

ESTUDIO DE LA VIDA A FATIGA DE UNIONES SOLDADAS POR HAZ DE ELECTRONES DE UN ACERO DE BAJA ALEACIÓN

J. L. Barreda, X. Azpiroz, E. Erauzkin, A. M. Irisarri y G. Atxaga

INASMET –Tecnalia. Mikeletegi Pasealekua 2 20009 San Sebastián.

Resumen. En este trabajo se analiza el comportamiento frente a la fatiga de las uniones soldadas por el proceso de soldeo por haz de electrones de un acero de baja aleación. Se señalan las dificultades encontradas a la hora de predecir la vida en servicio de estas uniones, debido a dos motivos. Por un lado, la práctica inexistencia de datos sobre este tipo de aceros y, sobre todo, de sus uniones soldadas. Por otro, la geometría del componente solo permitió extraer unas probetas de dimensiones muy reducidas, lo que obligó al empleo de una técnica de caracterización diferente de la convencional en los ensayos de fatiga. Se describe la metodología desarrollada para este fin. Se ensayaron cinco probetas en las mismas condiciones, observándose una excelente reproducibilidad de resultados, obteniendo la ley de Paris de crecimiento de grieta. Con esta ley, junto con las tensiones que soporta el componente en servicio y los tamaños inicial y crítico de los defectos, se valoró la vida a fatiga del mismo, utilizando el programa de cálculo ESACRACK.

Abstract. This paper analyses the fatigue behaviour of a low alloy steel electron beam weldments. The difficulties found to predict the in service fatigue behaviour of the component are commented. There are two main reasons for these difficulties. Firstly, there is a near complete lack of data on the fatigue behaviour of these steels and, mainly, their welded joints. Secondly, the geometry of the component only allowed to obtain specimens of very small size, obliging to use a testing methodology, different from the conventional one, usually employed for this task. This methodology is described. Five specimens were tested in the same conditions and an excellent reproducibility of the results was observed, obtaining the Paris crack growth law. Using this law, the in service stresses of the component and the initial and critical defect sizes, the fatigue life was evaluated by means of the ESACRACK software.

1. INTRODUCCIÓN

La etapa de soldadura constituye un hito crítico en la fabricación de muchos componentes debido a su influencia sobre las prestaciones que son capaces de ofrecer en servicio. Al soldar se introducen unas variaciones en la microestructura del material de la junta, que alteran sus propiedades mecánicas y su comportamiento en servicio. Éste es un punto que debe ser valorado en su justa medida puesto que las prestaciones del material de la junta soldada diferirán sustancialmente de las que ofrece el material base y las predicciones de la vida en servicio de los componentes no se pueden realizar en base a dichas propiedades del acero base sin correr un grave riesgo de incurrir en un error. Esto supone que es necesario conocer el comportamiento real de las distintas zonas de la unión para valorar correctamente la integridad del equipo. Desgraciadamente, los datos disponibles sobre estas propiedades son escasos, si no nulos, en el caso de las juntas soldadas de los aceros de alto límite elástico. Esta falta de datos es aún más acentuada si cabe en uniones realizadas por procesos avanzados de unión tales como el soldeo por haz de electrones o haz láser, obligando a su determinación experimental.

La filosofía de diseño más comúnmente utilizada se basa en la comparación de la tensión aplicada sobre el componente y el límite elástico del material. Cuando

éste supera a la primera se considera que el equipo es capaz de operar sin que se produzca su fallo. Se debe señalar, no obstante, que el empleo de esta filosofía de diseño supone que el componente se halla libre de defectos, situación que rara vez se da en los equipos industriales. Se puede considerar como una situación probable la aparición de defectos de soldadura en el seno de las juntas que unen distintas partes de los componentes. La operación fiable del equipo requiere que la disminución de prestaciones provocada por la presencia de dichos defectos no llegue a poseer un carácter crítico, lo que provocaría un fallo inesperado del equipo. Los códigos de construcción acostumbran a adoptar unos criterios arbitrarios para decidir la admisión o el rechazo de estos defectos, sin tener en cuenta, generalmente, las condiciones de operación del equipo.

