



APLICACIÓN DE TERMOGRAFÍA INFRARROJA EN LA ESTIMACIÓN DE LA VIDA A FATIGA EN LAMINADOS DE CFRP TALADRADOS

JOSE VICENTE CALVO^{1*}, NORBERTO FEITO², MARÍA HENAR MIGUÉLEZ¹,
EUGENIO GINER²

¹Universidad Carlos III de Madrid, España
Departamento de Ingeniería Mecánica

²Universitat Politècnica de València, España
Instituto de Ingeniería Mecánica y Biomecánica-I2MB, Dpto. de Ingeniería Mecánica y de Materiales

(Recibido 2 de febrero de 2024, para publicación 7 de marzo de 2024)

Resumen – La aplicación de técnicas no destructivas para evaluar materiales compuestos sometidos a fatiga es un área de creciente interés entre la comunidad científica. Entre las técnicas disponibles, destaca el uso de la termografía infrarroja debido a su asequibilidad, simplicidad y resultados prometedores en investigaciones previas. En este estudio, se aplica la termografía infrarroja con el objetivo de obtener modelos predictivos capaces de estimar el límite de fatiga de laminados gruesos de CFRP (polímero reforzado con fibra de carbono) sometidos a cargas de tracción. Los ensayos experimentales conllevan la monitorización de la temperatura en laminados con características típicas de la industria aeroespacial, a través de una cámara termográfica. La campaña experimental implica la variación de los niveles de daño por taladrado y las cargas cíclicas de tracción. Con los datos obtenidos de la evolución de la temperatura durante la fase inicial de los ensayos de fatiga se obtienen modelos analíticos predictivos del límite de fatiga. Los resultados indican que el modelo propuesto es capaz de predecir de manera eficiente el límite de fatiga con una alta fiabilidad, mostrando una sólida correlación entre las predicciones y los resultados experimentales, por lo que este estudio subraya la utilidad de las técnicas termográficas para evaluar el daño y predecir el límite de fatiga de laminados CFRP en diversas condiciones de carga.

Palabras clave – CFRP, *self-heating*, termografía, fatiga, taladrado.

1. INTRODUCCIÓN

En la industria actual, el uso de polímeros reforzados con fibra de carbono (CFRP) está altamente extendido. Esto se debe, principalmente, a su excepcional combinación de propiedades, como su alta resistencia y rigidez específicas, su bajo peso, y sus notables propiedades de resistencia a la corrosión y fatiga [1]. Estas cualidades hacen que los materiales compuestos sean ideales para una amplia variedad de aplicaciones. Sin embargo, cuando se fabrican estructuras complejas o de gran tamaño, la unión de los diferentes componentes mediante remaches o pernos es inevitable. Estas uniones implican la generación de un agujero previo, realizado normalmente mediante la operación de taladrado mecánico con broca [2], [3]. Durante este proceso, el carácter abrasivo de las fibras modifica gradualmente la geometría de la herramienta, aumentando con ello las fuerzas de corte. Este fenómeno puede dar lugar a daños en el material, como la delaminación, que es uno de los defectos más comunes que surgen durante el mecanizado de componentes de material compuesto. Estudios previos de la literatura han demostrado que una delaminación severa reduce la vida útil del componente [4, 5].

Dentro de este contexto, una de las formas de monitorización y predicción de la evolución del daño durante la realización de ensayos experimentales es el uso de técnicas de evaluación no destructiva. Entre las numerosas técnicas empleadas, se encuentran los estudios que utilizan emisiones acústicas [6], ultrasonido C-scan [7], radiografía por rayos X [8, 9], correlación de imágenes digitales (DIC) [10] y termografía infrarroja (IRT) [11]. La información proporcionada por estas metodologías es de gran utilidad en la implementación y validación de modelos enfocado en la predicción del inicio y la progresión del daño [12].

Observando las investigaciones que aplican la termografía para caracterizar el comportamiento en servicio de diversos materiales, el estudio de Zhang *et al.* [13] presenta una metodología sencilla y de rápida aplicación, basada en el calentamiento inicial de una probeta de aluminio sometida a fatiga. Se llegó a la conclusión de que calibrando un único parámetro es posible estimar la vida a fatiga con el calentamiento inicial siempre y cuando la energía mecánica por ciclo se mantenga constante. En la línea de polímeros reforzados con fibra de vidrio (GFRP) Naderi *et al.* [14] utilizaron la termografía para caracterizar la degradación de las propiedades del material bajo cargas de fatiga basándose en la curva de enfriamiento del material. De esta manera, relaciona directamente la temperatura alcanzada por la probeta con un parámetro de daño que define la degradación de las propiedades mecánicas debido a este. Posteriormente, Liakat *et al.* [15], demostraron la posibilidad de estimar la vida útil restante de laminados GFRP dañados mediante ensayos de fatiga, analizando la variación de la pendiente inicial de la curva de calentamiento de una probeta del material. Los materiales reforzados con fibra de carbono fueron estudiados por Li *et al.* [16], quienes analizaron la evolución térmica durante la fatiga de un laminado CFRP después de un impacto, identificando tres fases diferentes antes del fallo final, comportándose la temperatura de forma diferente en cada una de ellas. La primera fase está caracterizada por un incremento rápido de la temperatura, seguido de una segunda fase donde esa temperatura se estabiliza, para acabar con una tercera fase con un rápido calentamiento de nuevo hasta rotura. Por último, en el estudio de Calvo *et al.* [17] se demostró la viabilidad de emplear el método desarrollado por Zhang *et al.* [13] en laminados CFRP que presentan daños debidos al taladrado en apilados Ti-CFRP, sometidos a carga cíclica, para estimar la vida a fatiga a partir del calentamiento inicial de las muestras.

