

INFLUENCIA DE LA SUSTENTACION HIPERESTATICA EN EL COMPORTAMIENTO EN ROTURA DE TUBERIAS AGRIETADAS DE ALTA TENACIDAD

I. Gorrochategui, F. Gutiérrez-Solana, J.M. Varona

Departamento de Ciencias e Ingeniería de la Tierra, el Terreno y los Materiales
E.T.S. Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. Universidad de Cantabria

Resumen. En este artículo se analiza la influencia del hiperestatismo en la sustentación en la evaluación del comportamiento en rotura de sistemas estructurales agrietados constituidos por materiales de alta tenacidad. Este análisis se lleva a cabo resolviendo distintas configuraciones sustentadas de forma hiperestática, a través de métodos elastoplásticos simplificados. El caso estudiado se corresponde con una de las situaciones de aparición más frecuente en sistemas industriales, como es el de tuberías con grietas circunferenciales pasantes a lo largo de su espesor y sometidas a esfuerzos de flexión.

Abstract. In this paper the influence of redundant sustentation on the fracture behaviour of high toughness cracked structures is analyzed. This analysis is performed solving different configurations, redundantly sustained, through elastic-plastic simplified methods. The studied case corresponds to one of the most common situations found in industrial systems: circumferentially through-the-wall cracked pipes subjected to pure bending efforts.

1. INTRODUCCION

Los elementos agrietados constituidos por materiales de alta tenacidad, como son los aceros inoxidables austeníticos y sus soldaduras, alcanzan la situación crítica de rotura dentro del régimen elastoplástico cuando se ven solicitados de forma estática. Los mecanismos de fallo actuantes son el colapso plástico o el desgarro inestable en función de la tenacidad del material constitutivo [1].

El primero de los mecanismos, el colapso plástico, se asocia a condiciones de mayor tenacidad como son el material base y las soldaduras de protección de gas. En este caso, el cálculo del elemento se realiza en base a análisis de carga límite convencionales.

El desgarro inestable afecta a situaciones de tenacidad inferior como son las soldaduras con protección de polvo, tanto la de arco sumergido (SAW) como la de arco manual (MMA). La evaluación del estado crítico requiere, en este caso, el empleo de conceptos de Mecánica de Fractura Elastoplástica (EPFM). Para aplicar esta teoría al análisis de estructuras agrietadas se necesitan generalmente potentes herramientas de cálculo (por ejemplo el método de los elementos finitos) que necesitan ordenadores potentes y que han de ser procesadas por medio de personal especializado.

Para superar estas dificultades, en la última década han surgido métodos simplificados que tratan de hacer accesible a los ingenieros no especialistas en EPFM el diseño en régimen de desgarro inestable. Algunos de

estos métodos vienen clasificados en la referencia [2].

Estos métodos ingenieriles discriminan la estabilidad de los componentes fisurados en base a las cargas aplicadas y al tamaño de sus grietas en la situación inicial, es decir, conociendo las cargas aplicadas y el tamaño de los defectos existentes predicen si una estructura es segura o no. Este análisis se lleva a cabo a través del empleo de los parámetros clásicos de la EPFM como son la integral J o el CTOD (Crack Tip Opening Displacement - abertura del frente de fisura). La integridad estructural del elemento agrietado se define analizando la condición de estabilidad entre la fuerza motriz de la fisuración, J_{app} o $CTOD_{app}$, y la resistencia a la fractura del material basada en idénticos parámetros, curva J_R o $CTOD_R$.

Por otro lado, en las estructuras sustentadas hiperestáticamente los esfuerzos aplicados sobre cada uno de los elementos se redistribuyen cuando varía la rigidez de alguno de ellos. Un caso claro es el aumento en la flexibilidad de un componente defectuoso según crecen las grietas que contiene. Esta interacción entre esfuerzos actuantes y propagación de fisuras no es considerada en los métodos simplificados anteriormente mencionados.

En un trabajo de reciente publicación [3] se aborda esta problemática a través del desarrollo de un método ingenieril de análisis de componentes agrietados en régimen elastoplástico para el cálculo de estructuras hiperestáticas. El objeto de este artículo es analizar la influencia de la aplicación de esta nueva metodología a

través de la resolución de un caso realista de aplicación en sistemas industriales como es el de las tuberías con grietas circunferenciales pasantes sometidas a flexión, cuyo comportamiento en rotura bajo sustentación isostática ya fue anteriormente estudiado [4-5].

2. METODO DE CALCULO

La metodología propuesta [3] está enmarcada en el ámbito de la Resistencia de Materiales, estando por tanto dotada de una aplicación ingenieril pues ésta es la teoría en la que se basa el cálculo convencional de estructuras.

