

# PROPAGACIÓN DE GRIETAS DE FATIGA DESDE CONCENTRADOR EN ACERO MARAGING BAJO CARGAS DE TIPO BIAXIAL

Alejandro S. Cruces<sup>1\*</sup>, Pablo Lopez-Crespo<sup>1</sup>, Ricardo Branco<sup>2</sup>, B. Moreno<sup>1</sup>, Luis Borrego<sup>2,3</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Ingeniería Civil, Materiales y Fabricación, Universidad de Málaga, C/ Doctor Ortiz Ramos, s/n, 29071 Málaga, España

<sup>2</sup> CEMMPRE, Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad de Málaga, Portugal

<sup>3</sup> Departamento de Ingeniería Mecánica, Politécnico de Coimbra – ISEC, Rua Pedro Nunes, 3030-199 Coimbra, Portugal

\* Persona de contacto: ascruces@uma.es

## RESUMEN

En el presente trabajo pretende caracterizar el comportamiento a fatiga de un acero maraging fabricado mediante técnica aditiva. Este tipo de acero de alta resistencia es muy usado en la industria aeronáutica, aeroespacial, militar y estructuras offshore gracias a su alta resistencia, tenacidad, ductilidad, estabilidad dimensional y soldabilidad. La posibilidad de usar este material para producir piezas por fabricación aditiva, lo convierte en un buen candidato para producir partes de prótesis por sus buenas propiedades mecánicas, optimizándose el material y reduciendo el tiempo de mecanizado. Este estudio se centra en el comportamiento multiaxial del acero. Para esto, se han usado varios métodos de plano crítico para predecir la vida a fatiga y la orientación de la grieta bajo escenarios de cargas de tipo biaxial. Se emplearon probetas cilíndricas fabricadas en dirección vertical, mediante capas de 40um de espesor y una velocidad de 800 mm/s. Los resultados mostraron un reducido efecto de los concentradores de tensión aplicados para bajos ciclos de vida a fatiga. Con los modelos de plano crítico empleados las estimaciones de vida a fatiga fueron más ajustados a menores ciclos de vida.

**PALABRAS CLAVE:** Fabricación Aditiva, Acero Maraging, Fatiga Multiaxial, Concentrador

## ABSTRACT

In this work is studied the multiaxial fatigue behaviour of an additively manufactured maraging steel. This high strength steel is used in different industries such as aircraft, aerospace, offshore and military industries thanks to its good strength, toughness, ductility, and weldability. The possibility of using this material to produce parts by additive manufacturing makes it a good candidate for producing prosthetic parts due to its good mechanical properties, optimising the material and reducing machining time. This study focuses on the multi-axial behaviour of steel. For this, several critical plane methods have been used to predict the fatigue life and crack orientation under biaxial loading scenarios. Cylindrical specimens fabricated in the vertical direction, using 40um thick layers and a speed of 800 mm/s, were used. The results showed a reduced effect of stress concentrators applied for low fatigue life cycles. With the critical plane models used, the fatigue life estimates were more accurate at lower life cycles.

**KEYWORDS:** Additive Manufacturing, Maraging Steel, Multiaxial Fatigue, Notch

## 1 INTRODUCCIÓN

Los métodos de fabricación de hoy día permiten obtener geometrías más complejas y optimizadas. Entre los avances tecnológicos en este aspecto han surgido las denominadas técnicas de fabricación aditiva, en las que como su nombre bien indica la fabricación se basa en la adición de material en vez de la eliminación como suele suceder en los métodos de fabricación tradicionales [1]. Entre estas técnicas se encuentra la SLM (Selective Laser Melting), en la que la pieza se va creando por la fusión de polvo metálico depositado en finas capas [2]. Este

método de fabricación genera defectos tales como huecos o zonas de falta de fusión que repercuten sobre la resistencia a fatiga del material [3], [4]. Por otro lado, en el material aparece una anisotropía como consecuencia de la distribución de defectos diferente respecto a la dirección de fabricación [5]. Respecto a la resistencia a fatiga algunos investigadores advierten que su efecto es notable sobre todo a altos ciclos de vida [6], encontrándose en cualquier caso que el material muestra un mejor comportamiento cuando las cargas son aplicadas en la dirección perpendicular a la de fabricación de la pieza [7].

