

ANALISIS DE INTEGRIDAD DE CARCASAS DE BOMBAS
DE ACEROS INOXIDABLES MOLDEADOS.
ANALISIS DE FRAGILIZACION POR ENVEJECIMIENTO TERMICO

GRUPO DE INTEGRIDAD DE COMPONENTES
 TECNATOM, S.A.

KM.19, CTRA. N-I MADRID-IRUN

28709 - SAN SEBASTIAN DE LOS REYES (MADRID)

*Carlos Cueto Felgueraso, Angel Martínez, Juan Bero Torcas,
 Maite Aguado Estezan, Andres López Muxón, Antonio
 Ballerías, María Marta, Jose Bero Díaz Rejaón.*

RESUMEN

En esta ponencia se resumen los trabajos realizados destinados a evaluar la integridad de la carcasa de una bomba de refrigeración del circuito primario de una central nuclear, fabricada en acero inoxidable austenítico moldeado SA351 CF8M, el cual es bastante susceptible al envejecimiento térmico, a la temperatura de operación (280°C).

El análisis de integridad tienen por objeto evaluar la estabilidad de grietas postuladas y se basa en metodologías asociadas al módulo de desgarro dúctil y a la integral J. Los cálculos han sido llevados a cabo por medio del método de los elementos finitos en régimen elastoplástico.

ABSTRACT

This paper reports our studies in order to evaluate the reactor coolant pump casing integrity. This casing was made of cast austenitic stainless-steel SA351 CF8M, which is very susceptible to thermal aging at operating temperature (280°C).

The aim of this integrity analysis is ^{to} evaluate the postulated cracks stability. It is based on the J-integral and associated ductile tearing methodologies. This analysis has been performed using the finite element method in elastic-plastic regime.

NOTACION

		T	:	Módulo de desgarro dúctil o "tearing modulus"
		E	:	Módulo de Young
C _v	:	σ _f	:	Tensión de fluencia plástica
P	:	b	:	Ligamento plástico
Q	:	W	:	Densidad de energía de deformación
t	:	T _i	:	Componentes del vector de tracción.
T _a	:			
Δa	:			

Buen trabajo moldeados!
lo
la factura sera impresionante?

1 INTRODUCCION

El Code Case N-481 (Ref.1) exige de la realización de la inspección volumétrica de las soldaduras de la carcasa, requerida por el código ASME, si se realiza un análisis de integridad de la carcasa que asegure la estabilidad de una grieta postulada en el componente, junto con exámenes visuales de la carcasa durante la prueba hidrostática.

El análisis de integridad estructural de la carcasa de la bomba consta básicamente de:

- Evaluación de las propiedades mecánicas del material y el efecto que sobre ellas provoca la fragilización por envejecimiento térmico.
- Análisis tensional de la carcasa por el método de elementos finitos. De forma conservativa, el análisis global del componente se ha realizado en régimen elástico. La magnitud de las tensiones obtenidas aconsejan la utilización del régimen elásto-plástico en el análisis tensional de detalle de la grieta postulada.
- Análisis de estabilidad de una grieta postulada utilizando la mecánica de fractura elásto-plástica.

2 ESTUDIO DE LA FRAGILIZACION POR ENVEJECIMIENTO TERMICO PARA ACEROS SA351 CF8M

Los aceros inoxidable austeníticos moldeados, como es el caso del SA351 CF8M, son susceptibles a la fragilización térmica a temperaturas del orden de 300°C. El envejecimiento térmico de los aceros inoxidable moldeados a estas temperaturas provoca un incremento de la dureza y de la resistencia a la tracción y una disminución de la ductilidad, la resistencia al impacto y la tenacidad a la fractura del material.

El envejecimiento térmico en estos aceros esta asociado al nivel de ferrita delta precipitada en los bordes de grano y la subsecuente posible aparición de, la fase sigma. Esta precipitación está provocada por la permanencia del material a una temperatura más o menos elevada durante un

gran número de horas. El grado de fragilización viene determinado por la cantidad de ferrita y por su morfología. El umbral de fragilización se estima en aproximadamente un 10% del contenido en fase ferrítica pero cuando el contenido en ferrita es superior al 20% se produce una fragilización importante. Así mismo la composición química influye en la cinética de la fragilización (Ref.2).

Se realizaron medidas de contenido en ferrita en la carcasa de la bomba, obteniéndose unos valores máximos del 15% y 20% para material base y soldaduras respectivamente, por lo que es previsible que el material de la carcasa de la bomba sufra una fragilización significativa.

