

# DETERMINACIÓN DE LA TENACIDAD A LA FRACTURA EN TUBOS DE GENERADORES DE VAPOR

Bergant M.<sup>1,a</sup>, Yawny A.<sup>2</sup>, Perez Ipiña J.<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Gerencia de Área CAREM, CAB-CNEA - Instituto Balseiro.

<sup>2</sup>División Física de Metales, CAB-CNEA - Instituto Balseiro / CONICET.

<sup>3</sup>Grupo Mecánica de Fractura, Facultad de Ingeniería, UN Comahue, Neuquén / CONICET.

<sup>a</sup>[marcos.bergant@cab.cnea.gov.ar](mailto:marcos.bergant@cab.cnea.gov.ar)

---

## FRACTURE TOUGHNESS DETERMINATION IN STEAM GENERATOR TUBES

### Abstract

The assessment of the structural integrity of steam generator tubes in nuclear power plants deserved increasing attention in the last years due to the negative impact related to their failures. In this context, elastic plastic fracture mechanics (EPFM) methodology appears as a potential tool for the analysis. The application of EPFM requires, necessarily, knowledge of two aspects, i.e., the driving force estimation in terms of an elastic plastic toughness parameter (e.g.,  $J$ ) and the experimental measurement of the fracture toughness of the material (e.g., the material  $J$ -resistance curve).

The present work describes the development of a non standardized experimental technique aimed to determine  $J$ -resistance curves for steam generator tubes with circumferential through wall cracks. The tubes were made of Incoloy 800 (Ni: 30.0-35.0; Cr: 19.0-23.0; Fe: 35.5 min, % in weight). Due to its austenitic microstructure, this alloy shows very high toughness and is widely used in applications where a good corrosion resistance in aqueous environment or an excellent oxidation resistance in high temperature environment is required.

Finally, a procedure for the structural integrity analysis of steam generator tubes with crack-like defects, based on a  $FAD$  diagram (Failure Assessment Diagram), is briefly described.

---

### RESUMEN

Dado el impacto negativo asociado a la ocurrencia de fallas en tubos de generadores de vapor en centrales nucleares, el estudio de la integridad estructural de éstos ha comenzado a recibir mayor atención recientemente. En este contexto, la mecánica de fractura elastoplástica se presenta como una alternativa para la evaluación de la integridad de los tubos de generadores de vapor fisurados [1], requiriéndose dos elementos para su aplicación: - la estimación de la fuerza impulsora en términos del parámetro elastoplástico

$J$ ; - la medición experimental de la tenacidad a la fractura del material de los tubos a través, por ejemplo, de la curva de resistencia  $J$ - $R$ .

Este trabajo describe una nueva técnica experimental, no normalizada, que fue utilizada para la determinación de curvas  $J$ - $R$  en tubos de generadores de vapor con fisuras circunferenciales fabricados de Incoloy 800 (Ni: 30,0-35,0; Cr: 19,0-23,0; Fe: 35,5 min, % en peso). Esta aleación es ampliamente utilizada en aplicaciones donde se requiera una buena resistencia a la corrosión en ambientes acuosos, o una excelente resistencia a la oxidación en atmósferas a altas temperaturas. Debido a su microestructura austenítica se caracteriza, además, por poseer una elevada tenacidad.

Finalmente se describe brevemente una metodología aplicable para la evaluación de la integridad estructural de tubos de generadores de vapor con defectos tipo fisura, basada en el diagrama  $FAD$  (*Failure Assessment Diagram*).

## 1. INTRODUCCIÓN

Los Generadores de Vapor (GV) forman parte del sistema de suministro de vapor de una central nuclear. Los GV son intercambiadores de calor conformados, principalmente, por un mazo de tubos que permiten el flujo de calor desde el circuito primario al secundario conteniendo a su vez el agua del primario y sus elementos radiactivos. Dado el impacto negativo asociado a la ocurrencia de fallas en tubos de GV en centrales nucleares, el estudio de la integridad estructural de éstos ha comenzado a recibir mayor atención recientemente [1]. Una regla muy difundida en la industria nuclear indica que los tubos deben ser reparados o taponados si se encuentran defectos que excedan el 40% del espesor de pared [2]; se ha demostrado que este criterio resulta excesivamente conservativo [1,3]. La mayoría de los estudios de integridad de tubos fisurados están basados en el concepto de análisis de carga límite. La microestructura austenítica del material de los tubos y los espesores de pared delgados tienden a favorecer este tipo de análisis. Una característica de los análisis de carga límite es que, para una dada geometría de tubo fisurado, existen diferentes definiciones y expresiones de cargas límites. La elección de la expresión más adecuada suele basarse en la comparación con resultados experimentales. Esto suele requerir numerosos ensayos de tubos fisurados para ganar confianza en este tipo de análisis. Se puede concluir que si bien los análisis de carga límite son sencillos de utilizar en la práctica, pueden resultar caros y demandan un excesivo esfuerzo experimental [1,3].

Como alternativa a esta situación, los estudios de integridad estructural basados en la mecánica de fractura han comenzado a recibir mayor atención últimamente. Los modelos presentados en la literatura utilizan conceptos de la mecánica de fractura lineal elástica [4,5], incorporando factores de ajuste empíricos, y de la mecánica de fractura elastoplástica [1,6]. La principal ventaja asociada a los análisis de integridad estructural basados en mecánica de fractura elastoplástica es que pueden generalizarse fácilmente a diferentes condiciones de carga, requiriendo poca validación experimental.

Para la aplicación de la mecánica de fractura elastoplástica en la evaluación de la integridad estructural de tubos de GV se requiere, por un lado, estimar la fuerza impulsora en términos del parámetro elastoplástico  $J$ , y, por el otro, medir experimentalmente la tenacidad a la fractura del material de los tubos a través de la curva de resistencia  $J$ - $R$ .

