

RELACION ENTRE RESILIENCIA Y TENACIDAD A FRACTURA EN ACEROS INOXIDABLES "DUPLEX" ENVEJECIDOS A BAJA TEMPERATURA

L. Sánchez, F. Gutiérrez-Solana, J. Fordeyn, S. Verstraeten

Departamento de Ciencias e Ingeniería de la Tierra, el Terreno y los Materiales
E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. Universidad de Cantabria
Avenida de Los Castros s/n, 39005 Santander.

Resumen. Se ha llevado a cabo un estudio de la evolución de la tenacidad a fractura y la resiliencia con el envejecimiento térmico a baja temperatura de dos aceros inoxidable austenoferríticos con diferentes contenidos en ferrita. Los dos materiales han sido envejecidos a las temperaturas de 280, 350 y 400°C durante tiempos comprendidos entre 300 y 14800 horas.

La caracterización a fractura se basa en la determinación de las curvas J_R utilizando el método propuesto por el Grupo Europeo de Fractura y recogida en la normativa ESIS P1-92 en su versión de la probeta única. Los ensayos de resiliencia se han realizado con un péndulo Charpy instrumentado, que ha permitido obtener las curvas de variación de la carga y la energía con la deflexión.

Los resultados obtenidos se analizan como primer paso de establecimiento de un marco de relación entre la resiliencia y la tenacidad de estos aceros.

Abstract. A study of the evolution of fracture toughness and impact resistance with thermal aging at low temperatures has been performed on two duplex stainless steels with different ferrite contents. Both steels have been aged between 300 and 14800 hours, at 280, 350 and 400°C.

Fracture toughness characterization was based on the determination of J_R curves, in accordance with the European Recommendations ESIS P1-92 and following the unloading compliance single specimen method. Impact tests were carried out with an instrumented Charpy pendulum, which permits the load-deflection and energy-deflection curves to be obtained.

The results are analysed as the first step in establishing relation between the impact resistance and the fracture toughness of these steels.

1. INTRODUCCION Y OBJETIVOS

Los aceros inoxidable "duplex" constituídos por austenita y ferrita son ampliamente utilizados en sustitución de los aceros austeníticos debido a que presentan una serie de mejoras tanto en el comportamiento mecánico (mayores límite elástico y resistencia a tracción y mejor resistencia a corrosión bajo tensión) como en el proceso de fabricación ya que tienen una mayor resistencia a la fisuración en caliente de la pieza fundida. Todas estas mejoras en las propiedades son debidas a la presencia de la fase ferrítica en la matriz de austenita.

Diversos estudios [1-7] han puesto de manifiesto que los aceros inoxidable austenoferríticos son susceptibles a procesos de fragilización por envejecimiento térmico a baja temperatura (280-400°C) debido a fenómenos de precipitación tanto en la fase ferrítica como en las interfases ferrita-austenita [8-10].

El fenómeno de fragilización de los aceros "duplex" ha sido modelizado como un proceso térmicamente activado basado en una ley tipo Arrhenius [1,11-12]. El envejecimiento viene medido por un parámetro arbitrario P que es función biunívoca del grado de envejecimiento, coincidiendo para la temperatura límite de validez del modelo, 400°C, con el logaritmo decimal del tiempo expresado en horas.

Este artículo está incluido en un trabajo más amplio cuyo objetivo general es modelizar la evolución de la tenacidad con el envejecimiento. Para ello se han llevado a cabo, hasta el momento, ensayos de tenacidad a la fractura determinando las curvas J_R y ensayos de impacto convencionales. En un primer intento de conexión entre resiliencia y tenacidad, se han realizado asimismo ensayos de impacto utilizando un péndulo Charpy instrumentado cuyos resultados sirven de puente en el análisis de relación entre las magnitudes citadas.

2. MATERIAL

La Tabla 1 muestra la composición química y el contenido en ferrita, obtenidos en la caracterización microestructural previa de los dos aceros analizados en este trabajo [13-14] identificados como 12F y 18F en función de su contenido en ferrita. El acero 12F es un acero comercial CF8M proveniente de una válvula que estuvo trabajando en servicio en una central energética durante un tiempo neto de 10 años a la temperatura de 280°C con un contenido en ferrita del 12%. El acero 18F es un acero similar obtenido de una colada experimental con un contenido nominal en ferrita del 18%.