La formulación utilizada para evaluar la fragilización, y en particular su efecto sobre curvas J-R, ha sido desarrollada por O.K. Chopra (Ref.3). El efecto fragilizador se caracteriza en términos de energía de impacto Charpy. Una vez obtenida la energía de impacto Charpy del material después de un cierto período de tiempo sometido a alta temperatura, se utilizan correlaciones empíricas para obtener la curva J-R del material.

La energía de impacto Charpy en saturación, o lo que es lo mismo, para el material completamente fragilizado, puede ser expresada en términos de un parámetro del material \emptyset (Fig.1) que es función de la composición química de éste:

$$\log_{10} C_{\text{sat}} = 1.15 + 1.374 \exp(-0.0365\emptyset)$$

$$\emptyset = \delta_c \text{Cr}(C+0.4N) (\text{Ni}+\text{Si})^2/100$$

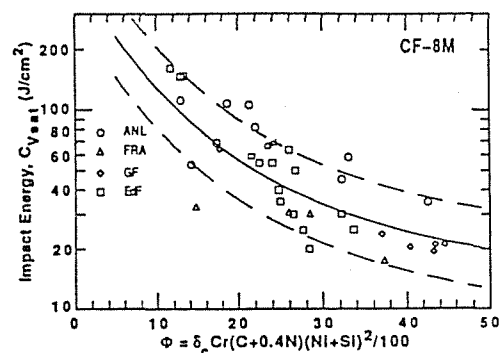


Fig.1 Correlación estadística entre la energía de impacto charpy en saturación frente el parámetro del material.

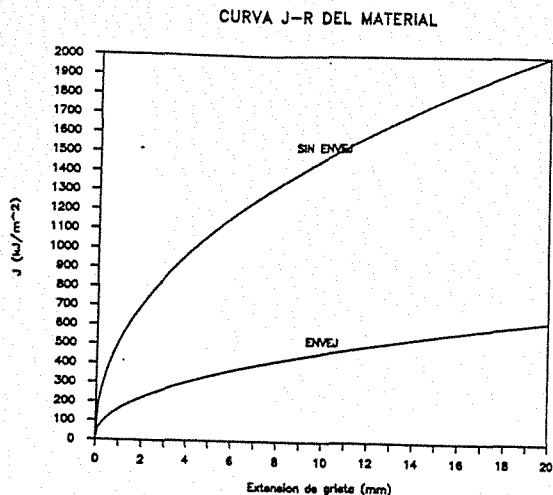


Fig.2 Curvas de resistencia J-R para material sin fragilizar y completamente fragilizado.

donde δ_c es el contenido en ferrita que puede expresarse en función de la concentración de formadores de ferrita (Cr, Mo, Si), o bien medirlo.

La relación entre la energía de impacto Charpy y el tiempo es:

$$\log_{10} C_v = \log_{10} C_{v sat} + B(1 - \tanh [(P - \theta)/\alpha])$$

siendo:

$$P = \log_{10} t - \frac{Q}{19.1} \left(\frac{1}{T_s + 273} - \frac{1}{673} \right)$$

$$\alpha = 0.126 + 0.947 \log C_{v sat}$$

$$B = (\log C_{v inicial} - \log C_{v sat}) / 2$$

$$Q = 10 [74.06 - 7.20 \theta - 4.35 Si - 1.67 (1 - 5.78 Mn + 25.5N)]$$

En base a medidas experimentales se ha obtenido una correlación estadística para la curva J-R de aceros SA351 CF8M a temperaturas 290 - 320°C:

$$J = 34.3 (C_v)^{0.52} (\Delta a)^{0.45}$$

En la figura 2 se muestran las curvas J-R para el material sin envejecer y envejecido hasta saturación.

A partir de la curva J-R se puede calcular la tenacidad del material J_{IC} ,

aplicando la norma ASTM E 813-15, para cualquier tiempo de envejecimiento.

3 ANALISIS TENSIONAL DE LA CARCASA

Se ha realizado un análisis tensional de la carcasa de la bomba para distintos casos de carga, por el método de elementos finitos en régimen elástico. El análisis se ha realizado con el objeto de determinar la distribución de tensiones necesaria para el posterior análisis de mecánica de fractura.

El análisis se ha realizado con el código ANSYS y con una malla tridimensional (Fig.3) con elementos isoparamétricos de 4 y 8 nodos. El modelo contiene 2142 nodos y 4535 elementos.

