

UNIVERSIDAD DE CANTABRIA

**DEPARTAMENTO DE CIENCIA E INGENIERÍA DEL TERRENO
Y DE LOS MATERIALES**

TESIS DOCTORAL

**EVALUACIÓN DE LA INTEGRIDAD ESTRUCTURAL DE
COMPONENTES SOMETIDOS A CONDICIONES DE
BAJO CONFINAMIENTO**

Autor:

SERGIO CICERO GONZÁLEZ

Director:

D. FEDERICO GUTIÉRREZ-SOLANA SALCEDO

**Tesis Doctoral presentada en la Universidad de Cantabria para la obtención del
Título de Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos**

Santander, Marzo de 2007

CAPÍTULO 2

ASPECTOS TEÓRICOS PREVIOS

2.1. MECÁNICA DE LA FRACTURA ELÁSTICA LINEAL

2.1.1. *Introducción: Comportamiento en rotura de los materiales*

La situación última del comportamiento mecánico de los materiales corresponde a su rotura, la cual viene precedida de inestabilidades o roturas locales asociadas a determinados elementos microestructurales del material que, actuando como defectos, aportan situaciones de discontinuidad al mismo. En torno a defectos, preexistentes por fabricación o mecanizado, o desarrollados por las situaciones de sollicitación en uso, se establecen las condiciones críticas a partir de las cuales se desarrolla la rotura del material. La Mecánica de la Fractura es la parcela de la Ciencia aplicada que tiene como objeto analizar y determinar el comportamiento mecánico de los elementos estructurales considerando la existencia de defectos, sea cual sea su origen, en el material del que están constituidos, hasta definir las condiciones o criterios de rotura [18].

Aunque iniciada en el estudio de la rotura de los materiales metálicos, la Mecánica de la Fractura es patrimonio de todos los tipos de materiales. En atención al comportamiento de los mismos se puede establecer por una parte la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal, aplicable a materiales frágiles (cerámicos, vidrios y algunos metálicos de comportamiento elástico lineal) que no desarrollan plasticidad significativa previamente a la rotura, y por otra, una Mecánica de la Fractura Elastoplástica para materiales de alta ductilidad y comportamiento no lineal, como algunos metálicos y polímeros.

El empleo de los materiales en nuevas aplicaciones y desarrollos que han ido produciéndose a lo largo de la historia de la tecnología ha traído consigo un elevado número de accidentes asociados a roturas inesperadas, no previsibles a través de su caracterización mecánica convencional. Algunos ejemplos son el desarrollo del ferrocarril y su entorno en el siglo pasado, el de las uniones soldadas en el presente y, actualmente, el uso generalizado de materiales de alta resistencia bajo criterios basados en la mejora de los métodos de cálculo, que lleva a diseños cada vez más ajustados con menores coeficientes de seguridad y gran ahorro de material. Estas situaciones justifican que la aplicación de las teorías de la Mecánica de la Fractura en el diseño estructural y en la mejora del diseño de los materiales sea de gran importancia y no cese de aumentar en casi todos los campos de la ingeniería.

En definitiva, la Mecánica de la Fractura debe responder a las preguntas que se plantean para el conocimiento del comportamiento mecánico del material en presencia de defectos de tipo fisura, es decir, defectos planos cuyo fondo o frente de avance hacia el material sano posee un radio de curvatura tendente a cero. Esta situación singulariza las expresiones que las teorías clásicas de la Elasticidad proporcionan para los estados tensionales y deformacionales de un medio continuo, que definen su comportamiento.

Establecidos a través de la Mecánica de la Fractura los estados locales de sollicitación en el fondo del defecto, resulta necesario determinar las condiciones críticas que producen su propagación brusca, rápida e inestable, es decir, la rotura. Estas condiciones críticas deben ser planteadas en los términos adecuados de forma que se pueda estimar, a través de los oportunos criterios, el esfuerzo exterior o el tamaño de defecto máximo que den seguridad al comportamiento en servicio de los elementos resistentes en función del material y de su resistencia a la rotura.

2.1.2. Modos de fractura

Dependiendo de la relación espacial entre las direcciones de actuación del esfuerzo exterior y del plano y el frente de la fisura se definen tres modos de rotura en fractura:

- *Modo I*, o de tracción, en el que el esfuerzo es perpendicular al plano de la fisura.
- *Modo II*, o de cortante, en el que el esfuerzo es paralelo al plano de la fisura y perpendicular a su frente.
- *Modo III*, o de torsión, en el que el esfuerzo es paralelo al plano de la fisura y paralelo a su frente.

La Fig. 2.1 muestra un esquema de los tres modos. El más usual es el modo I y como tal es el elegido metodológicamente como referencia en el desarrollo del presente trabajo.

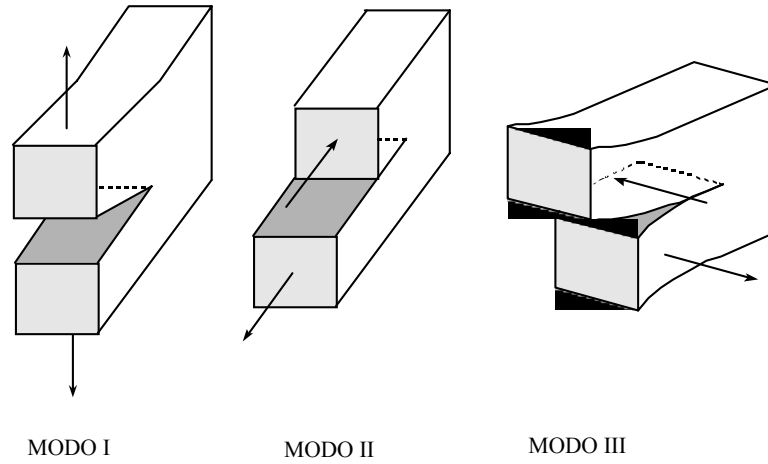


Fig. 2.1: Esquema de los modos de rotura en fractura.

2.1.3. Estado tensional en el frente de un defecto

El análisis elástico-lineal permite obtener la distribución de tensiones en el frente de un defecto tipo fisura a partir de una función de tensiones definida en el campo complejo. La solución analítica más sencilla es para una placa plana infinita con fisura de doble frente de longitud $2a$, bajo un estado tensional uniforme como el mostrado en la Fig. 2.2. En este caso, modo I, el estado tensional viene dado por las expresiones aproximadas:

$$\sigma_x = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2.1)$$

$$\sigma_y = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{3\theta}{2} \right) \right] \quad (2.2)$$

$$\tau_{xy} = \sigma \sqrt{\frac{a}{2r}} \left[\cos \frac{\theta}{2} \operatorname{sen} \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (2.3)$$

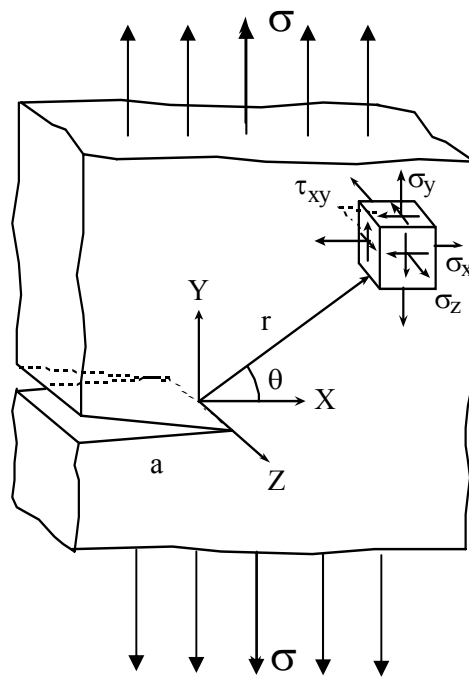


Fig. 2.2. Estado tensional en las proximidades del fondo de fisura.

Estas expresiones representan el primer término de los desarrollos en serie de la solución exacta (serie de Williams [3]). Además, para placas delgadas (tensión plana) se tiene:

$$\sigma_z = 0 \tag{2.4}$$

y para placas gruesas (deformación plana):

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \tag{2.5}$$

De la misma manera, el estado de deformaciones de dicha zona se puede derivar de las expresiones que establecen los desplazamientos en la misma:

$$u = \frac{\sigma}{2E} \sqrt{\frac{ar}{2}} (1 + \nu) \left[(2\kappa - 1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] \tag{2.6}$$

$$v = \frac{\sigma}{2E} \sqrt{\frac{ar}{2}} (1 + \nu) \left[(2\kappa + 1) \sen \frac{\theta}{2} - \sen \frac{3\theta}{2} \right] \tag{2.7}$$

siendo, en deformación plana

$$\kappa = 3 - 4\nu \quad (2.8)$$

y en tensión plana

$$\kappa = \frac{3 - \nu}{1 + \nu} \quad (2.9)$$

El valor del desplazamiento en la tercera dirección, w , es nulo en deformación plana mientras que en tensión plana resulta

$$w = -\frac{\nu}{E} \int (\sigma_x + \sigma_y) dz \quad (2.10)$$

2.1.4. Factor intensidad de tensiones

Las expresiones anteriores pueden expresarse en función de una variable que aparece como una nueva magnitud física, con dimensiones y significado propio. Se trata del factor de intensidad de tensiones K , que para la placa plana infinita estudiada y representada en la Fig. 2.2, que se encuentra en modo I, viene dado por la expresión:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2.11)$$

El factor de intensidad de tensiones resulta ser una magnitud, con unidades en el sistema internacional en $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$, que define por sí sola el estado tensional y de deformaciones en el entorno del frente de una fisura, ya que de forma biunívoca define el estado de tensiones y de desplazamientos para cada punto de coordenadas (r, θ) , salvando la singularidad en $r=0$, según las expresiones:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^I(\theta) \quad (2.12)$$

$$u_i(r, \theta) = \frac{K_I}{2E} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} (1 + \nu) \zeta_i^I(\theta) \quad (2.13)$$

donde $f_{ij}^I(\theta)$ y $\zeta_i^I(\theta)$ son funciones de la orientación propias del modo I, cuyo valor se puede deducir por comparación con las expresiones (2.1) a (2.10).