Dadas las reducidas dimensiones de los tubos y la alta tenacidad del material, resulta imposible en la práctica utilizar una geometría de probeta normalizada para la determinación de las curvas  $J-R$ , que asegure condiciones de deformación plana. Para solucionar este inconveniente, se desarrolló una nueva técnica experimental no normalizada para determinar experimentalmente las curvas de resistencia  $J-R$  de tubos de GV con fisuras circunferenciales fabricados de Incoloy 800 (Ni: 30,0-35,0; Cr: 19,0-23,0; Fe: 35,5 min, % en peso). Esta aleación es ampliamente utilizada en aplicaciones donde se requiera buena resistencia a la corrosión en ambientes acuosos, o, una excelente resistencia a la oxidación en atmósferas a altas temperaturas. Por estas razones, suele ser una de las aleaciones más empleadas para tubos de GV nucleares. Además, al poseer una microestructura austenítica, se caracteriza por poseer una muy elevada tenacidad.

## 2. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

Se ensayaron tubos de GV de Incoloy 800, de 15,88 mm de diámetro externo y 1,13 mm de espesor de pared. De ensayos de tracción se obtuvo una tensión de fluencia de 260 MPa y una tensión última de 610 MPa. Como se mencionó previamente, las dimensiones reducidas de los tubos imposibilitan extraer probetas normalizadas (por ejemplo, según ASTM 1820) que aseguren condiciones de deformación plana. Debido a esto se requirió desarrollar una técnica alternativa de ensayo, no normalizada, a partir de probetas construidas de tramos de tubos de 200 mm de longitud.

Se utilizaron probetas sometidas a tracción con una sola fisura circunferencial (P1), y con dos fisuras circunferenciales opuestas (P2), crecidas por fatiga a partir de una entalla mecánica efectuada por electroerosión (Figura 1). Los extremos de las probetas se sujetaron con mordazas de la máquina de ensayos, que impiden cualquier rotación del tubo en la sección mordazada. La presencia de una sola fisura en la P1 genera una condición de no simetría en las cargas axiales, que tendería a rotar los extremos de la probeta si éstos estuvieran libres. Sin embargo, la restricción que imponen las mordazas imposibilita la rotación de los extremos de los tubos, generándose una tensión de flexión que tiende a cerrar la fisura [5]. Este efecto no suele estar considerado en las soluciones disponibles de cargas límites para tubos traccionados con fisuras circunferenciales. La utilización directa de tales resultados puede llevar a resultados demasiado conservadores [5]; además, la escasez de soluciones analíticas adecuadas para este problema dificulta la estimación de la curva  $J-R$  y obliga a la implementación de técnicas numéricas y la validación experimental de los resultados.

Estas razones llevaron a diseñar una nueva probeta con dos fisuras circunferenciales opuestas (P2), donde se generan condiciones de cargas axiales más simétricas.

Los ensayos se realizaron con una máquina de ensayos MTS 793, adquiriéndose la carga,  $P$ , y el desplazamiento del punto de aplicación de la carga,  $\delta$ . Para la medición de la extensión estable de fisura se optó por una técnica óptica, asumiéndose que el frente de fisura puede considerarse plano dado el espesor reducido de la pared de los tubos. Así se consideró que la longitud de la fisura corresponde, en forma bastante aproximada, a la que se observa en la superficie del tubo. Para ello se empleó una cámara microscopio que facilitó la observación del crecimiento de la fisura sobre la superficie del tubo. Para la

medición de la extensión de fisura se realizó sobre la superficie del tubo un marcado mecánico con rayas longitudinales, separadas en 0,318 mm entre sí; esto permitió determinar el avance relativo de la punta de la fisura durante el ensayo mediante el análisis de las imágenes sucesivas obtenidas con la cámara. La Figura 2 muestra una fotografía obtenida durante un ensayo, donde se pueden apreciar las marcas sobre la superficie del tubo.

En la Tabla 1 se detallan las longitudes iniciales de las fisuras para las probetas ensayadas.

### 3. ESTIMACIÓN DE LA INTEGRAL $J$ CON EL MÉTODO DEL FACTOR $\eta$

El valor de  $J$  puede separarse en una componente elástica,  $J_{el}$ , y otra plástica,  $J_{pl}$  [7]:

$$J = J_{el} + J_{pl} = \frac{K_I^2}{E/(1-\nu^2)} + J_{pl} \quad (1)$$

Aquí  $K_I$  es el factor de intensidad de tensiones en Modo I,  $E$  es el módulo elástico de Young,  $\nu$  es el coeficiente de Poisson y  $K_I = \sigma_\infty (\pi R_m \theta)^{1/2} F(\theta)$ , con  $\sigma_\infty$  como la tensión remota,  $F(\theta)$  es un factor de forma,  $R_m$  es el radio medio del tubo y  $\theta$  es el semi ángulo que subtende la fisura (Figura 1) [8].

La componente plástica puede interpretarse como el cambio de energía potencial por unidad de área fisurada [7]. Basado en esta definición energética, se puede relacionar la  $J_{pl}$  con el área bajo el registro  $P$  vs.  $\delta$  obtenido en un ensayo [9]:

$$J_{pl} = -\frac{1}{B} \frac{dU_{pl}}{da} = \eta \frac{U_{pl}}{Bb} \quad (2)$$

donde  $B$  es el espesor de la probeta (espesor de la pared del tubo),  $U_{pl}$  es el área plástica bajo la curva  $P$  vs.  $\delta$ ,  $a$  es la semi-longitud de la fisura,  $\eta$  es un factor de calibración experimental y  $b$  es el ligamento remanente. El factor  $\eta$  es un parámetro adimensional dependiente de la geometría e independiente de la carga.

Se destaca que el desplazamiento del punto de aplicación de carga  $\delta$ , incluye solamente la contribución debida a la presencia de la fisura [10]. Por lo tanto, el desplazamiento  $\delta$  asociado al componente no fisurado debe ser sustraído al desplazamiento total para evaluar el área plástica  $U_{pl}$ . En la mayoría de los casos, este desplazamiento es despreciable y la sustracción no es necesaria (este es el caso de probetas normalizadas con fisuras profundas).