En este trabajo se plantea como objetivo estimar el límite de fatiga en un laminado CFRP de gran espesor, característico de la industria aeroespacial y con un concentrador de tensiones, mediante una metodología propuesta por Zhang *et al.* [13]. Los autores proponen obtener un modelo capaz de predecir el número de ciclos antes de la rotura de un laminado sometido a una carga cíclica de tracción específica, sin tener que realizar un alto número de ciclos, lo cual es una gran ventaja. Esta metodología se ha aplicado sobre dos grupos muestrales diferentes: uno con un agujero mecanizado que presenta delaminación leve y otro con un agujero mecanizado que presenta delaminación severa. Las diferencias en el daño se han conseguido variando los parámetros de corte de la operación. Se pretende de este modo, investigar las variaciones del comportamiento a fatiga, utilizando termografía infrarroja en probetas con diferentes grados de daño y a diversos niveles de carga.

2. MATERIALES UTILIZADOS Y CUANTIFICACIÓN DEL DAÑO

El material empleado es un laminado cuasi-isótropo simétrico compuesto por un total de 54 láminas orientadas a 0° , 90° , 45° y -45° , con un espesor global de 9.7 mm. Esta configuración se corresponde con un laminado de gran espesor utilizado en la fabricación aeronáutica, por lo que la secuenciación del material no se puede indicar por motivos de confidencialidad. Las probetas tienen unas dimensiones de 150 mm de longitud y 25 mm de ancho, y se han obtenido a partir de placas mediante un proceso de corte por chorro de agua. Cada una de las probetas ha sido taladrada en el centro con una broca de 9.53 mm de diámetro. En la Fig. 1 se presenta un esquema que ilustra la geometría de las probetas CFRP utilizadas en los ensayos.

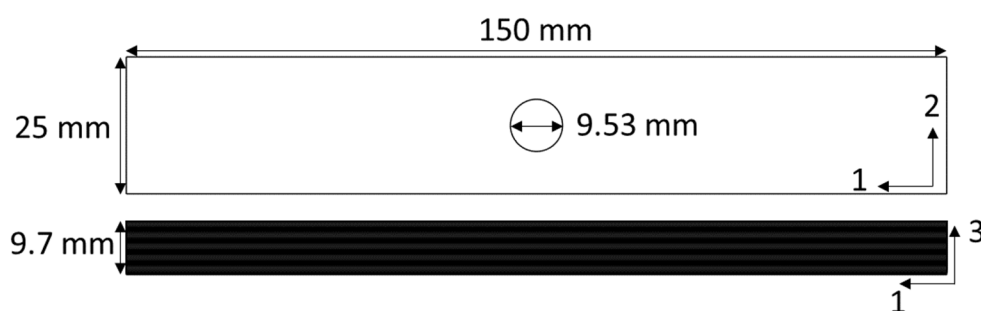
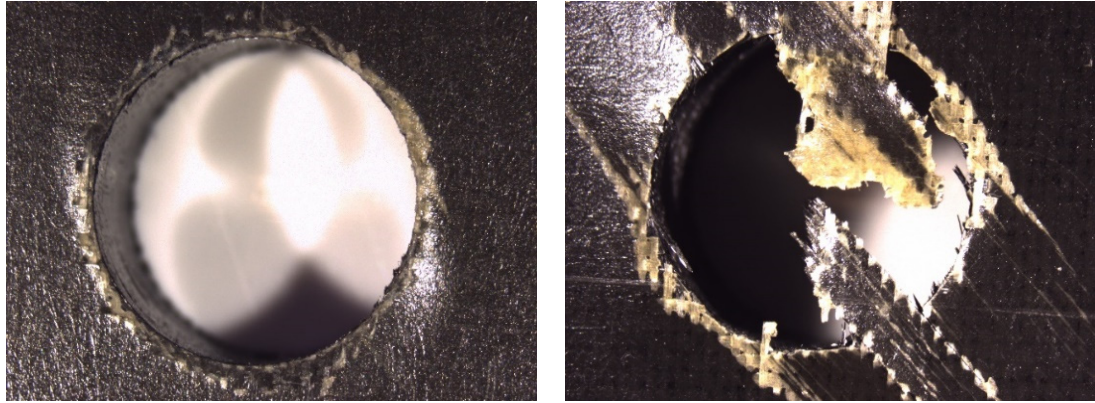


Fig. 1. Geometría de las probetas CFRP ensayadas.

El conjunto de probetas se ha dividido en dos grupos en función de las condiciones de corte empleadas durante el proceso de taladrado. El primer grupo de probetas (denominadas A) ha sido mecanizado a 1337 rpm con una velocidad de avance de 0.05 mm/rev, lo que ha generado una delaminación controlada, como se muestra en la Fig. 2 (a). El segundo grupo de muestras (denominadas B) ha sido taladrado a 1590 rpm con un avance de 0.1 mm/rev. En este caso, el daño producido en la salida de la probeta es mayor, como se puede apreciar en la Fig. 2 (b). Además de la delaminación en la salida, en estas probetas también se observan grietas que se extienden desde el agujero en la dirección de la lámina de 45°, como resultado del arranque de algunas fibras.



Probetas A
 $n=1337$ rpm; $a=0.05$ mm/rev

Probetas B
 $n=1590$ rpm; $a=0.1$ mm/rev

Fig. 2. Ejemplos del daño generado a la salida del agujero debido a las diferentes condiciones de corte.

El daño en la salida de los agujeros mecanizados se ha caracterizado mediante el factor de delaminación (F_d). Este factor se calcula como el ratio entre el área dañada en la superficie sobre el área nominal del agujero. Para ello, se ha utilizado una lupa óptica con la cual ha medido el área dañada. Los valores de F_d para cada probeta se presentan en la Tabla 1, donde A indica una probeta taladrada con las condiciones de corte más bajas y B indica una probeta taladrada a mayor velocidad. Se puede observar cómo este factor es el doble en las probetas del lote B con respecto al A, lo que indica un mayor daño durante el proceso de taladrado debido a las mayores condiciones de corte.

Tabla 1. Factores de delaminación calculados para cada probeta.