Análogamente, existen expresiones equivalentes que, a partir de los correspondientes factores de intensidad de tensiones K_{II} y K_{III} , definen el estado tensional y de desplazamientos para condiciones de sollicitación en modo II y en modo III. Así, como ejemplo, y para el modo II:

$$\sigma_{ij}(r, \theta) = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^{II}(\theta) \quad (2.14)$$

siendo

$$K_{II} = \tau \sqrt{\pi a} \quad (2.15)$$

El factor de intensidad de tensiones pone de manifiesto que el estado tensional en el entorno de un defecto es decreciente con la distancia al mismo, y que depende linealmente de la sollicitación exterior aplicada, σ , y de la raíz cuadrada de una variable geométrica característica de las dimensiones del defecto, como puede ser su longitud a . En general, para condiciones geométricas de elemento y defecto diferentes de las de la Fig. 2.2, el factor de intensidad de tensiones tiene una expresión del tipo

$$K_I = M\sigma\sqrt{\pi a} \quad (2.16)$$

donde M es un factor adimensional derivado de dichas condiciones geométricas.

Aún en el caso de geometrías sencillas, la estimación del factor de intensidad de tensiones es compleja y se apoya en:

- Métodos analíticos, determinando el estado tensional o deformacional y a continuación el correspondiente valor de K_I mediante la aplicación de la teoría de la Elasticidad para la determinación de las funciones de tensiones en variables complejas y el apoyo en técnicas analíticas como las de elementos finitos.
- Métodos experimentales, bien basados en la medición de la variación de la flexibilidad, a partir de la que, a través de consideraciones energéticas, se determina el valor de K_I , o bien en ensayos de fotoelasticidad, que definen los campos tensionales para condiciones geométricas semejantes sobre material fotoelástico de los que luego se deduce el factor de intensidad de tensiones.

Asimismo, las expresiones que relacionan el estado tensional y el valor de K_I permiten entender que se puede aplicar el principio de superposición en la determinación del mismo. En efecto, para una geometría dada, el factor de intensidad de tensiones en modo I es igual a la suma de

los obtenidos para los diferentes estados de sollicitación a los que está sometido el componente, considerándolos separadamente.

La aplicación de estos métodos ha permitido la obtención de valores tabulados del factor de intensidad de tensiones para una amplia gama de componentes con geometría y sollicitación usuales en ingeniería [19-21]. De no existir solución tabulada para un problema particular puede optarse por el estudio a través de alguno de los métodos analíticos existentes o bien, por comparación, se asimila a otros casos ya resueltos y tabulados, cuidando que sea mínimo el error o la imprecisión cometidos.

2.1.5. Condiciones críticas de rotura

2.1.5.1. Micromecanismos

La existencia de entallas, fisuras o defectos en general provoca una concentración de tensiones en el entorno de los mismos. Estas tensiones locales son proporcionales a la sollicitación exterior. Cuando ésta aumenta gradualmente la sollicitación local lo hace de igual modo, hasta que se alcanzan unas condiciones que resultan críticas para la realidad microestructural presente en el entorno del defecto, que no es otra que la del propio material. Se producen entonces roturas locales mediante micromecanismos variables con la microestructura, como formación de microhuecos o de clivajes, que determinan el crecimiento del defecto y la consecución inmediata de la rotura, ya que las condiciones críticas se mantienen al frente del mismo.

Estas condiciones críticas de establecimiento de los micromecanismos de rotura se alcanzan para un estado tensional local dado, σ_{ij}^c , que justifica un factor de intensidad de tensiones crítico, K_I^C , para el cual se alcanzan las condiciones macroestructurales límites, de sollicitación y geométricas, que conducen a la rotura del material de un componente con defectos.

2.1.5.2. Primer criterio de rotura: La tenacidad a fractura de un material

El primer criterio de rotura en fractura elástico-lineal establece que la fisura se propagará de forma inestable o brusca cuando el factor de intensidad de tensiones actuante alcance el valor crítico K_I^C . Este valor crítico resulta ser una característica de cada material cuando éste trabaja en condiciones de deformación plana, para las cuales su valor es mínimo. En ese caso, se denomina tenacidad a fractura del material y se denota por el símbolo K_{IC} . La elección de las condiciones de deformación plana para definir la tenacidad a fractura responde a cuestiones

tanto de seguridad en el diseño, al fijar un valor crítico mínimo, como de representatividad del material, al ser un parámetro propio no dependiente de la geometría.

Por tanto, en modo I, el diseño realizado teniendo en cuenta los conceptos de fractura debe garantizar la desigualdad:

$$K_I(\sigma, a) < K_{IC}(\text{material}) \quad (2.17)$$

en tanto que la condición de rotura se establece para

$$K_I = K_{IC} \quad (2.18)$$

Sea por aumento del esfuerzo exterior, σ , o por el aumento del tamaño de la fisura, a , la rotura inesperada puede sobrevenir en servicio al alcanzarse el criterio de rotura (2.18).

2.1.5.2.1. Consideraciones sobre la tenacidad a fractura

- *Ensayos de caracterización*

La determinación de la tenacidad a fractura de un material determinado se lleva a cabo mediante ensayos a rotura realizados con arreglo a las normativas específicas de cada país, siendo la norma americana ASTM E399 [22] la principal referencia por ser el origen de todas ellas.

El planteamiento de los ensayos normalizados contiene las siguientes consideraciones:

- Existen diferentes tipos de probetas en función de su geometría: de flexión, compacta, en C, disco.... Todas ellas están entalladas y fisuradas proporcionalmente a sus dimensiones, que a su vez son función lineal del espesor. Para cada tipo existe una expresión bien definida del factor de intensidad de tensiones, K_I , en función de la geometría, longitud de fisura y carga aplicada. Entre ellas debe elegirse aquella que por geometría sea la más adecuada a las disponibilidades del material y que en espesor aporte condiciones de deformación plana o sea representativa de las condiciones de uso.
- Tras el mecanizado de las probetas, incluyendo la entalla, la fisuración se realiza por fatiga (carga alternada) bajo unas condiciones de carga estipuladas que aseguran que las condiciones en el fondo de la fisura no afectan a la representatividad del proceso de rotura.

- El ensayo hasta rotura de cada probeta se realiza con registro continuo de la carga P y el desplazamiento en la línea de carga δ , para obtener la curva P - δ . En ella se determina el punto de iniciación de la rotura, o crítico para el ensayo, y el correspondiente factor de intensidad de tensiones en rotura K_Q .
- Finalmente se comprueba la existencia de las condiciones de deformación plana. Si se satisfacen, se concluye que la tenacidad a fractura K_{IC} es el valor obtenido K_Q . En caso contrario, este valor es representativo de las condiciones de rotura del material para el espesor ensayado.

El valor K_{IC} se puede considerar como la tenacidad a fractura del material para las condiciones de temperatura y de velocidad de sollicitación propias del ensayo.

- *Efecto del espesor. Rotura en tensión y deformación planas*

El efecto del espesor sobre el valor del factor de intensidad de tensiones en rotura viene representado en la Fig. 2.3. Para espesores pequeños se tienen condiciones de tensión plana, para las que el valor en rotura K_Q es mayor que el de la tenacidad a fractura K_{IC} , propia de condiciones de deformación plana. Al crecer el espesor, las condiciones de tensión plana se mantienen siempre en el exterior de la probeta en tanto que en el interior se van estableciendo gradualmente condiciones de deformación plana.

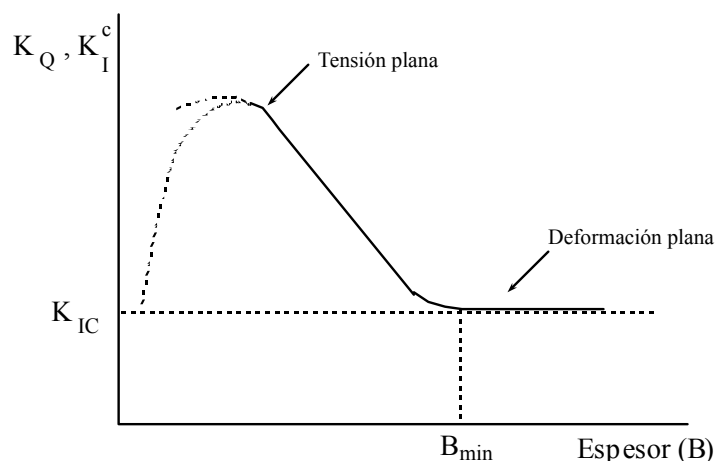


Fig. 2.3. Dependencia del factor de intensidad de tensiones en rotura con el espesor.

En la Fig. 2.4 se muestran las diferencias en el estado tensional del material, definido por los círculos de Mohr, en el entorno del frente de fisura entre las condiciones de tensión y

deformación planas. Estas diferencias justifican distintas orientaciones de los planos de rotura debido a que los planos de cortante máximo son distintos en cada caso.