La Resistencia de Materiales no considera la posibilidad de la existencia de grietas en los elementos componentes de la estructura, siendo por lo tanto necesaria la aplicación de la Mecánica de la Fractura en conjunción con aquélla para la evaluación de estructuras agrietadas. Si la estructura está compuesta por materiales de alta tenacidad, los procesos de rotura tendrán lugar en régimen elastoplástico y será necesario aplicar los conceptos de EPFM. En este caso, entre los métodos simplificados existentes [2] se ha adoptado el denominado método GE-EPRI [6], desarrollado conjuntamente por General Electric y el Electric Power Research Institute, tanto porque fue el primero en aparecer, siendo en consecuencia referencia constante en la bibliografía, como porque proporciona la formulación más completa y la mejor descripción del fenómeno estructural. Este método se basa en el empleo de la integral J como parámetro definitorio de la fuerza motriz de fisuración, J_{app} , y de la resistencia a la fractura de los materiales, curva J_R .

2.1. Fundamentos

En el análisis de estructuras lineales basado en la teoría clásica de Resistencia de Materiales, los efectos debidos a singularidades de carácter local como apoyos, cargas concentradas, rótulas, etc. se reflejan bajo la forma de discontinuidades puntuales en las leyes de esfuerzos o de movimientos. Este modo de tratar el problema ofrece la posibilidad de extender el análisis clásico al caso de estructuras con secciones fisuradas, considerando que el efecto de las fisuras se concentra en las secciones afectadas y da lugar a una discontinuidad de movimientos, giros o desplazamientos, en la directriz de la pieza o elemento estructural.

El método de cálculo se basa en asegurar la compatibilidad de los desplazamientos de la estructura y los de la sección fisurada. Los primeros se calculan a través de la teoría clásica, admitiendo que todos los elementos de la estructura se ven solicitados en régimen elástico lineal. Los segundos se evalúan a través del referido método GE-EPRI. En ambos casos se desprecia la deformación originada por el esfuerzo cortante, con lo que la discontinuidad en la ley de flechas desaparece y únicamente se mantiene la discontinuidad en el giro de la sección agrietada.

2.2. Aplicación práctica

De cara a ilustrar el proceso de cálculo descrito, a continuación se procede a su aplicación práctica a través de la resolución del caso de una tubería sustentada en forma de viga continua de tres vanos solicitada en su vano central por dos cargas verticales simétricas. La estructura contiene en la fibra inferior de su punto central una grieta circunferencial pasante a lo largo de su espesor definida a través del ángulo γ , cumpliéndose:

$$\begin{aligned} 2a &= 2\gamma R && \text{longitud de grieta} && (1) \\ 2b &= 2\pi R && \text{perímetro de la tubería} && (2) \\ 2l &= 2(b-a) && \text{longitud de ligamento} && (3) \end{aligned}$$

donde R es el radio medio de la tubería.

La Figura 1 representa esquemáticamente el modelo estático estudiado, cuya sección resistente es circular de radio medio $R = 595 \text{ mm}$ y espesor $t = 30 \text{ mm}$.

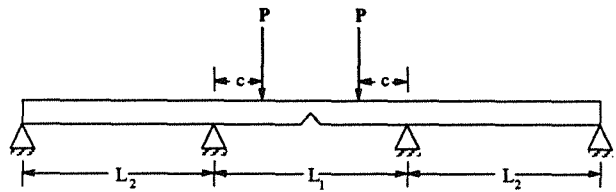


Fig. 1. Esquema estático del ejemplo estudiado.

La estructura analizada se puede dividir en tres partes según muestra la Figura 2.

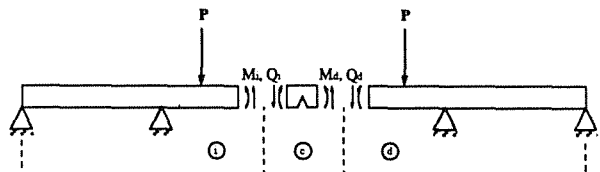


Fig. 2. Descomposición de la viga continua.