En este trabajo se evalúa el comportamiento a fatiga multiaxial del acero 18Ni300 de fabricación aditiva. Los caminos de carga aplicados se componen de una carga axial pulsante en fase con una a torsión de inversión completa. Para cada camino de carga, se obtiene la vida a fatiga del material con y sin un concentrador de tensiones en forma de taladro. Para los ensayos con concentrador de tensiones se aplicó la técnica de correlación de imágenes para la relación entre el factor de intensidad de tensiones en el frente de grieta en modo I y modo II.

## 2 MATERIALES Y MÉTODOS

### 2.1 Propiedades del 18Ni300

El material usado en el estudio es el acero maraging 18Ni300. Este es un material ampliamente usado en la industria por su buena resistencia, tenacidad, ductilidad, estabilidad dimensional y soldabilidad [8]. Su buena soldabilidad le hace un buen candidato para la técnica de fabricación aditiva.

Las propiedades monotónicas y cíclicas se presentan en la tabla 1 y 2 respectivamente [3]. Los valores cíclicos de torsión se obtuvieron mediante cinco ensayos a diferentes niveles de deformación angular en la zona de bajos ciclos de vida a fatiga [9].

Tabla 1. Propiedades monotónicas AISI 18Ni300 AM.

Resistencia a la tracción, $\sigma_u$	1147MPa
Límite elástico, $\sigma_{ys}$	910MPa
Módulo de Young, E	168GPa

Tabla 2. Propiedades cíclicas AISI 18Ni300 AM.

Coef. Resistencia fatiga, $\sigma'_f$	1798.73MPa
Exp. Resistencia fatiga, b	-0.1311
Coef. ductilidad fatiga, $\epsilon'_f$	0.32784
Exp. ductilidad fatiga, c	-1.0941
Coef. Resistencia fatiga, $\tau'_f$	890.9MPa
Exp. Resistencia fatiga, $b_\gamma$	-0.103
Coef. ductilidad fatiga, $\gamma'_f$	0.7806
Exp. ductilidad fatiga, $c_\gamma$	-0.899

### 2.2 Datos experimentales ensayo biaxial

La geometría y las medidas de las probetas tubulares empleadas en los ensayos se muestran en la figura 1. Estas probetas fueron fabricadas mediante SLM aplicando una potencia de láser de 400W, una velocidad de movimiento de 800mm/s y en capas de 40 $\mu$ m de espesor. Las probetas se ensayan en condiciones as-built

por lo que no incluyen ningún tratamiento posterior mecánico o térmico.

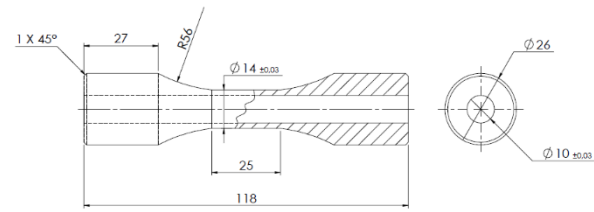


Figura 1. Geometría de las probetas. Todas las cotas se expresan en mm.

Se realiza un taladro de 0.4mm en el centro de la probeta. De este modo se asegura la aparición de la grieta desde el concentrador de tensiones.

Los caminos de carga aplicados se muestran en la figura 2. Se aplica con control de fuerza una carga axial pulsante con una relación de carga de 0.1 junto a una carga a torsión con inversión completa. Los valores de carga se calculan en función de la tensión equivalente máxima en el ciclo: 25% $\sigma_{ys}$  (HCF), 50% $\sigma_{ys}$  (MCF) y 75% $\sigma_{ys}$  (LCF). En la tabla 3 resume los valores de tensión, deformación a mitad de vida y vida a fatiga para los ensayos realizados.

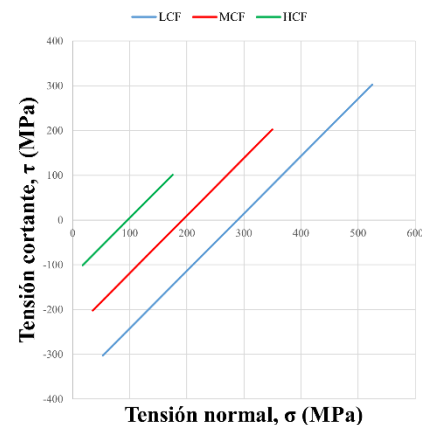


Figura 2. Caminos de carga estudiados.

Tabla 3. Resumen resultados obtenidos ensayos fatiga multiaxial.