Esto supone que algunos defectos que no suponen un riesgo para la integridad en servicio del componente son rechazados en base a estos criterios, originando con ello unos altos costes de reparación, caso de ser ésta posible. En un intento de superar este excesivo conservadurismo de los códigos se han propuesto diversos métodos para evaluar la integridad de los equipos. Si bien existen diferencias entre los distintos métodos, en esencia, todos realizan una comparación entre la resistencia que ofrece el material a que se produzca la extensión de los defectos y la fuerza impulsora, que es función de las

solicitaciones de servicio y de la geometría del defecto, que promueve su progresión. Si esta segunda supera a la resistencia se produce la propagación del defecto, y el consiguiente colapso del componente. Al contrario, cuando la resistencia a la propagación es mayor que la fuerza impulsora, éste puede operar seguro, en tanto que no se alteren las condiciones de trabajo. Dado que el objetivo del presente trabajo no es valorar la integridad de las juntas soldadas en función de los defectos presentes en las mismas no se proseguirá en el análisis de estos métodos. Tan sólo se señala que los defectos presentes en la junta en el instante de la fabricación del componente no poseían una entidad suficiente para inducir la rotura, razón por la cual se consideró que el equipo podía entrar en servicio sin riesgo de fallo.

No obstante, el hecho de que un equipo sea capaz de operar satisfactoriamente en el instante de su entrada en servicio no supone que no exista un riesgo de fallo posterior del mismo. Los defectos que inicialmente no poseían suficiente tamaño para provocar la rotura del componente pueden crecer en servicio, llegando a un tamaño crítico y provocando el consiguiente fallo catastrófico. Es necesario conocer la velocidad a la que se propagan los defectos presentes para predecir con suficiente antelación el momento de la fractura, evitando que ésta se produzca mediante la reparación o sustitución del componente dañado con la requerida antelación. En este punto se debe recalcar que no se puede efectuar esta valoración en datos obtenidos en el material base puesto que la microestructura, y las propiedades, de la junta difieren notablemente de las que presenta aquél.

Gran número de actuadores se construyen utilizando aceros con un contenido medio en carbono que oscila entre el 0.35 y el 0.45% y pequeños porcentajes de cromo, níquel y molibdeno como únicos elementos de aleación. El problema surge cuando hay que unir dos partes de estos aceros para fabricar el componente, puesto que la soldadura de los mismos no se puede considerar una labor sencilla. El proceso de soldeo por haz de electrones, con un menor aporte térmico que los procesos convencionales de soldeo por arco, representa una ventaja desde este punto de vista.

El proceso de soldeo por haz de electrones (EBW) es un proceso de unión de materiales por fusión en el cual el calentamiento necesario para ésta se consigue al incidir un haz de electrones sobre las superficies que van a ser unidas. La conversión instantánea de la energía cinética de los electrones en energía térmica, al chocar y penetrar en las piezas, origina la fusión del metal y la coalescencia entre las partes. Dado que la energía cinética total de los electrones puede ser concentrada dentro de una pequeña área de la pieza, la densidad de energía que puede obtenerse es muy elevada, alcanzando los 10^6 W/cm². Dicho valor es claramente superior al obtenido con cualquier otro proceso de soldadura por fusión, incluido el láser, y

posibilita la generación del llamado ojo de cerradura, permitiendo realizar uniones autógenas de una gran penetración en una única pasada. Entre las ventajas que presenta el haz de electrones con respecto a los procesos de soldeo por arco eléctrico se pueden citar, además de la consecución de soldaduras de una gran profundidad en una única pasada, la baja distorsión, la elevada velocidad, la facilidad de automatización y el ser menos agresivo con el medio ambiente, al ser un proceso que se efectúa autógenamente y, por otra parte, no requerir gases de protección ni emitir gases desde la zona de fusión. Como contrapartida a estas ventajas, se hallan la necesidad de una preparación ajustada de las juntas, el elevado coste de los equipos y la necesidad de protección frente a la radiación en el caso de soldar con tensiones superiores a 60 kV. [1].