Por razones de simetría se ha de cumplir:

$$\begin{aligned} M_i &= M_d = M && (4) \\ Q_i &= Q_d = 0 && (5) \end{aligned}$$

La compatibilidad del giro en la sección agrietada exige que lo que gira la parte izquierda θ_i , sumado a lo que gira la parte derecha θ_d , ha de ser igual a la discontinuidad del giro de la sección defectuosa θ_c :

$$\theta_i + \theta_d = \theta_c \tag{6}$$

De nuevo por razones de simetría se cumple:

$$\theta_i = \theta_d = \theta_o \tag{7}$$

con lo que la ecuación de compatibilidad (6) se transforma en:

$$2 \theta_o = \theta_c \quad (8)$$

Aplicando la formulación clásica de Resistencia de Materiales se obtiene:

$$\theta_o = \frac{P}{E \cdot I} \cdot \left(\frac{c^2}{2} + \frac{c \cdot L_2}{3} \right) - \frac{M}{E \cdot I} \cdot \left(\frac{L_1}{2} + \frac{L_2}{3} \right) \quad (9)$$

La formulación aplicable para la resolución de este caso de acuerdo al método GE-EPRI viene recogida en la referencia [7] de donde se obtiene:

$$\theta_c = \theta_{ce} + \theta_{cp} \quad (10)$$

$$\theta_{ce} = f_4 M / (\pi R^2 t E) \quad (11)$$

$$\theta_{cp} = \alpha \varepsilon_o [1 / \{(\gamma/\pi) (1 - 0.5\gamma\pi)^2\}] H_4 (M/M_o)^n \quad (12)$$

donde los parámetros R y t han sido anteriormente descritos, las funciones f_4 , H_4 y M_o se definen en la mencionada referencia [7], E es el módulo de elasticidad del material y los valores ε_o , n y α corresponden a los parámetros de ajuste de una ley de Ramberg-Osgood al comportamiento en tracción uniaxial del material:

$$\varepsilon/\varepsilon_o = \sigma/\sigma_o + \alpha (\sigma/\sigma_o)^n \quad (13)$$

donde los pares (ε, σ) definen la curva tensión-deformación y el punto $(\varepsilon_o, \sigma_o)$, en principio arbitrario, se ha definido para $\sigma_o = \sigma_y$ y $\varepsilon_o = \sigma_o/E$. σ_y es el límite elástico del material.

Resolviendo la ecuación (8) por medio de métodos numéricos a partir de las expresiones (9) y (10) se obtiene el valor del momento aplicado en la sección fisurada, M.

Una vez conocido M, en la referencia [7] se proporciona la formulación para la evaluación de la integral J aplicada sobre la sección agrietada, J_{app} :

$$J_{app} = J_e + J_p \quad (14)$$

donde J_e y J_p presentan la siguiente dependencia funcional:

$$J_e = f_b M^2 / (R^3 t^2 E) \quad (15)$$

$$J_p = 2\sigma_o \varepsilon_o \pi R (1 - \gamma/\pi)^2 H_1 (M/M_o)^{n+1} \quad (16)$$

Todos los parámetros de estas ecuaciones ya han sido convenientemente descritos anteriormente y las funciones f_b , H_1 y M_o se definen en la referencia [7].

La formulación hasta ahora desarrollada considera que toda la estructura excepto la sección fisurada se comporta en forma elástica lineal. Sin embargo cabe la posibilidad de que, debido al aumento en la flexibilidad de la sección

defectuosa, el momento flector en los apoyos centrales de la viga continua alcance su valor límite. A partir de este instante el esquema estático del sistema es distinto.

La principal hipótesis aplicada es que cuando el momento flector en una sección cualquiera alcanza su valor límite, dicha sección se comporta a partir de entonces como una rótula plástica. El momento límite adoptado en este caso es:

$$M_{lim} = 4 \sigma_f R^2 t \quad (17)$$

donde $\sigma_f = (\sigma_y + \sigma_u) / 2$ y σ_u es la tensión de rotura del material.

Para el ejemplo estudiado, la sección crítica es la que se encuentra sobre los apoyos centrales, cuyo momento flector es:

$$M_{apoyo} = P c - M \quad (18)$$

Por lo tanto, si $M_{apoyo} > M_{lim}$ según el cálculo elástico, habrá que reconsiderar el esquema estático y recalcular tanto M como J_{app} de acuerdo al modelo de la Figura 3.

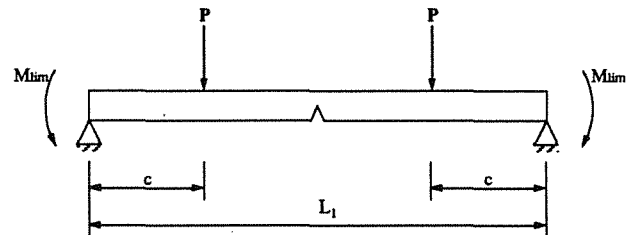


Fig. 3. Esquema estático cuando los apoyos han plastificado.

Esta es una situación isostática donde el momento flector en la sección fisurada es:

$$M = P c - M_{lim} \quad (19)$$

Conocido M, la integral J aplicada sobre la sección agrietada, J_{app} , se calcula de nuevo a través de la ecuación (14).