Id.	$\Delta\sigma$ (MPa)	$\Delta\tau$ (MPa)	$\Delta\epsilon$ (%)	$\Delta\gamma$ (rad)	$N_f$ (ciclos)
HCF1	175	202	0.136	0.00342	334000
HCF2	175	202	0.141	0.00393	235000
MCF1	315	404	0.276	0.0070	18690
MCF2	315	404	0.275	0.0071	22176
LCF1	472.5	606	0.418	0.0116	1434
LCF2	472.5	606	0.414	0.0112	1670

### 2.3 Correlación de Imágenes

El campo de desplazamiento en la punta de la grieta se obtiene mediante una cámara CCD de 5MP con una óptica con la que se obtiene un campo de visión de

3.55×2.97mm<sup>2</sup> [10]. Para crear un patrón sobre la superficie de la probeta, se ha pulido ligeramente la superficie de la probeta en una zona próxima al concentrador con la intención de reducir lo mínimo posible el efecto de este pulido sobre la vida a fatiga de la probeta [11], [12]. A continuación se aplica un patrón arañando la superficie con lijas del #800 y #1200 [10].

Las imágenes se tomaron cada 500 ciclos para la probeta B2 y para la A2 cada 10000 ciclos. Se tomaron 60 imágenes por ciclo, en un total de 4 ciclos. Las imágenes se procesaron con el programa VIC 2D [13].

Debido a la elevada deformación en la probeta LCF2, no se obtuvieron buenos resultados aplicando esta técnica, en el caso de HCF2, la grieta se inició en el taladro, pero finalmente rompió por un punto próximo al cambio de sección. El único resultado positivo se obtuvo de la probeta MCF2.

### 3 METODOS DE PLANO CRÍTICO

Los métodos de plano crítico se basan en la observación de nucleación y crecimiento de grieta en ensayos realizados con cargas más o menos complejas [14]. Dependiendo del tipo de material, se presenta un dominio de un modo de crecimiento de la grieta u otro, en función de esto aparecen diferentes modelos [15]. Existen dos tipos de modelos, aquellos que utilizan datos de ensayos más simples para predecir el comportamiento bajo condiciones complejas, y aquellos que usan ensayos complejos para predecir el comportamiento bajo cargas multiaxiales [16]. En este trabajo prestaremos atención al primer tipo. Los modelos así determinan el plano en el que se prevé crezca la grieta y mediante un parámetro de daño (DP) una estimación de la vida a fatiga. En este estudio las estimaciones realizadas para las probetas con concentrador se hicieron con los valores de deformación experimentales.

#### 3.1. Fatemi-Socie

El modelo de Fatemi-Socie [17] (FS) se aplica a materiales con un comportamiento de tipo más dúctil, en los que la grieta se nuclea y crece en planos de máximo cortante. El DP queda definido en el plano  $\phi^*$  en el que la amplitud de deformación angular  $\Delta\gamma$  es máxima. Dentro del DP introduce el efecto entre las tensiones normales y cortantes en el plano  $\phi^*$  a través del cociente entre la tensión normal máxima  $\sigma_{n,max}$ . En una última modificación del modelo Fatemi corrige el efecto de  $\sigma_{n,max}$  mediante la amplitud de tensión cortante  $\Delta\tau$  real. El mejor rendimiento a altos ciclos de vida a fatiga en FS se obtiene así a consecuencia de una doble corrección del efecto de las tensiones normales, por el factor K y por un valor directo de deformación  $\Delta\gamma$ .

$$\frac{\Delta\gamma_{max}}{2} \left( 1 + k \frac{\sigma_{n,max}}{G\Delta\gamma} \right) = \frac{\tau'_f}{G} (2N_f)^{b\gamma} + \gamma'_f (2N_f)^{c\gamma} \quad (1)$$

#### 3.2. Smith-Watson-Topper

El modelo de Smith-Watson-Topper [18] (SWT) se aplica a materiales con un comportamiento de tipo más frágil, en los que la grieta se nuclea en un plano de máximo cortante pero el resto del crecimiento se realiza en planos de tensión normal máxima. Define el plano crítico  $\phi^*$  en el que aparece los mayores valores de deformación y tensión principal.

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} \sigma_{n,max} = \frac{\sigma'_f{}^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \epsilon'_f (2N_f)^{b+c} \quad (2)$$

## 4 RESULTADOS

#### 5.1. Estimaciones de vida a fatiga

De los resultados de la tabla 2, para vidas a fatiga de los niveles B y C a bajos ciclos, se observa que el concentrador de tensiones no parece afectar sobre la vida a fatiga en el ensayo. A altos ciclos de vida, aunque esta diferencia si parece observarse, puede ser atribuida a la dispersión propia del proceso ya que la grieta de rotura termina siendo otra distinta a la del concentrador. Estudios previos sobre el efecto de concentradores de pequeño tamaño, concluyen la existencia de tamaños críticos de defecto que permiten nuclear la grieta pero con un efecto mínimo sobre la vida final a fatiga, observándose que la grieta de fallo por fatiga aparecería en otro punto distinto al del concentrador [19].