En las soldaduras realizadas mediante los procesos de soldeo por arco eléctrico son las zonas afectadas térmicamente las que controlan, muy a menudo, las prestaciones de la junta. Sin embargo, en el caso de las uniones soldadas por haz de electrones es la zona de metal fundido la que determina las prestaciones de la unión, debido a los efectos conjugados del vacío y la elevada temperatura, así como a los gradientes de temperatura que se producen durante la solidificación y el enfriamiento.

A pesar de las características beneficiosas de las uniones por haz de electrones, antes señaladas, éstas no se hallan siempre libres de la presencia de distintos tipos de defectos que constituyen puntos propicios para el inicio del fallo. Sin entrar a detallar estos defectos se debe mencionar que aquellos más habituales son las fisuras horizontales y verticales que se forman en la dirección longitudinal de la junta, las indicaciones verticales y la porosidad (originada por pequeñas bolsas de gas atrapado) en esta misma orientación, las cavidades y los defectos de raíz.

Las pruebas realizadas para lograr la puesta a punto del procedimiento de soldadura del componente, revelaron que la mayoría de los defectos detectados en las juntas correspondían a cavidades, en total consonancia con la experiencia previa que apuntaba en este sentido, cuando no se logra una penetración total de la junta soldada. En consecuencia, el estudio se centró fundamentalmente en este tipo de defectos. Es evidente que aunque estos defectos posean inicialmente un tamaño admisible, pueden crecer cuando el componente se ve sometido a unas tensiones de trabajo (aplicadas y residuales), pasando a constituir un serio riesgo de fallo.

En este trabajo se pretende demostrar la factibilidad de construir unos actuadores utilizando un acero de la calidad 42CrMo4, uniendo los distintos cilindros de este acero por el proceso de soldeo por haz de electrones. Con este objetivo se efectúa una primera valoración de la vida a fatiga de estas uniones soldadas.

2. TÉCNICA EXPERIMENTAL

2.1. Componente estudiado

El componente estudiado corresponde a un actuador de 75 mm. de diámetro exterior y 5 mm. de espesor de pared. Este componente se ha construido a partir de tubos de acero 42CrMo4 de estas dimensiones, que han sido unidos entre sí circunferencialmente por el proceso de haz de electrones. Este actuador trabaja en unas condiciones que suponen la aplicación de unas tensiones de tracción pura o una combinación de esfuerzos de tracción y flexión.

Material

El material empleado en este estudio corresponde a cilindros de 75 mm. de diámetro exterior, 65 mm. de diámetro interior y 5 mm. de espesor de un acero calidad 42CrMo4, el cual posee un porcentaje medio de carbono (0.38 – 0.45) y unas pequeñas cantidades de cromo (0.8 – 1.0) y molibdeno (0.15 – 0.30) como elementos de aleación.

2.2. Proceso de ensamblaje de los conjuntos

Las uniones circunferenciales entre los distintos tubos de acero que constituyen el componente se realizaron por el proceso de soldeo por haz de electrones en un equipo DW60.3. Este equipo es de baja potencia (3 KW) y reducidas prestaciones en comparación con otros industriales, pudiéndose considerar un equipo experimental o de laboratorio. Las características del equipo se ofrecen en la Tabla 1.

Tabla 1. Características iniciales del equipo DW60.3

Potencia (KW)	Tensión de aceleración (KV)	Intensidad (mA)	Dimensiones de la cámara (m x m x m)
3	60	50	0.3x0.3x0.3

Una de las mayores limitaciones de este equipo se hallaba precisamente en las dimensiones de la cámara que no permitían emplearlo para piezas grandes. Por este motivo, y con el fin de poder ubicar en su interior algunos equipos necesarios para un trabajo previo [2] tales como la mesa de desplazamiento o el sistema de aporte de fungible, se decidió ampliar la cámara que pasó a tener unas dimensiones de 1000 x 360 x 360 mm³. No obstante, permanece presente la limitación de potencia de este equipo, aunque dado el reducido espesor de los tubos a soldar se consideró que ésta era suficiente.

El acero empleado presenta una elevada resistencia mecánica, especialmente cuando se halla en estado de temple y revenido. Sin embargo, su soldabilidad se ve restringida debido a los contenidos en carbono y en elementos de aleación, que dificultan el proceso de

unión. Para superar estas dificultades se somete a las partes a unir a un precalentamiento importante.

