



INTEGRACIÓN DE CORRELACIÓN DIGITAL DE IMÁGENES Y TERMOELASTICIDAD PARA EL CÁLCULO DE LOS FACTORES DE INTENSIDAD DE TENSIONES

M.A. MORENO-MATEO, J.M. VASCO-OLMO, F.A. DÍAZ

Universidad de Jaén, EPS de Jaén
Departamento de Ingeniería Mecánica y Minera
Campus Las Lagunillas, 23071 Jaén, España

(Recibido 15 de septiembre de 2020, para publicación 7 de enero de 2021)

Resumen – La Correlación Digital de Imágenes 2D (DIC 2D) es una técnica sin contacto de campo completo ampliamente utilizada y consolidada. Se presenta como una sencilla y robusta técnica para obtener mapas de desplazamientos y tensiones a partir de la deformación de la superficie de una estructura. Por otra parte, el Análisis Termoelástico de Tensiones (TSA) ha experimentado una gran evolución con el desarrollo tecnológico de las termocámaras infrarrojas matriciales. La aplicabilidad y potencial de ambas técnicas para calcular los factores de intensidad de tensiones ha sido extensamente reportada por separado. Sin embargo, poco se ha investigado sobre la utilización e interpretación conjunta de ambas técnicas para este fin. Por ello, en este artículo se realiza la integración de ambas técnicas al calcular la constante termoelástica A , necesaria para determinar ΔKI según el método de Stanley y Chan [1], a partir de los campos de tensiones DIC y prescindiendo de probeta de calibración. Análogamente, se comparan los rangos del factor de intensidad de tensiones de apertura ΔKF según el modelo CJP con ΔKI para tres R distintos (0.1, 0.3, 0.5). Además, se identificará el efecto del cierre de grieta inducido por plasticidad.

Palabras clave – Modelo CJP, cierre de grieta inducido por plasticidad, *crack shileding*, correlación digital de imágenes, termografía diferencial.

1. INTRODUCCIÓN

La Mecánica de la Fractura Elástico-Lineal (MFEL) sienta los pilares de la mecánica de la fractura. El estudio monoparamétrico de las condiciones del vértice de grieta mediante los factores de intensidad de tensiones (SIFs) supone la desvinculación del comportamiento de la grieta de las condiciones de contorno y del sistema de cargas aplicado sobre la estructura. Las técnicas ópticas de campo completo han facilitado el cálculo de los SIFs de forma experimental.

Numerosos investigadores han empleado la termografía infrarroja para la determinación de los SIFs. Cuatro son las técnicas que originalmente se aplicaron: los métodos propuestos por Stanley y Chan [1], Stanley y Dulieu-Smith [2], Tomlinson *et al.* [3] y Lin *et al.* [4]. En este estudio, se empleará el primero de ellos, basado en la solución elástico-lineal para los campos del vértice de grieta.

Por otro lado, la correlación digital de imágenes (DIC) [5] se ha utilizado con el mismo fin. Entre otros, Rethore *et al.* [6] empleó el concepto de desplazamiento de extensión virtual de la grieta para evaluar los SIFs de modo mixto I+II; Yoneyama *et al.* [7] calculó los SIFs en probetas poliméricas; López-Crespo *et al.* [8] empleó las funciones complejas de Muskhelishvili para ajustar los SIFs, y Du *et al.* [9] aplicó DIC para el cálculo de los SIFs en un componente aeroespacial real.

Recientemente, autores como Vasco-Olmo *et al.* [10] han empleado DIC junto con modelos mejorados de los campos de tensiones del vértice de grieta que incorporan la influencia sobre el campo elástico circundante de las tensiones inducidas por la zona deformada plásticamente que rodea a la grieta crecida a fatiga. Destaca el modelo Christopher-James-Patterson (CJP) desarrollado en la última década por investigadores de la Universidad de Plymouth [11]. En su definición, se postula que la región plástica generada en el vértice de la grieta protege a la grieta (*crack shielding*) de la completa influencia del campo de

tensiones aplicado sobre la estructura. Resulta por ello un modelo interesante dentro de la Mecánica de la Fractura Elástico Lineal.