#### 4. EL FACTOR $\eta$

El factor  $\eta$  es un parámetro que relaciona el valor de la integral  $J$  con el área bajo el registro  $P$  vs.  $\delta$ . Este método es ampliamente utilizado para determinar las curvas de resistencia  $J$ - $R$  dada su simplicidad y la necesidad de utilizar pocas probetas. Sin embargo, no siempre es posible expresar la integral  $J$  por medio del factor  $\eta$ . En general, la existencia de  $\eta$  implica que éste pueda ser expresado solamente en función de la geometría de la probeta fisurada (usualmente en términos de  $a/W$ , con  $a$  la semi-longitud de la fisura y  $W$  el ancho de la probeta, o diámetro del tubo en el presente caso), siendo independiente del nivel de carga o deformación.

Ernst *et al.* [10] y Paris *et al.* [11] mostraron que el factor  $\eta$  existe si y solo si es posible expresar la carga  $P$  –en variables separadas– en términos de  $a/W$  y el desplazamiento plástico  $\delta_{pl}$ . Esto significa que los gráficos  $P$  vs.  $\delta_{pl}$ , para diferentes relaciones de  $a/W$ , deben mostrar un factor de escala constante si la separación de variables existe, al menos para un cierto rango de valores de  $a/W$  y  $\delta_{pl}$ .

En la literatura se pueden encontrar diferentes expresiones para los factores  $\eta$  para tubos con una fisura circunferencial sometidos a tracción (probeta P1) [1,12-14], cuyos valores difieren sensiblemente.

Esta razón motivó la realización de estudios para la derivación de factores  $\eta$  para las geometrías consideradas, utilizándose para ello la técnica de elementos finitos (Abaqus 6.10). Se realizaron modelos numéricos 3D simulando probetas con longitudes de fisura entre 10 y 24 mm ( $2a/W = 0,22 - 0,52$ ) para probetas tipo P1 y entre 10 y 14 mm cada fisura ( $4a/W = 0,43 - 0,60$ ) para probetas tipo P2. La curva tensión - deformación real del material de los tubos, medida a través de ensayos de tracción en laboratorio, fue utilizada en la simulación numérica. Se construyeron mallas refinadas en la zona de la punta de las fisuras para lograr una resolución detallada del campo de tensiones y deformaciones, utilizando elementos 3D con 20 nodos, hexaédricos y cuadráticos, con integración reducida (C3D20R en la librería de elementos de Abaqus 6.10). La integral  $J$  fue calculada a partir de su definición como integral de contorno, mediante la técnica de integral de dominio o “extensión virtual de fisura” [15].

Los valores de los factores  $\eta$  se calcularon utilizando la Ecuación 2, a partir de la integral  $J$  y el área plástica bajo el registro  $P$  vs.  $\delta$  obtenidas de los análisis numéricos. La Figura 3.a muestra la evolución del factor  $\eta$  para valores crecientes de  $J$  (normalizados por  $b\sigma_0$ , donde  $b$  es el ligamento remanente y  $\sigma_0$  la tensión de fluencia), para probetas P1 y P2 en tracción, y para diferentes longitudes de fisura o relaciones  $a/W$ . En la misma se puede observar la dependencia del factor  $\eta$  con  $J$  (o, equivalentemente, con la carga o nivel de deformación), mostrando una fuerte variación a bajos valores de  $J$ , alcanzándose un valor aproximadamente constante para los mayores niveles de carga. A bajos niveles de carga, las áreas elásticas y plásticas bajo la curva  $P$  vs.  $\delta$  tienen magnitudes similares, por lo que afectan los valores de  $\eta$  en esta zona [16]. Por otro lado, como los valores típicos de tenacidad, medidos en ensayos de fractura para la integral  $J$ , se obtienen cuando se alcanzan altos niveles de carga y deformación en las probetas, resulta razonable utilizar un valor promedio del factor  $\eta$  en la zona donde alcanza el *plateau* [16]. Siguiendo este criterio, se estimaron los valores de  $\eta$  para una dada longitud de fisura promediando la zona de *plateau*

de las curvas en la Figura 3.a. La Figura 3.b muestra los valores de  $\eta$  para las probetas P1 y P2 sometidas a tracción, en función de la longitud de la fisura.

## 5. CURVAS DE RESISTENCIA $J$ - $R$

La Figura 4 muestra todas las curvas de resistencia  $J$ - $R$  obtenidas ensayando en laboratorio probetas tipo P1 y P2 en tracción. En las curvas se grafican los valores de  $J$  en función de la extensión individual de la punta de la fisura, pudiéndose así compararlas para ambos tipos de probetas. Se representa también la línea de redondeo (*blunting line*)  $J = M \sigma_f \Delta a$ , donde  $\sigma_f$  es la tensión de flujo (definida como el promedio de la tensión de fluencia y la tensión última). Se adopta el valor  $M = 4$ , siguiendo la recomendación para materiales de baja resistencia y alto endurecimiento por deformación [17]. Los valores de la integral  $J$  al inicio de extensión estable,  $J_q$ , obtenidos como la intersección de las curvas  $J$ - $R$  y la línea de redondeo, se muestran en la Tabla 1. Aunque la técnica desarrollada en este trabajo no es estandarizada, se estiman las máximas extensiones estables válidas según ASTM E1820-99, siendo de 4,2 mm y 1,7 mm para probetas P1 y P2 respectivamente (calculadas como el 25% del ligamento remanente inicial).

Se debe destacar que las curvas  $J$ - $R$  no fueron corregidas por crecimiento estable de fisura por medio del factor  $\gamma$  [10]. Por lo tanto, las curvas  $J$ - $R$  de la Figura 4 tenderán a sobreestimar las curvas reales. Sin embargo, el término de la corrección no resulta importante hasta que se alcanzan grandes extensiones estables de fisura. Considerando la validez limitada de los factores  $\eta$  obtenidos previamente para la geometrías estudiadas (dada la dependencia del factor  $\eta$  con el nivel de carga, Figura 3.a), se admite que el término de corrección por extensión estable de fisura es de segundo orden para los resultados presentados en este trabajo.