En el presente caso, dado que el proceso de soldeo por haz de electrones implica la aparición de unas fuertes rampas de calentamiento y enfriamiento se propuso realizar un precalentamiento a la temperatura de 350° C, que las pruebas previas apuntaron a que era adecuado. Este precalentamiento se efectuó en dos etapas. La primera en un horno hasta alcanzar una temperatura de 150° C, y, la segunda, por medio de la aplicación del haz que aportase el calor necesario en la propia cámara de vacío, aunque sin llegar a producir la fusión y coalescencia de las piezas que se pretendía unir. Esto se consiguió llevando a cabo un control de la tensión de aceleración, que no debía rebasar los 30 KV, de forma que los electrones que llegaran a la zona de trabajo no poseyeran una energía suficientemente alta para fundir el material.

Posteriormente, se procedió a soldar las dos partes que constituyen el actuador mediante la aplicación de un haz de mayor energía, lo que se consigue aumentando la tensión de aceleración. Los parámetros utilizados en el proceso de unión se muestran en la Tabla 2.

Tabla 2. Parámetros de precalentamiento y soldadura

Proc.	Tensión (KV)	Intensidad (mA)	Velocidad (mm/min)	t (s)
Prec.	30	40	1200	180
Sold.	60	25	1200	12

Una vez realizada la unión se controló el enfriamiento de la misma, de tal forma que el tiempo necesario para alcanzar los 50° C fuera como mínimo 8 horas.

2.3. Determinación de la ley de crecimiento de grieta.

Dadas las dimensiones de la unión soldada surgieron serias dificultades, tanto a la hora de mecanizar las probetas como a la de registrar la progresión de la grieta, lo que obligó a diseñar un método de ensayo específico. La geometría de la junta impidió extraer probetas de fatiga del tipo CT, recomendadas en la norma ASTM E647 para la determinación de la ley de crecimiento de grieta, al menos de un tamaño que pudiera ser ensayado con la requerida fiabilidad. La problemática surge tanto del mínimo espesor de los tubos que constituyen el componente soldado como, principalmente de la curvatura de la junta. El tener que mecanizar estas probetas con sus caras planas y paralelas entre sí, supone una nueva limitación de las dimensiones. Las dificultades no se deben únicamente

a la obtención de caras paralelas entre sí sino al hecho de tener que mecanizar unos orificios de amarre de un diámetro muy pequeño, necesidad que se extiende a las mordazas y a los pasadores de amarre entre la

probeta y la máquina. También el ensayo resulta más difícil puesto que la zona donde se sitúa la entalla de la probeta puede quedar en gran medida tapada por estos dispositivos de amarre, impidiendo el empleo de la metodología que se describe a continuación.

Por estos motivos se optó por el empleo de probetas de doblado en tres puntos. Estas probetas fueron de dimensiones muy reducidas (2.8 x 8 x 48 mm.), y su geometría es mucho más simple de mecanizar que la de las probetas CT. Además, la zona de la entalla se encuentra totalmente al descubierto, permitiendo la observación de la progresión de la grieta. Pese a ello, la mínima anchura de esta entalla impidió instalar un extensómetro en sus labios, razón por la cual no se pudo efectuar una monitorización del crecimiento de grieta, de forma continua, por el método de la medida de la adaptabilidad. En la figura 1 se ofrece una vista de una de estas probetas montada en el dispositivo de ensayo.



Fig. 1. Probeta de doblado en tres puntos montada en el dispositivo de ensayo.

La entalla se posicionó en todas las probetas en la zona del metal fundido puesto que la mínima anchura de la zona afectada térmicamente impidió conseguir que las grietas iniciadas en ella se propagaran sin abandonar dicha zona y penetraran en el acero base, por lo que el resultado obtenido no refleja realmente la resistencia a la propagación de la grieta ofrecida por dicha zona afectada. No obstante, aquella zona donde se detectaron los defectos de mayor entidad fue la del metal fundido, motivo por el cual se considera que será la más proclive al fallo.