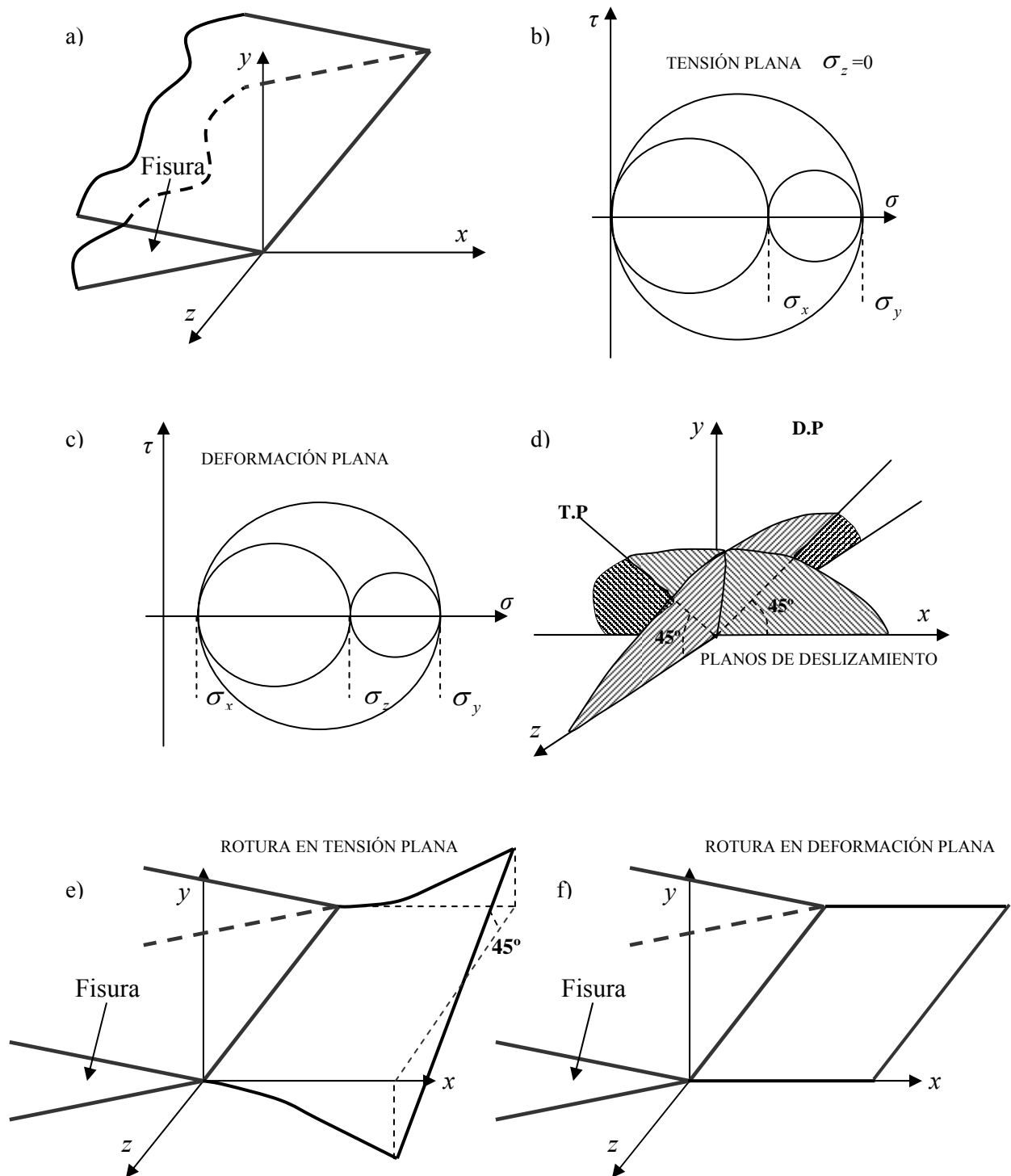


Fig. 2.4. a) Representación geométrica del frente de fisura; b) Círculos de Mohr del estado de tensión plana; c) Círculos de Mohr del estado de deformación plana; d) Planos de deslizamiento en tensión plana (T.P) y deformación plana (D.P); e) Orientación de los planos de rotura en tensión plana (a 45° con el plano original de fisura) y f) en deformación plana (en el plano de fisura).

Las diferentes orientaciones de los planos de rotura explican a su vez las diferencias existentes en la resistencia a la rotura para distintos espesores. A medida que crece el espesor crece la influencia relativa de las condiciones de deformación plana, haciendo que disminuya el factor de intensidad de tensiones crítico para el que se inicia la rotura. Este valor se estabiliza a partir de un espesor para el que las condiciones de deformación plana controlan el proceso de rotura. Este valor de espesor mínimo viene dado por la siguiente expresión empírica [23]:

$$B_{\min} = 2.5 \cdot \left(\frac{K_Q}{\sigma_Y} \right)^2 \tag{2.19}$$

Espesores superiores a B_{\min} garantizan condiciones de deformación plana y por tanto para ellos el valor obtenido K_Q es la tenacidad a fractura K_{IC} .

- Efecto de la temperatura y de la velocidad de sollicitación

Las variaciones en la temperatura y en la velocidad de sollicitación modifican los valores de la tenacidad a fractura del material conforme refleja la Fig. 2.5.

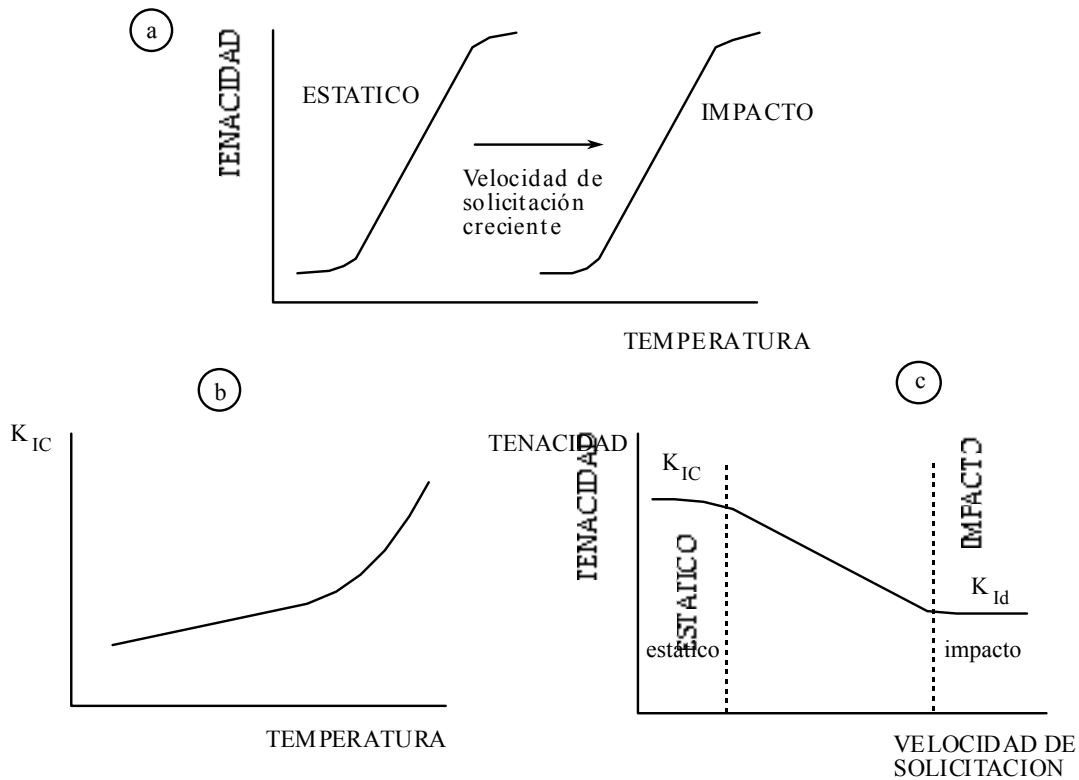


Fig. 2.5. Variación de la tenacidad a fractura con la temperatura y la velocidad de sollicitación.

Se aprecia la tendencia, general en los materiales, al aumento de la tenacidad a fractura al aumentar la temperatura de ensayo para cualquier velocidad de sollicitación. Del mismo modo, a cualquier temperatura se produce una disminución del factor de intensidad de tensiones al pasar el ensayo de régimen estático, con velocidad de sollicitación \dot{P} ó $\dot{\delta}$ pequeña, a régimen dinámico, con velocidad de sollicitación \dot{P} ó $\dot{\delta}$ grande. Existe una velocidad crítica a partir de la que se alcanza un valor estable de tenacidad, que se simboliza por K_{Ic} para reseñar el régimen dinámico o de impacto.

2.1.5.3. Segundo criterio de rotura: La tasa de liberación de energía

Una segunda forma de evaluar las condiciones de rotura se deriva de consideraciones energéticas. El denominado criterio energético de rotura tiene su origen en los estudios sobre fractura en vidrio, en el que admisible un comportamiento elástico lineal, realizados por Griffith en 1921 [1].

El criterio establece que una fisura crece de forma rápida o inestable cuando la energía liberada en su propagación iguala o supera a la energía consumida en el avance de la misma; es decir, cuando la propagación hace que disminuya la energía almacenada del sistema. Por tanto, la condición de rotura se puede expresar del modo siguiente [1]:

$$\frac{d(W_F - U)}{da} = \frac{dE_r}{da} \quad (2.20)$$

El primer término representa la energía liberada por unidad de longitud de avance de fisura, siendo W_F el trabajo realizado por las fuerzas de sollicitación para deformar la pieza y U la energía de deformación almacenada en ella. El segundo término constituye la energía gastada por unidad de longitud de avance de fisura en la rotura del material, el cual presenta una resistencia al respecto cuantificada por E_r .

Cuando ambos miembros de la igualdad (2.20) se expresan como energía por unidad de área de fisura creada, el primero recibe el nombre de tasa de liberación de energía, G , y el segundo se puede asimilar a la energía necesaria para generar la unidad de área de fisura, R , que es característica del material y está asociada a la energía de generación de nuevas superficies libres. De acuerdo con ello, el criterio de rotura se puede expresar como:

$$G = R = G_c \quad (2.21)$$

en función de la tasa de liberación de energía, dependiente del estado de sollicitación y de las condiciones geométricas del componente, y de su valor crítico, G_c , como parámetro propio del material que define su resistencia a la rotura.

Para el caso particular de placa plana infinita con fisura de longitud $2a$ descrito en la Fig. 2.2, la solución analítica de la tasa de liberación de energía para condiciones de tensión plana es la siguiente [1,2]:

$$G = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (2.22)$$

donde E es el módulo de elasticidad del material.

Analizando esta expresión se deduce inmediatamente su relación con el factor de intensidad de tensiones, K_I [24,25]:

$$G = \frac{K_I^2}{E} \quad (2.23)$$

Para el caso de deformación plana se obtiene una relación similar, de manera que se puede generalizar de la siguiente forma [24,25]:

$$G = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.24)$$

siendo

$$E' = E \quad (2.25)$$

para tensión plana, y en deformación plana

$$E' = \frac{E}{(1-\nu^2)} \quad (2.26)$$

Estas relaciones, obtenidas para un caso particular, resultan extensivas para otros casos de tal manera que queda establecida una relación entre los dos parámetros característicos de la Mecánica de Fractura, K y G , y entre los correspondientes criterios de rotura.

La extensión de las expresiones anteriores a los casos de sollicitaciones variadas, que generan todos los posibles modos de rotura conduce a la ecuación más general [24]:

$$G = \alpha \left(\frac{K_I^2}{E} + \frac{K_{II}^2}{E} + \frac{K_{III}^2}{(1-\nu)E} \right) \quad (2.27)$$

con

$$\alpha = 1 \quad (2.28)$$

en tensión plana y

$$\alpha = 1 - \nu^2 \quad (2.29)$$

en deformación plana.