Tanto la termografía infrarroja como la correlación digital de imágenes han sido ampliamente utilizadas por separado para la determinación de los factores de intensidad de tensiones. Sin embargo, poco ha sido el trabajo realizado para integrar ambos métodos en el cálculo de los SIFs. Es por esto que el objetivo del presente estudio es integrar la técnica termográfica de Stanley y Chan [1] para el cálculo del rango del factor de intensidad de tensiones de apertura ΔK_I , con el correspondiente rango ΔK_F , determinado mediante la aplicación conjunta de DIC y el modelo CJP. Además, la calibración de la señal termoelástica adquirida con el microbolómetro se realizará mediante ajuste por mínimos cuadrados de esta señal con los campos de tensiones diferenciados de los desplazamientos DIC, prescindiendo de probeta de calibración. También se tendrá en cuenta el fenómeno de cierre de grieta inducido por plasticidad.

2. CÁMARA CCD

Para DIC se utiliza una cámara CCD para adquirir imágenes de la superficie de la probeta en diferentes estados de carga y deformación con el fin de correlacionarlos posteriormente. Con este fin, se emplea el modelo Marlin F-033, desarrollado por Allied Vision Technologies, con una lente zoom C-Mount de 13-130mm de la marca Computar. La resolución del sensor es de 1280x960 píxeles.

3. MICROBOLÓMETRO

En TSA, se emplea un microbolómetro desarrollado por Flir Systems, modelo A35. Se trata de un sensor infrarrojo con resolución 320 x 256 píxeles y sin refrigeración, alimentado y controlado mediante conexión ethernet RJ-45. La sensibilidad térmica del equipo es < 50 mK, y su rango espectral, entre 7,5 y 13 μm . La principal ventaja de este equipo reside en su bajo coste y en su capacidad para realizar estudios termográficos. La adquisición y procesado de la señal se realiza con el software MiTE, desarrollado por DST Group.

4. CÁLCULO DE K MEDIANTE TSA

Stanley y Chan utilizaron en 1986 por primera vez la termoelasticidad para determinar ΔK_I , el factor de intensidad de tensiones de apertura, a partir de los dos primeros términos de las ecuaciones de Westergaard [12]. De acuerdo con el efecto termoelástico [13], la amplitud de la señal térmica S es proporcional a la variación de la suma de tensiones principales, siendo A la constante de calibración. Relacionando el invariante de tensiones con los factores de intensidad de tensiones para modos I y II de carga a través del modelo elástico-lineal de Westergaard, postularon la siguiente relación,

$$A S = \frac{2\Delta K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} - \frac{2\Delta K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2}$$

De esta ecuación, y para modo I de carga, se demuestra que la señal máxima, $S_{m\acute{a}x}$, se relaciona con la coordenada y (con origen en el vértice de grieta) mediante la expresión

$$y = \left[\frac{3\sqrt{3}\Delta K_I^2}{4\pi A^2} \right] \frac{1}{S_{m\acute{a}x}^2}$$

El valor de $S_{m\acute{a}x}^2$ para cada coordenada y se obtiene como el valor máximo de S en la línea horizontal paralela a la longitud de la grieta a una distancia y de la misma. Representando la coordenada y frente a $(1/S_{m\acute{a}x}^2)$ se puede realizar un ajuste lineal por mínimos cuadrados, con pendiente de la recta

$$m = \frac{3\sqrt{3}\Delta K_I^2}{4\pi A^2}$$

El ajuste se debe realizarse evitando puntos de la zona plástica, así como aquellos que se encuentre en coordenadas y extremas. Despejando ΔK_I , se obtiene la expresión para el rango del factor de intensidad de tensiones de apertura en función de la constante de calibración.