Hasta ahora se ha descrito el procedimiento para obtener el valor de J_{app} en función de la carga aplicada, P, y la longitud de fisura, a, para una configuración conocida constituida por un material previamente caracterizado.

El proceso de cálculo de la máxima carga que es capaz de soportar la estructura, P_{max} , se realiza a través de los diagramas de fuerza motriz de la fisuración (crack driving force diagrams) descritos en [6]. En estos diagramas se representan dos familias de curvas en un sistema de ejes coordenados cuya abscisa es la longitud de fisura, a, y cuya ordenada es la integral J. La primera familia son las curvas J_{app} en función de la carga aplicada, P. La segunda son las curvas de resistencia a la fractura del material, J_R , en función de la longitud de fisura inicial,

a_0 . La carga de inestabilidad, P_{max} , es aquella cuya curva J_{app} es tangente a la curva J_R correspondiente a una longitud de fisura inicial dada.

2.3. Descripción del material

Un tipo común de materiales de alta tenacidad empleados en los diseños industriales son los aceros inoxidables austeníticos, constituyentes de los sistemas de tuberías por donde circulan líquidos o gases contaminantes, seleccionados por su elevada resistencia a procesos de corrosión y de corrosión bajo tensión.

El material considerado para este trabajo ha sido el de aportación de una soldadura por arco manual (MMA) entre un codo y una tubería, de acero inoxidable austenítico ambos, extraído de un sistema industrial en servicio y caracterizado a su temperatura de trabajo de 280°C. Las propiedades mecánicas del material obtenidas de la referencia [5] vienen recogidas en la Tabla 1.

Tabla 1. Propiedades mecánicas del material.

E (GPa)	181
σ_y (MPa)	353
σ_u (MPa)	488.7
n	6.49
α	2.902
$J_R(\Delta a)$	$511.39 \Delta a^{0.6363}$

En la curva de resistencia a la fractura $J_R(\Delta a)$, J se expresa en kN/m y Δa en mm.

3. RESULTADOS

Los casos resueltos han comprendido un análisis de la influencia de la logitud relativa de los vanos en el comportamiento en rotura del sistema estructural estudiado. Así, manteniendo fijos los valores que definen la ubicación de las cargas, $c = 1.5$ m, y la longitud del vano central, $L_1 = 6$ m, para la longitud de los vanos laterales, L_2 , se han adoptado valores de 0, 3, 6, 12 y 24 m. El primer caso responde a la situación de viga biempotrada y según L_2 va aumentando aparecen situaciones en las que la rigidez relativa del vano central respecto a los laterales es creciente.

Se ha visto cómo el comportamiento estructural del elemento fisurado componente de la viga continua podía responder a dos diferentes esquemas estáticos, antes y después de la formación de rótulas plásticas en los apoyos centrales. Adoptando uno u otro esquema estático, el método de cálculo descrito proporciona una solución diferente para el valor de J_{app} en función de la longitud de fisura, a, para un mismo valor de la carga P, según puede apreciarse en la Figura 4.

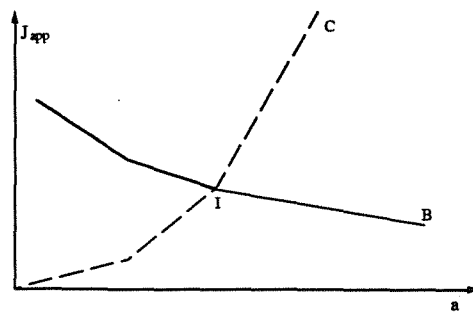


Fig. 4. Distintas curvas J_{app} en función del esquema estático adoptado.

En esta última gráfica, la curva B representa el cálculo de J_{app} de acuerdo a la configuración de viga continua antes de la formación de rótulas plásticas en los apoyos centrales. Por contra, la curva C responde al modelo adoptado tras la plastificación de los apoyos. Para ambas modelizaciones es posible obtener una solución de la integral J aplicada, J_{app} , a lo largo de todo el rango de variación de la longitud de fisura, a. Sin embargo la curva obtenida sólo será válida allí donde la estructura se comporte de acuerdo al modelo adoptado en la resolución del sistema para los valores de carga, P, y longitud de fisura, a, dados. Así, en la situación de carga constante representada en la Figura 4, cuanto menor es la longitud de fisura, el vano central es más rígido y los apoyos centrales absorben un menor momento flector. Por contra, al crecer la longitud de fisura la situación se invierte y el momento flector absorbido por los apoyos puede llegar a superar su valor límite. En base a estas consideraciones se deduce que la parte válida de las curvas B y C es la que se representa en trazo grueso en la Figura 4, es decir, la parte inicial de la curva B (para fisuras pequeñas no hay plastificación en apoyos) hasta el punto de intersección I, y la parte final de la curva C (para fisuras grandes los apoyos plastifican) a partir del punto I. La combinación de estas dos curvas define el valor de la fuerza motriz de agrietamiento a considerar en la evaluación de la integridad del sistema de tuberías en estudio.