Probeta	F_d (-)	Probeta	F_d (-)
A1	1.29	B1	3.08
A2	1.25	B2	2.39
A3	1.28	B3	2.29
A4	1.23	B4	2.69
A5	1.23	B5	2.55
A6	1.28	B6	2.82

3. MONTAJE EXPERIMENTAL Y METODOLOGÍA

La metodología empleada sigue la norma ASTM D7615-19 [18] para ensayos de fatiga a tracción en polímeros reforzados que presentan agujeros. A cada grupo de probeta, A y B, se aplicó tres niveles de carga diferentes: 43 kN, 50 kN y 60 kN, todos con una relación de carga $R=0$. Estos valores corresponden al 60%, 70% y 85% de la carga de rotura estática del laminado con agujero para el grupo A (taladrado nominal de referencia, con menor factor de delaminación). Los ensayos se llevaron a cabo a una frecuencia de 5 Hz utilizando una máquina de ensayos hidráulica INSTRON 8801, equipada con una célula de carga de 100 kN. El montaje experimental se puede apreciar en la Fig. 3.

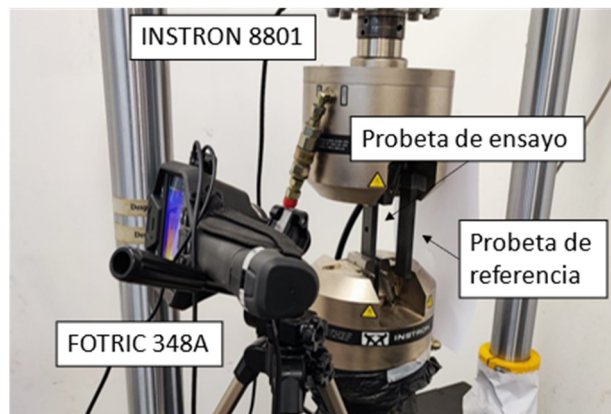


Fig. 3. Montaje experimental del ensayo de fatiga.

En esta misma figura, se observa una cámara térmica infrarroja FOTRIC 348A, que se utilizó para recoger la evolución de la temperatura en la superficie de las probetas durante los ensayos de fatiga. La cámara FOTRIC 348A tiene una resolución de 640x480 píxeles y una sensibilidad de 30 mK. Debido a la geometría de las probetas, la temperatura máxima se encuentra en el interior del agujero, por lo que la cámara se posicionó ligeramente inclinada con respecto al plano superior de la probeta para capturar esta zona específica. En la Fig. 3 también se puede identificar una probeta de referencia del mismo material, situada junto a la probeta que se ensaya. En este ejemplar la sujeción se realizó únicamente por el extremo inferior, dejando el extremo superior libre, lo que evita que la muestra se someta a la carga de fatiga. Lo que se busca con este montaje es registrar la evolución de la temperatura ambiente en la probeta de referencia para, posteriormente, compensar esta variación durante el análisis de datos. De esta manera, se obtuvo el aumento de temperatura atribuible exclusivamente al ensayo mecánico.

Para determinar el límite de fatiga del laminado utilizando termografía, se siguió el método desarrollado por Zhang *et al.* [13]. Este método establece una correlación entre el número de ciclos hasta la rotura y la pendiente de la primera fase de la evolución térmica del material a través de un parámetro constante C , como se ilustra en el esquema de la Fig. 4. La pendiente de la fase 1 es fácil de estimar a partir de un pequeño número de ciclos, por lo que la duración del ensayo se ve altamente reducida.

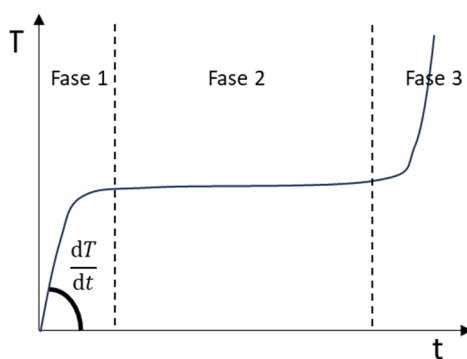


Fig. 4. Fases de la evolución térmica en un ensayo de fatiga en escala logarítmica.

Esta relación directa se establece a partir de la ecuación de balance termodinámico, ecuación (1), donde la energía mecánica W es igual al calor disipado Q y la energía interna U .

$$W = Q + U \quad (1)$$

Debido a que el método que se aplica solo tiene en cuenta los primeros ciclos del ensayo, se puede considerar que el calor disipado es despreciable ($Q=0$). Q depende de los gradientes de temperatura, pero debido a que todos los componentes tienen la misma temperatura inicial (temperatura ambiente), estos serán inicialmente muy bajos.

Por otro lado, se asume que la energía interna U varía únicamente con el incremento de la temperatura según la ecuación (2), ya que se consideran despreciables los cambios debidos a modificaciones en la microestructura. En la expresión (2), f representa la frecuencia, ρ la densidad, c el calor específico, T la temperatura, t el tiempo y V el volumen.

$$U = 1/f \cdot (\rho \cdot c \cdot dT/dt) \cdot V \quad (2)$$

La energía mecánica por ciclo se supone constante para ensayos de más de 50 000 ciclos, y se calcula mediante la relación entre el trabajo mecánico total constante W_f y el número de ciclos restantes hasta el fallo por fatiga N_f , como se muestra en la ecuación (3).

$$W = W_f / N_f \quad (3)$$

Sustituyendo las ecuaciones (2) y (3) en la ecuación (1) y reorganizando términos, se puede relacionar la vida a fatiga con la pendiente inicial de calentamiento de la probeta a través de una correlación lineal, como se presenta en la ecuación (4), donde C es una constante dependiente del material y θ es la pendiente de la fase en el ensayo de fatiga mostrado en la Fig. 4.

$$N_f \cdot dT/dt = (f \cdot W_f) / (\rho \cdot c \cdot V) \rightarrow N_f \cdot \theta = C \quad (4)$$

El proceso seguido en el presente estudio consiste en calibrar la constante C a partir de los ensayos realizados en las probetas con daño bajo (A). Posteriormente, el modelo ajustado se utilizó para estimar el límite de fatiga en las probetas con mayor daño (B), evaluando su eficacia predictiva.