$$\Delta K_I = \sqrt{\frac{4\pi m A^2}{3\sqrt{3}}}$$

5. CALIBRACIÓN DE LA SEÑAL TSA

Se desarrolla un método en el que se emplean las deformaciones obtenidas con Correlación Digital de Imágenes para calibrar la señal termoelástica S y obtener el campo $\Delta\sigma_{TSA}$. Para ello, se realiza un ajuste por mínimos cuadrados de los campos de los rangos de la suma de tensiones principales obtenidos por DIC y TSA, siendo la función error a minimizar

$$\Psi = \sum_i^n (\Delta\sigma_{DIC} - S \cdot A)^2$$

El ajuste se ha de realizar en la región de la probeta que se deforma elásticamente, ya que es solo en ella donde tiene validez el efecto termoelástico. Los n píxeles, además de exigir correspondencia geométrica entre las imágenes DIC y TSA, han de evitar la zona plástica del vértice de la grieta.

6. CÁLCULO DE K MEDIANTE DIC

El cálculo de los factores de intensidad de tensiones se realiza mediante el modelo CJP ajustando sus ecuaciones para los campos de desplazamiento obtenidos mediante DIC en los píxeles de la Fig. 2 dentro de la zona dominada por la singularidad, que es donde tienen validez las ecuaciones del modelo.

$$u_i = f(K_F, K_R, K_S, T_x, T_y, r, \theta)$$

K_F, K_R, K_S, T_x, T_y son los coeficientes del modelo. El modelo CJP se trata por tanto de un modelo tetraparamétrico: tres factores de intensidad de tensiones y el *T-stress*. Por su parte, r y θ son las coordenadas polares del punto respecto al vértice de la grieta. Conociendo los desplazamientos en cada coordenada, se despejan los coeficientes del modelo.

7. DESCRIPCIÓN DEL TRABAJO EXPERIMENTAL

Una probeta de tipo CT y dimensiones en la Fig. 1 según la norma ASTM [14] se fabricó de una plancha de aluminio 2024-T3 de 2 mm de espesor. Sobre una de las superficies de la probeta, se aplicó un *speckle* mediante una base de pintura blanco mate en spray (blanco mate Titanlux spray), y pintura negro mate en aerógrafo sobre la base. De esta forma, se consigue un tamaño de faceta del *speckle* inferior a medio milímetro que aumenta notablemente la calidad y precisión de la correlación DIC. Sobre la otra superficie, se aplica una fina capa de pintura negro mate con el fin de aumentar y homogeneizar la emisividad. Morabito *et al.* [15], en su estudio del daño por fatiga mediante termografía, alcanzó valores de 0,92.

La probeta se colocó en la máquina servohidráulica (MTS con célula de carga de 25 kN) utilizando un ensamblaje formado por dos mordazas, dos pines, y la probeta en posición central. Por el lado pintado de

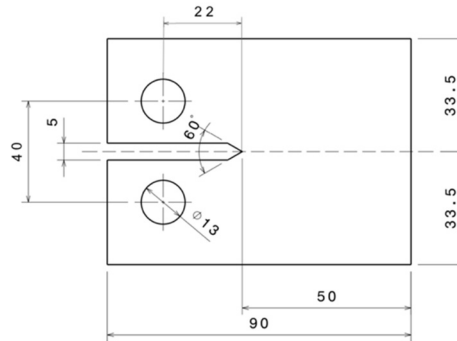


Fig. 1. Dimensiones probeta.

negro, se monta el microbolómetro, mientras que por el lado del *speckle*, la cámara CCD. Así, se aplicó una carga cíclica de tracción con amplitud constante (carga máxima 1000 N y R 0,1) y en dirección perpendicular a la entalla (modo I de carga) hasta que la grieta creció 11 mm desde el concentrador de tensiones. La frecuencia aplicada fue de 17 Hz, valor suficientemente elevado para alcanzar las condiciones adiabáticas en las zonas deformadas elásticamente.