Tabla 1. Composición química y contenido en ferrita de los aceros CF8M ensayados.

ACERO	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	%Ferrita
12F	0.035	0.70	1.10	18.6	10.4	2.00	12.2
18F	0.076	0.83	1.25	19.4	9.6	2.29	17.8

Los dos materiales han sido envejecidos a las temperaturas de 280, 350 y 400°C durante tiempos comprendidos entre 300 y 14800 horas.

3. ENSAYOS DE TENACIDAD

El método empleado para la caracterización a fractura se basa en la determinación de las curvas J_R utilizando el método propuesto por el Grupo Europeo de Fractura y recogida en la normativa europea ESIS P1-92 [15] en su versión de la probeta única. La metodología seguida, así como algunos de los resultados aquí presentados, han sido ya descritos con detalle en una serie de trabajos previos [14,16-17].

En las Figuras 1 y 2 se presentan las curvas J_R más representativas de los aceros 12F y 18F, respectivamente, para diferentes niveles de envejecimiento.

Las Figuras 3 y 4 muestran la evolución del parámetro de iniciación, $J_{0.2/BL}$, con el parámetro de envejecimiento, P, para cada uno de los aceros.

Dado que el envejecimiento a 280°C del acero 12F no ha tenido efectos significativos comparado con los de las otras temperaturas, 350 y 400°C, para los mismos valores del parámetro P, se ha considerado que el envejecimiento previo de 10 años a 280°C tiene relativamente poca importancia. Teniendo en cuenta esto se han recalculado los nuevos valores de P suponiendo que el acero 12F parte de un estado original sin envejecer, obteniéndose un nuevo perfil de la evolución de la resistencia a fractura, tal y como se muestra en la Figura 5, similar en forma al que ofrece el acero 18F.

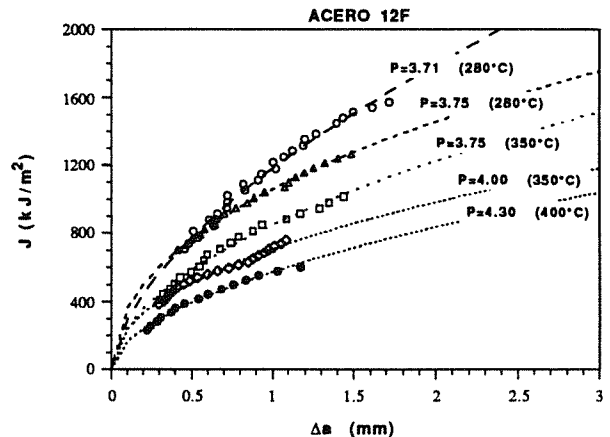


Fig. 1. Evolución con el envejecimiento de las curvas J_R para el acero 12F.

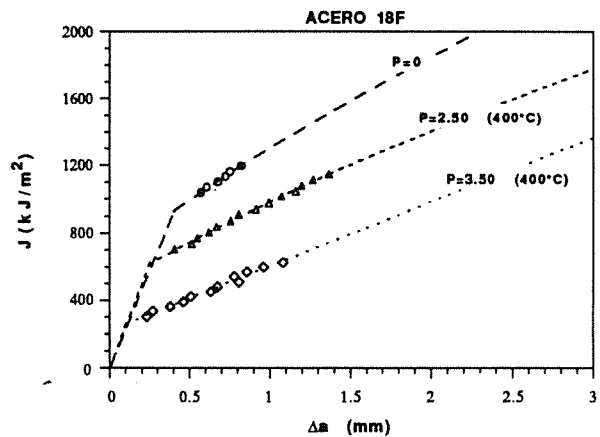


Fig. 2. Evolución con el envejecimiento de las curvas J_R para el acero 18F.