En algunas de las muestras, el ensayo de fatiga se interrumpió periódicamente después de cierto número de ciclos para que la probeta se enfriara hasta la temperatura ambiente, retomando posteriormente el ensayo. Este proceso se repitió varias veces en una misma probeta sin modificar la carga aplicada, lo que resultó en un calentamiento más rápido de la muestra debido al daño interno acumulado. Este procedimiento se llevó a cabo con el propósito de evaluar la capacidad del método para predecir el límite de fatiga en probetas con daño inicial acumulado.

4. PRESENTACIÓN Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

El análisis de los resultados de los ensayos se divide en varias etapas fundamentales. En primer lugar, se aborda la influencia del daño por taladrado en las curvas $S-N$ del material. A continuación, se examinan las curvas de temperatura obtenidas para el grupo de referencia, con el propósito de calibrar el parámetro C del modelo predictivo previamente discutido en la sección anterior. Posteriormente, se procede a la estimación del límite a fatiga de las probetas B, y se cuantifica la viabilidad del modelo propuesto. Finalmente, se evalúa la efectividad del modelo en el contexto de las probetas cargadas periódicamente, donde el daño inicial acumulado aumenta debido a la vida en servicio.

4.1. Influencia de la delaminación en las curvas $S-N$ del laminado

De acuerdo con la norma ASTM [18], el número de probetas ensayadas de cada grupo se considera adecuado para estimar la curva $S-N$ que caracteriza el comportamiento a fatiga de un laminado. En la Fig. 5, se presentan las curvas resultantes para las probetas con mayor y menor daño debido al taladrado, donde la banda horizontal superior de color gris oscuro representa el límite de rotura del material bajo carga de tracción cuasi-estática, y las líneas discontinuas indican la dispersión inherente al fallo por fatiga.

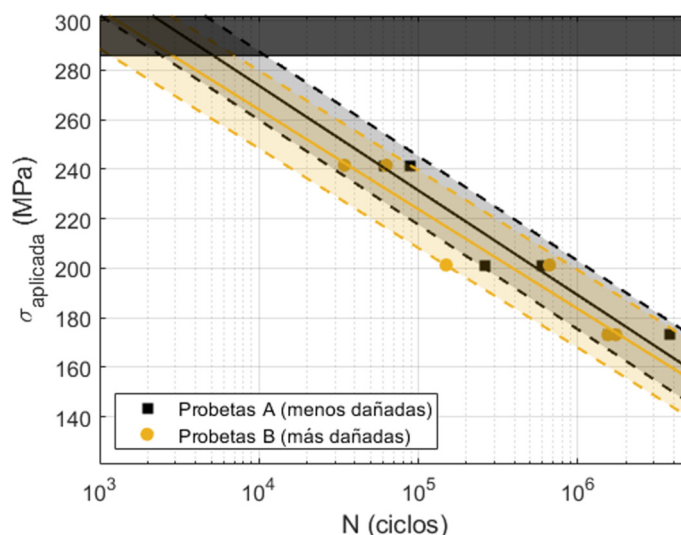


Fig. 5. Comparación de las curvas $S-N$ para los grupos A y B.

Al comparar ambos grupos, se observa que los ciclos alcanzados en las probetas con daño severo B son ligeramente inferiores a las probetas con daño reducido A, con una reducción promedio del 2.8% para el mismo valor de la carga. Esta diferencia se considera dentro del rango típico de dispersión de resultados en la estimación de las curvas $S-N$ para materiales compuestos similares que no presentan agujeros taladrados. Esto se debe a que el daño causado por la herramienta se concentra en las láminas externas del laminado. Sin embargo, al tener el laminado un espesor considerable (9.7 mm), las láminas internas presentan un daño muy leve independientemente del grupo de estudio, lo que resulta en un comportamiento general similar del laminado para ambos casos.

4.2. Calibración del parámetro C con las probetas del grupo A

La Fig. 6 muestra la evolución de la temperatura observada en las probetas A en función del número de ciclos. En estas imágenes se evidencia un aumento significativo de la temperatura con el número de ciclos, localizando la temperatura máxima cerca del agujero, que actúa como concentrador de tensiones. Vale la pena señalar que, a medida que el número de ciclos aumenta considerablemente, la temperatura máxima se concentra en una franja estrecha perpendicular al agujero, donde comienzan a romperse las primeras láminas ya que debido al concentrador de tensiones se alcanzan los valores más altos de tensión.

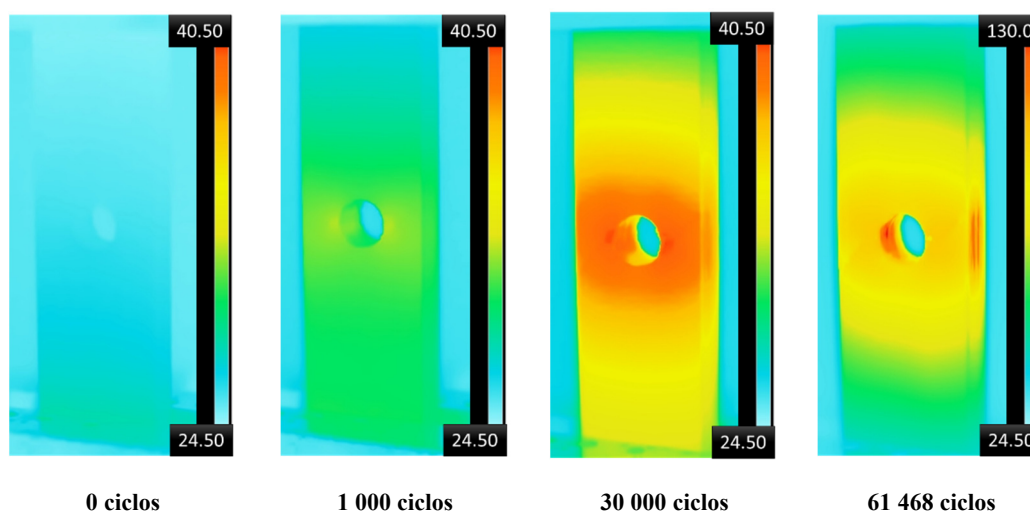


Fig. 6. Ejemplo de las imágenes térmicas de A1 a diferentes ciclos bajo una carga cíclica de 60 kN.