Durante el ciclado de la probeta, y poco antes de que se termine de aplicar el número de ciclos establecido, se adquieren tres secuencias termográficas para tres ratios de carga R distintos (carga máxima común de 1000 N): 0,1; 0,3; 0,5. Se establece un tiempo de captura de 5 s, tiempo de integración de 1 ms, y *frame rate* de 200 Hz. La resolución espacial alcanzada es de 127,7 $\mu\text{m}/\text{píxel}$. Además, las dimensiones de la probeta son lo suficientemente grandes para asumir que, durante la adquisición de la secuencia térmica, la grieta no crece. Concluida la aplicación de la carga, se adquieren imágenes DIC a lo largo de las ramas de carga y descarga de un ciclo: la imagen referencia para una precarga de 20 N, y las imágenes deformadas a cargas crecientes en incrementos de 20 N hasta la carga máxima y, posteriormente, decrecientes. Se alcanza una resolución de 40,8 $\mu\text{m}/\text{píxel}$. La aplicación de precarga es recomendable para minimizar el movimiento de la probeta como sólido rígido.

La adquisición de la secuencia termográfica y procesado TSA se realiza con el software MiTE. De esta manera, se obtiene el mapa de amplitud de la señal térmica. En cuanto a las imágenes DIC, se procesan con el software NCorr, una solución de código abierto desarrollada por el Instituto de Tecnología de Georgia e implementada en la interfaz de MatLab. Se obtienen así los campos de desplazamiento U y V para cada nivel de carga.

A partir de los campos de desplazamientos DIC en la zona dominada por la singularidad (Fig. 2), se ajustan las ecuaciones del modelo en la forma $u_{i,\text{DIC}} = f_i(K_F, K_R, K_S, T_x, T_y, r, \theta)$ para obtener los valores del factor de intensidad de tensiones K_F . Los resultados se muestran en la Fig. 3. La diferencia entre K_F a máxima carga y a mínima carga es el rango ΔK_F .

Los valores de la constante de calibración A de la señal termoelástica se muestran en la Fig. 5 frente a la relación R de carga empleada para la obtención de la secuencia térmica. A R bajo (0,1) se realiza una

Fig. 2. Parametrización modelo CJP en zona singularidad. Campo desplazamientos U .

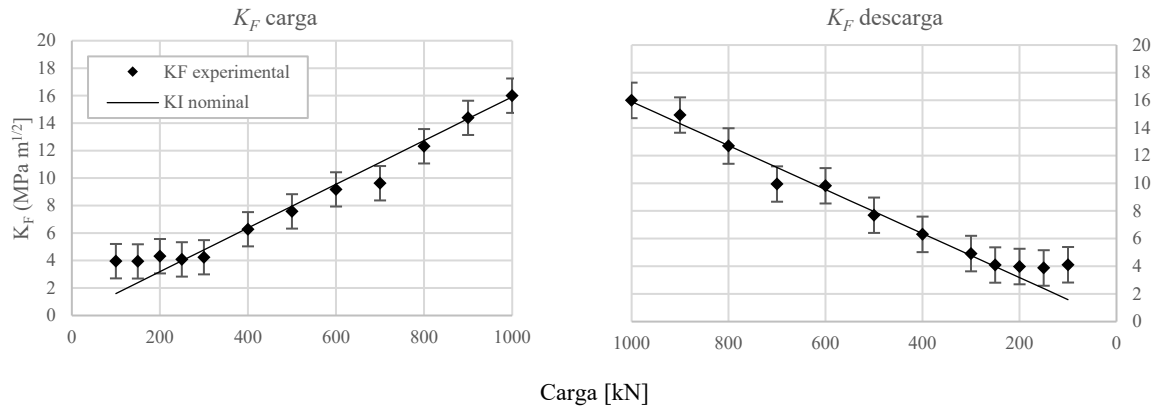
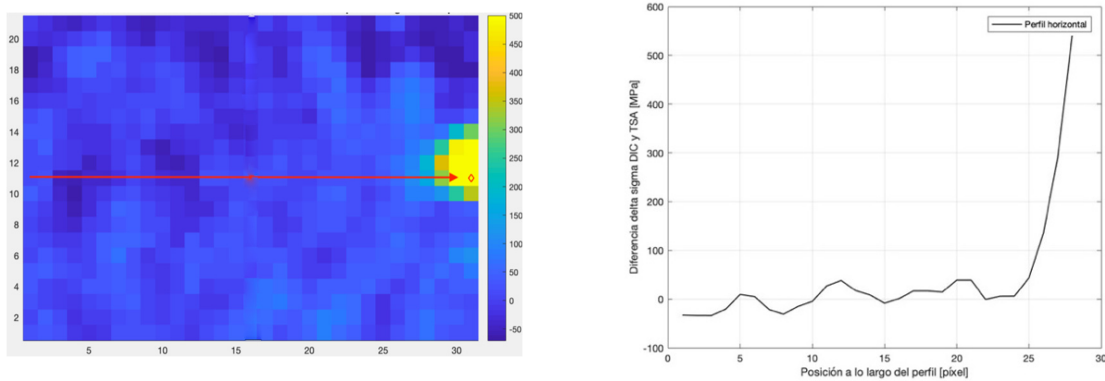