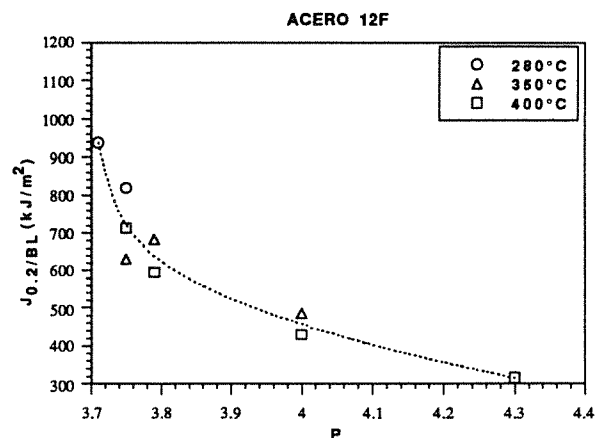


Fig. 3. Evolución del parámetro $J_{0.2/BL}$ con respecto a P, para el acero 12F.

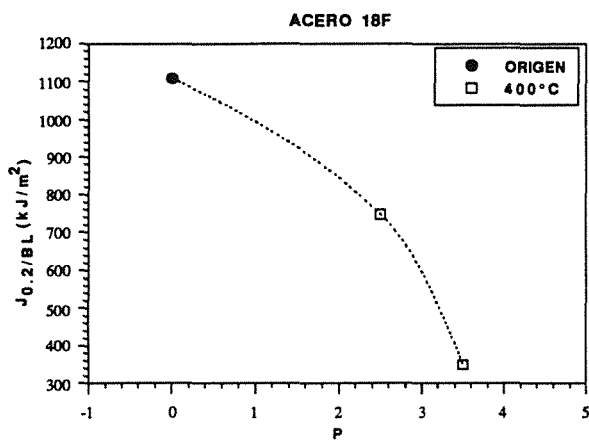


Fig. 4. Evolución del parámetro $J_{0.2/BL}$ con respecto a P , para el acero 18F.

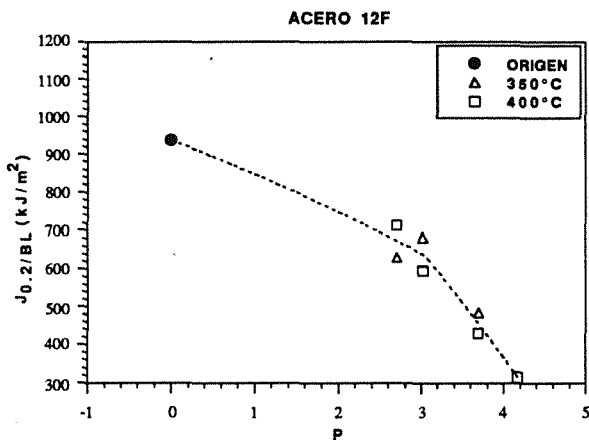


Fig. 5. Evolución del parámetro $J_{0.2/BL}$ para el acero 12F con respecto a los nuevos valores de P .

A partir de las curvas J_R se determinó un módulo de desgarro como la tangente a dicha curva en el punto de corte con la paralela a la línea de enromamiento que pasa por el punto medio de la zona de validez de la curva. Dicho parámetro se denotará por $[dJ/d(\Delta a)]_m$. En las Figuras 6 y 7 se muestra la evolución del mismo con el parámetro de envejecimiento para los dos materiales, sin tener en cuenta el tiempo de envejecimiento previo en servicio del acero 12F.

4. ENSAYOS DE RESILIENCIA

Los ensayos de impacto se llevaron a cabo sobre los dos materiales en los diferentes escalones de envejecimiento [14,18]. Las Figuras 8 y 9 muestran la evolución con el envejecimiento de la resiliencia a temperatura ambiente para los aceros 12F y 18F respectivamente.

Nuevamente, dado que los efectos del envejecimiento del acero 12F a 280°C son diferentes que a las otras temperaturas, se representa en la Figura 10 la evolución de la resiliencia en función de los nuevos valores del parámetro P para dicho acero, calculado sin considerar su tiempo en servicio.

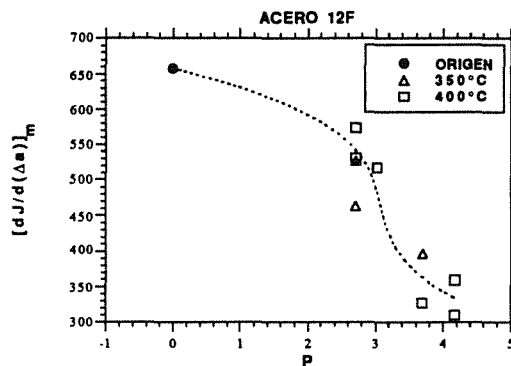


Fig. 6. Evolución del parámetro $[dJ/d(\Delta a)]_m$ para el acero 12F en función de los nuevos valores de P .