2.2. MECÁNICA DE LA FRACTURA ELASTOPLÁSTICA

2.2.1. Introducción

La Mecánica de la Fractura Elástica Lineal (MFEL) describe y predice correctamente el comportamiento en fractura de materiales frágiles. Aún así, el análisis del campo tensional que esta teoría propone para el entorno de un defecto obtiene valores que tienden a infinito al aproximarse a su borde. Esta situación teórica se resuelve en la realidad con la presencia de una zona plástica en el fondo de una fisura. Siempre que el tamaño de esta zona plástica sea suficientemente pequeño con respecto al tamaño del defecto, la MFEL puede usarse con pequeñas correcciones, proporcionando buenos resultados en sus predicciones. Sin embargo, gran número de materiales, como la mayor parte de las aleaciones metálicas actualmente en uso, son demasiado dúctiles y tenaces como para que las predicciones de la MFEL sean correctas, ya que previamente a la rotura desarrollan una importante zona plástica que condiciona su comportamiento ante la rotura. Surge entonces la necesidad de utilizar la Mecánica de la Fractura Elastoplástica (MFEP), que permite analizar aquellas situaciones de fractura de los materiales que vienen precedidas de un estado de gran deformación plástica en el entorno de sus defectos.

2.2.2. Plasticidad en el frente de fisuras

La expresión obtenida para el estado tensional en el frente de una fisura solicitada en modo I

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}^I(\theta) \quad (2.30)$$

debe ir acompañada de dos precisiones sobre su región de validez. Una es que representa el estado tensional sólo en la zona próxima al frente de fisura, de modo que en zonas más alejadas queda definido por las condiciones de contorno del problema. La segunda es que dicha expresión se singulariza en $r = 0$ y, en consecuencia, para distancias al frente de fisura muy reducidas la tensión teórica toma un valor tendente a infinito que no es realista en materiales dúctiles, en los cuales aparece una notoria plastificación local.

En el plano de una fisura ($\theta = 0$) solicitada en modo I, al aplicar los criterios de plastificación al estado tensional dado por (2.30) se obtiene la extensión de la zona plastificada r_p que, en tensión plana, resulta:

$$r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (2.31)$$

donde σ_Y es el límite elástico del material.

En realidad, la zona plástica tiene una extensión superior a la obtenida por la aproximación previa, existiendo otras expresiones que se obtienen tras analizar el estado tensional en las proximidades de una fisura y a partir del equilibrio de esfuerzos. Todas ellas establecen el tamaño de la zona plástica como función del factor de intensidad de tensiones y del límite elástico. La más frecuentemente utilizada es la de Irwin, que en tensión plana viene dada por:

$$r_p = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (2.32)$$

En deformación plana la diferente situación tensional conduce a un tamaño de zona plástica aproximadamente nueve veces más pequeño para materiales elasto-plásticos perfectos.

Aplicando los criterios de plastificación a toda la región en torno al frente de fisura, se obtienen los contornos de las zonas plásticas como curvas cerradas. En coordenadas polares siguen funciones del tipo:

$$r_p(\theta) = \frac{K^2}{\sigma_Y^2} f(\theta) \tag{2.33}$$

siendo diferentes para los distintos modos de sollicitación. La representación gráfica en perspectiva de la zona plástica del frente de fisura en una placa solicitada en modo I y de suficiente espesor como para obtener deformación plana puede verse en la Fig. 2.6.

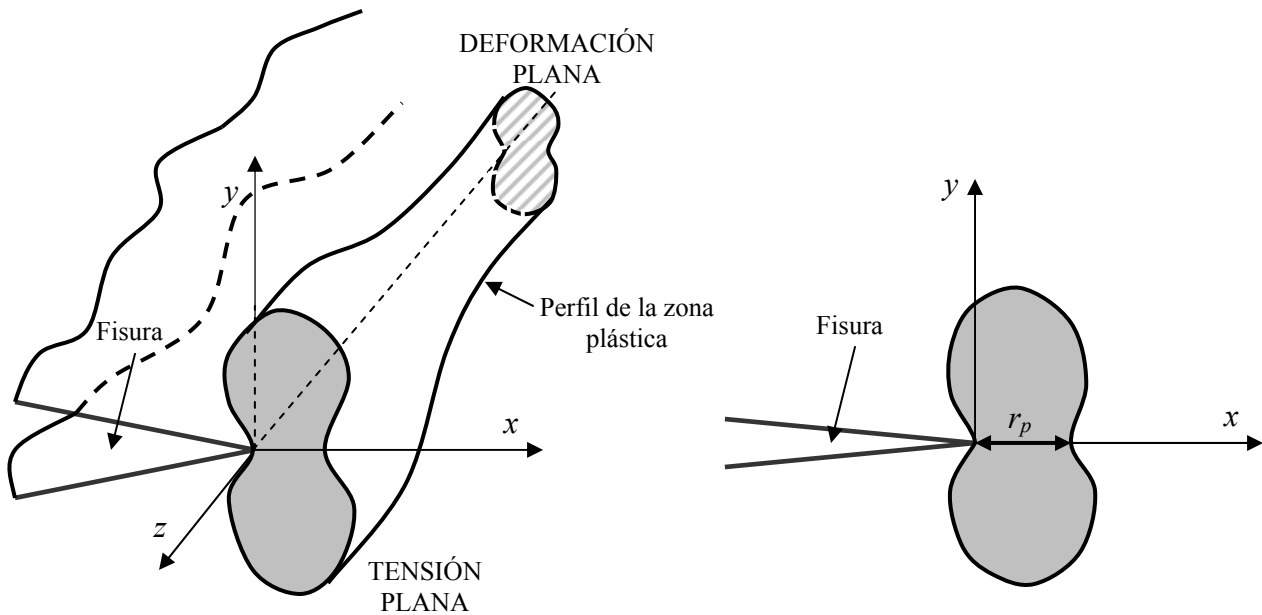


Fig. 2.6. Representación gráfica de la zona plástica en el frente de una fisura en condiciones de tensión plana y deformación plana

Si el tamaño de la zona plástica es pequeño ($r_p \ll a$) la aplicación de la MFEL en el establecimiento de criterios de rotura es suficientemente válida. Para extender el campo de validez de la MFEL se realiza una corrección a la longitud del defecto con objeto de tener en cuenta el efecto de la zona plástica. La longitud de la fisura ficticia es su valor real más la mitad de la extensión de la zona plástica en la dirección de avance de la fisura. Para condiciones de deformación plana, en la corrección de la longitud del defecto, r_p^* , se realiza una ponderación de tal manera que quede recogido el efecto de las dimensiones de la zona plástica en los extremos en tensión plana, resultando:

$$r_p^* = \frac{1}{6\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 \tag{2.34}$$

Conocida la corrección, el factor de intensidad de tensiones se obtiene de la ecuación:

$$K_I = M\sigma \sqrt{\pi \left(a + \frac{K_I^2}{n\pi\sigma_Y^2} \right)} \quad (2.35)$$

que puede ser resuelta de forma iterativa teniendo en cuenta que n depende del estado tensional (6 para deformación plana y 2 para tensión plana) y M es el factor propio de la geometría del componente y de la fisura.

2.2.3. Parámetros de fractura en régimen elastoplástico

En aquellos materiales en que por su tenacidad y ductilidad la zona plástica se extiende de forma importante en torno al frente de la fisura, el crecimiento de la misma, y por tanto la rotura, ya no puede justificarse como un proceso que se produce cuando el factor de intensidad de tensiones alcanza un valor crítico, dado que este parámetro no representa las condiciones tensionales en el entorno del defecto. Hacen falta nuevos parámetros que biunívocamente queden relacionados con los campos de tensiones y deformaciones de tal manera que la situación crítica de éstos, definida por los micromecanismos de rotura, se pueda caracterizar por un valor crítico de aquéllos. Dos son los parámetros más empleados, el *CTOD*, o apertura de la fisura en su frente inicial, y la integral *J*.

2.2.3.1. Apertura en el frente de fisura: *CTOD*

El concepto de apertura en el frente de fisura o *CTOD* (Crack Tip Opening Displacement) aparece tras la observación de que durante el proceso de carga de materiales elastoplásticos fisurados se va generando un importante enrocamiento del frente de la grieta. La apertura entre labios o caras de la fisura en el frente original es el parámetro *CTOD*. La Fig. 2.7 describe el mismo.

Cuando el material fisurado alcanza un valor de *CTOD* crítico, $CTOD_C$, el material se rompe. Por ello se puede establecer un criterio de rotura en base al valor $CTOD_C$, que es característico del material y que se puede determinar mediante ensayos. El criterio de rotura basado en este concepto resulta útil en MFEP y puede ser enunciado en la forma general de otros criterios. Existe rotura si:

$$CTOD \geq CTOD_C \quad (2.36)$$

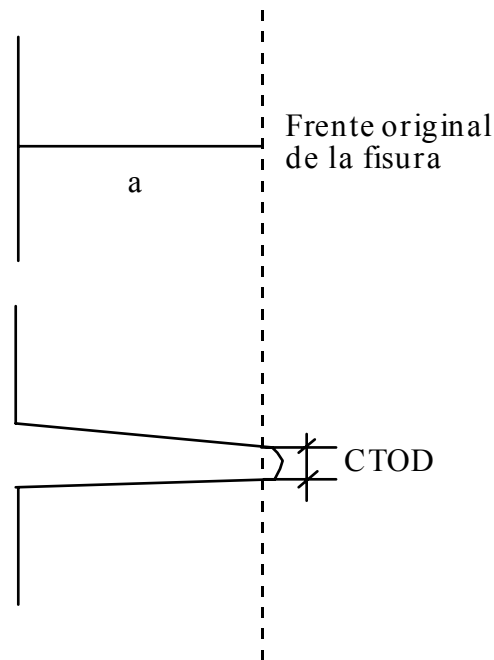


Fig. 2.7. Definición del parámetro $CTOD$.

El cálculo del $CTOD$ se realiza mediante la expresión:

$$CTOD = CTOD_e + CTOD_p \quad (2.37)$$

El primer término es la componente elástica lineal del mismo, dada por:

$$CTOD_e = \frac{K_I^2}{\lambda E' \sigma_Y} \quad (2.38)$$

donde λ es una constante adimensional que varía entre 1 y 2 [24,25], dependiendo de la microestructura del material. El segundo, la componente plástica $CTOD_p$, se puede obtener por expresiones dependientes de la geometría, la longitud del defecto y la sollicitación [24,25].