Fig. 3. Evolución de K_F a lo largo de un ciclo de carga.



(a) Matriz por píxeles $\Delta\sigma_{DIC} - \Delta\sigma_{TSA}$ para evaluar la bondad del ajuste de ambos campos del ensayo a R 0,3.

(b) Evolución a lo largo de perfil horizontal.

Fig. 4. Bondad de ajuste $\Delta\sigma_{DIC} - \Delta\sigma_{TSA}$ para R 0,3.

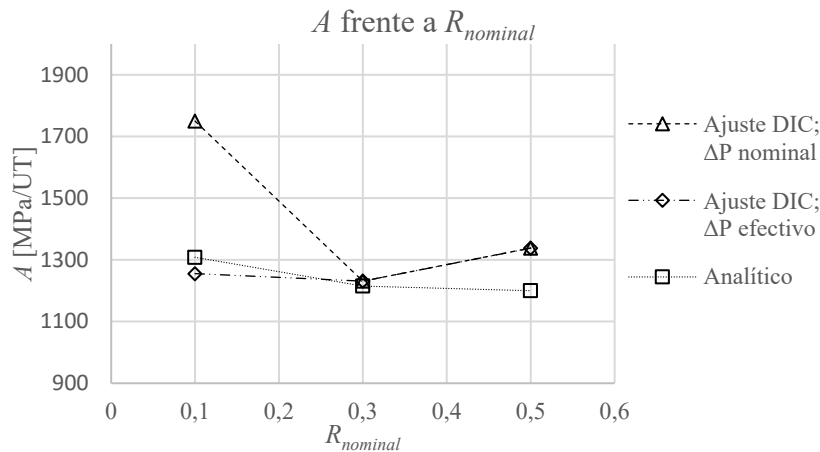
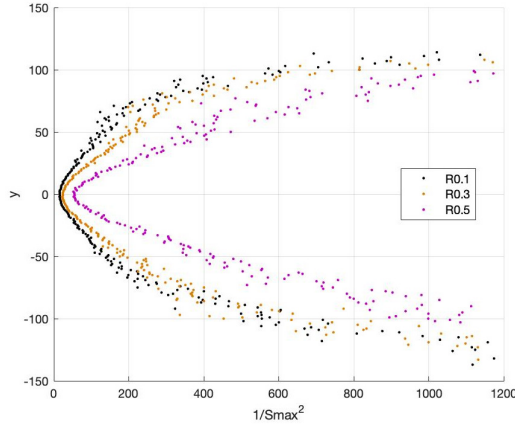


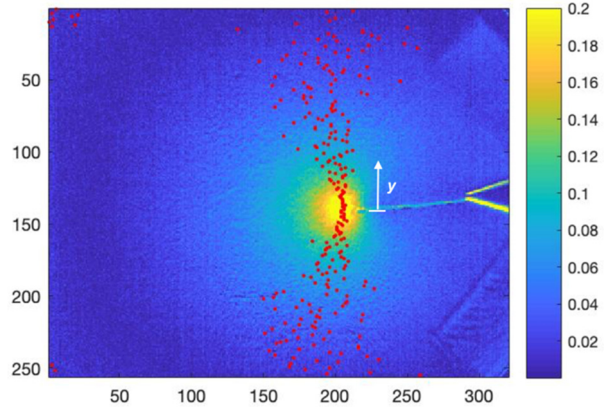
Fig. 5. Constante de calibración A para los tres R ensayados.

calibración adicional a partir de un campo $\Delta\sigma_{DIC}$ efectivo a una carga mínima igual a la carga de apertura estimada de 250 N según la Fig. 3. Se tiene así en cuenta el efecto del cierre de grieta inducido por plasticidad. Los resultados de la calibración para los tres ratios R ensayados se muestran en la Fig. 5. Adicionalmente, para evaluar la bondad del ajuste realizado al calibrar, en la Fig. 4 se calcula la diferencia entre los campos ajustados $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$.

