

**CORROSION BAJO TENSION Y DEALEADO DEL COBRE-ORO
EN ATMOSFERA DE IODO**

POR

M.F. GALVEZ, G.L. BIANCHI, J.R. GALVELE

Comisión Nacional de Energía Atómica
República Argentina

Trabajo a ser presentado en las 17. Jornadas metalúrgicas de la
Sociedad Argentina de Metales; 2. Encuentro argentino de
cerámicos y refractarios el 13-16 de April de 1993 San Carlos
de Bariloche -Argentina-

FRACTURE MECHANICS PERFORMANCE OF UF₆ CONTAINERS

A.E. Gonzalez, Area Material Córdoba, Fuerza Aérea Argentina, Córdoba, Argentina;

A.F. Iorio and J.C. Crespi, Gerencia de Desarrollo, Comisión Nacional de Energía Atómica, Buenos Aires, Argentina.

ABSTRACT

The main purpose of this work was to determine the fracture mechanics performance of UF₆ transport cylinders type ANSI N14.1.30B, which was made from ASTM A 516 Grade 70 steel. It was assumed an internal surface axial crack subjected to stresses due to service, proof and transport accident loads. The KUMAR-GERMAN-SHIH elastoplastic methodology gave adequate results for crack depth estimation. The results validate the leak-before-break criteria for service and proof conditions but not for accident ones. In the last case a non-destructive examination must be done in order to insure the absence of defects larger than one third of the cylinder wall thickness.

Presentación por nodos
Comunidad Argentina
de Metalurgia 8/5/93

EVALUACION DEL COMPORTAMIENTO FRACTOMECANICO
DE CONTENEDORES DE UF₆

M.E. Gonzalez*, A.F. Iorio** y J.C. Crespi**

1812900 AR

I. INTRODUCCION

El objetivo de este trabajo es la determinación del comportamiento a la fractura de contenedores para transporte de hexafluoruro de uranio (UF₆), modelo ANSI N14.1-30B, en los cuales se ha supuesto la existencia de una fisura superficial interna posicionada axialmente. Tratándose también de verificar el cumplimiento del criterio de Pérdida Antes de Fractura (PAF) de los recipientes anteriormente mencionados.

El problema inicial fue la determinación del tipo de daño por accidente que se seleccionaría y el criterio a usarse para tratar de modelizar esa situación, a fin de determinar el orden de magnitud de las tensiones actuantes sobre las fisuras y/o defectos considerados preexistentes.

Como en la mayoría de los casos los accidentes significaron la caída de los tubos de los medios que los transportaban con impactos posteriores (generándose también incendios en algunas ocasiones), se optó por postular máximas deformaciones longitudinales geométricas resultantes en la pared lateral del contenedor, generadas por cargas repentinas de interacción, expresándose los radios de curvatura R de las mismas en función al espesor t, es así que se seleccionaron las condiciones R=5t, R=10t, R=15t, R=20t y R=30t, las cuales se muestran en la Figura 1.

A fin de determinar las propiedades del material del contenedor se realizaron ensayos de tracción y determinación de la tenacidad, curva J_K, por el método de probetas múltiples para dos orientaciones en particular.

Una vez definidas las condiciones de trabajo y los datos de partida correspondientes a las características del material se usó el método de estimación elastoplástico de KUMAR, GERMAN y SHIH (KGS) (1).

II. DESCRIPCION DEL COMPONENTE Y PROPIEDADES MECANICAS

EL modelo de contenedor para transporte de UF₆ se muestra en la Figura 2. El material usado en la construcción de estos contenedores corresponden a chapas de acero laminadas tipo ASTM A-516 G-70 de origen brasilero cuya composición química tiene los siguientes componentes principales: C=0,27%, Mn=1,01% y Si=0,22%. Para la caracterización de este material se utilizaron probetas de tracción y de fractomecánica extraídas de chapas laminadas de igual espesor y características a las usadas en el proceso de fabricación del citado componente. La temperatura ambiente postulada para el análisis y usada en todos los ensayos realizados fue -40° C. Se realizaron los correspondientes ensayos de tracción para ambas orientaciones de probetas, siguiendo lo

* Area Material Córdoba, Gerencia de Mantenimiento, FUERZA AEREA ARGENTINA - km 5 ½ (5000) Córdoba.

** Gerencia de Desarrollo, CNEA - Av Libertador 8250 (1429) Capital.

establecido en la norma ASTM E 8M-88. Los resultados obtenidos para cada caso son similares tomándose los siguientes promedios: $\sigma_{YS} = 372$ MPa y $\sigma_{UTS} = 617$ MPa.

También se calcularon los parámetros α y n del material correspondientes a la ecuación de RAMBERG-OSGOOD (2):

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_{YS}} = \frac{\sigma}{\sigma_{YS}} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_{YS}} \right)^n$$

siendo los mismos: $\alpha=1$ y $n=6$.