En la Fig. 7, se presenta la evolución del incremento de temperatura con respecto a los ciclos para cada una de las probetas del grupo A. El incremento de temperatura se calcula como la diferencia entre la temperatura máxima cerca del agujero y la temperatura media en la probeta de referencia no ensayada, eliminando así el posible efecto de las variaciones de la temperatura ambiente en la muestra como ya se comentó anteriormente. En estas gráficas se puede distinguir las tres fases de la evolución de la temperatura, con un rápido incremento hasta aproximadamente 3 000 ciclos, seguido de una fase estable, y acabando con un incremento rápido exponencial al final hasta la rotura.

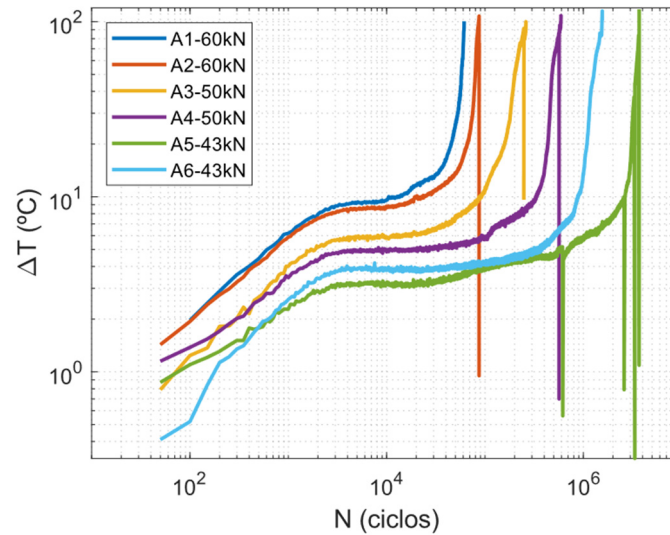


Fig. 7. Evolución del incremento de la temperatura máxima en las probetas taladradas con menor velocidad.

A partir de los datos experimentales, se determina el valor de la pendiente en la fase 1 durante los primeros 300 ciclos, tal como se muestra en la Tabla 2. Este valor, junto con el número de ciclos hasta la rotura de la probeta, permite calcular el valor de C utilizando la ecuación (4). Para cada nivel de carga, se realizan ensayos en dos probetas, y se promedia un valor C a partir de los dos valores obtenidos en cada caso. De estos datos se puede observar cómo la carga cíclica de 43 kN (es decir, 60% de la carga de rotura estática) se encuentra cerca del límite de fatiga, ya que el número de ciclos medios alcanzados supera los 2 000 000 de ciclos. Los ciclos medios para los casos a 50 kN y 60 kN (70% y 85% de la carga de rotura estática) se reducen a apenas unos 430 000 y 75 000 ciclos respectivamente, cumpliéndose para las tres cargas elegidas la hipótesis de energía mecánica por ciclo constante al ser más de 50 000 ciclos.

Tabla 2. Calibración de C para las probetas A.

	Carga (kN)	θ (°C/ciclos)	N_r (ciclos)	$C_{calculada}$ (°C)	$C_{promedio}$ (°C)	$N_r^{estimado}$ (ciclos)
A1	60	0.0070	61 468	430	498	71 100
A2		0.0064	88 330	565		77 800
A3	50	0.0040	261 441	1 056	1 491	372 800
A4		0.0032	594 573	1 926		465 900
A5	43	0.0021	3 728 923	7 682	7 033	3 349 000
A6		0.0041	1 564 730	6 384		1 715 400

4.3. Estimación del límite de fatiga en las probetas B

Las curvas de evolución de la temperatura para las probetas con daño severo se representan en la Fig. 8. A pesar de que el número de ciclos hasta la rotura no muestra una variación significativa, como se mencionó previamente en la sección 4.1, se observa una ligera reducción del 12% en las temperaturas máximas alcanzadas. A partir de estas curvas, se determinan las pendientes iniciales de la fase 1 y se estima el límite de fatiga utilizando el parámetro C promedio obtenido en la sección 4.2. Los resultados se recopilan en la Tabla 3. Para un mismo nivel de carga que para las probetas A, 60 kN, 50 kN y 43 kN, se observa una reducción en la vida a fatiga media de 35%, 5% y 38% respectivamente con respecto a las probetas A. Aunque para los tres casos de carga se observa una reducción de la vida a fatiga media, ésta no es significativa como ya se vio en la Figura 5, ya que se encuentra dentro de la desviación esperable. Sería necesario la realización de un mayor número de ensayos para comprobar esta tendencia, como muestra el caso de 50 kN donde la media del grupo B tiene una reducción de solo un 5%.

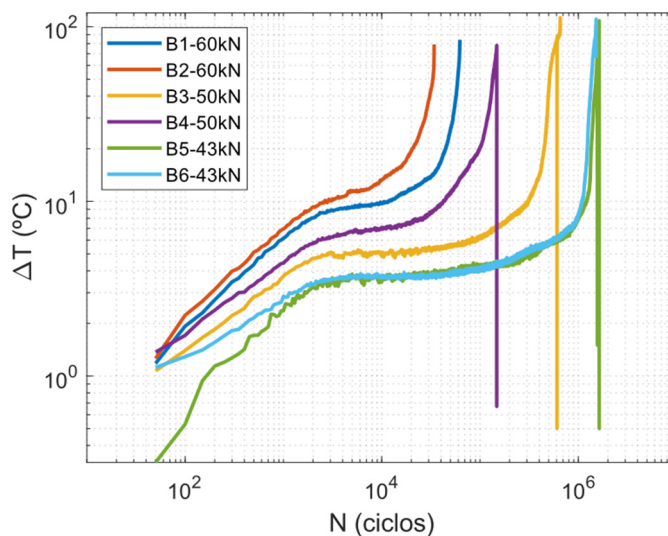


Fig. 8. Evolución del incremento de la temperatura máxima en las probetas con mayor daño por taladrado.