Las Figuras 5 a 9 muestran los diagramas de fuerza motriz de agrietamiento obtenidos para todos los casos estudiados. En cada uno de ellos se representan las siguientes familias de curvas:

- A- en trazo grueso continuo se definen las curvas J_R para distintos valores iniciales de longitud de fisura, a_0 , siendo a_0 el punto de corte de la curva J_R con el eje de abscisas. Los valores de a_0 considerados han sido aquellos que cumplen la relación $a_0/b = 1/16, 1/8, 3/16$ y $1/4$.
- B- en trazo continuo fino se representan las curvas de la integral J aplicada, J_{app} , para distintos valores de la carga P de acuerdo a la configuración de viga continua antes de la formación de rótulas plásticas en los apoyos centrales.

C- en trazo discontinuo se representan de nuevo las curvas de J_{app} para distintos valores de la carga P , esta vez respondiendo al modelo de cálculo adoptado tras la plastificación de las secciones de tubería sobre los apoyos centrales.

Estas dos últimas familias de curvas únicamente tienen validez en el rango de longitud de fisura anteriormente descrito y es su combinación la que define la curva J_{app} a considerar en el cálculo.

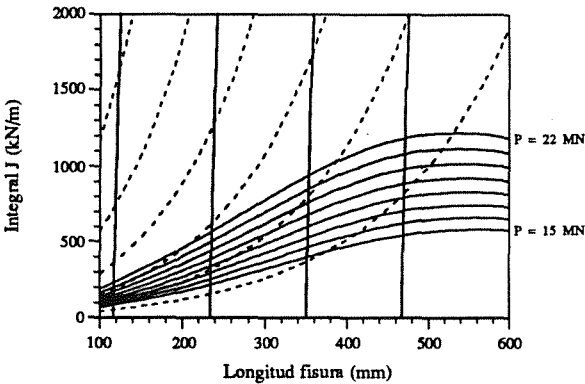
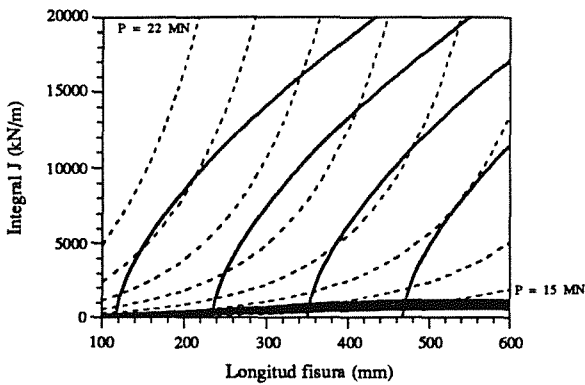


Fig. 5. Diagrama de fuerza motriz de fisuración. $L_2 = 0$ m.

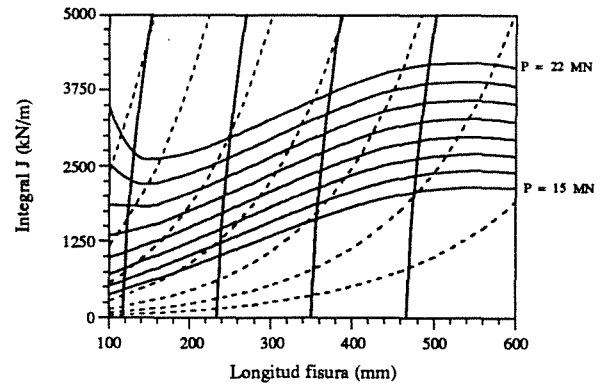
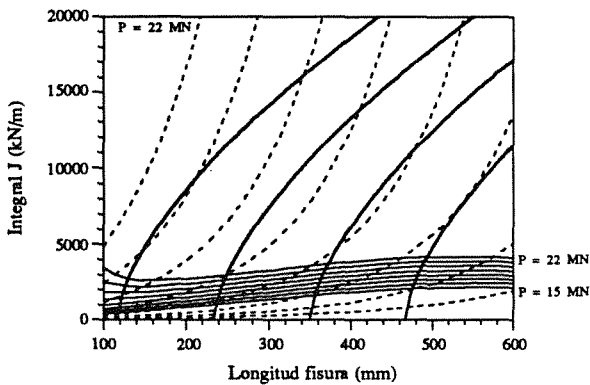


Fig. 6. Diagrama de fuerza motriz de fisuración. $L_2 = 3$ m.