El $CTOD_c$, como otros parámetros críticos, depende de la temperatura y de la velocidad de carga, y para su caracterización se requiere un espesor adecuado a partir del cual se convierte en variable propia del material:

$$B \geq 25 CTOD_c \quad (2.39)$$

2.2.3.2. La integral de contorno J

La integral J [26] es una integral curvilínea, cerrada en torno al frente de fisura e independiente del camino, que define el cambio diferencial de energía potencial del sistema para una extensión diferencial de la fisura, de modo que puede considerarse la extensión al dominio elastoplástico de la tasa de liberación de energía G , de Griffith, descrita en la Mecánica de Fractura elástica lineal [24]. Posee la propiedad de caracterizar biunívocamente el estado tensional y deformacional en el entorno de dicho frente en un material elastoplástico y, en consecuencia, es un parámetro muy aceptado para caracterizar la fractura en régimen elastoplástico. Así, la integral J se utiliza como criterio de rotura de forma que un sistema material con un defecto dado iniciará su proceso de fractura cuando la integral J alcance un valor crítico J_C :

$$J \geq J_C \quad (2.40)$$

J_C es una constante característica propia del material que depende de la temperatura y de la velocidad de sollicitación y que debe ser obtenida con probetas que han de tener un espesor B mínimo, dado por la ecuación:

$$B \geq 25 \frac{J_c}{\sigma_Y} \quad (2.41)$$

Eshelby [4], basándose en el teorema de conservación de la energía, definió un conjunto de integrales de contorno independientes del camino de integración. Una de ellas es la integral J , cuya expresión en el caso bidimensional es:

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x} ds \right) \quad (2.42)$$

donde W es la energía de deformación por unidad de volumen, T_i son las componentes del vector de tracciones, u_i son las componentes del vector de desplazamientos y ds es un elemento diferencial de Γ . La energía de deformación se define como:

$$W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij} \quad (2.43)$$

donde σ_{ij} y ε_{ij} son los tensores de tensiones y deformaciones respectivamente.

Las componentes del vector de tracciones vienen dadas por:

$$T_{ij} = \sigma_{ij} n_j \quad (2.44)$$

donde n_j son las componentes de un vector unitario normal a Γ . La Fig. 2.8 muestra un esquema en el que se definen gráficamente algunos de los términos de la integral J .

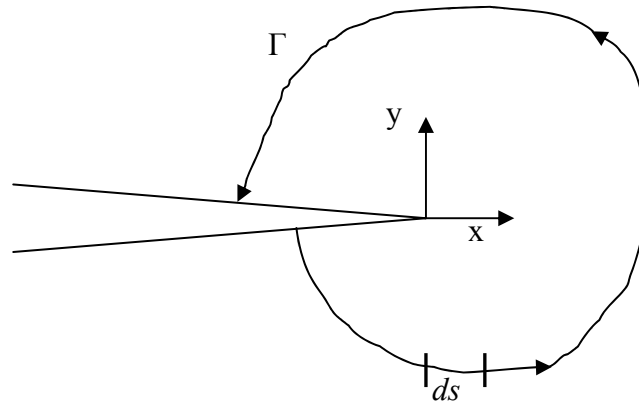


Fig. 2.8. Contorno arbitrario alrededor del frente de fisura

Muchos materiales tenaces no fallan de forma catastrófica al alcanzar un valor crítico del $CTOD$ o de J , sino que desarrollan una resistencia frente a la fractura que crece con la propagación de la fisura [24]. De esta manera la J resistente del material aumenta para valores crecientes de dicha propagación, dando lugar a una curva J_R del material. Un análisis a fractura que tenga en cuenta esta consideración compara la integral J aplicada con la curva J_R del material, estableciéndose dos condiciones para que se produzca la rotura:

$$J = J_R \quad (2.45)$$

$$\frac{dJ}{da} = \frac{dJ_R}{da} \quad (2.46)$$

La Fig. 2.9 muestra un análisis de este tipo.

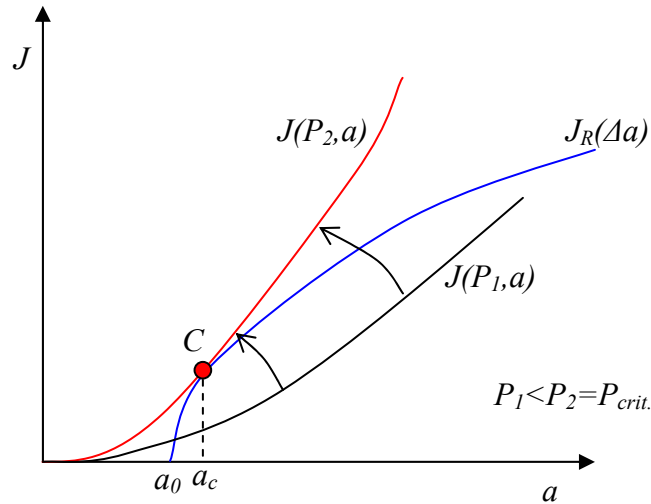


Fig. 2.9. Análisis a fractura haciendo uso del concepto de integral J . P_1 es una carga menor que la de rotura. Si se incrementa la carga aplicada se llega a la carga crítica, en la cual se cumplen las condiciones recogidas en (2.45) y (2.46) (punto C). a_0 es la longitud inicial de fisura y a_c es la longitud de fisura en rotura.

J además de un parámetro energético, es también un parámetro tensional y deformacional. Hutchinson, Rice y Rosengren postularon que J define de forma biunívoca el estado de tensiones, σ_{ij} , y deformaciones, ε_{ij} , de forma que J permite caracterizar las condiciones en el frente de fisura de un material elástico no lineal.

Considerando un material elasto-plástico con una curva de tensión-deformación que puede ser representada mediante la ecuación de Ramberg-Osgood:

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left[\frac{\sigma}{\sigma_0} \right]^n \tag{2.47}$$

y basándose en las propiedades de la integral J se concluye que [5]:

$$\sigma(r) = \frac{k_1}{r^{\frac{1}{n+1}}} \tag{2.48}$$

$$\varepsilon(r) = \frac{k_2}{r^{\frac{n}{n+1}}} \tag{2.49}$$

donde k_1 y k_2 son constantes de proporcionalidad. Estas ecuaciones (2.48) y (2.49) ilustran las singularidades de la tensión y de la deformación en el caso de comportamiento elastoplástico no lineal.

Sobre la base de estos resultados, la integral de la ecuación (2.42) proporciona una relación única entre la J y los campos de tensiones y deformaciones en el frente de fisura y la inversa de dicha ecuación nos da las tensiones y deformaciones en el frente de fisura en términos de J :

$$\sigma_{ij} = \sigma_0 \left[\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right]^{\frac{1}{1+n}} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta) \quad (2.50)$$

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\alpha \sigma_0}{E} \left[\frac{EJ}{\alpha \sigma_0^2 I_n r} \right]^{\frac{n}{1+n}} \tilde{\varepsilon}_{ij}(n, \theta) \quad (2.51)$$

donde I_n es una constante de integración que depende de n , y $\tilde{\sigma}_{ij}$ y $\tilde{\varepsilon}_{ij}$ son funciones adimensionales de n y θ . Estos parámetros dependen también del estado tensional (tensión plana o deformación plana). Las ecuaciones (2.50) y (2.51) se conocen como singularidad HRR en referencia a sus autores (Hutchinson, Rice y Rosengren).

La integral J define el tamaño de la singularidad HRR del mismo modo que el factor intensidad de tensiones caracteriza el tamaño de la singularidad elástico-lineal. Una estructura en condiciones de plasticidad limitada tiene dos zonas dominadas por sendas singularidades: una en la región elástica, en donde la tensión varía con $I/r^{1/2}$, y otra en la zona plástica en donde la tensión varía con $I/r^{1/(1+n)}$.

2.3. DIAGRAMAS DE FALLO

2.3.1. Introducción: Modelo de plastificación local de Dugdale y Barenblatt

Es importante destacar que el uso de un parámetro u otro (K, J, \dots) depende de la extensión de la zona plástica de cada problema concreto. La Fig. 2.10 muestra un resumen de las distintas situaciones que pueden darse y del marco teórico aplicable en cada una de ellas.

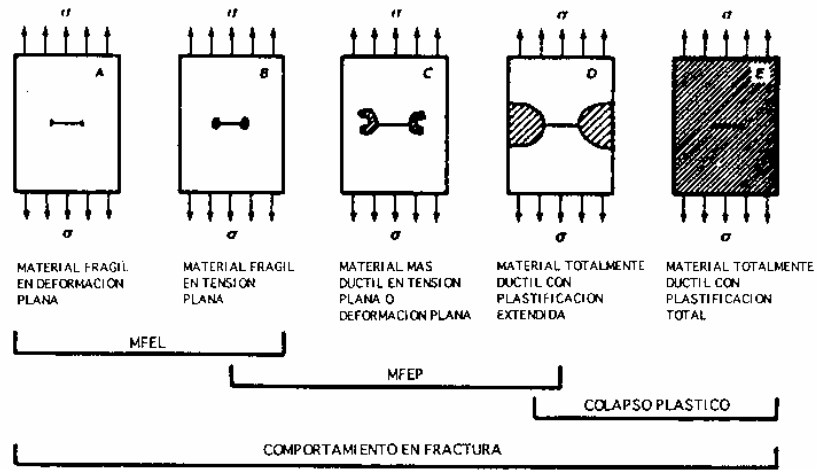


Fig. 2.10. Distintas situaciones estructurales en función del tamaño de la zona plástica [27].

Resultaría pues interesante encontrar una metodología aplicable a las distintas situaciones que pudieran presentarse, desde las correspondientes a situaciones frágiles hasta aquellas en las que se produce plastificación generalizada.

En 1960 Irwin [6] afirmó que la aparición de una zona plástica en el frente de la fisura hace que ésta se comporte como si en realidad fuera algo más larga que su tamaño físico real. A partir de esta premisa estableció un modelo de comportamiento de sencilla compresión válido para casos en los que se producía plasticidad limitada.

Basándose en la misma idea, Dugdale y Barenblatt [8,28] propusieron otro modelo para el mismo caso de plasticidad limitada (Fig. 2.11). En él suponen que una grieta de longitud $2a$ con plastificación en los frentes de la misma se comporta como una fisura de longitud $2a+2\rho$, estando los extremos de la grieta, ρ , sometidos a una tensión elástica σ_{ys} que tiende a cerrar la fisura. Es decir, modelizan la zona plástica asumiendo una grieta de longitud $2a+2\rho$, siendo ρ la longitud de dicha zona, con una tensión de cierre igual al límite elástico del material...

