks using thermoelasticity,” *Int. J. Fatigue*, vol. 26, no. 4, pp. 365–376, Apr. 2004.
- [60] F. A. Díaz, E. A. Patterson, R. A. Tomlinson, and J. R. Yates, “Measuring stress intensity factors during fatigue crack growth using thermoelasticity,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 27, no. 7, pp. 571–583, Jul. 2004.
- [61] A. E. Morabito, V. Dattoma, and U. Galietti, “Energy-Analysis of Fatigue Damage by Thermographic Technique,” in *Proceedings of SPIE*, 2002, vol. 4710, no. 1, pp. 456–463.
- [62] S. C. Forth, C. W. Wright, and W. M. Johnston, “7075-T6 and 2024-T351 Aluminum Alloy Fatigue Crack Growth Rate Data,” 2005.
- [63] C. M. Hudson, “Effect of Stress Ratio on Fatigue-Crack Growth in 7075-T6 and 2024-T3 Aluminum-Alloy Specimens.”

- [64] B. Holper, H. Mayer, A. K. Vasudevan, and S. E. Stanzl-Tschegg, “Near threshold fatigue crack growth at positive load ratio in aluminium alloys at low and ultrasonic frequency: influences of strain rate, slip behaviour and air humidity,” *Int. J. Fatigue*, vol. 26, no. 1, pp. 27–38, Jan. 2004.