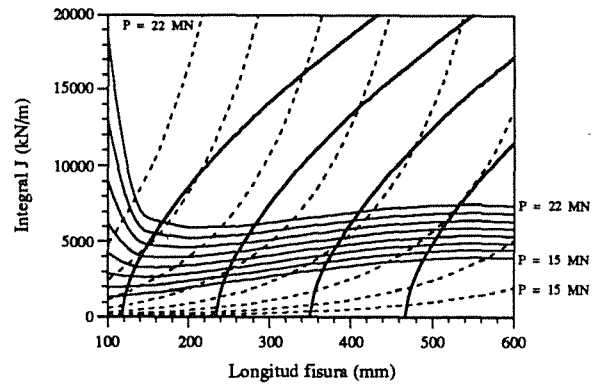


Fig. 7. Diagrama de fuerza motriz de fisuración. $L_2 = 6$ m.

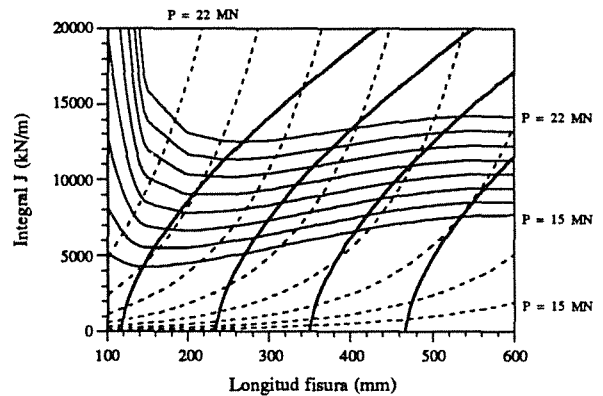


Fig. 8. Diagrama de fuerza motriz de fisuración. $L_2 = 12$ m.

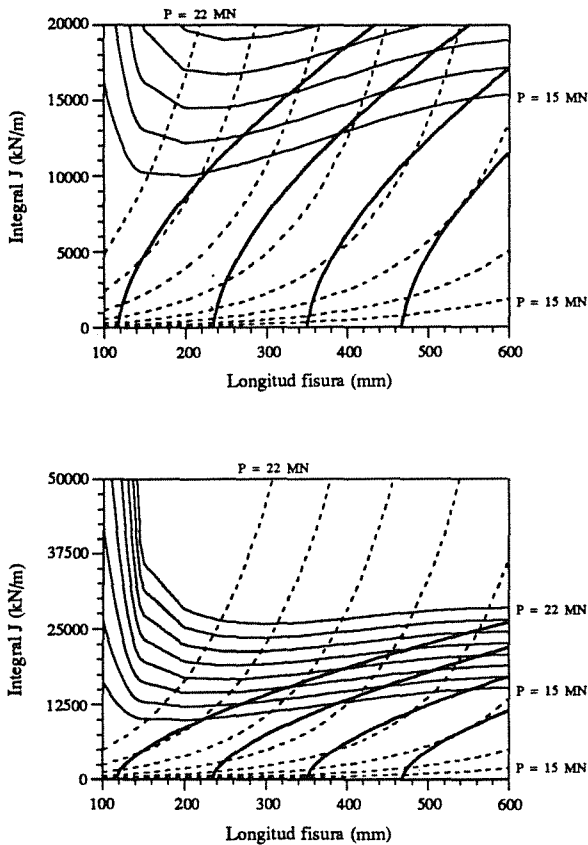


Fig. 9. Diagrama de fuerza motriz de fisuración. $L_2 = 24$ m.

La Tabla 2 recoge los valores de la carga máxima obtenidos para cada caso. Asimismo, en las dos últimas columnas, se aportan los valores de P que inducen a la formación de la primera rótula plástica y a la inestabilidad en la estructura sin fisurar, calculados de acuerdo a los postulados de la teoría clásica de Resistencia de Materiales.

Tabla 2. Valores de P_{max} calculados para el ejemplo estudiado.