La resistencia fractomecánica elastoplástica del material se obtuvo a través de la metodología de probetas múltiples, siguiéndose todas las condiciones de ensayo y validez establecidas en la norma ASTM E 1152-87 y verificándose también el cumplimiento de las condiciones establecidas para asegurar que J controla el proceso de crecimiento estable de la fisura, por lo que se demuestra que las curvas J_R obtenidas son parámetros característicos del material. Las correspondientes curvas J_R para ambas orientaciones son las que se muestran en la Figura 3, en las que se puede ver que los valores críticos de J_{IC} para las probetas LTD y LRD son 77 y 158 kJ/m² respectivamente.

III. DETERMINACION DE LAS PRESIONES EQUIVALENTES POR ACCIDENTES

Estas presiones se obtuvieron analizando casos postulados de deformaciones que se supone se generan en los tubos en el momento del accidente: caso 1, $R=30t$; caso 2, $R=20t$; caso 3, $R=15t$; caso 4, $R=10t$ y caso 5, $R=5t$, según se muestra en la Figura 1. Las deformaciones permanentes que se generan en las fibras externas e internas de la chapa pueden ser calculadas en base al radio de curvatura resultante, R_p , y al espesor de la chapa, t , en la forma siguiente: $e=1/[(2R_p/t)+1]$.

Una vez determinadas las tensiones, se procede a modelizar un caso hipotético en el que tenemos el tubo sin deformar con una presión interna que genera una distribución de tensiones, considerada uniforme, en la pared del contenedor.

Las presiones equivalentes de accidentes se calculan de la siguiente forma: $P_i = S_t R_{cx}$, donde S_t es la tensión tangencial actuante obtenida del diagrama de tracción y R_{cx} es el radio exterior del contenedor. Sabiendo que $t=12,7$ mm, $R_{cx}=381$ mm, y haciendo uso del diagrama de tracción correspondiente se obtiene que:

Presión de trabajo	:	$P_1 = 1,4$ Mpa
Presión de prueba	:	$P_{TP} = 2,8$ Mpa
Presiones de accidente:		$P_1 = 15$ Mpa, $P_2 = 16$ Mpa,
		$P_3 = 18$ Mpa, $P_4 = 20$ Mpa y
		$P_5 = 21$ Mpa.

IV. METODO DE KUMAR, GERMAN Y SHIH

El trazado del diagrama de fuerza de impulso de fisuras básicamente es un gráfico del valor de la integral- J aplicado a la estructura versus la profundidad de fisura para distintos valores de presión aplicada.

La determinación de J aplicado se realiza sumando las soluciones elástica y plástica, quedando expresada de la siguiente manera:

$$J = f_1 \frac{P^2}{E} (1-\nu^2) + \alpha \sigma_{YS} \epsilon_{YS} b h_1 \left(\frac{P}{P_L}\right)^{n+1}$$

donde P es la presión de trabajo, b=t-a es el ligamento remanente, P_L es la presión límite para esta geometría en el caso perfectamente plástico, y cuyo valor está dado por:

$$P_L = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{(t-a)}{(R_i+a)} \sigma_{CP}$$

donde $\sigma_{CP} = (\sigma_{YS} + \sigma_{UTS}) / 2$, y por otra parte:

$$f_1 = 4 \pi a \left(\frac{R_{ex}^2}{R_{ex}^2 - R_i^2} \right) F^2$$

Tanto f₁ como h₁ son parámetros adimensionales tabulados (1). Haciendo uso de los parámetros característicos obtenidos de los distintos ensayos del material, los correspondientes al contenedor y a las condiciones de falla, se determinan cada una de las 5 curvas de la Figura 4.

Ahora bien, si usamos este diagrama junto con el de la curva de resistencia del material J_R, es posible realizar distintas predicciones tales como: profundidad de fisura crítica para presiones definidas y extensión estable e inestable de la fisura. Los resultados se muestran en la Figura 4, donde están también representadas las curvas J_R para ambos tipos de probetas.

Las profundidades de fisura crítica, a_{LTD} (mm) y a_{LRD} (mm), para cada tipo de espécimen y para cada una de las presiones postuladas son las que se tabulan a continuación:

Presión (Mpa)	a _{LTD} (mm)	a _{LRD} (mm)
15	4	5
16	3,5	4,5
18	2,5	4
20	2	3,5
21	1,5	3

V. CONCLUSIONES

1. Los resultados de la metodología de KGS son correctos para la determinación de profundidades de fisura crítica, debiéndose utilizar otro método (por ejemplo, HAHN, SARRATE Y ROSENFELD (3)) para la determinación de longitudes de fisura crítica.
2. Tanto para la condición de trabajo normal como para la de ensayo de sobrepresión, la metodología empleada verifica el criterio PAF.
3. Para las condiciones de accidentes se verifica que el contenedor no soporta ninguna de las presiones equivalentes de accidentes postuladas cuando la profundidad de fisura es igual o superior a la tercera parte del espesor de la pared del contenedor, si la fisura posicionada longitudinalmente,

presenta una orientación trans versal a la dirección de laminación de la chapa (LTD), que es la de mínima resistencia fractomecánica del material.