Conocidas las constantes de calibración para los ciclados a los distintos R , se calculan los rangos del factor de intensidad de tensiones $\Delta K_{I,TSA}$ (según el método explicado en el apartado 4). Representándolos junto con los ΔK_F obtenidos por DIC y el modelo CJP, se obtienen las gráficas de la Fig. 7. Para R 0,1 se calcula $\Delta K_{I,TSA}$ con las dos constantes de calibración: la nominal, y la efectiva teniendo en cuenta el cierre de grieta. En la Fig. 6 se muestra el gráfico de y frente a $1/S_{m\acute{a}x}^2$ utilizado para la obtención de la pendiente m de la función $\Delta K_I = f(m,A)$, así como los puntos en los que se da $S_{m\acute{a}x}$.

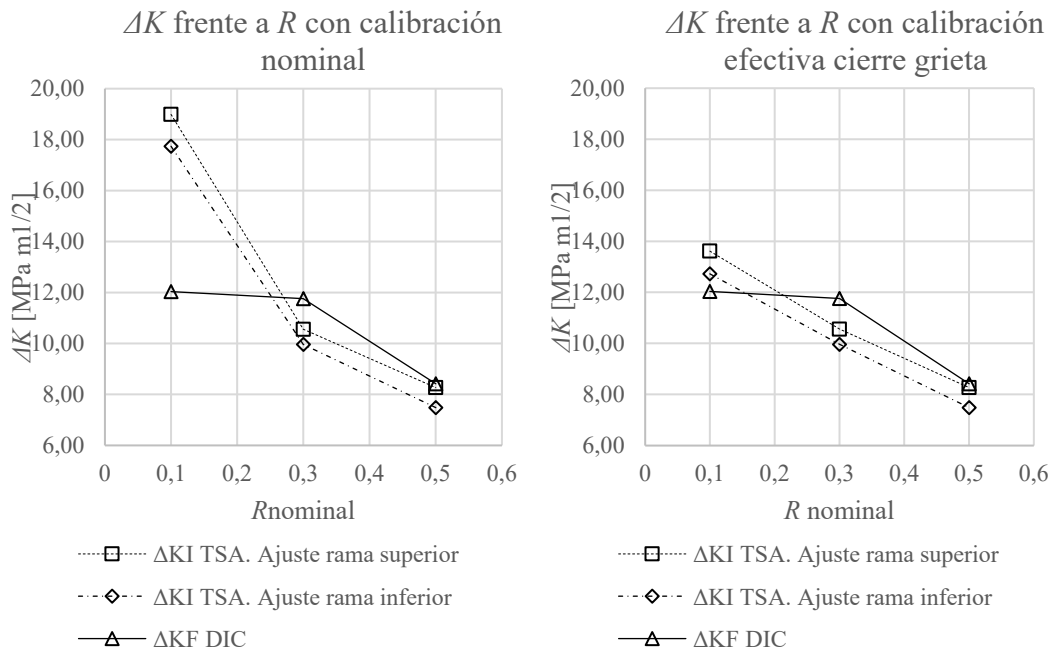


(a) Coordenada y frente a $1/S_{m\acute{a}x}^2$



(b) Localización puntos para $S_{m\acute{a}x}$

Fig. 6. Obtención gráfica de ΔK_I y frente a $1/S_{m\acute{a}x}^2$.