Por ello, la medida del tamaño de la grieta se realizó con ayuda de un pequeño microscopio móvil situado sobre la superficie de la probeta. Es evidente que este método tan sólo ofrece una medida de la longitud de la grieta en la periferia de la probeta. No obstante,

precisamente por el reducido espesor de las probetas las diferencias existentes entre este tamaño y el que posee la grieta en el centro son muy ligeras, como se comprobó tras la rotura de las distintas probetas. El mayor inconveniente de este método se halla en la necesidad de que una persona permanezca de forma continua junto a la máquina para ir efectuando las sucesivas medidas. Se han realizado cinco ensayos en idénticas condiciones para comprobar la uniformidad de resultados.

Como resultado de estos ensayos se obtuvieron los valores del tamaño de grieta (a) frente al número de ciclos. Para el procesado de los mismos se empleó una opción disponible en la base de datos FRAMES, obteniéndose la velocidad de progresión de la grieta mediante el método de la secante. Para el cálculo de la amplitud del factor de intensidad de tensiones se utilizó la fórmula propuesta en la norma ASTM E399 para las probetas de doblado en tres puntos. Por este método se obtuvo la relación entre la amplitud del factor de intensidad de tensiones (ΔK) y la velocidad de crecimiento de grieta (da/dN).

2.4. Predicción de la vida en servicio

Con la ley de crecimiento de grieta obtenida en la forma descrita en el apartado anterior se ha efectuado una predicción de la vida del componente en servicio. Para ello se ha supuesto la existencia de defectos con un tamaño inicial igual a la dimensión mínima que puede ser detectada con seguridad en el examen de la estructura por los métodos no destructivos habituales, atribuyéndoles una forma basada en la experiencia que se poseía acerca de la geometría de aquéllos más usuales en juntas similares.

El análisis se ha llevado a cabo considerando que el componente corresponde a un cilindro de 75 mm. de diámetro exterior y 5 mm. de espesor. En la figura 2 se muestran los esquemas de los dos tipos de defecto estudiados. Se observa que éstos corresponden a una grieta presente en la dirección longitudinal (TC07) o transversal del cilindro (TC08).

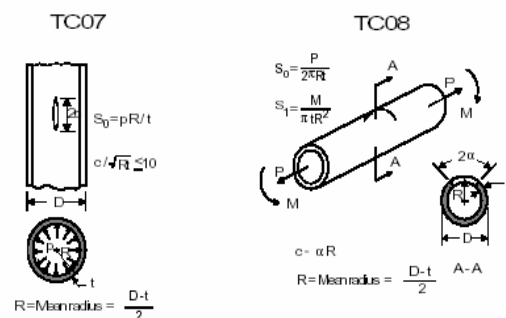


Fig. 2. Geometría de los defectos analizados en el presente trabajo

Con todos ellos, y aplicando el correspondiente factor de seguridad, se ha calculado el número de ciclos que puede soportar el componente de forma segura sin que se produzca su fallo. Para efectuar esta labor se ha usado el programa de cálculo ESACRACK 4.00, distribuido por la Agencia Espacial Europea, el cual, entre otras utilidades, permite realizar análisis de tolerancia al daño de aquellas estructuras que operan sometidas a cargas cíclicas. Sin entrar en detalles, se debe señalar que el cálculo de la ley de crecimiento de grieta se efectúa utilizando la ecuación Nasgro.

$$\frac{da}{dN} = C \left[\left(\frac{1-f}{1-R} \right) \Delta K \right]^n \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K} \right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c} \right)^q} \quad (1)$$

Esta ecuación, como se puede comprobar constituye una modificación de la habitual ley de Paris, para incorporar algunos efectos que ésta no considera tales como la relación entre las tensiones mínima y máxima del ciclo de fatiga (R), la tenacidad del material, que determina el momento en que ocurre el fallo (K_{max}) o el umbral de la amplitud de tensiones (ΔK_{th}), por debajo del cual no se produce la progresión de las grietas largas. C, n, p y q son constantes determinadas empíricamente y f una función de la geometría de la grieta. Aquellos datos que no se pudieron determinar de forma experimental se obtuvieron de la biblioteca que lleva incorporada este software.