Tabla 3. Pendientes de las curvas de temperatura y predicción del límite a fatiga en las probetas B.

	Carga (kN)	θ (°C/ciclos)	N_f (ciclos)	N_f^{estimado} (ciclos)
B1	60	0.0077	62 661	64 600
B2		0.0088	34 279	56 600
B3	50	0.0040	661 454	368 600
B4		0.0053	148 901	278 200
B5	43	0.0035	1 723 540	2 035 200
B6		0.0027	1 540 000	2 638 200

La Fig. 9 presenta una comparación entre la vida a fatiga estimada presentada en la Tabla 3 y la vida a fatiga real obtenida en los ensayos experimentales, tanto para las probetas con menor daño por el taladrado A como para las probetas con mayor daño por mecanizado B. Se cuantifica un error del 4% en la estimación de la vida a fatiga para las probetas A, que aumenta al 33% en el caso de las probetas B. El reducido error

de las probetas A es esperado debido a que es el grupo con el que se realizó la calibración del parámetro C . Por otro lado, para el grupo de probetas B, pese a este mayor error se trata de una desviación aceptable cuando se trata de estimaciones de vida a fatiga. Esto sugiere que la metodología proporciona estimaciones aceptables para probetas con daño por mecanizado, lo que indica que la presencia de este daño produce un mayor calentamiento en su fase inicial influyendo en la pendiente y, por tanto, en la estimación de la vida a fatiga.

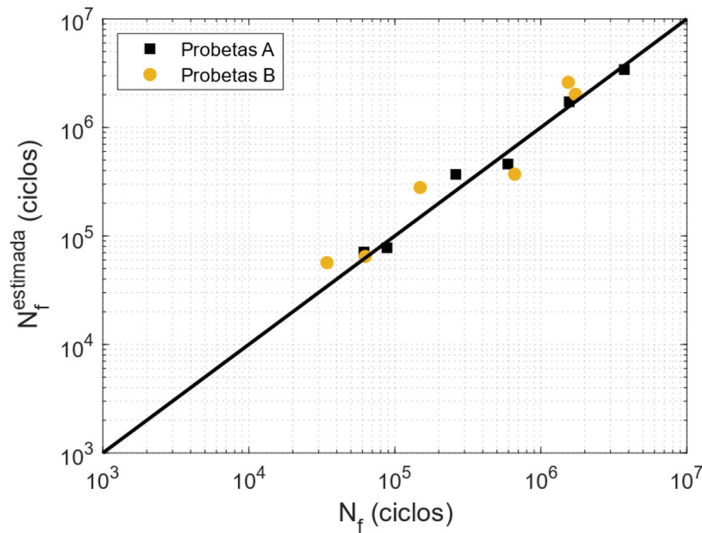


Fig. 9. Vida a fatiga real frente a la estimada mediante termografía en las probetas A y B.

4.4. Estimación del límite a fatiga en probetas con daño acumulado

La Fig. 10 muestra distintas curvas de evolución del incremento de temperatura en una misma probeta en función del número de ciclos para diferentes bloques de carga. Entre cada bloque de carga, se permite que la probeta se enfríe a temperatura ambiente, por lo que cuando la vuelve a retomar el ensayo, la muestra presenta un daño previo. Para cada bloque de carga, el daño inicial de la probeta es mayor, lo que implica que la temperatura aumenta más rápidamente y se estabiliza a un nivel más alto, como se observa en la Fig. 10. Este comportamiento conlleva un cambio en la pendiente de la curva durante la fase 1, por lo que, para aplicar la metodología, se debe calcular una nueva estimación de la vida a fatiga, que se obtiene restando los ciclos previamente ensayados a la vida a fatiga total de la probeta (vida remanente).

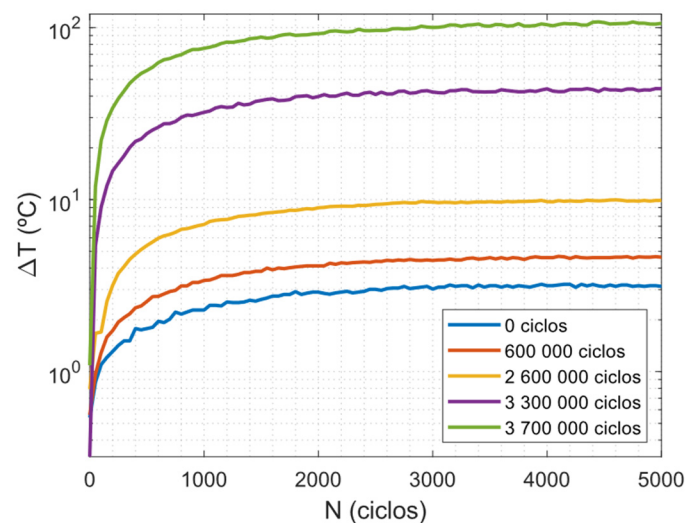


Fig. 10. Evolución del incremento de la temperatura máxima inicial en las probetas A5 en función del número de ciclos previos.

La Tabla 4 proporciona los valores de las pendientes obtenidas para cada bloque de carga y la estimación de la vida a fatiga utilizando el modelo recalibrado. La Fig. 11 muestra la comparación entre la vida a fatiga real de las probetas con daño por servicio y la vida estimada mediante el modelo. Se observa un error de predicción significativo en los especímenes con menos de 50 000 ciclos, pasando de un 10% de error promedio en las probetas sobre este valor a un 47% de las probetas por debajo de este número de ciclos. Esta discrepancia respalda la hipótesis propuesta por Zhang *et al.* [13], quienes sugirieron que la energía mecánica por ciclo permanece constante a partir de los 50 000 ciclos. Por debajo de este valor, no se puede garantizar que la energía mecánica se mantenga constante, lo que invalida la hipótesis inicial en la que se basa el método.

Tabla 4. Estimación de la vida a fatiga y pendientes de las probetas con daño en servicio.