## 6. DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

Los resultados obtenidos previamente muestran que existen varios aspectos importantes que requieren un mayor grado de estudio.

Por un lado, respecto al factor  $\eta$ , se encontró una gran dispersión de valores informados en la literatura abierta para probetas con una fisura circunferencial sometidas a tracción (tipo P1). Esto originó la necesidad de realizar estimaciones propias, las que mostraron que el factor  $\eta$  depende del nivel de carga. Esta observación implica que la hipótesis de separación de variables no es estrictamente válida, y, por lo tanto, tampoco el método para estimar  $J$  basado en el factor  $\eta$ . Sin embargo, se utilizó un procedimiento para promediar los valores de  $\eta$  para altos niveles de carga, pudiéndose obtener así curvas  $J$ - $R$  en forma aproximada. Se observa que las curvas obtenidas para probetas tipo P1 y P2 son similares.

Respecto a las limitaciones del método del factor  $\eta$ , se puede destacar la gran distorsión geométrica sufrida por las probetas durante los ensayos. En la Figura 5 se muestran las probetas al finalizar el ensayo. Se observa la flexión de las paredes de los tubos y el cambio en los radios de curvatura en la secciones fisuradas para los dos tipos de probetas utilizados. Por su lado, las simulaciones numéricas no consideran estos efectos. Los modelos asumen

una geometría inicial del tubo sin deformación, y con una dada longitud de fisura inicial: a medida que aumenta la carga la probeta va sufriendo deformación y distorsión geométrica sin extensión de la fisura. A medida que la fisura crece durante el ensayo, la distorsión geométrica se hace más grande, limitando la validez de los resultados numéricos y de las curvas  $J$ - $R$  para grandes extensiones de fisura.

Durante la carga se observó (experimental y numéricamente) la plastificación de secciones del tubo remotas a la fisura, debido a las fisuras relativamente cortas y al alto grado de endurecimiento por deformación del material. Paris *et al.* [11] mostraron que si la naturaleza y localización de la plasticidad muestra cambios radicales durante la carga, entonces el factor  $\eta$  puede no existir dado que la plasticidad generalizada limita la condición de separación de variables. Por su lado, Turner [18] propuso un método para superar este inconveniente consistente en la estimación del factor  $\eta$  en forma aproximada, considerando solamente la porción de la energía potencial asociada al proceso de crecimiento de la fisura, sustrayendo por lo tanto la energía asociada con la plasticidad generalizada de la probeta. En la práctica, es posible medir la apertura de la boca de la fisura (*crack mouth opening displacement, CMOD*), calcular el área bajo la curva  $P$  vs.  $CMOD$  (que al ser una medición localizada en la zona de la fisura puede considerarse como un parámetro asociado al proceso de crecimiento estable de fisura), y estimar entonces la integral  $J$  a través del factor  $\eta$  derivado del  $CMOD$ . Varios autores verificaron que los valores de  $\eta$  derivados del  $CMOD$  son menos sensibles al nivel de carga o deformación y al material que aquellos  $\eta$  derivados a partir de  $\delta$  [16,19,20].

Otra alternativa para evitar las limitaciones del factor  $\eta$  es la utilización de la configuración de carga de flexión en cuatro puntos. Esta configuración suele ser mucho más utilizada en la literatura para evaluar curvas  $J$ - $R$  en tubos con fisuras circunferenciales [19]. En este caso, los valores de  $\eta$  son obtenidos por métodos analíticos y numéricos, coincidiendo muy aceptablemente.

Teniendo en cuenta los puntos anteriores, se realizaron nuevos estudios numéricos considerando las opciones de medición del  $CMOD$  y la configuración de flexión en cuatro puntos.

Las Figuras 6 y 7 muestran los factores  $\eta$  para probetas con una fisura circunferencial y diferentes longitudes de fisura para los cuatro casos considerados:

- a. Tracción y  $\delta$
- b. Tracción y  $CMOD$
- c. Flexión y  $\delta$
- d. Flexión y  $CMOD$

Se observa que los factores  $\eta$  son mucho menos sensibles a los niveles de carga cuando se derivan a partir de mediciones del  $CMOD$ , tanto en tracción como en flexión. Además, la configuración de flexión en cuatro puntos muestra factores  $\eta$  poco sensibles al nivel de carga, ya sea en términos de  $\delta$  o  $CMOD$ , siendo los valores obtenidos muy similares a los informados en bibliografía (calculados en las referencias por distintos métodos) [19,20].

Estos resultados numéricos muestran que la definición del término de la energía  $U_{pl}$  como el área bajo la curva  $P$  vs.  $CMOD$  y la utilización de una configuración de flexión, permiten derivar factores  $\eta$  casi independientes de la carga. De esta manera, se propone así un método de estimación de  $J$  más adecuado para el problema de la determinación de la tenacidad a la fractura en tubos de GV.

Finalmente, otra opción consistiría en la utilización del parámetro de fractura *CTOD* (*crack tip opening displacement*), o, equivalentemente, el  $\delta 5$  propuesto por Schwalbe [21]. La técnica óptica para la medición de la extensión estable de la punta de la fisura puede utilizarse simultáneamente para medir el  $\delta 5$ , que puede además ser comparado con los valores de  $J$  a través de la expresión  $J = m \sigma_0 \delta 5$ , con el factor  $m$  entre 1 y 3 (dependiendo de la geometría fisurada, el coeficiente de endurecimiento por deformación y la tensión de fluencia) y  $\sigma_0$  la tensión de fluencia.

## 7. EVALUACIÓN DE LA INTEGRIDAD ESTRUCTURAL DE TUBOS DE GV

Una vez obtenidas las propiedades de tenacidad a la fractura de los tubos de GV, el siguiente objetivo es evaluar la integridad de tubos con defectos tipo fisuras y sometidos a diferentes condiciones de carga. Este tipo de análisis permite definir las estrategias de reparación o taponado de tubos de GV de una instalación nuclear.