Los defectos iniciales considerados corresponden a grietas pasantes de 3 mm. de longitud, lo que implica la adopción de una filosofía conservadora del cálculo, puesto que la mayoría de los defectos encontrados en las juntas son superficiales o internos, menos dañinos que la grieta pasante utilizada en el cálculo. Resulta evidente que un defecto de esta forma y dimensiones será fácilmente detectado en el curso de los sucesivos exámenes no destructivos del componente, razón por la cual éste operará con las suficientes garantías de seguridad, no temiéndose que se produzca un fallo inesperado del mismo. Con objeto de obtener una visión más amplia de las prestaciones del equipo se ha considerado que éste puede hallarse sometido a tensiones de diferente naturaleza; tracción pura y una combinación de esfuerzos de tracción y flexión.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN.

El primer trabajo una vez finalizados los ensayos de fatiga de las distintas probetas consistió en un examen de sus superficies de fractura. Este examen se realizó en primer lugar a simple vista al objeto de comprobar la geometría que presentaba el frente de avance de la grieta y, caso de ser necesario, proceder a corregir los valores del tamaño de grieta, que fueron

obtenidos durante el ensayo en la periferia de la probeta. Este examen reveló que, afortunadamente, las diferencias existentes entre la longitud de la grieta en el centro y la periferia eran mínimas, por el reducido espesor de la probeta, validando las medidas obtenidas durante el ensayo.

Posteriormente, realizó un análisis fractográfico de las probetas en el microscopio electrónico de barrido con el fin de detectar la existencia de defectos de soldadura que hubieran podido acelerar el proceso de propagación de las grietas. No se observó en ningún caso un defecto de este tipo, en consonancia con la uniformidad de las velocidades de crecimiento de grieta calculadas, como se comenta a continuación.

Los resultados de los ensayos de fatiga realizados en idénticas condiciones muestran una gran uniformidad, confirmando mayor fiabilidad a la ley de crecimiento que se determinó a partir de los mismos. El valor del exponente de Paris (n) obtenido es 2.579, el cual se puede considerar como excelente para una soldadura, ya que, por regla general, la velocidad de crecimiento de grieta medida en el metal fundido suele superar ampliamente a la registrada en el material base.

En la Tabla 3 se ofrece un resumen de los valores de la vida a fatiga que se han calculado suponiendo la presencia de defectos de la misma dimensión pero distintas orientaciones y que el componente se halla sometido a diferentes tipos de sollicitaciones.

Tabla 3. Valoración de la vida a fatiga de las uniones soldadas con distintos tipos de defectos analizados y las diferentes sollicitaciones aplicadas.

Def .	a ₀ (mm)	Tracción (MPa)	Flexión (MPa)	a _c (mm)	N
TC 07	3	400	0	16.23	13083
TC 07	3	200	200	29.74	89729
TC 08	3	400	0	23.85	21493
TC 08	3	200	200	24.51	21781

En esta tabla, a₀, representa el tamaño que posee el defecto inicialmente, a_c el tamaño crítico con el cual se produce la rotura y N el número de ciclos de fatiga aplicados hasta ese momento. En todos los casos la rotura se produce cuando el valor máximo del factor de intensidad de tensiones del correspondiente ciclo de fatiga se iguala al valor del factor de intensidad de tensiones crítico; esto es $K_{max} = K_{IC}$.

Antes de entrar a discutir los distintos resultados se debe efectuar un comentario acerca de la validez de los valores presentados en esta tabla. Se comprende fácilmente que un defecto existente en la dirección

longitudinal del tubo, transversal a la junta (TC07) antes de alcanzar el tamaño crítico que produce la rotura del componente habrá abandonado el metal fundido, penetrando en la afectada térmicamente e, incluso, en el metal base, dada la geometría de la junta. Por tanto, la velocidad de crecimiento real de un defecto con esta orientación no corresponderá a la determinada en los ensayos y el número de ciclos a rotura calculado a partir de la misma resultará con casi completa seguridad conservador. No obstante, se ha optado por mantener estos valores por su interés en la valoración del comportamiento a fatiga del componente.