R	A [MPa/UT]	$\Delta K_{I,TSA}^{(*)}$ [MPa m ^{1/2}]		$\Delta K_{F,DIC}$
		*rama superior	*rama inferior	
0,1	1750	18,99	17,74	
0,1 (efectivo)	1255	13,62	12,73	12,04
0,3	1231	10,56	9,96	11,76
0,5	1338	8,27	7,48	8,42

Fig. 7. Resultados de ΔK para los ensayos a R 0,1; 0,3; 0,5.

8. DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

La evolución del factor de intensidad de tensiones de apertura K_F a lo largo de las ramas de carga y descarga de un ciclo de carga denotan la similitud a alta carga entre éste y el factor de intensidad de tensiones nominal K_I (según norma ASTM [14]). Sin embargo, a baja carga se observa una divergencia debida al cierre de la grieta. De la misma gráfica, se obtiene un ΔK_F que alcanza su máximo para una carga mínima igual a la de apertura de la grieta, así como cualquiera por debajo de ella ya que K_F se mantiene constante a causa del cierre de grieta. Se trata, por tanto, de rangos de K efectivos.

En relación a la calibración de la señal termoelástica, en la Fig. 4 se observa como la diferencia entre $\Delta\sigma_{DIC}$ y $\Delta\sigma_{TSA}$ es mínima en la región elástica, disparándose al entrar en la zona plástica del vértice de la grieta. Este hecho confirma el correcto ajuste de los campos y de la constante de calibración A en la zona donde tiene validez el efecto termoelástico. Además, se comprueba que los valores de A (Fig. 5) se mantienen en buen acuerdo con los analíticos para R medio y alto (0,3 y 0,5). Sin embargo, para R bajo (0,1), la constante se dispara debido al cierre de grieta. Realizando la calibración con $\Delta\sigma_{DIC}$ efectivo para considerar el cierre de grieta, sí se obtiene un valor acorde con la predicción analítica.

En el gráfico de y frente a $1/S_{m\acute{a}x}^2$ de la Fig. 6 se observa como las curvas se cierran según R disminuye, lo cual tiene sentido al disminuir la amplitud de la emisión térmica. Los puntos de $S_{m\acute{a}x}$ sobre el mapa de la señal térmica describen un ángulo ligeramente superior al de 60° predicho por el método.

Por último, la comparativa de ΔK_F (DIC) y ΔK_I (TSA) de la Fig. 7 para las tres relaciones de tensiones R ensayadas muestra el buen ajuste entre ambos rangos a R medio (0,3) y algo (0,5), con pequeñas diferencias entre los valores obtenidos por termografía usando cada una de las ramas superior de y frente a $1/S_{m\acute{a}x}^2$. A R bajo (0,1), los factores de intensidad de tensiones se asemejan solo si la constante de calibración empleada es la efectiva, obteniendo al ajustar el campo de la señal termográfica al campo $\Delta\sigma_{DIC}$ efectivo. Este hecho sostiene el efecto de cierre de grieta inducido por plasticidad.

9. CONCLUSIONES

La aplicación conjunta de las técnicas DIC 2D y TSA para el cálculo de los rangos del factor de intensidad de tensiones ha demostrado la consistencia de los resultados obtenidos mediante sendos métodos. Se ha logrado una correcta determinación del factor de intensidad de tensiones de apertura K_F según el modelo CJP y que ha permitido detectar el fenómeno de cierre de grieta. Además, los campos de tensiones DIC han permitido calibrar satisfactoriamente la señal termoelástica. Por último, la comparativa de los rangos de los factores de intensidad de tensiones ΔK_F y ΔK_I demuestra la semejanza entre ambos al usar valores efectivos de la constante de calibración. Por todo ello, se concluye que ambas técnicas DIC y TSA presentan un efecto sinérgico al emplearse conjuntamente para la determinación de los factores de intensidad de tensiones.

AGRADECIMIENTOS

Este trabajo se ha realizado gracias a la financiación proporcionada por el Gobierno de España a través del Proyecto de Investigación de Excelencia del Ministerio de Economía y Competitividad MAT2016-76951-C2-P.