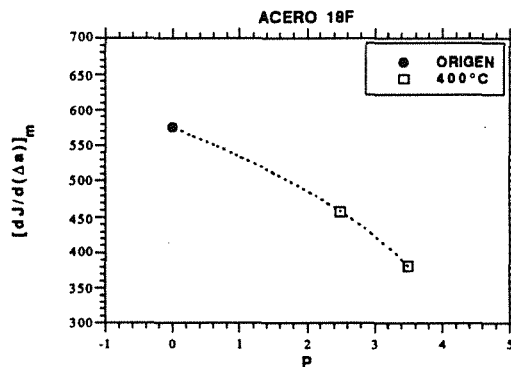


Fig. 7. Evolución del parámetro $[dJ/d(\Delta a)]_m$ para el acero 18F en función de P .

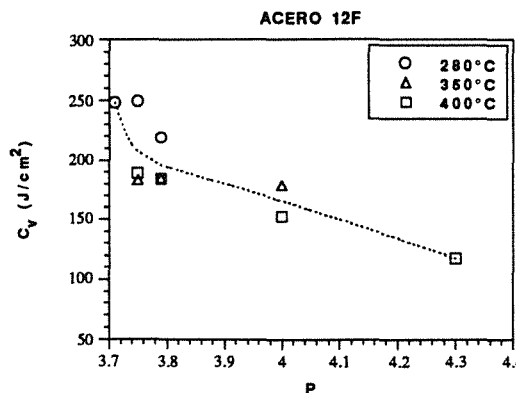


Fig. 8. Evolución con el envejecimiento de la resiliencia al impacto para el acero 12F.

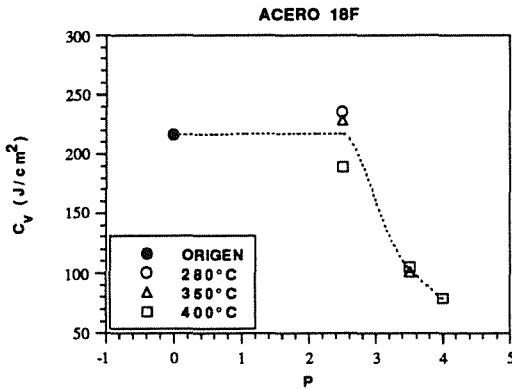


Fig. 9. Evolución con el envejecimiento de la resistencia al impacto para el acero 18F.

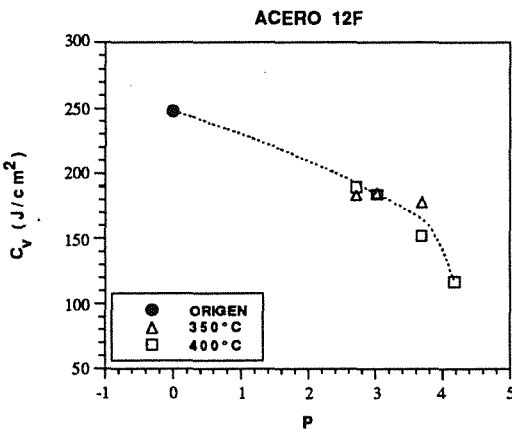


Fig. 10. Evolución de la resistencia al impacto para el acero 12F en función de los nuevos valores de P.

5. ENSAYOS CHARPY INSTRUMENTADOS

El primer intento de conectar resiliencia y tenacidad se llevó a cabo mediante la realización de ensayos de impacto sobre cada uno de los materiales en los diferentes niveles de envejecimiento, utilizando un péndulo Charpy instrumentado.