Se han aplicado cargas mecánicas y térmicas, las primeras son debidas tanto a la presión interna del líquido refrigerante como a las fuerzas y momentos debidos al resto del circuito primario aplicados en las toberas. En cuanto a las cargas térmicas son debidas a los gradientes térmicos producidos en los distintos transitorios de temperatura.

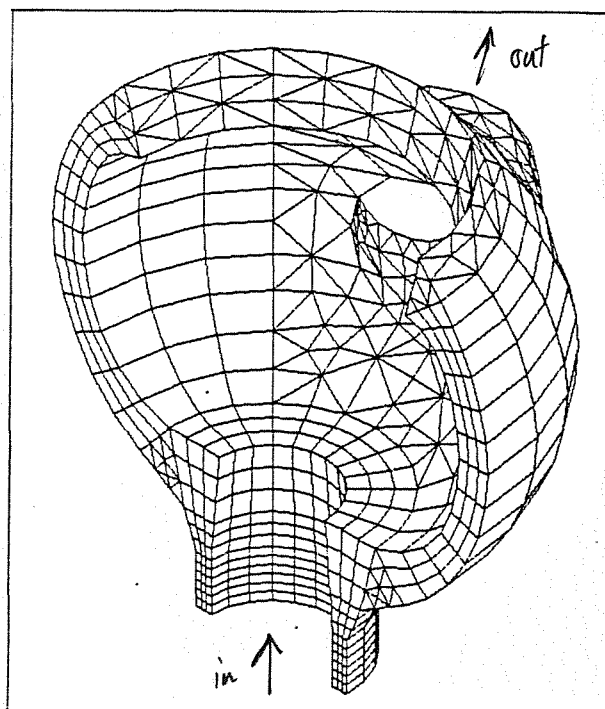


Fig.3 Mallado de una carcasa de bomba de refrigeración.

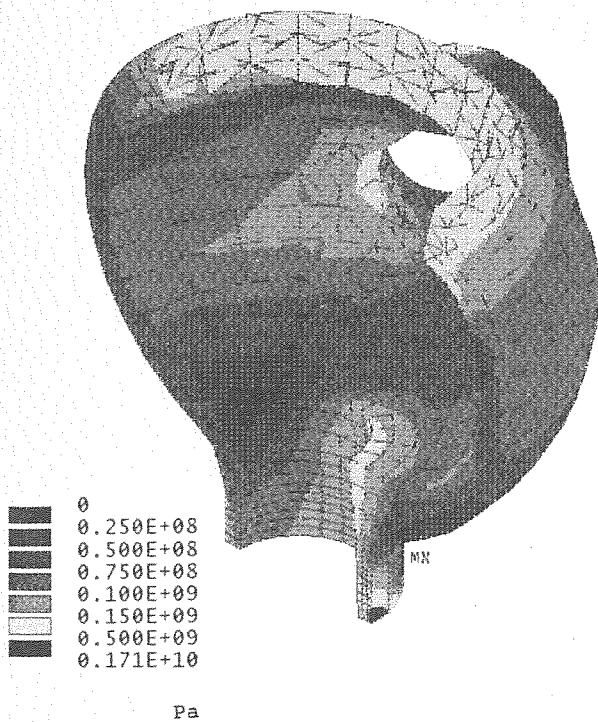


Fig.4 Distribución de tensiones de Von-Mises en la carcasa de la bomba.

En la figura 4, se representa la distribución de tensiones de Von-Mises en la carcasa de la bomba durante el transitorio de accidente más severo.

Se ha postulado una grieta axial de un cuarto del espesor y factor de forma 1/3, localizada en la superficie interna de la tobera de entrada por ser ésta la zona sometida a mayores esfuerzos tractivos.

Con el fin de conocer, de forma precisa, la distribución tensional en el entorno de la grieta se ha realizado un análisis de detalle de la zona aplicando dos veces de forma sucesiva la técnica del submodelado que consiste en realizar un submodelo de la zona de interés y aplicar como condiciones de contorno los resultados del modelo global. En la figura 5 se muestra la malla utilizada en el cálculo.

El límite elástico del material a la temperatura de 280°C es:

$$\sigma_y = 129 \text{ MPa}$$

Tal como se aprecia en la figura 4 las tensiones de Von-Mises en el entorno de la grieta postulada supera el límite elástico,

lo que aconseja la utilización del régimen elasto-plástico a la hora de realizar el análisis de detalle. Para ello se ha aproximado la curva tensión-deformación del material por una curva bilineal.