La figura 3 muestra los resultados de las estimaciones realizadas por los modelos de FS y SWT con cuadrados azules y triángulos verdes respectivamente. Las estimaciones realizadas por FS muestra valores más conservadores que SWT, acentuándose esta diferencia a mayores niveles de vida a fatiga para las que SWT deja valores del orden de 10<sup>6</sup> ciclos.

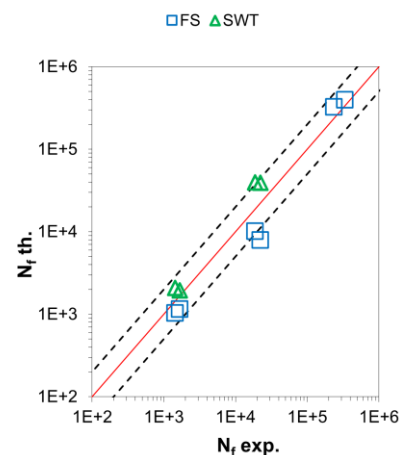


Figura 3. Resultados estimaciones de vida a fatiga de modelos.

### 5.1. Evolución factor de intensidad de tensiones modo I y modo II

La figura 4 presenta la evolución de los valores del factor de intensidad de tensiones en modo I y modo II para la probeta de media vida con taladro MCF2 para diferentes puntos de vida a fatiga [20]–[22]. Los datos de desplazamiento experimentales se ajustan a las series de Williams [23] Mediante círculos se muestran los resultados para  $K_I$  y con cuadrados para  $K_{II}$ . Se observa que para las cargas aplicadas y el tipo de material, los valores de  $K_I$  son más del doble de los de  $K_{II}$ , aumentando esta diferencia a medida que la grieta aumenta de tamaño.

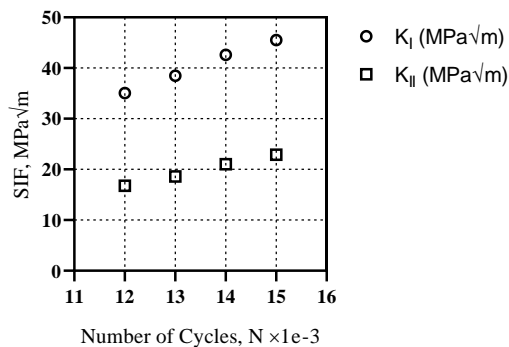


Figura 4. Variación del factor de intensidad de tensiones en modo I y II para probeta MCF2.

## 5 CONCLUSIONES

Se ha realizado un estudio del comportamiento a fatiga del 18Ni300 fabricado por técnicas aditivas bajo cargas de tipo multiaxial en fase. Se ha observado un reducido efecto del taladro de 0.4mm sobre los resultados de vida a fatiga a bajos ciclos de vida. FS devuelve resultados más conservadores y mejores a altos ciclos de vida a fatiga que SWT. Para las cargas aplicadas en el frente de grieta aparecen valores de  $K_I$  dos veces mayores que  $K_{II}$ .

## AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen la financiación aportada para la realización de este trabajo al Programa Operativo FEDER (código UMA18-FEDERJA-250) de la Junta de Andalucía.

## REFERENCIAS

[1] F. Abe, K. Osakada, M. Shiomi, K. Uematsu, and M. Matsumoto, “The manufacturing of hard tools from metallic powders by selective laser melting,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 111, no. 1, pp. 210–213, 2001.

[2] I. Yadroitsev, P. Bertrand, and I. Smurov, “Parametric analysis of the selective laser

melting process,” *Appl. Surf. Sci.*, vol. 253, no. 19, pp. 8064–8069, 2007.

[3] R. Branco *et al.*, “Low-Cycle Fatigue Behaviour of AISI 18Ni300 Maraging Steel Produced by Selective Laser Melting,” *Metals (Basel)*, 2018.

[4] Y. Murakami, “Material defects as the basis of fatigue design,” *Int. J. Fatigue*, vol. 41, pp. 2–10, 2012.

[5] K. Solberg, E. W. Hovig, K. Sørby, and F. Berto, “Directional fatigue behaviour of maraging steel grade 300 produced by laser powder bed fusion,” *Int. J. Fatigue*, vol. 149, no. March, 2021.