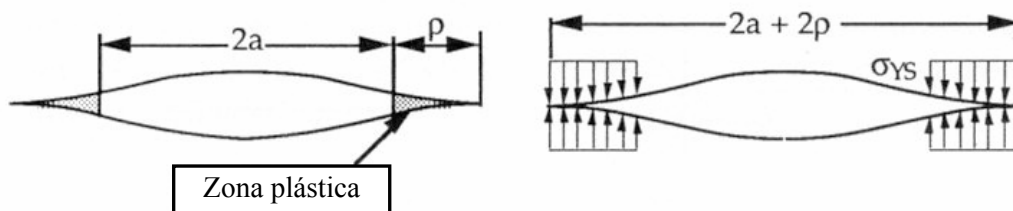


Fig. 2.11. Modelo de Dugdale [8]. La zona plástica se modeliza considerando tensiones de compresión iguales al límite elástico en cada extremo de la fisura [24].

El modelo, que supone el caso de fisura pasante en placa infinita, se aproxima al comportamiento elasto-plástico superponiendo dos soluciones elásticas: una fisura pasante bajo tensión uniforme y una fisura pasante sometida a tensiones de cierre en sus extremos. La solución aparece por aplicación del principio de superposición (Fig. 2.12).

Las tensiones en el frente de fisura son finitas por lo que la singularidad que surge en la MFEL (tensiones infinitas para $r = 0$) desaparece. De esta forma, el término que varía con $1/r^{3/2}$ debe ser cero, de tal modo que $K_I = 0$. La longitud de la zona plástica, ρ , debe elegirse de tal forma que los factores de intensidad de tensiones de la placa infinita sometida a tensión uniforme y de la placa infinita sometida a tensiones de cierre se anulen entre sí.

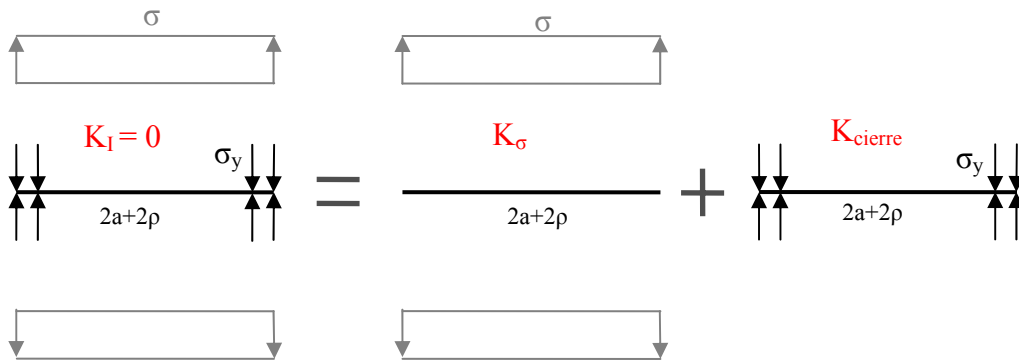


Fig. 2.12. Aplicación del principio de superposición al modelo de Dugdale

El factor de intensidad de tensiones debido a las tensiones de cierre se puede estimar considerando una fuerza P , perpendicular a la fisura, aplicada a una distancia x del centro de la misma (Fig.2.13). Los factores de intensidad de tensiones en los dos frentes de fisura son, suponiendo una placa de espesor unitario [24]:

$$K_{I(+a)} = \frac{P}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a+x}{a-x}} \tag{2.52}$$

$$K_{I(-a)} = \frac{P}{\sqrt{\pi a}} \sqrt{\frac{a-x}{a+x}} \tag{2.53}$$

La fuerza de cierre en un punto de la zona plástica es igual a:

$$P = -\sigma_y \cdot dx \tag{2.54}$$

De esta forma el factor de intensidad de tensiones en el frente de fisura provocado por las tensiones de cierre se obtiene sustituyendo a por $a+\rho$ en las expresiones de K_I y sumando la contribución de ambos frentes por integración:

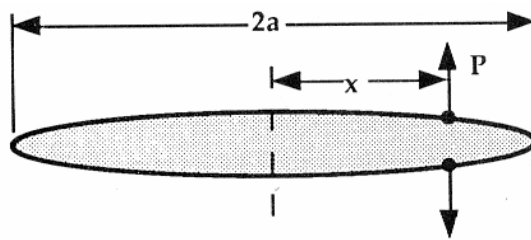


Fig. 2.13. Fuerzas de apertura en la fisura aplicadas a una distancia x del centro [24].

$$K_{cierre} = -\frac{\sigma_y}{\sqrt{\pi(a+\rho)}} \int_a^{a+\rho} \left\{ \sqrt{\frac{a+\rho+x}{a+\rho-x}} + \sqrt{\frac{a+\rho-x}{a+\rho+x}} \right\} dx = -2\sigma_y \sqrt{\frac{a+\rho}{\pi}} \int_a^{a+\rho} \frac{dx}{\sqrt{(a+\rho)^2 - x^2}} \tag{2.55}$$

Resolviendo la integral se obtiene:

$$K_{cierre} = -2\sigma_y \sqrt{\frac{a+\rho}{\pi}} \cos^{-1} \left(\frac{a}{a+\rho} \right) \tag{2.56}$$

El factor de intensidad de tensiones asociado a una fisura en una placa infinita sometida a tensión uniforme:

$$K_\sigma = \sigma [\pi(a+\rho)]^{1/2} \tag{2.57}$$

debe compensar al factor de intensidad de tensiones correspondiente a la placa sometida a las tensiones de cierre (principio de superposición. Fig. 2.12). Así, se obtiene:

$$\frac{a}{a+\rho} = \cos \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right) \tag{2.58}$$

El coseno puede expresarse mediante su desarrollo en serie de Taylor, de modo:

$$\frac{a}{a+\rho} = 1 - \frac{1}{2!} \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right)^2 + \frac{1}{4!} \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right)^4 - \frac{1}{6!} \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right)^6 + \dots \quad (2.59)$$

Si nos quedamos con los dos primeros términos y despejamos ρ :

$$\rho = \frac{\pi^2 \sigma^2 a}{8\sigma_y^2} = \frac{\pi}{8} \left(\frac{K_I}{\sigma_y} \right)^2 \quad (2.60)$$

para $\sigma \ll \sigma_y$ [24].

Finalmente, podemos obtener el factor de intensidad de tensiones efectivo, K_{eff} , considerando en la expresión del K_I obtenida de la MFEL ($K_I = \sigma(\pi a)^{1/2}$) una longitud de fisura efectiva $a_{eff} = a + \rho$:

$$K_{eff} = \sigma \sqrt{\pi \cdot a \cdot \sec \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right)} \quad (2.61)$$

Esta expresión tiende a sobreestimar K_{eff} ya que a_{eff} es algo menor que $a + \rho$ debido a que la zona sometida a tensiones de cierre está cargada con σ_y [24]. Burdekin y Stone [7] obtuvieron una estimación más realista de K_{eff} :

$$K_{eff} = \sigma_y \sqrt{\pi a} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi\sigma}{2\sigma_y} \right) \right]^{1/2} \quad (2.62)$$

2.3.2. Obtención del Diagrama de Fallo

La evaluación de la integridad estructural de un componente o estructura puede llevarse a cabo comparando en primer lugar el factor de intensidad de tensiones con la tenacidad a fractura del material y, en segundo lugar, la carga aplicada con la que produce el colapso plástico. Dichas condiciones son sin embargo insuficientes, ya que al no tener en cuenta la interacción fractura-colapso plástico nos encontramos con situaciones que, consideradas aceptables, corresponden a situaciones reales en las que se produce la rotura de la estructura.

Queda por lo tanto establecida la necesidad de tener en cuenta la interacción entre fractura y colapso. Para ello necesitamos una relación entre las variables $L_r = P/P_L$ y $K_r = K_I/K_{IC}$,

evaluadoras de la seguridad frente a colapso plástico y fractura respectivamente, al ser P la carga aplicada, P_L la carga de colapso plástico, K_I el factor de intensidad de tensiones y K_{IC} la tenacidad a fractura del material. Relación que, además, ha de representar una situación crítica, es decir, ha de separar situaciones aceptables de no aceptables.

Por otra parte, al estar en situaciones en las que se ha producido cierta plasticidad, no es válida la utilización de los factores de intensidad de tensiones que surgen de la MFEL y habrá que utilizar aquellos que tengan en cuenta la presencia de una zona plástica en el frente de fisura. En este caso se utilizará el factor de intensidad de tensiones que surge de la corrección de Dugdale, aplicado a una placa de dimensiones infinitas con una fisura centrada de longitud $2a$ y solicitada con una tensión uniforme σ .

La condición crítica se alcanzará cuando K_{eff} se iguala a K_{IC} :

$$K_{eff} = \sigma_y (\pi a)^{1/2} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_y} \right) \right]^{1/2} = K_{IC} \quad (2.63)$$

Dividiendo ambos lados de la expresión entre el factor de intensidad de tensiones $K_I = \sigma (\pi a)^{1/2}$ resulta:

$$\frac{K_{IC}}{K_I} = \frac{\sigma_y}{\sigma} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_y} \right) \right]^{1/2} \quad (2.64)$$

Invirtiendo la expresión, queda:

$$\frac{K_I}{K_{IC}} = \frac{\sigma}{\sigma_y} \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi \sigma}{2\sigma_y} \right) \right]^{-1/2} \quad (2.65)$$

O lo que es lo mismo:

$$K_r = L_r \left[\frac{8}{\pi^2} \ln \sec \left(\frac{\pi}{2} L_r \right) \right]^{-1/2} \quad (2.66)$$

Con lo que obtenemos una condición crítica que relaciona colapso local y fractura teniendo en cuenta la interacción entre ambos fenómenos.

Por otra parte, además de ser una expresión adimensional, elimina la raíz cuadrada que incluye la semilongitud de fisura. Del mismo modo lo haría con el factor de forma si el análisis se hubiera hecho sobre un componente de geometría diferente, de tal manera que desaparece la dependencia que con respecto a la geometría tiene el modelo de Dugdale

La Fig. 2.14 muestra gráficamente el Diagrama de Fallo, FAD (“*Failure Assessment Diagram*”), derivado de la expresión (2.66) que define la correspondiente línea de fallo, FAL (“*Failure Assessment Line*”), como contorno de la zona en la que los componentes están en condiciones seguras. La línea FAL define el criterio de rotura, establecido en su origen (2.63), pero también las condiciones de colapso plástico generalizado ya que K_r tiende a cero cuando L_r tiende a 1 (condición de colapso plástico $\sigma = \sigma_y$), justificando que no hay seguridad para $\sigma > \sigma_y$.