L_2 (m)	a_0/b				sin fisura	
	1/16	1/8	3/16	1/4	1ª rot.	máx.
0	21.1	19.6	18.2	17.0	15.9	23.8
3	21.1	19.6	18.2	17.0	21.2	23.8
6	21.1	19.6	18.2	17.0	21.7	23.8
12	20.8	19.4	18.1	16.9	17.6	23.8
24	18.9	17.8	-	-	15.0	23.8

P en MN, $L_1=6m$, $c=1.5m$

4. ANALISIS

A partir de la observación de las Figuras 5 a 9 y de la Tabla 2 se puede realizar el siguiente análisis:

- La familia de curvas J_{app} representativas de la situación antes de la formación de rótulas plásticas en los apoyos centrales tiene una pendiente inferior a la de las curvas J_R para el material considerado. De esta

forma, para que se alcance la situación de inestabilidad es necesaria la formación de rótulas plásticas en los apoyos centrales. La condición de tangencia entre fuerza motriz de fisuración y resistencia a la fractura puede producirse en las dos situaciones representadas en la Figura 10: cuando las rótulas plásticas se desarrollan en situación de estabilidad (caso 1), o bien cuando la formación de las rótulas plásticas induce de forma inmediata a la inestabilidad (caso 2). En el primer caso, el punto de tangencia se sitúa en las curvas que representan el modelo estático actuante tras la plastificación de los apoyos centrales, mientras que en el segundo caso, la tangencia con las curvas J_R se produce en el punto de intersección de las dos familias de curvas J_{app} .

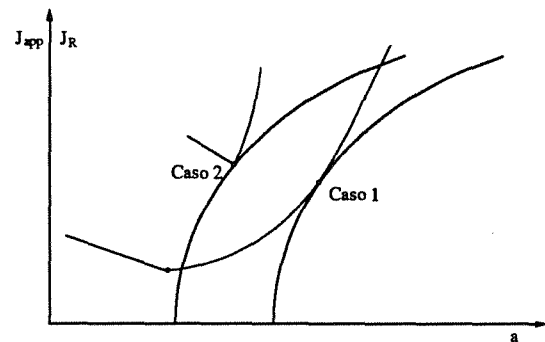


Fig. 10. Distintas situaciones posibles en el análisis de estabilidad del sistema de tuberías estudiado.

- Al aumentar la longitud del vano lateral, L_2 , también crece la ordenada de la familia de curvas de J_{app} calculadas de acuerdo al modelo de viga continua antes de la plastificación de los apoyos centrales. Esto es así ya que al ser mayor la rigidez relativa del vano central, éste tiende a absorber un mayor momento flector y, por tanto, un valor más alto de la integral J aplicada sobre la sección fisurada. Como consecuencia de esto, para valores bajos de L_2 es cuando las rótulas plásticas sobre los apoyos centrales se desarrollan en situación estable y cuando se alcanzan mayores valores de carga máxima. Por el contrario, cuando la rigidez relativa de la estructura adyacente al elemento fisurado es menor (mayor L_2) es cuando el punto de inestabilidad se encuentra en la intersección de las dos familias de curvas de J_{app} . En esta situación los valores de carga máxima soportados por el sistema son menores que en la situación anterior y son además dependientes de L_2 , la carga máxima decrece al aumentar L_2 . La Figura 11 representa gráficamente este análisis.

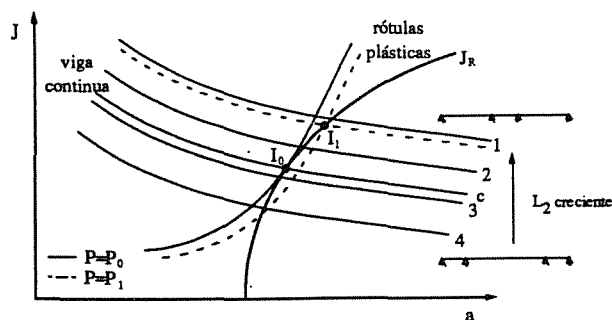


Fig. 11. Análisis de estabilidad en función de la rigidez relativa de los vanos.

Para pequeños valores de L_2 , casos 4 y 3 en la Figura 11, el punto de inestabilidad es el definido como I_0 . Este punto se localiza en la curva J_{app} representativa de la situación alcanzada tras la formación de rótulas plásticas en los apoyos centrales para un valor de $P = P_0$. A medida que crece L_2 este punto es superado por las curvas J_{app} representativas de la situación de viga continua y esto hace que, en todo el campo, J_{app} sea superior a J_R del material para $P = P_0$. Así por ejemplo, para el caso 1 representado en la Figura 11, el punto de inestabilidad I_1 se alcanza para un valor de $P = P_1$, que es inferior a P_0 y dependiente de L_2 , cuanto mayor es esta longitud, menor es el valor de P_1 correspondiente. La curva denominada como c en la Figura 11 representa el valor crítico de L_2 , o de la rigidez de la estructura adyacente al elemento fisurado, para el cual se produce la transición entre los dos posibles mecanismos de inestabilidad.

- La pérdida en la carga máxima, para distintos valores de la longitud de fisura inicial, es acorde a la longitud del ligamento remanente en la tubería. Por otro lado dicha carga, dependiendo de la longitud de fisura inicial, puede alcanzar valores próximos a los que alcanzaría la estructura sin fisurar.