A partir de los ensayos instrumentados se pueden obtener las curvas carga-deflexión (P-Δ) y energía-deflexión (E-Δ). En la Figura 11 se muestra una de las curvas características obtenidas para el acero 12F. A partir de la curva P-Δ se pueden distinguir tres puntos característicos: en primer lugar el límite de la zona elástica, que no resulta muy claro en todos los ensayos, en segundo lugar el punto para el cual se alcanza la carga máxima y por último el punto donde comienza la

rotura [19]. Las tres líneas verticales de la Figura 11 delimitan en su intersección con la curva P-Δ estos puntos de forma correlativa de izquierda a derecha.

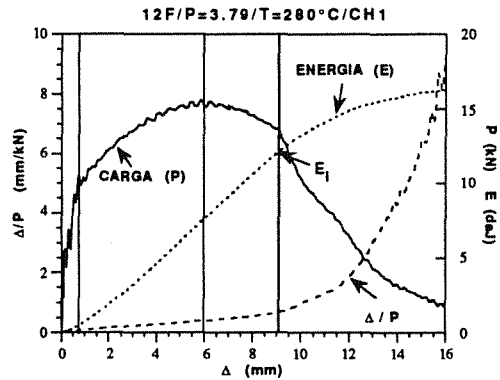


Fig. 11. Curvas obtenidas a partir de un ensayo Charpy instrumentado.

Utilizando los valores de la curva P-Δ se introduce un nuevo parámetro Δ/P que representa la inversa de la pendiente de la recta, secante, que pasa por el origen y por el punto (Δ, P(Δ)). La nueva curva Δ-Δ/P que también aparece representada en la Figura 11 permite determinar el punto, tercero de los mencionados, en el cual se inicia la propagación, a partir del que obtendremos la energía de iniciación de la rotura, E_i. Para obtener dicho punto se busca un cambio brusco en la curva Δ-Δ/P. Previamente se ajusta dicha curva por un polinomio de grado 9 para eliminar las oscilaciones, y se determina el punto Δ_i donde la derivada tercera de Δ/P se hace cero, que corresponderá a la máxima variación de la pendiente. Con este valor de Δ_i se determina la energía de iniciación.

La energía total absorbida en el ensayo Charpy, E_t, puede separarse en dos sumandos:

$$E_t = E_i + E_p \tag{1}$$

donde E_i ya ha quedado descrita en el párrafo anterior y E_p es la energía dedicada a propagar la fisura, y por tanto romper la probeta.

En las Figuras 12 y 13 se presenta la relación existente entre la energía de iniciación, E_i, y la energía total, E_t, para los aceros 12F y 18F, respectivamente.

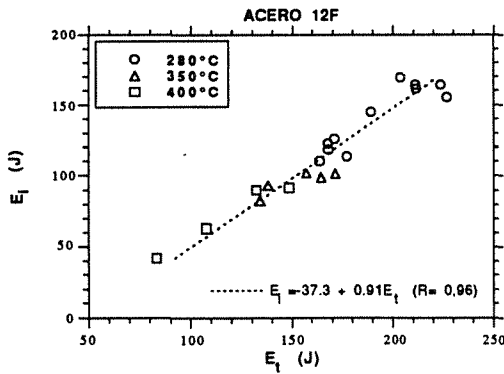


Fig. 12. Relación entre la energía de iniciación y la energía total absorbida en los ensayos de impacto instrumentados para el acero 12F.

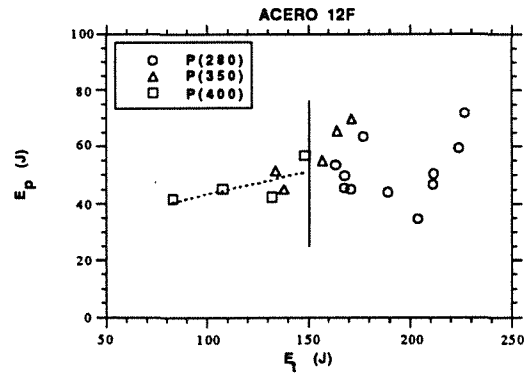


Fig. 14. Relación entre la energía de propagación y la energía total absorbida en los ensayos de impacto instrumentados para el acero 12F.