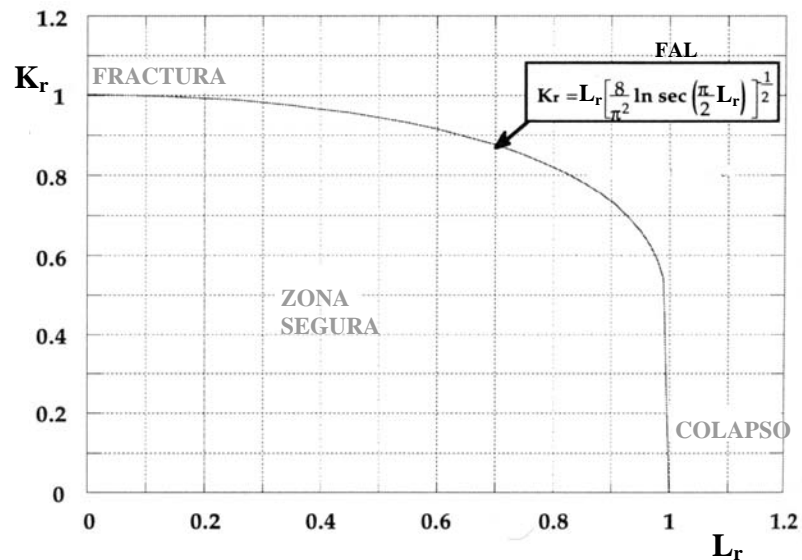


Fig.2.14. Diagrama de Fallo obtenido a partir del modelo de Dugdale [24]

En definitiva, la metodología de los FAD propone:

- Representar la situación del componente evaluado frente a la rotura mediante un punto de coordenadas K_r y L_r . La coordenada K_r resulta de dividir el factor de intensidad de tensiones correspondiente entre la tenacidad a fractura del material, mientras que la coordenada L_r se obtiene al dividir la carga aplicada entre la carga de colapso plástico.
- Evaluar la posición de dicho punto con respecto a la línea de fallo $f(L_r)$ característica del material. Si el punto queda entre la línea de fallo y los ejes coordenados la situación se

considera aceptable pero si por el contrario el punto queda por encima de la línea de fallo se considera que el componente falla.

En la práctica, la línea de fallo es ajustada experimentalmente de modo que queda asegurada la obtención de resultados del lado de la seguridad. A medida que se tiene un mayor conocimiento de la curva tensión-deformación del material es posible definir curvas menos conservadoras que se ajustan mejor a las características resistentes del material. Así, es importante observar que (2.66) ha sido obtenida conociendo tan sólo el límite elástico de la curva tensión-deformación. El conocimiento de la tensión última permitiría la obtención de una línea de fallo menos conservadora y, en caso de conocer la curva tensión-deformación en su totalidad, se obtendría la línea de fallo más ajustada al verdadero comportamiento del material. En función de los distintos grados de conocimiento del comportamiento de material, los procedimientos de evaluación de la Integridad Estructural recogen generalmente distintos tipos de Diagramas de Fallo.

- Finalmente, para un determinado componente que se encuentra en una situación aceptable, A, su correspondiente factor de seguridad frente al fallo con respecto a la carga aplicada se determina trazando una línea recta (propia del componente con un estado de fisuración fijo y una sollicitación variable) que pasa por el origen de coordenadas y por el punto de evaluación; si la distancia del origen a la línea de fallo según la recta es OB y la distancia del origen al punto de evaluación es OA, el coeficiente de seguridad se define como el cociente OB/OA.

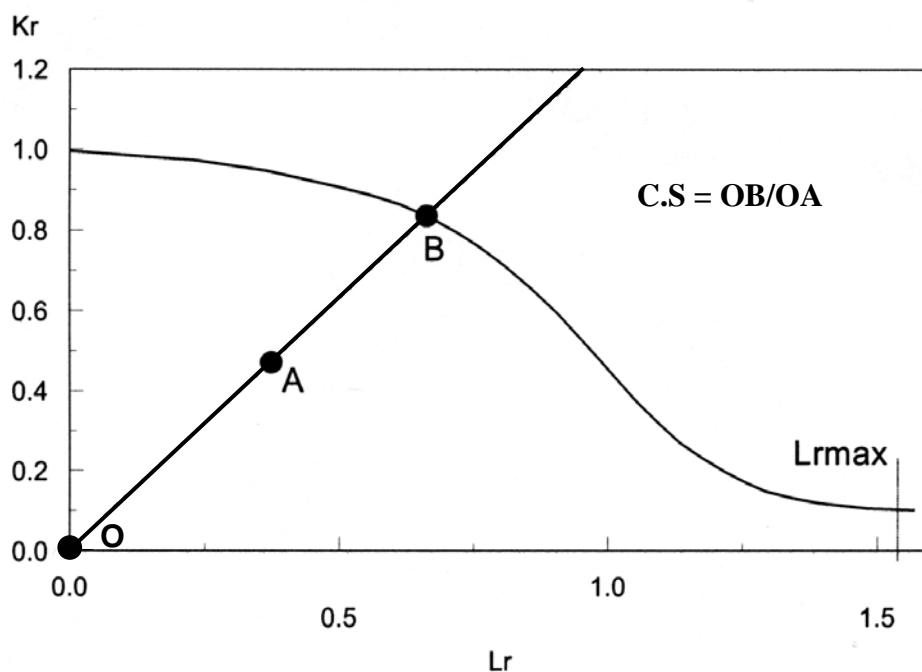


Fig. 2.15. Diagrama de Fallo correspondiente a una situación en la que se conoce la totalidad de la curva tensión-deformación del material y determinación del coeficiente de seguridad frente a la rotura.

La Fig. 2.15 muestra un diagrama de fallo y un punto, A, que representa la situación respecto al fallo de un determinado componente estructural con una fisura dada. Así mismo, muestra la metodología para la obtención del coeficiente de seguridad. Se puede observar que el FAD representado presenta una línea de fallo sensiblemente diferente a la obtenida teóricamente a partir del modelo de Dugdale (Fig 2.14). Esto es debido a que la línea de fallo de la Fig. 2.15 ha sido obtenida a partir de la curva tensión-deformación del material.

2.4. LOS PROCEDIMIENTOS DE EVALUACIÓN DE LA INTEGRIDAD ESTRUCTURAL

2.4.1. Introducción

La Integridad Estructural es utilizada para demostrar la “idoneidad para el servicio” (“*fitness for service o for purpose*”) de componentes y estructuras ingenieriles a lo largo de su vida operativa. Surgió a mediados de los años 70 con el objetivo de desarrollar una disciplina que evaluase simultáneamente la situación frente al colapso plástico y frente al fallo por fractura. Engloba a un amplio abanico de disciplinas de análisis, como por ejemplo la Resistencia de Materiales y la Mecánica de la Fractura, y técnicas de auscultación y reparación de componentes estructurales, resultando aplicable a un espectro importante de industrias como la generación de energía, el transporte y las construcciones off-shore.

Si se usa correctamente, la metodología de análisis de la Integridad Estructural puede proporcionar un correcto equilibrio entre economía y seguridad al evitar reparaciones absolutamente innecesarias durante la vida en servicio de la estructura. A pesar de que se han conseguido avances significativos en los últimos años que han aumentado tanto la precisión como el alcance de los procedimientos de evaluación de la Integridad Estructural, todavía existen problemas que impiden una mayor aceptación de estos métodos. El mayor de ellos hasta ahora, sin lugar a dudas, era la falta de unificación y homogeneización de los diferentes procedimientos existentes, cuestión que ha sido superada en gran parte gracias al proyecto europeo SINTAP [13].

Un potencial usuario que quisiera utilizar la Integridad Estructural para evaluar el estado de una estructura o componente que contenga una serie determinada de defectos se encontrará con una extensa lista de documentos, normas, códigos, métodos, guías o procedimientos, sin saber cuál de ellos es realmente el adecuado para la situación que ha de resolverse [29-31].

La mayor parte de estas metodologías pueden dividirse en dos grandes grupos: selectivas y comprensivas. Las primeras están dirigidas a la toma de una decisión rápida con una mínima cantidad de datos de entrada, mientras que las segundas requieren un estudio detallado de la estructura pero aportan una solución completa al problema.

La lista de procedimientos cuyas filosofías pueden ser adscritas a estas dos líneas de análisis y a sus subclasificaciones es amplia. A continuación se realiza una breve descripción de los más extendidos atendiendo a la clasificación descrita [32].

2.4.2. Procedimientos selectivos

Se trata de métodos muy rápidos y fáciles de aplicar que precisan una mínima cantidad de datos de entrada. Según el resultado obtenido pueden requerir o no un análisis más profundo de la estructura. De entre todos ellos, se destacan a continuación los más utilizados:

2.4.2.1. Diagramas $J-T$ [33]

Es un método de aplicación general, aunque originalmente desarrollado para vasijas a presión de reactores nucleares de agua ligera. Consiste en el cálculo simplificado de la curva $J-T$ (integral J frente a módulo de desgarro) aplicada sobre el componente y su comparación con la curva $J-T$ de resistencia a fractura del material. A partir de la intersección de ambas se evalúa la carga de inestabilidad.

La Fig. 2.16 representa esquemáticamente en ejemplo típico de diagrama $J-T$ que incluye las curvas de módulo de desgarro, tanto aplicado (T_{app}) como del material (T_R), frente a J y J_R , respectivamente.

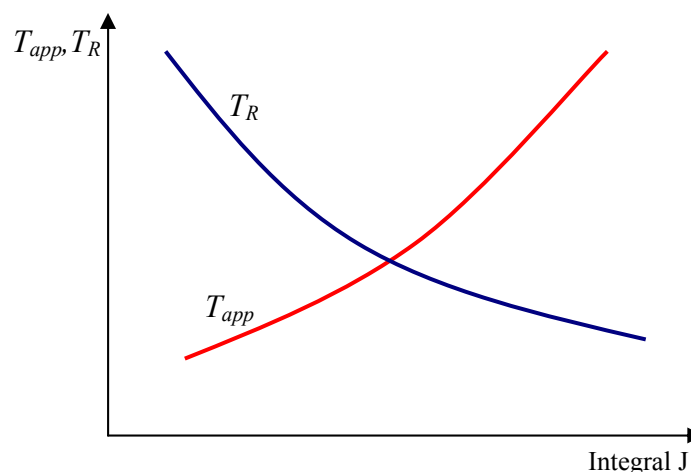


Fig. 2.16. Representación esquemática de un diagrama $J-T$.