5. CONCLUSIONES

Como consecuencia del empleo del método de cálculo propuesto en la referencia [3] al ejemplo estudiado en este trabajo se pueden extraer las siguientes conclusiones:

- En todos los casos estudiados se ha visto cómo una condición necesaria para poder alcanzar la situación de inestabilidad es la formación de rótulas plásticas en los extremos del elemento fisurado.
- La condición de inestabilidad puede alcanzarse bajo dos diferentes situaciones: cuando las rótulas plásticas se desarrollan en situación de estabilidad, o bien cuando las rótulas plásticas induce de forma inmediata

a la inestabilidad. La primera situación tiene lugar cuando la rigidez de la estructura adyacente al elemento fisurado es mayor que un cierto valor crítico. Esta situación permite alcanzar los mayores valores de la carga de inestabilidad independientemente de la rigidez absoluta de la estructura adyacente. En caso contrario, cuando la rigidez de la estructura adyacente al elemento agrietado es menor que dicho valor crítico, dicha rigidez sí tiene influencia en los valores máximos de carga que puede soportar el sistema: cuanto menor es dicha rigidez, menor es la carga máxima. Bajo esta situación la carga de inestabilidad es inferior a la del caso anterior. Este comentario se explica de forma gráfica a través de la Figura 12.

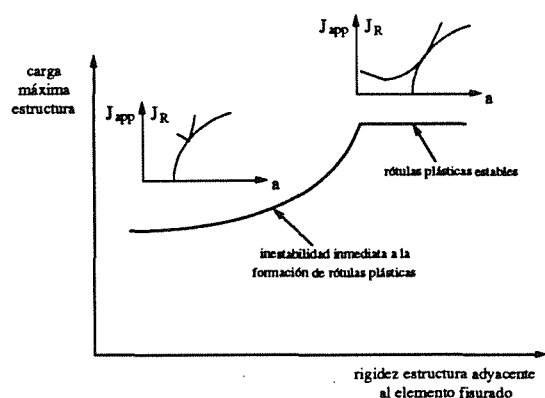


Fig. 12. Influencia de la rigidez de la estructura adyacente al elemento fisurado en la carga máxima que es capaz de soportar una estructura agrietada.

- La carga máxima soportada por el sistema, dependiendo de la longitud de fisura inicial, alcanza en algunos casos valores próximos a los que alcanzaría la estructura sin fisurar.

En este artículo se ha realizado un estudio teórico sobre la influencia del hiperestatismo en la evaluación del comportamiento en rotura de sistemas estructurales hiperestáticos constituidos por materiales de alta tenacidad mediante el empleo de un método ingenieril simplificado.

Sin embargo, dado el aspecto teórico del trabajo, se plantea la necesidad de una verificación experimental o numérica que sirva de contraste a los resultados aquí presentados.

6. REFERENCIAS

- [1] "Evaluation of Flaws in Austenitic Piping", prepared by Section XI Task Group for Piping Flaw Evaluation, Electric Power Research Institute, Draft Final Report (1985).
- [2] Milne, I., "Component Assessment: Fracture Mechanics for Added Value", Defect Assessment in Components - Fundamentals and Applications, ESIS / EGF 9 (Edited by J.G. Blauel and K.-H.

Schwalbe), Mechanical Engineering Publications, London, pp. 943-955 (1991).

- [3] Gorrochategui, I., "Comportamiento en Rotura de Tuberías de Alta Tenacidad con Sustentación Hiperestática en Régimen Elastoplástico", Tesis Doctoral. DCITYM. E.T.S. Ing. Caminos, C. y P. Universidad de Cantabria. Diciembre 1993.
- [4] Gorrochategui, I.; Gutiérrez-Solana, F.; Varona, J.M., "Métodos Simplificados de Análisis de Estructuras Agrietadas Aplicados a un Caso Real", Anales de Mecánica de la Fractura, no. 10, pp 332-340 (1993).
- [5] Gorrochategui, I.; Gutiérrez-Solana, F.; Varona, J.M., "Estudio Comparativo de Métodos Elastoplásticos de Cálculo de Estructuras Agrietadas", Anales de Mecánica de la Fractura, no. 9, pp 220-225 (1992).
- [6] Kumar, V.; German, M.D.; Shih, C.F., "An Engineering Approach for Elastic-Plastic Fracture Analysis", General Electric Company, NP-1931, Research Project 1237-1, Topical Report, Schenectady, New York (1981).
- [7] Zahoor, A., "Ductile Fracture Handbook", Vol. 1-3, NP-6301-D/N 14, Electric Power Research Institute, Palo Alto, CA (1989, 1990, 1991).