Dada la microestructura austenítica del material de los tubos de GV, es esperable medir valores de tenacidad a la fractura muy elevados, como los que se obtuvieron en este trabajo y en otras investigaciones similares [1]. Esto hace que el mecanismo de falla esperable pueda estar comprendido entre crecimiento estable o inestable de una fisura o colapso plástico del ligamento remanente. En la literatura que trata la integridad estructural de tubos de GV, es posible encontrar análisis basados en colapso plástico y carga límite [3,22-24], así como análisis basados en mecánica de fractura lineal elástica [4,5] y elastoplástica [1,6].

Una forma de analizar este problema consiste en evaluar la integridad en términos del diagrama *FAD* (*Failure Assessment Diagram*), conocido como criterio CEGB R6 o simplemente R6. Este método requiere definir dos parámetros, uno basado en un criterio de mecánica de fractura y el otro en criterios de colapso plástico. Estos parámetros definen las coordenadas de un punto en el diagrama *FAD*, cuya posición relativa a la línea de falla define el grado de seguridad del componente.

La norma API 579-1 / ASME FFS-1 presenta diferentes niveles de análisis utilizando el diagrama *FAD*, dependiendo del tipo de estudio a realizar y la información disponible del componente. Particularmente, la Revisión 3 del CEGB R6 habilita la utilización de parámetros de mecánica de fractura elastoplásticos.

A modo de ejemplo y utilizando resultados preliminares, se muestra en la Figura 8 el diagrama *FAD* para una fisura circunferencial no pasante, en un tramo de tubo sometido a tracción y flexión puras. El diagrama se obtuvo de la norma API 579-1 / ASME FFS-1, con el límite para colapso plástico dado para inoxidables austeníticos (*cut off* de  $L_r = 1.8$ ). Se definió el parámetro  $K_r$  como el cociente entre el  $J_{aplicado}$  en el punto más profundo de la fisura (donde se alcanzan los mayores valores) y el  $J_q$  para iniciación de crecimiento estable. La fisura propuesta tiene una profundidad del 75% del espesor del tubo, por lo que no es aceptable según los criterios de la USNRC [2]. Se observa que, para los casos analizados, el mecanismo de falla está más cercano a colapso plástico que a crecimiento de fisura. Sin embargo, considerando que la falla del componente se genera cuando los parámetros alcanzan la línea del diagrama *FAD*, queda en evidencia que la utilización de análisis por colapso plástico deben estar limitados a valores de  $L_r$  menores al *cut off*.



En general, es esperable que tubos con fisuras relativamente chicas tiendan a fallar por colapso plástico, mientras que las fisuras grandes tienden a crecer estable o inestablemente antes de que el componente alcance el colapso plástico [1]. Por esta razón se prevé seguir estudiando la integridad de tubos fisurados de GV, a fin de obtener suficiente confianza en las tecnologías aplicadas.

## 8. CONCLUSIONES

- Se desarrolló una nueva técnica experimental para la determinación de curvas de resistencia  $J$ - $R$  para tubos de GV con fisuras circunferenciales pasantes. Se fabricaron probetas a partir de tramos de tubos de 200 mm de longitud, con una y dos fisuras opuestas. Se utilizó una técnica óptica para medir la extensión estable de fisura durante los ensayos, que mostró ser adecuada y que permite realizar simultáneamente mediciones de los parámetros  $CTOD$  o  $\delta_5$ .
- Se encontraron algunas dificultades para la evaluación de la integral  $J$  con el método del factor  $\eta$ : la existencia y validez del factor  $\eta$  no está asegurada, en un sentido estricto, para ensayos en tracción y factores  $\eta$  basados en el desplazamiento del punto de aplicación de la carga,  $\delta$ . A pesar de ello, se utilizaron factores  $\eta$  promediados y se obtuvieron curvas  $J$ - $R$  similares para los dos tipos de probetas utilizados.
- Se analizó la conveniencia de la implementación de técnicas de ensayo alternativas a partir de simulaciones numéricas. Se obtuvieron condiciones más favorables para la existencia y validez de los factores  $\eta$ , utilizando definiciones de  $\eta$  basados en mediciones de  $CMOD$  (en tracción y en flexión) y utilizando geometrías de flexión (con factores  $\eta$  basados en  $\delta$  o  $CMOD$ ). Se prevé realizar nuevos ensayos de laboratorio utilizando estas técnicas alternativas y midiendo simultáneamente el  $\delta_5$ .
- Finalmente, se describe un tipo de análisis de integridad estructural basado en el diagrama  $FAD$  que puede ser aplicable a tubos de GV nucleares con defectos tipo fisuras.

## 9. REFERENCIAS

- [1] Huh, N., Kim, J., Chang, Y., Kim, Y., Hwang, S., Kim, J., 2006. Elastic-plastic fracture mechanics assessment for steam generator tubes with through-wall cracks, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 30, p. 131.
- [2] USNRC, Base for Plugging Degraded PWR Steam Generator Tubes, 1976; Regulatory Guide 1.121.
- [3] Flesch, B., Cochet, B., 1990. Leak-before-break in steam generator tubes, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 43, p. 165.
- [4] Cizelj, L., Mavko, B., Riesch-Oppermann, H., Brucker-Froit, A., 1995. Propagation of stress corrosion cracks in steam generator tubes, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 63, p. 35.
- [5] Wang, X., Reinhardt, W., 2003. On the assessment of through-wall circumferential cracks in steam generator tubes with tube supports, *Journal of Pressure Vessel Technology* 125, p. 85.