4 ANÁLISIS DE ESTABILIDAD DE LA GRIETA POSTULADA

Dado el nivel tensional que existe en el entorno de la grieta es necesario utilizar la teoría elasto-plástica de fractura para analizar la estabilidad de la grieta postulada.

En condiciones de accidente es permisible el crecimiento estable de la grieta postulada, puesto que la condición de accidente sólo está prevista que ocurra una vez en la vida de la central y por ello basta con que no se produzca un crecimiento inestable de la grieta que provocaría la rotura catastrófica de la carcasa de la bomba.

La curva J-R caracterizan la resistencia del material a una extensión o crecimiento de grieta. Si el valor de la integral J aplicada es inferior a un valor crítico J_{IC} o tenacidad, la grieta no inicia el crecimiento, sólo se produce un enroscamiento de la punta de la grieta o "blunting", cuando el valor de J aplicado alcanza el valor crítico J_{IC} se inicia el crecimiento por desgarro dúctil o "tearing", esta evolución queda esquematizada a la figura 6.

Para determinar en que momento el crecimiento estable se ve interrumpido por un crecimiento inestable de grieta es necesario introducir el concepto de módulo de desgarro dúctil o "tearing modulus" (Ref.4).

En la figura 7, se representa la integral J frente a la dimensión de la grieta a, que en la literatura se denomina

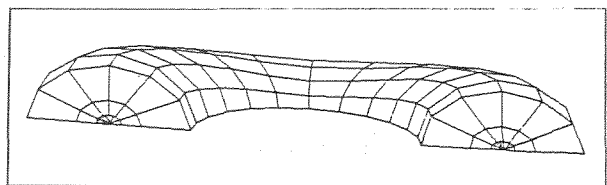


Fig.5 Submodelado de la grieta postulada.

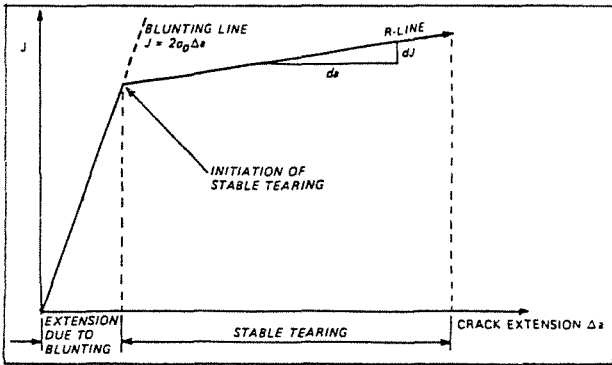


Fig.6 Curva de resistencia J-R y procesos de crecimiento.

"the crack driving force diagram", en él se muestran varias curvas J-a para distintas condiciones de carga. Se ha trasladado la curva J-R del material a la dimensión inicial de grieta a_0 .

A la vista de la figura 7, la inestabilidad se produce cuando:

$$\left(\frac{dJ}{da}\right)_{aplicado} > \left(\frac{dJ}{da}\right)_{material}$$

Se define el módulo de desgarro dúctil como:

$$T = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ}{da}$$

el factor E/σ_f^2 se introduce de forma que T sea adimensional e independiente de la temperatura.

De esta forma el criterio de estabilidad es:

$$T_{aplicado} < T_{material}$$

Otra condición adicional (Ref.5) referente a la aplicación del criterio de estabilidad es:

$$W = \frac{b}{J} \frac{dJ}{da} \gg 1$$

Esta condición debe ser satisfecha al menos por la curva J-R del material. Valores del parámetro W entre 5 o 10 son aceptados (Ref.6). Puesto que disponemos de la expresión analítica de la curva de resistencia J-R, la condición anterior puede

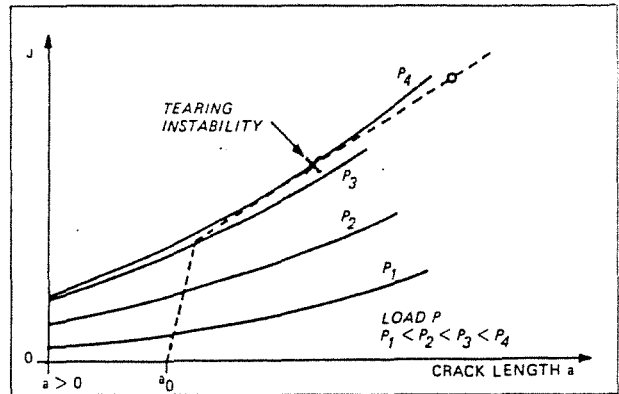


Fig.7 J vs a. "Crack Driving Force Diagram".

expresarse como:

$$J_{aplicado} < J_{máximo} (W)$$

Así pues, el crecimiento estable de una grieta queda asegurado si se verifica:

$$T_{aplicado} < T_{material}$$

$$J_{aplicado} < J_{max}$$

En el análisis de estabilidad se han utilizado, de forma conservativa, las propiedades mecánicas del material, incluida la tenacidad, completamente fragilizado.