	θ (°C/ciclos)	C_{med} (°C)	N_f (ciclos)	$N_f^{estimado}$ (ciclos)
A2	0.1411	498	493	3 500
A3	0.1074	1 491	12 704	13 900
A4	0.1004	1 491	26 172	14 900
A5	0.0038	7 033	2 000 000	1 850 800
A5	0.0119	7 033	745 022	591 000
A5	0.0441	7 033	356 078	159 500
A5	0.1024	7 033	7 095	68 700
B3	0.1141	1 491	48 079	13 100
B4	0.1134	1 491	263	13 100
B5	0.1005	7 033	73 287	70 000

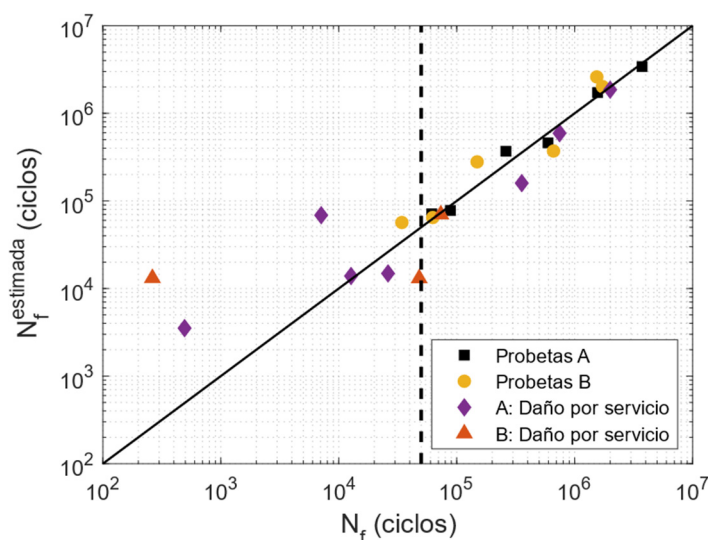


Fig. 11. Vida a fatiga real frente a la estimada mediante termografía de las probetas con daño por servicio.

En estos ensayos, donde el daño inicial en el material es mayor con cada bloque de carga, se ha logrado detectar el inicio y la propagación de grietas en el laminado. En la Fig. 12 se observa claramente cómo el daño generado provoca un aumento de la temperatura en áreas localizadas. El daño se propaga a lo largo de las láminas con una orientación de 0° desde el agujero. Estas líneas de propagación son fácilmente identificables en las imágenes térmicas. Este fenómeno se debe principalmente a la inclusión de aire en las grietas y al rozamiento entre las láminas.

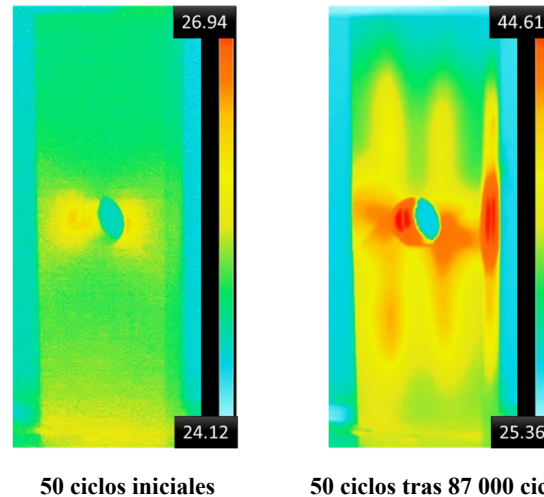


Fig. 12. Imágenes térmicas de A2 a diferentes números de ciclos.

5. CONCLUSIONES

El presente trabajo lleva a cabo una estimación sencilla de la vida a fatiga en laminados CFRP de gran espesor a partir de una metodología basada en termografía infrarroja. Se han estudiado dos grupos de probetas con diferente grado de daño por laminación. A partir de los datos experimentales, se procedió a la calibración de las constantes del modelo analítico correspondientes para cada carga de fatiga, lo que permitió estimar la vida a fatiga tanto en probetas con un daño por mecanizado más severo como en aquellas con daño acumulado por su uso en servicio. Tras el análisis de resultado se puede concluir que:

- La extensión del daño inducido por delaminación durante el proceso de taladrado en laminados CFRP depende de los parámetros de corte. Sin embargo, dicho daño no presenta un impacto relevante en cuanto a la modificación del límite de fatiga del material en las probetas analizadas en este estudio. Esto se refleja en una divergencia mínima de tan solo un 2.8% en las curvas *S-N* obtenidas comparando muestras con y sin delaminación severa. Esta observación se explica por la concentración del daño en las capas exteriores del material, que son las que realmente se ven afectadas por los parámetros de corte en los ensayos realizados en este estudio, y no las láminas interiores.
- A través del uso de termografía se puede de estimar la vida a fatiga con un número bajo de ciclos y margen de error de hasta el 4%. Este nivel de error se considera aceptable, dada la inherente variabilidad en los resultados de los ensayos de fatiga. La aplicación de modelos predictivos a probetas con daño severo, calibrados con probetas sin daño severo resultó menos precisa, ya que en estos casos el error se incrementó al 33%. Esta desviación se atribuye a que los máximos de temperatura alcanzados están fuertemente influenciados por la presencia de grietas y daños. Es importante destacar que este método resulta valioso, aunque presenta limitaciones, como la necesidad de calibrar adecuadamente el parámetro para cada geometría específica o nivel de carga.
- Finalmente, se verificó que la precisión del método disminuye a medida que aumenta el grado de daño introducido en el material, especialmente en ensayos en los que el número de ciclos restantes hasta la rotura final es inferior a 50 000 ciclos.