[6] G. Meneghetti, D. Rigon, and C. Gennari, “An analysis of defects influence on axial fatigue strength of maraging steel specimens produced by additive manufacturing,” *Int. J. Fatigue*, vol. 118, no. May 2018, pp. 54–64, 2019.

[7] S. Afkhami, M. Dabiri, S. H. Alavi, T. Björk, and A. Salminen, “Fatigue characteristics of steels manufactured by selective laser melting,” *Int. J. Fatigue*, vol. 122, no. November 2018, pp. 72–83, 2019.

[8] K. Kempen, E. Yasa, L. Thijs, J.-P. Kruth, and J. Van Humbeeck, “Microstructure and mechanical properties of Selective Laser Melted 18Ni-300 steel,” *Phys. Procedia*, vol. 12, pp. 255–263, 2011.

[9] P. Lopez-Crespo, B. Moreno, A. Lopez-Moreno, and J. Zapatero, “Study of crack orientation and fatigue life prediction in biaxial fatigue with critical plane models,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 136, pp. 115–130, 2015.

[10] A. S. Cruces, M. Mokhtarishirazabad, B. Moreno, M. Zanganeh, and P. Lopez-Crespo, “Study of the biaxial fatigue behaviour and overloads on S355 low carbon steel,” *Int. J. Fatigue*, vol. 134, p. 105466, 2020.

[11] P. J. Withers, P. Lopez-Crespo, M. Mostafavi, A. Steuwer, J. F. Kelleher, and T. Buslaps, “2D mapping of plane stress crack-tip fields following an overload,” *Frat. ed Integrita Strutt.*, vol. 9, no. 33, pp. 151–158, 2015.

[12] W. Zhang *et al.*, “The effect of grain size on the fatigue overload behaviour of nickel,” *Mater. Des.*, vol. 189, p. 108526, 2020.

[13] “Vic-2D V6 Reference Manual, Correlated Solutions Incorporated (C.S.Inc).”

[14] A. Fatemi and D. F. Socie, “A Critical Plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 11, no. 3, pp. 149–165, 1988.

[15] A. S. Cruces, A. Garcia-Gonzalez, B. Moreno, T. Itoh, and P. Lopez-Crespo, “Critical plane based method for multiaxial fatigue analysis of 316 stainless steel,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 118, p. 103273, 2022.

[16] A. S. Cruces, P. Lopez-Crespo, B. Moreno, and F. V. Antunes, “Multiaxial Fatigue Life

Prediction on S355 Structural and Offshore Steel Using the SKS Critical Plane Model,” *Metals (Basel)*, vol. 8, no. 1060, 2018.

- [17] N. Gates and A. Fatemi, “Multiaxial variable amplitude fatigue life analysis including notch effects,” *Int. J. Fatigue*, vol. 91, no. December, pp. 337–351, 2016.
- [18] K. N. Smith, T. Topper, and P. Watson, *A stress–strain function for the fatigue of metals (stress-strain function for metal fatigue including mean stress effect)*, vol. 5. 1970.
- [19] P. Lopez-Crespo, B. Moreno, A. Lopez-Moreno, and J. Zapatero, “Characterisation of crack-tip fields in biaxial fatigue based on high-magnification image correlation and electro-spray technique,” *Int. J. Fatigue*, vol. 71, pp. 17–25, 2015.
- [20] S. R. McNeill, W. H. Peters, and M. A. Sutton, “Estimation of stress intensity factor by digital image correlation,” *Eng. Fract. Mech.*, vol. 28, no. 1, pp. 101–112, 1987.
- [21] A. S. Chernyatin, P. Lopez-Crespo, B. Moreno, and Y. G. Matvienko, “Multi-approach study of crack-tip mechanics on aluminium 2024 alloy,” *Theor. Appl. Fract. Mech.*, vol. 98, pp. 38–47, 2018.
- [22] P. Miarka, A. S. Cruces, S. Seitl, L. Malíková, and P. Lopez-Crespo, “Evaluation of the SIF and T-stress values of the Brazilian disc with a central notch by hybrid method,” *Int. J. Fatigue*, vol. 135, no. February, p. 105562, 2020.
- [23] M. Mokhtarishirazabad, P. Lopez-Crespo, B. Moreno, A. Lopez-Moreno, and M. Zanganeh, “Evaluation of crack-tip fields from DIC data: a parametric study,” *Int. J. Fatigue*, vol. 89, pp. 11–19, 2016.