- [6] Chang, Y., Kim, Y., Hwang, S., Kim, J., 2006. Burst pressure estimation of steam generator tubes based on fracture mechanics analyses, *Key Engineering Materials* 321-323, p. 666.
- [7] Rice, J., Paris, P., Merkle, J., 1973. Some further results of J-integral analysis and estimates, in "Progress in flaw growth and fracture toughness testing, ASTM STP 536", Philadelphia, American Society for Testing and Materials, p. 231.
- [8] Zahoor, A., 1989-1991. Ductile Fracture Handbook, EPRI-NP-6301-D, N14-1, Research Project 1757-69, Electric Power Research Institute.
- [9] Sumpter, J., Turner, C., 1976. Method for laboratory determination on  $J_c$ , in "Cracks and Fracture, ASTM STP 601", American Society for Testing and Materials, p. 3.
- [10] Ernst, H., Paris, P., Landes, J., 1981. Estimations on J-Integral and Tearing Modulus T from a Single Specimen Test Record, in "Fracture Mechanics: Thirteenth Conference, ASTM STP 743" R. Roberts, Editor. American Society for Testing and Materials, p. 476.
- [11] Paris, P., Ernst, H., Turner, C., 1980. A J-Integral Approach to Development of  $\eta$ -Factors, in "Fracture Mechanics: Twelfth Conference, ASTM STP 700", American Society for Testing and Materials, p. 338.
- [12] Zahoor, A., 1992. A compound crack in a pipe under tension, *Nuclear Engineering and Design* 133, p. 253.
- [13] Zahoor, A., 1988. J-integral estimation analysis for circumferential throughwall cracked pipes, *Nuclear Engineering and Design* 108, p. 515.
- [14] Takahashi, Y., 2002. Evaluation of leak-before-break assessment methodology for pipes with a circumferential through-wall crack. Part II: J-integral estimation, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 79, p. 393.
- [15] Brocks, W., Scheider, I., 2001. Numerical Aspects of the Path-Dependence of the J-Integral in Incremental Plasticity, Technical Note GKSS/WMS/01/08, Institut für Werkstofforschung, GKSS-Forschungszentrum Geesthacht.
- [16] Cravero, S., Ruggieri, C., 2007. Estimation procedure of J-resistance curves for SE(T) fracture specimens using unloading compliance, *Engineering Fracture Mechanics* 74, p. 2735.
- [17] Mills, W., 1981. On the relationship between stretch zone formation and the J-integral for high strain-hardening materials, *Journal of Testing and Evaluation* 9, p.56.
- [18] Turner, C., 1980. The Ubiquitous  $\eta$  Factor, in "Fracture Mechanics: Twelfth Conference, ASTM STP 700", American Society for Testing and Materials, p. 314.
- [19] Gupta, S., Bhasin, V., Vaze, K., Ghosh, A., Kushwaha, H., Chapuliot, S., Marie, S., Kayser, I., 2006. Derivation of J-resistance curve for through wall cracked pipes from crack mouth opening displacement, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 83, p. 686.
- [20] Suh, N. Kim, Y., 2008. Determination of J-integral using the Load-COD record for circumferential through-wall cracked pipes, *Journal of Pressure Vessel Technology* 130, p. 1.
- [21] Hellman, D., Schwalbe, K., 1984. Geometry and Size effects on  $J_R$  and  $\delta_{R-C}$  Curves under Plane Stress Conditions, in "Fracture Mechanics: Fifteenth Conference, ASTM STP 833", American Society for Testing and Materials, p. 577.
- [22] Majumdar, S., 1999. Prediction of structural integrity of steam generator tubes under severe accident conditions, *Nuclear Engineering and Design* 194, p. 31.

- [23] Tonkovic, Z., Skozrit, I., Alfirevic, I., 2008. Influence of flow stress choice on the plastic collapse estimation of axially cracked steam generator tubes, Nuclear Engineering and Design 238, p. 1762.
- [24] Erhard, A., Schuler, X., Otremba, F., 2012. A new concept for steam generator tube integrity assessment, Nuclear Engineering and Design 249, p. 297.

## 10. FIGURAS

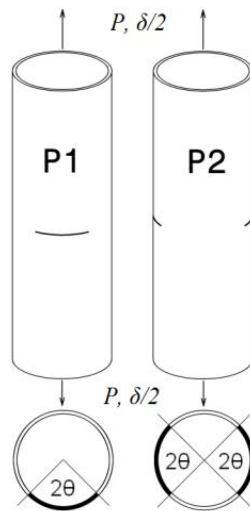


Figura 1. Probeta tipo P1 y P2.



Figura 2. Fotografía de la superficie del tubo, con marcas verticales separadas 0,318 mm.

Test	Specimen type	$\theta/\pi$	$2a$ (mm) (*each crack approx.)	$J_q$ (kJ/m <sup>2</sup> ) (for $J = 4 \sigma_f \Delta a$ )
A	P1	0.226	10.46	852
B	P1	0.250	11.57	717
C	P1	0.265	12.29	819
D	P2	0.242	11.23*	752
E	P2	0.240	11.16*	737

Tabla 1. Resumen de los ensayos de fractura.

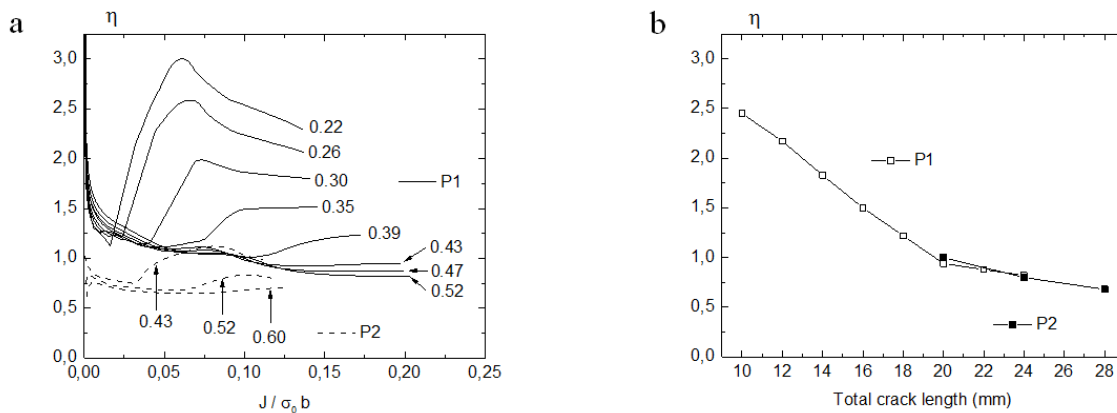


Figura 3.a) Variación del factor  $\eta$  con el valor normalizado de  $J/b\sigma_0$  para diferentes longitudes de fisura; b) Factor  $\eta$  promediado vs. longitud de fisura total.