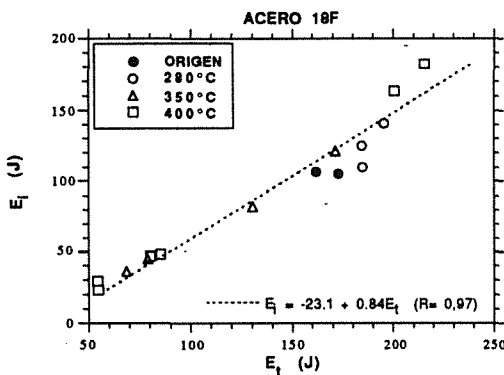


Fig. 13. Relación entre la energía de iniciación y la energía total absorbida en los ensayos de impacto instrumentados para el acero 18F.

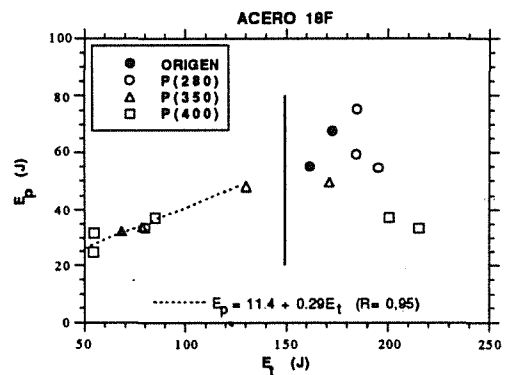


Fig. 15. Relación entre la energía de propagación y la energía total absorbida en los ensayos de impacto instrumentados para el acero 18F.

Dichos resultados presentan una buena correlación entre la energía total y la llamada energía de iniciación, que incluso parece independiente del acero, ya que si se representan conjuntamente los resultados obtenidos para los dos materiales se llega a la relación general:

$$E_i = -26.9 + 0.86 E_t \quad (2)$$

con un coeficiente de correlación $R=0.97$.

En las Figuras 14 y 15 se representan E_p frente a E_t para cada uno de los aceros observándose que no hay una relación clara, debido a que existe una dispersión importante para valores de energía absorbida mayores que 150 J que se puede asociar a la gran influencia que tiene el acabado de la entalla cuando el material es muy tenaz.

Para energías inferiores a 150 J, correspondientes a material envejecido, se observa una pérdida continua del valor de E_p con respecto a E_t , o lo que es lo mismo, con respecto al envejecimiento. El efecto es mayor para el material con mayor contenido en ferrita, 18F, que presenta una buena correlación de resultados. La correlación no es tan buena para el acero 12F dado que la dispersión tiene un valor relativo importante con respecto a los valores absolutos de la energía en análisis, E_p , asociado a su menor susceptibilidad al envejecimiento por su menor contenido en ferrita.

6. ANALISIS DE LA RELACION RESILIENCIA-TENACIDAD

De los resultados obtenidos, y dado que la E_i puede asociarse a la energía necesaria para iniciar la

propagación en un ensayo de impacto, se estudió la posibilidad de establecer una relación entre dicha energía y el parámetro de iniciación $J_{0.2/BL}$ obtenido a partir de las curvas J_R . Como la correlación entre E_i y E_t es buena, resulta más útil la relación directa entre la resiliencia C_v y el parámetro $J_{0.2/BL}$, sobre todo teniendo en cuenta la mayor universalidad de resultados de resiliencia en péndulos convencionales, sin instrumentar. Los resultados obtenidos de $J_{0.2/BL}$ y C_v se presentan relacionados en las Figuras 16 y 17 para los aceros 12F y 18F, respectivamente.

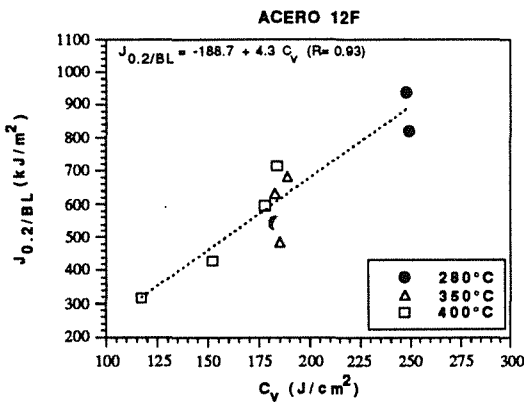


Fig. 16. Relación entre el parámetro $J_{0.2/BL}$ y la resiliencia para el acero 12F.