El análisis de los resultados obtenidos en cada una de las distintas condiciones permite observar algunos aspectos de interés. En primer lugar, la vida a fatiga de las grietas longitudinales (TC07) resulta inferior a la de las transversales (TC08) cuando la sollicitación aplicada es de tracción pura. Sin embargo, cuando la tensión aplicada es una combinación de tracción y flexión, el orden se invierte y los defectos situados en la dirección transversal son mucho más dañinos que los longitudinales, hasta el punto de que el número de ciclos a rotura en la primera condición supone menos de la cuarta parte de los calculados para la segunda.

Por su parte, la sollicitación de tracción pura limita de forma muy acentuada las prestaciones frente a la fatiga del componente, cuando éste posea un defecto longitudinal, resultando menos de la séptima parte de la medida bajo la combinación de esfuerzos. Por el contrario, los tamaños críticos de defecto y las vidas a fatiga de los componentes con defectos transversales son prácticamente iguales, independientemente de que se encuentren sometidos a unas sollicitaciones de tracción pura o a una combinación de tensiones de tracción y flexión.

Estos resultados apuntan a que la trascendencia de un determinado defecto es distinta en función no sólo de la geometría que posee éste sino también del tipo de sollicitación aplicada sobre el componente. Pese a ello, en todos los casos se ha rebasado la barrera de los 10000 ciclos, permitiendo considerar que la unión soldada presenta las requeridas prestaciones para cumplir satisfactoriamente su misión. Si a ello se une que el supuesto que conduce al cálculo más pesimista no se puede producir en la realidad parece lógico el proseguir en el esfuerzo, optimizando el proceso de soldadura y efectuando una valoración más precisa de la vida a fatiga.

4. CONCLUSIONES

a. Se ha analizado el comportamiento a fatiga de las uniones circunferenciales de tubos de acero de calidad 42CrMo4 soldadas por el proceso de haz de electrones.

- b. Se ha puesto a punto una metodología para la medida de la longitud de grieta a lo largo del ensayo, dado que la geometría de la junta no permitió extraer unas probetas que pudieran ser ensayadas por el método normalizado.
- c. Se ha observado una gran uniformidad en las leyes de crecimiento de grieta obtenidas en los diferentes ensayos, sin que se detectara ninguna influencia de defectos que aceleraran el proceso de agrietamiento.
- d. Se ha valorado la vida a fatiga que presenta un actuador construido por este proceso de unión, suponiendo que presenta defectos de distintas morfologías (longitudinales y transversales) y se halla sometido en servicio a diferentes tipos de sollicitaciones (tracción pura y combinación de tensiones de tracción y flexión). Para ello se ha empleado el programa de cálculo ESACRACK..
- e. Se ha comprobado que la vida a fatiga se halla fuertemente influenciada por estas variables. Un defecto longitudinal progresa con mayor rapidez cuando se encuentra sometido a tracción pero, en el caso de los defectos transversales, la vida a fatiga apenas se ve afectada por la sollicitación aplicada.
- f. De todos los supuestos analizados en el presente trabajo aquél que conduce a una menor vida a fatiga es el de la existencia de un defecto longitudinal (transversal a la unión soldada) que se halla sometido a tracción pura. No obstante, dada la geometría de la junta este supuesto no posee un significado real ya que el defecto habrá rebasado totalmente la zona de metal fundido, pasando a progresar en la afectada térmicamente e, incluso, en el metal base antes de alcanzar el tamaño crítico que provocaría la rotura.
- g. Los resultados obtenidos animan a proseguir en el esfuerzo emprendido, optimizando el proceso de soldadura y efectuando un cálculo de la vida a fatiga del componente más preciso.

5 REFERENCIAS

- [1] Aplicación de la Tolerancia al Daño y Técnicas de Simulación (TODA). Memoria técnica de 1^{er} año. INASMET (2002).
- [2] Barreda J. L. Estudio de uniones soldadas mediante el proceso de soldeo por haz de electrones de una aleación $\alpha+\beta$ de titanio utilizando diferentes aportes. Tesis Doctoral. Universidad de Cantabria (2002).