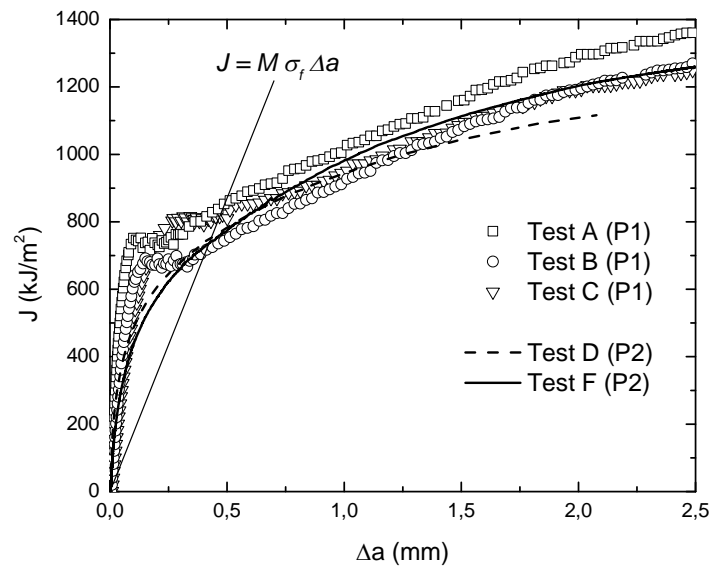


Figura 4. Curvas de resistencia  $J$ - $R$  para los ensayos A, B y D (P1) y D y F (P2).

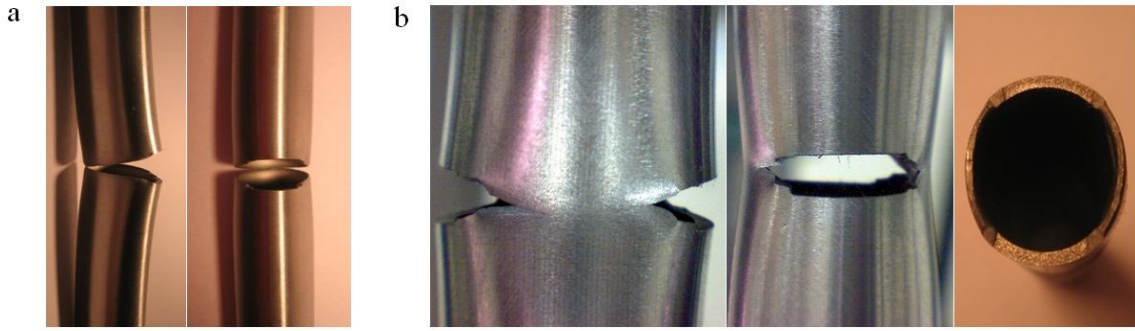


Figura 5.a) Distorsión geométrica en probetas tipo P1 y b) tipo P2.