REFERENCIAS

- [1] Stanley, P., Chan, W.K., "Mode II crack studies using the 'spate' technique", *Proc. SEM Spring Conf. on Exp. Mechs.*, 916-923 (1986)
- [2] Stanley, P., Dulieu-Smith, J.M., "Progress in the thermoelastic evaluation of mixed mode stress intensity factors," in *Proceedings of the SEM Spring Conference on Experimental Mechanics*, 617-626 (1993)
- [3] Tomlinson, R.A., Nurse, A.D., Patterson, E.A., "On determining stress intensity factors for mixed mode cracks from thermoelastic data," *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, **20**(2), 217-226 (1997)

- [4] Lin, S.T., Feng, Z., Rowlands, R.E., “Thermoelastic determination of stress intensity factors in orthotropic composites using the J-integral”, *Eng. Fract. Mech.*, **56**(4), 579–592 (1997)
- [5] Chu, T.C., Ranson, W.F., Sutton, M.A., “Applications of digital-image-correlation techniques to experimental mechanics”, *Exp. Mech.*, **25**(3), 32–244 (1985)
- [6] Rethore, J., Gravouil, A., Morestin, F., Combescure, A., “Estimation of mixed-mode stress intensity factors using digital image correlation and an interaction integral”, *Int. J. Fract.*, **132**(1), 65–79 (2005)
- [7] Yoneyama, S., Morimoto, Y., Takashi, M., “Automatic Evaluation of Mixed-mode Stress Intensity Factors Utilizing Digital Image Correlation”, *Strain*, **42**(1), 21–29 (2006)
- [8] Lopez-Crespo, P., Shterenlikht, A., Patterson, E.A., Yates, J.R., Withers, P., “The Stress Intensity of Mixed Mode Cracks Determined by Digital Image Correlation”, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **43**(8) (2008)
- [9] Du, Y., Díaz Garrido, F.A., Burguete, R., Patterson, E.A., “Stress intensity factor evaluation using DIC on an aerospace component”, *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, **2**, 1426-1432 (2009)
- [10] Vasco-Olmo, J.M., James, M.N., Christopher, C.J., Patterson, E.A., Díaz, F.A., “Assessment of crack tip plastic zone size and shape and its influence on crack tip shielding,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, **39**(8), 969–981 (2016)
- [11] James, M.N., Christopher, C.J., Lu, Y., Patterson, E.A., “Local crack plasticity and its influences on the global elastic stress field,” *Int. J. Fatigue*, **46**, 4–15 (2013)
- [12] Westergaard, H.M., “Bearing pressures and cracks”, *Trans AIME, J. Appl. Mech.*, **6**, 49–53 (1939)
- [13] Thomson, W., “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*, **20**(02), 261–288 (1853)
- [14] ASTM E647-00, “Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates” (2000)
- [15] Morabito, A.E., Dattoma, V., Galietti, U., “Energy-Analysis of Fatigue Damage by Thermographic Technique”, in *Proceedings of SPIE*, **4710**(1), 456–463 (2002)

DIGITAL IMAGE CORRELATION AND DIFFERENTIAL THERMOGRAPHY INTEGRATION FOR THE ANALYSIS OF STRESS INTENSITY FACTORS

Abstract – 2D Digital Image Correlation (2D DIC) is a widely used and established full-field non-contact technique. It is presented as a simple and robust technique to obtain maps of displacements and stresses from the deformed surface of a structure. On the other hand, differential thermography and, in particular, Thermoelastic Stress Analysis (TSA), has experienced an important evolution with the technological development of infrared array detectors. The applicability and potential of both techniques has been reported for the analysis of crack tip plasticity during fatigue crack growth. However, little research has been done on the combination and interpretation of both techniques for this purpose. In this paper, both techniques have been employed to quantify the size of plastic zone at the crack tip. In the case of DIC, it is done by employing a yielding criterion in combination with the measured strains, while with TSA the phase map for both, the first and the second harmonic are employed during for the case of cyclic loading under constant amplitude. Finally, a relation between the phase of the thermoelastic signal and the crack closure phenomenon has been discussed

Keywords – CJP Model, Plasticity Induced Closure, Crack Shielding, Digital Image Correlation, Differential Thermography.