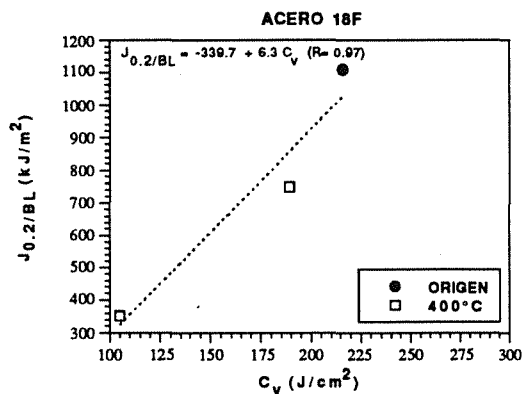


Fig. 17. Relación entre el parámetro $J_{0.2/BL}$ y la resiliencia para el acero 18F.

La Figura 16, para el acero 12F, ofrece una relación lineal entre ambos parámetros, C_v y $J_{0.2/BL}$, con una buena correlación, obtenida a partir de una importante muestra de resultados. Aunque la muestra obtenida para el acero 18F es pequeña por el momento, sus resultados ofrecen una relación lineal semejante, como se aprecia en la Figura 17.

La diferencia entre las relaciones obtenidas para ambos aceros debe justificarse a través de su diferencia en contenido en ferrita y las modificaciones que su envejecimiento introduce en el camino de rotura [14].

Por otro lado, considerando E_p como el incremento de energía consumida durante la propagación de la fisura en cada probeta Charpy, y siendo en éstas la longitud de propagación constante (8 mm), se ha tratado de correlacionar los valores obtenidos con los del módulo $[dJ/d(\Delta a)]_m$, que hace referencia al incremento de energía necesario para que la fisura avance una unidad de superficie en el proceso de rotura característico del material, una vez iniciada la propagación.

La Figura 18 muestra el resultado de esta relación que presenta en primera aproximación un grado de correlación interesante, quedando necesitado del análisis sobre una muestra mayor.

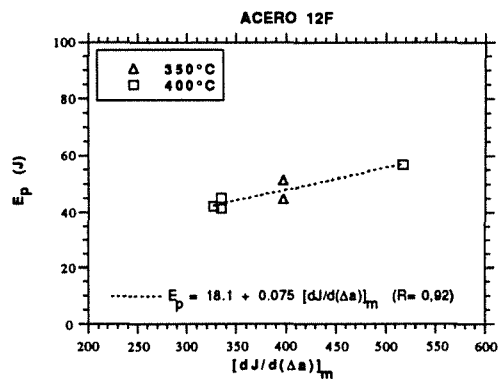


Fig. 18. Relación entre el módulo $[dJ/d(\Delta a)]_m$ y la energía de propagación, E_p , en un ensayo Charpy, para el acero 12F.

7. CONCLUSIONES

A través de los resultados de ensayos de rotura por impacto en probetas instrumentadas, se establece un puente de relación entre el comportamiento en fractura y la resistencia al impacto, tanto en iniciación como en propagación. Las buenas correlaciones obtenidas en la relación entre los parámetros $J_{0.2/BL}$ y C_v , para iniciación, y entre $[dJ/d(\Delta a)]_m$ y E_p para propagación, sirve de base para un análisis fenomenológico que, a partir del conocimiento de los caminos de rotura y los mecanismos en ellos envueltos, permita establecer nuevas correlaciones que definan el efecto de las variables con influencia, contenido en ferrita y tiempo de envejecimiento.

8. AGRADECIMIENTOS

El desarrollo de este trabajo se incluye dentro de un Proyecto de Investigación (Ref.MAT92-0359) financiado por la Comisión Interministerial de Ciencia y Tecnología (CICYT).