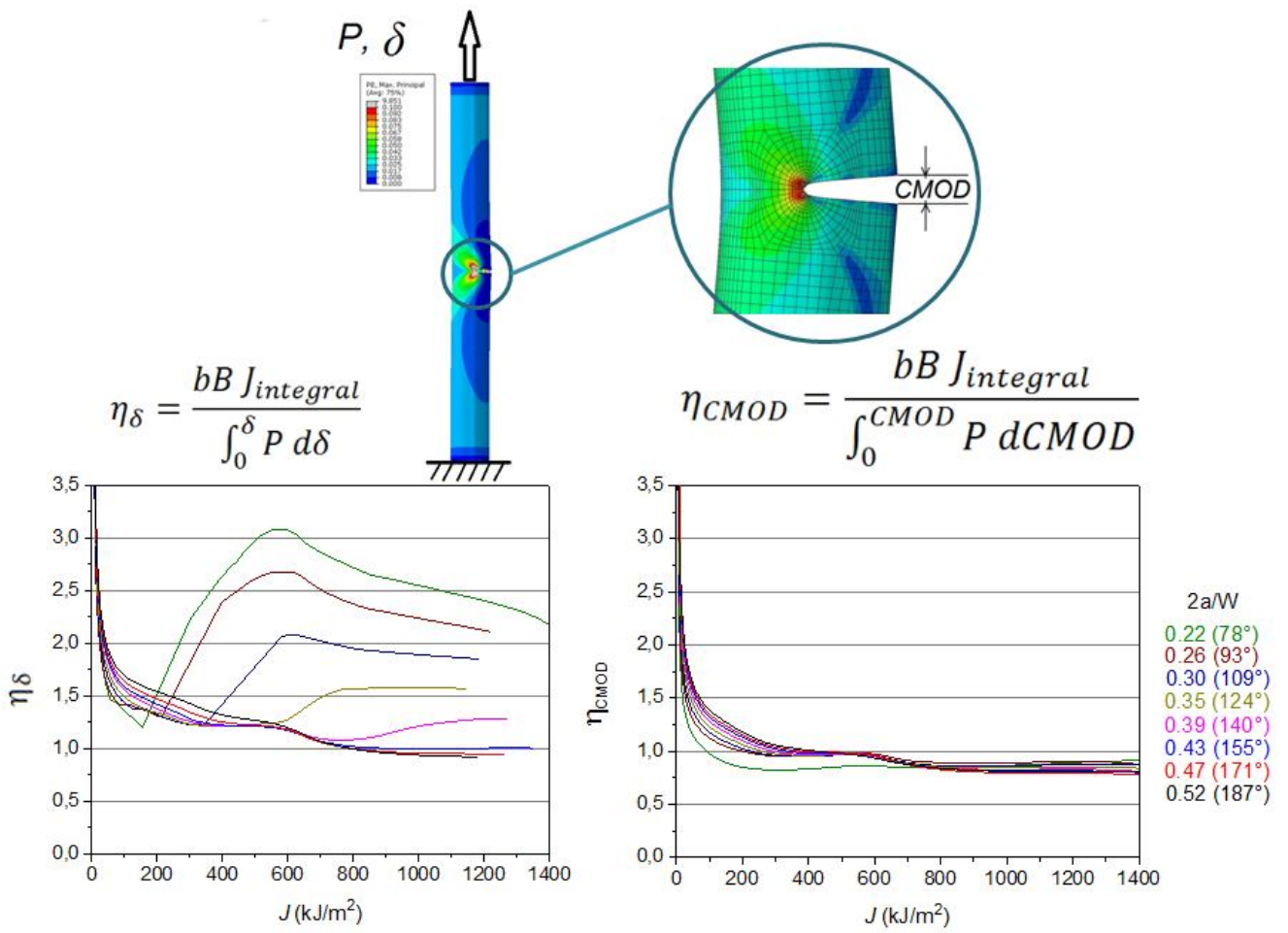


Figura 6. Variación del factor  $\eta$  para probetas en tracción.

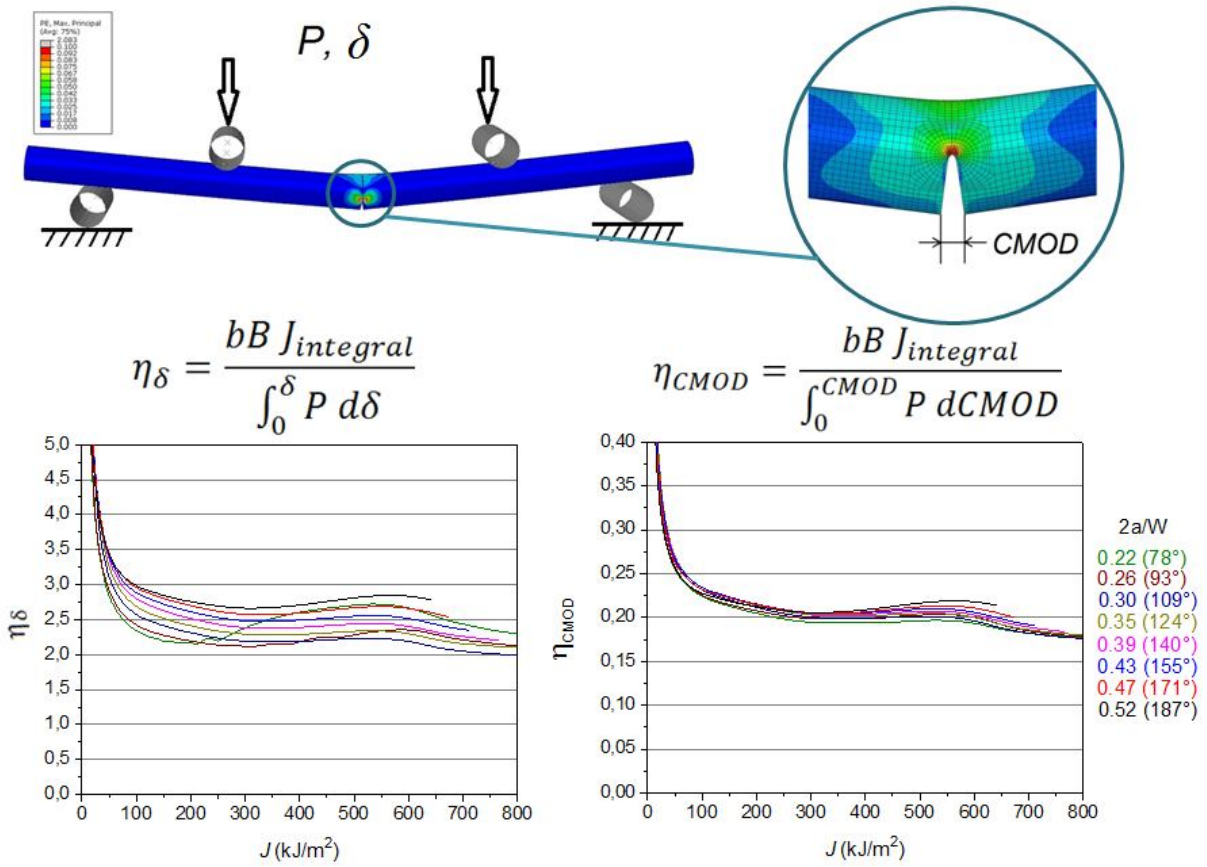


Figura 7. Variación del factor  $\eta$  para probetas en flexión.

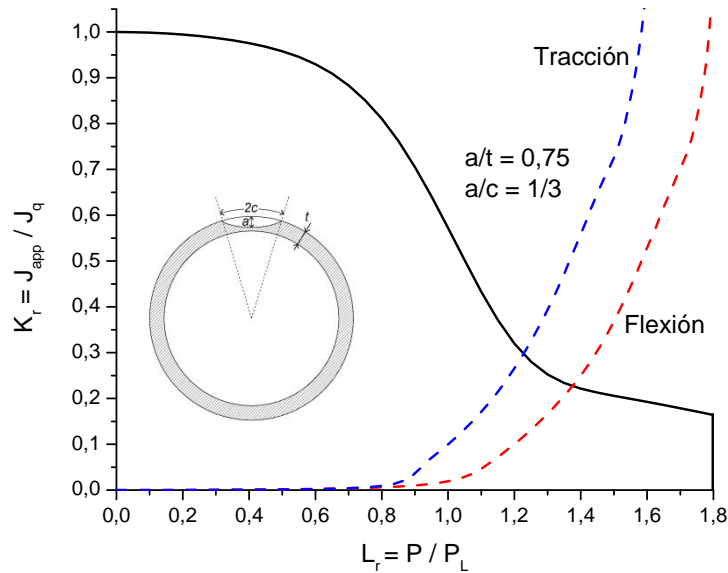


Figura 8. Diagrama FAD para tubo con fisura circunferencial no pasante.