El siguiente paso en el análisis de estabilidad es comprobar si la grieta postulada verifica el criterio de estabilidad. Para ello es necesario calcular $J_{aplicado}$ y $T_{aplicado}$.

El cálculo del valor de la integral $J_{aplicado}$ se ha realizado con ayuda del postproceso de ANSYS que es capaz de integrar e interpolar magnitudes a partir de trayectorias fijadas por nodos.

El cálculo se realiza a partir de la definición de la integral J:

$$J = \int_{\pi} (W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x}) ds$$

por lo que no ha sido necesario formular hipótesis que limiten "a priori" la validez del cálculo.

Se ha calculado la integral J sobre varias trayectorias en el submodelado de la grieta postulada, comprobándose, dentro de cierto margen, la independencia del camino de la integral J .

Para calcular el módulo de desgarro dúctil aplicado, T_{aplicado} , se ha repetido el análisis tensional de detalle por elementos finitos para una grieta de profundidad un 1% mayor que la original, y se ha calculado el valor de la integral J . El valor de T_{aplicado} es:

$$T_{\text{aplicado}} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ}{da} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{J(a+\Delta a) - J(a)}{\Delta a}$$

Una vez obtenidos los valores de J_{aplicado} y T_{aplicado} se ha comprobado que verifican el criterio de estabilidad, quedando así asegurada la estabilidad de la grieta postulada, y por tanto la integridad estructural de la carcasa de la bomba.

5 CONCLUSIONES

Se ha desarrollado una metodología de análisis de integridad de carcasas de bombas de refrigeración a partir de análisis de estabilidad de grietas postuladas en localizaciones críticas.

Del análisis realizado se han obtenido las siguientes conclusiones:

- El acero inoxidable austenítico moldeado SA351 CF8M es un acero muy susceptible a la fragilización por envejecimiento térmico a la temperatura de operación (280°C), por lo que sufre una importante disminución de la tenacidad con el tiempo de operación de la bomba.
- La magnitud de las cargas a las que está sometida la carcasa de la bomba en condiciones de accidente, provoca que el nivel tensional de algunas zonas de carcasa supere el límite elástico del material, por lo que se ha considerado necesario la utilización del régimen

elasto-plástico, tanto en el análisis tensional de detalle de la grieta, como en el posterior análisis de estabilidad por mecánica de fractura.

- En el análisis de estabilidad de la grieta postulada ha sido necesario introducir el concepto del módulo de desgarro dúctil, con el fin de obtener un criterio que asegure el crecimiento estable de la grieta. Los resultados obtenidos en este análisis garantizan la integridad estructural de la carcasa.

6 REFERENCIAS

- 1 ASME Code-Case - N-481, "Alternative Examination Requirements for Cast Austenitic Pump Casings" Sección XI, Division 1.
- 2 "Fragilización por Envejecimiento de Aceros Inoxidables Moldeados", Fundación Leonardo Torres Quevedo. Universidad de Cantabria. 1989.
- 3 Chopra O.K., "Estimation of Fracture Toughness of Cast Stainless Steels in LWR Systems", Presented at the Eighteenth Water Reactor Safety Information Meeting, October 22-24, 1990 Rockville, M.D.
- 4 Paris P.C., Tada H., Zahoor A., Ernst H., "The Theory of Instability of the Tearing Mode of Elastic Plastic Crack Growth", Elastic-Plastic Fracture, ASTM STP 668. 1979 Philadelphia.
- 5 Ewalds H.L., Wanhill R.J.H. "Fracture Mechanics", Edward Arnold-Delftse Vitgevers Maatschappij. 1983
- 6 "Report of the U.S. Nuclear Regulatory Commission Piping. Review Committee Evaluation of Potential for Pipe Breaks", U.S. Nuclear Regulatory Commission NUREG-1061, volume 3, November 1989.