9. REFERENCIAS

- [1] Trautwein, A. y Gysel, W., "Influence of Long-Time Aging of CF8 and CF8M Cast-Steel at Temperatures Between 300°C and 500°C on Impact Toughness and Structural Properties", *Stainless Steels Casting*, ASTM STP 756, 165-189 (1982).
- [2] Chopra, O. K. y Chung, H. M., "Long-Term Embrittlement of Cast Duplex Stainless Steels in LWR Systems", Nureg/CR-4503, 1983.
- [3] Chung, H. M., "Aging and Life Prediction of Cast Duplex Stainless Steel Components", *Int. J. Pres. Ves. & Piping* **50**, 179-213 (1992).
- [4] Chopra, O. K., "Estimation of fracture toughness of cast stainless steels in LWR systems" *Proc. 18th Water Reactor Safety Information Meeting*, Oct. 22-24, 1990, Rockville, MD.
- [5] Chung, H. M. & Leax, T. R., "Embrittlement of laboratory and reactor aged CF3, CF8 and CF8M duplex stainless steels", *Mat. Sci. Tech.* **6**, 249-262 (1990).
- [6] Chopra, O. K., "Thermal aging of cast stainless steels in LWR systems: estimation of mechanical properties", *PVP-Vol. 228 Nuclear Plant Systems/Components. Aging Management and Life Extension*. ASME 1992, pp. 79-92.
- [7] Massoud, J. P., Bethmont, M. y Champredonde, J., "Long-term aging of cast duplex stainless steels between 300-400°C. Relationship between toughness properties and metallurgical parameters" *Proceedings of Duplex Stainless Steels'91 Oct. 28-30, 1991 Beaune*, pp. 93-100.
- [8] Miller, M. K. y Bentley, J., "APFIM and AEM investigation of CF8 and CF8M primary coolant pipe steels", *Mat. Sci. Tech.* **6**, 285-292 (1990).
- [9] Auger, P., Danoix, F., Menand, A., Bonnet, S., Bourgoïn, J. y Guttmann, M., "Atom probe and transmission electron microscopy study of aging of cast duplex stainless steels", *Mat. Sci. Tech.* **6**, 301-313 (1990).
- [10] Auger, P., Danoix, Guttman, M. y Blavette, D., "300-400°C aging of the ferrite of a duplex Mo-bearing steel: an atom probe investigation", *Proceedings of Duplex Stainless Steels'91 Oct. 28-30, 1991 Beaune*, pp. 101-109.
- [11] Grobner, P. J., "The 885°F (475°C) Embrittlement of Ferritic Stainless Steels", *Met. Trans.*, Vol. 4, 1973, pp. 251-260.
- [12] Slama, G., Petrequin, P. y Mager, T., "Effect of Aging on Mechanical Properties of Austenitic Stainless Steels Castings and Welds", *SMIRT Post-Conference Seminar*, Monterey, Ca, 1983.
- [13] Sánchez, L., Gutiérrez-Solana, F., Valiente, A. Gorrochategui, I., "Tenacidad de aceros inoxidable duplex CF8M con contenido en ferrita variable", *Anales de Mecánica de la Fractura* **9**, 236-245 (1992).
- [14] Sánchez, L., "Fragilización por envejecimiento térmico a baja temperatura en aceros inoxidable austenoferríticos y su efecto sobre la tenacidad", *Tesina de Licenciatura. DCITTYM. Universidad de Cantabria*. Octubre 1993.
- [15] ESIS P1-92, "ESIS Recommendations for Determining the Fracture Resistance of Ductile Materials", *European Structural Integrity Society*, January 1992.
- [16] Sánchez, L., Gutiérrez-Solana, F., Gorrochategui, I. y González, J.J. "The effect of temperature on low aging embrittlement of "duplex" stainless steels". *Proceedings of Tenth European Conference on Fracture*. Septiembre 1994, Berlín. Pendiente publicación.
- [17] Sánchez, L., Gutiérrez-Solana, F., Gorrochategui, I. y González, J.J., "Evolución de la tenacidad a fractura con el envejecimiento térmico a baja temperatura en aceros inoxidable duplex", *Anales de Mecánica de la Fractura* **10**, 120-124 (1993).
- [18] Sánchez, L., Gutiérrez-Solana, F. y González, J.J., "Influencia del envejecimiento térmico a baja temperatura sobre la microdureza y la resiliencia en aceros inoxidable duplex", *Actas del I Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica*. Madrid, Sep. 1993, pp. 249-254 (1993).
- [19] Kobayashi, T., Yamamoto, I. and Niinomi, M., "Introduction of a New Dynamic Fracture Toughness Evaluation System", *Journal of Testing and Evaluation*, Vol. 21, No. 3, 1993, pp. 145-153.