VI. REFERENCIAS

- (1) V.Kumar, M.D.German, C.F.Shih "An Engineering Approach for Elastic-plastic Fracture Analysis"; EPRI NP-1931, Julio 1981
- (2) W.Ramberg, W.R.Osgood; "Description of stress strain curves of 3 parameters"; NACA TN 902, 1943.
- (3) G.T.Hahn, M.Sarrate, A.R.Rosenfield "Criteria for crack extension in cylindrical pressure vessels", *Int.Journal of Fracture Mechanics*, 5, N°3, Septiembre 1969.

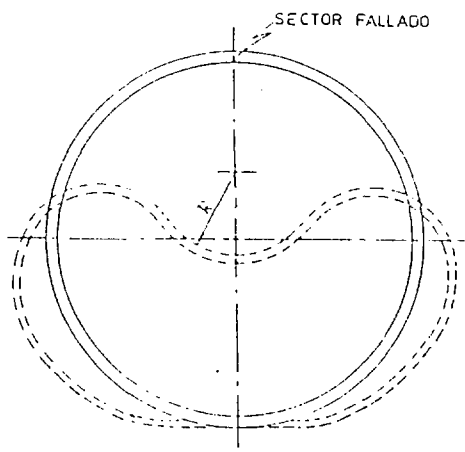


Fig. 1. Detalle de deformaciones postuladas

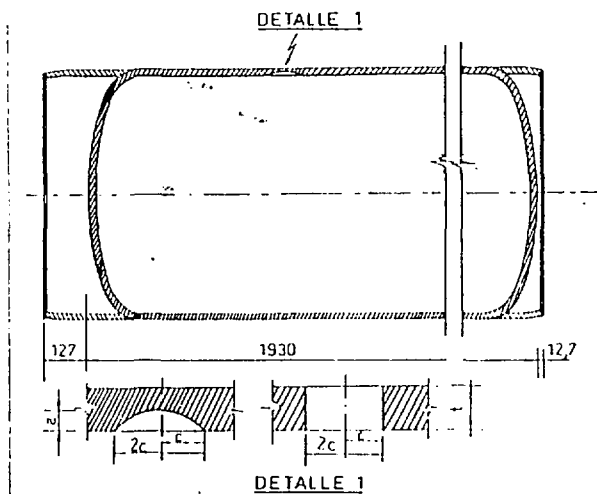


Fig.2. Descripción del componente

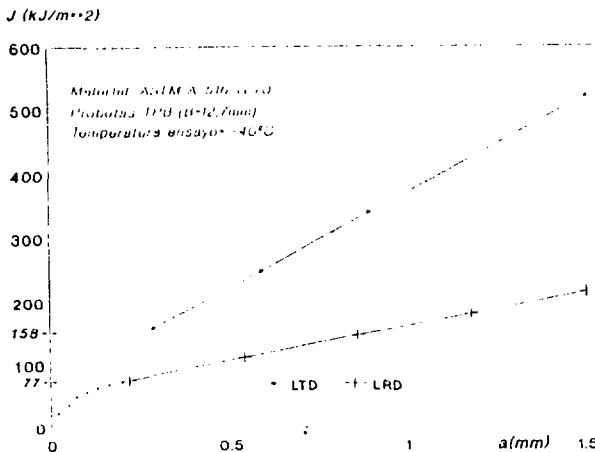


Fig. 3. Curvas J-R

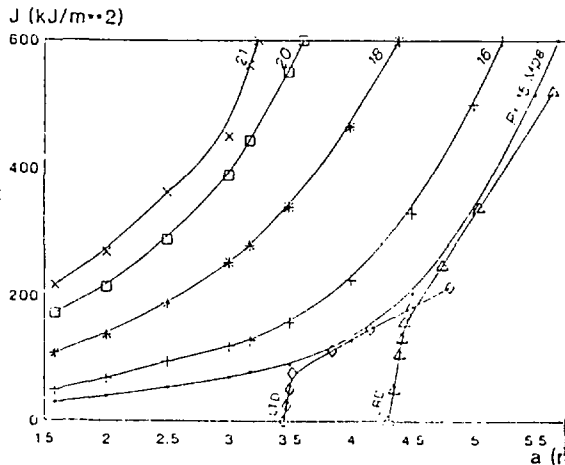


Fig.4. Diagrama fuerzas de impulso KGS