- La termografía infrarroja demostró ser una herramienta eficaz para localizar grietas que se propagan alrededor de concentradores de tensiones bajo cargas cíclicas. El aumento de la temperatura en las zonas dañadas se atribuye a la entrada de aire que se calienta debido a las cargas mecánicas, puesto que las limitadas propiedades conductoras de los materiales compuestos impiden que dicho calor sea disipado eficientemente del material.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen la financiación a través de los siguientes proyectos: PID2020-118480RB-C21 y C22, financiado por MCIN/AEI/ 10.13039/501100011033 y por “FEDER Una manera de hacer Europa”; proyecto PDC2021-121368-C21 y C22 financiado por MCIN/AEI/ 10.13039/501100011033 y por la “Unión Europea NextGenerationEU/PRTR”; ayuda PRE2018-086277 financiada por MCIN/AEI/ 10.13039 /501100011033 y por “FSE Invierte en tu futuro”. También agradecen la financiación de la Generalitat Valenciana, programa PROMETEO 2021/046 y el proyecto GV/2021/060.

REFERENCIAS

- [1] J.P. Davim, P. Reis, “Drilling carbon fiber reinforced plastics manufactured by autoclave-experimental and statistical study”, *Mater. Des.*, **24**(5), 315–324 (2003)
- [2] N. Geier, J.P. Davim, T. Szalay, “Advanced cutting tools and technologies for drilling carbon fibre reinforced polymer (CFRP) composites: A review”, *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, **125**, 105552 (2019)
- [3] R. Vinayagamoorthy, “A review on the machining of fiber-reinforced polymeric laminates”, *J. Reinf. Plast. Compos.*, **37**(1), 49–59 (2018)
- [4] T.J. Grilo, R.M.F. Paulo, C.R.M. Silva, J.P. Davim, “Experimental delamination analyses of CFRPs using different drill geometries”, *Compos. Part B Eng.*, **45**(1), 1344–1350 (2013)
- [5] N. Feito, J. Díaz-Álvarez, A. Díaz-Álvarez, J.L. Cantero, M.H. Miguélez, “Experimental analysis of the influence of drill point angle and wear on the drilling of woven CFRPs”, *Materials (Basel)*, **7**(6), 4258–4271 (2014)
- [6] V. Arumugam, K. Saravanakumar, C. Santulli, “Damage characterization of stiffened glass-epoxy laminates under tensile loading with acoustic emission monitoring”, *Compos. Part B Eng.*, **147**, 22–32 (2018)
- [7] J. Vandendriessche, A.H. Orta, E. Verboven, W. Van Paepegem, K. Van Den Abeele, M. Kersemans, “Probabilistic ultrasound C-scan imaging of barely visible impact damage in CFRP laminates”, *Compos. Struct.*, **284**, 115209 (2022)
- [8] S.C. Garcea, Y. Wang, P.J. Withers, “X-ray computed tomography of polymer composites”, *Compos. Sci. Technol.*, **156**, 305–319 (2018)
- [9] S. Senck *et al.*, “Microcrack characterization in loaded CFRP laminates using quantitative two- and three-dimensional X-ray dark-field imaging”, *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, **115**, September, 206–214 (2018)
- [10] J.V. Calvo, N. Feito, M.H. Miguélez, E. Giner, “Modeling the delamination failure under compressive loads in CFRP laminates based on digital image correlation analysis”, *Compos. Struct.*, **287** (2022)
- [11] N. Feito, J.V. Calvo, R. Belda, E. Giner, “An experimental and numerical investigation to characterize an aerospace composite material with open-hole using non-destructive techniques”, *Sensors*, **20**(15) (2020)
- [12] L. Vergani, C. Colombo, F. Libonati, “A review of thermographic techniques for damage investigation in composites”, *Frat. ed Integrita Strutt.*, **8**(27), 1–12 (2014)
- [13] L. Zhang, X.S. Liu, S.H. Wu, Z.Q. Ma, H.Y. Fang, “Rapid determination of fatigue life based on temperature evolution”, *Int. J. Fatigue*, **54**, 1–6 (2013)
- [14] M. Naderi, A. Kahirdeh, M.M. Khonsari, “Dissipated thermal energy and damage evolution of Glass/Epoxy using infrared thermography and acoustic emission”, *Compos. Part B Eng.*, **43**(3), 1613–1620 (2012)
- [15] M. Liakat, M.M. Khonsari, “Analysis and life prediction of a composite laminate under cyclic loading”, *Compos. Part B Eng.*, **84**, 98–108 (2016)
- [16] Y. Li *et al.*, “Temperature variation and damage characteristic of impacted CFRP laminate using infrared thermography: Experimental investigation”, *Int. J. Fatigue*, **112**(December 2017), 130–137 (2018)

- [17] J.V. Calvo, A.R. Quiñero, N. Feito, M.H. Miguélez, E. Giner, “Infrared thermography and degradation process for open-hole CFRP composite laminates under fatigue”, *Rev. Mecánica de la Fract.*, 4, 121–126 (2022)
- [18] ASTM D7615/D7615M-19, “Standard Practice for Open-Hole Fatigue Response of Polymer Matrix Composite Laminates”, *Am. Stand. Test. Methods*, i(February 2011), 1–8 (2013)

APPLICATION OF INFRARED THERMOGRAPHY IN FATIGUE LIFE ESTIMATION OF DRILLED CFRP LAMINATES

Abstract – The application of non-destructive techniques to evaluate composite materials under fatigue is an area of growing interest within the scientific community. Among the available techniques, the use of infrared thermography stands out due to its affordability, simplicity, and promising results in previous research. In this study, infrared thermography is applied with the aim of obtaining predictive models capable of estimating the fatigue limit of thick CFRP (carbon fiber reinforced polymer) laminates subjected to tensile loads. Experimental tests involve monitoring the temperature in laminates with typical characteristics of the aerospace industry, using a thermal camera. The experimental campaign involves varying levels of damage due to drilling and cyclic tensile loads. With the data obtained from the temperature evolution during the initial phase of fatigue tests, predictive analytical models of the fatigue limit are obtained. The results indicate that the proposed model efficiently predicts the fatigue limit with high reliability, showing a strong correlation between predictions and experimental results. This underscores the utility of thermographic techniques for evaluating damage and predicting the fatigue limit of CFRP laminates under various loading conditions.

Keywords – CFRP, Self-heating, Thermography, Fatigue, Drilling.