La inestabilidad de la propagación se produce cuando la curva $J-T_{app}$ corta a la curva J_R-T_R . Los módulos de desgarro se definen según:

$$T_{app} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{\partial J_{app}}{\partial a} \quad (2.67)$$

$$T_R = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ_R}{d\Delta a} \quad (2.68)$$

2.4.2.2. Batelle [34]

Este procedimiento proporciona un criterio de plastificación de secciones fisuradas, de forma que si se cumple se puede asumir que el componente es capaz de alcanzar la carga de colapso plástico. En caso contrario, no se puede predecir la forma ni la causa de rotura de la estructura, pero sí que ésta se producirá para un valor inferior a su carga de agotamiento plástico. Este método es únicamente aplicable a tuberías con grietas circunferenciales.

2.4.2.3. KWU [35,36]

Este procedimiento es aplicable a sistemas de tuberías y postula que los materiales cuya resiliencia en un ensayo de impacto tipo Charpy, C_v , supere el valor de 45 J siempre alcanzan la carga de colapso plástico. Esta hipótesis ha sido confirmada por los autores a través del análisis de gran cantidad de casos. La carga de colapso adoptada ha de ser un valor suficientemente conservador.

2.4.3. Procedimientos comprensivos

Su intención es aportar al usuario la información necesaria para poder realizar el cálculo de forma completa. Suelen presentarse en forma de manual y generalmente no se requiere ninguna publicación adicional para su total aplicación, salvo el uso, en ciertos casos, de alguna normativa de ensayo.

Dentro de este tipo de procedimientos se pueden distinguir a su vez dos enfoques en cuanto a la metodología de cálculo. Por una parte, los procedimientos basados en el uso del denominado

Diagrama de Evaluación de Fallo (*Failure Assessment Diagram*, FAD) y, por otra, los que se basan en la utilización del Diagrama de Fuerza Motriz de Agrietamiento (*Crack Driving Force Diagram*, CDFD) [29,30,37].

Desde la aparición de la Integridad Estructural, y a pesar de las escasas herramientas con las que se contaba en un principio, fueron surgiendo distintos procedimientos. Un ejemplo de aquellos primeros documentos es la primera versión del R6 [38].

Posteriormente, se introdujo un nuevo concepto: el uso de la integral J para evaluar condiciones de fractura elastoplástica. En base a este parámetro se publicó en 1981 el método GE-EPRI [39]. Mientras tanto, el método R6 incorporaba nuevos desarrollos, hasta que en 1987 se presentó su Revisión 3 [40] en la que se reconocía la utilidad de la integral J en el análisis de la Integridad Estructural.

En aquel escenario, los dos documentos citados (R6 y GE-EPRI) fueron utilizados como base para desarrollar un gran número de procedimientos, dando lugar a los enfoques anteriormente mencionados. También se desarrollaron métodos no basados en ninguno de dichos enfoques.

2.4.3.1 Procedimientos basados en el uso de Diagramas de Evaluación de Fallo

Tal y como ha quedado explicado en el apartado 2.2.4.3 de este capítulo, el Diagrama de Fallo representa un análisis gráfico integrado en el que se evalúan de forma simultánea la fractura y el colapso plástico a través de dos variables adimensionalizadas (K_r y L_r) por las características resistentes del material, tenacidad a fractura y límite elástico tensión de fluencia (o su correspondiente carga de colapso plástico).

Una vez definidas las variables del plano en el que se realiza la evaluación, los diferentes procedimientos presentan distintas curvas límite que diferencian la zona aceptable o segura de la no aceptable o insegura. La Fig. 2.17 muestra un ejemplo típico de un FAD.

Estos métodos representan, por tanto, una filosofía distinta de la que pudiera definirse como “clásica” en los cálculos estructurales ya que no se considera de forma directa y explícita lo aplicado versus lo resistente, por lo que se pierde la facilidad de interpretación de otras metodologías.

No obstante, la sencillez y rapidez con las que se pueden acometer ciertas evaluaciones estructurales hacen recomendable el uso de estos diagramas en muchas situaciones.

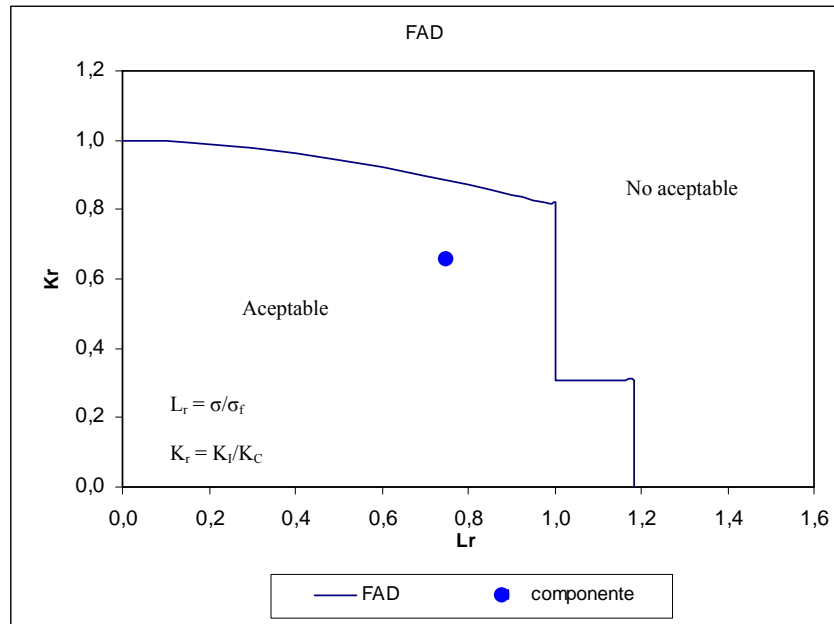


Fig. 2.17. Evaluación mediante uso de FAD

Los métodos R6 [12], BS7910 [11], SAQ [41], EXXON [42], MPC [43] y API579 [44] son algunos de los exponentes de este tipo de procedimientos. Los tres primeros son fundamentalmente procedimientos de cálculo o análisis mientras que los tres últimos son métodos que contienen recomendaciones no sólo para la evaluación sino también para la inspección, mantenimiento o reparación de componentes en servicio. A continuación se comentarán las características principales de cada uno de estos procedimientos.

2.4.3.1.1 Procedimiento R6 [12]

El método R6, originalmente desarrollado por Harrison, Loosemore y Milne en 1976 [38] y basado en estudios previos de Dowling, ha experimentado un gran número de cambios a lo largo de su existencia.

Actualmente, la versión conocida por los usuarios del método corresponde a la Revisión 4 del año 2001 [12]. No obstante, esta revisión es continuamente actualizada y mejorada de manera que recoge los adelantos producidos en la investigación y en la práctica de esta disciplina. El desarrollo de las nuevas incorporaciones es tutelado por la empresa British Energy (Reino Unido).

El procedimiento general de cálculo recoge tres categorías de análisis, las cuales contemplan desde la evaluación sencilla de la iniciación de la propagación de la fisura hasta un estudio completo del proceso de desgarro dúctil:

- *Categoría 1:* Iniciación de la propagación de la fisura. Este nivel de análisis es apropiado si el material del componente tiene un comportamiento frágil o no se obtiene beneficio alguno si se considera que hay desgarro dúctil. Sólo se evalúa un punto con respecto a la curva crítica (línea de fallo).
- *Categoría 2:* Utilizado en situaciones en que la fractura va precedida por un pequeño desgarro dúctil. Este nivel de análisis no es tan simple como el precedente ya que permite tener en cuenta el proceso de desgarro dúctil (aumento de la resistencia a fractura del material con respecto al primer punto de evaluación en procesos de fractura controlados por la integral J) por medio de un segundo punto de evaluación sin entrar en el análisis más complejo de la categoría 3.
- *Categoría 3:* Este nivel de análisis está indicado para situaciones en las cuales la fractura viene precedida por desgarro dúctil. Para utilizar este tipo de análisis se debe disponer de la curva de resistencia a la fractura del material, J_R . A partir de la misma y de las condiciones de sollicitación propias de la estructura se obtiene una curva que se ha de comparar con la de condición crítica (línea de fallo). Este nivel de análisis requiere conocer la solución de la integral J para la geometría del problema.

La representación gráfica de cualquiera de las tres categorías de análisis se lleva a cabo haciendo uso de los Diagramas de Fallo, ya sea mediante el uso de una curva límite genérica por defecto (Opción 1), cuando no se conoce la curva tensión-deformación del material, o a través de curvas específicas dependientes de las características mecánicas del material a considerar (Opciones 2 y 3).

Las tres opciones de línea de fallo que se pueden utilizar son las siguientes:

- *Opción 1:* Es una envolvente inferior de las líneas de fallo obtenidas según la opción 2 para distintos tipos de aceros.

$$K_r = [1 + 0.5L_r^2]^{-0.5} [0.3 + 0.7 \exp(-0.6L_r^6)] \quad (2.69)$$

- *Opción 2:* Obtiene la línea de fallo a partir de la curva de tracción uniaxial completa del material:

$$K_r = \left[\frac{E \varepsilon_{ref}}{L_r \sigma_y} + \frac{L_r^3 \sigma_y}{2E \varepsilon_{ref}} \right]^{-0.5} \quad (2.70)$$

Donde ε_{ref} es el valor de la deformación verdadera obtenida de la curva tensión deformación para un valor de la tensión verdadera $L_r \cdot \sigma_y$. E es el módulo de elasticidad del material y σ_y es el límite elástico del material en variables ingenieriles.

- Opción 3: Requiere el conocimiento de la integral J aplicada, J_{app} , en la estructura. La expresión de la línea de fallo es:

$$K_r = \left(\frac{J_{app}}{J_e} \right)^{-0.5} \quad (2.71)$$

en donde J_{app} representa la integral J aplicada y J_e es la parte elástica correspondiente.

2.4.3.1.2 BS 7910 [11]

Su origen es el documento N°6493 publicado por el *British Standard Institute* [45], que se remonta a la formación de un comité técnico en 1969 y cuya actividad no se inició hasta el año siguiente. Finalmente, en 1975, se publicó una versión borrador de la norma que ya por aquel entonces comenzó a ser utilizado por la industria. Tras diversas versiones intermedias, la última data del año 2000 [11], en el que abandona su tradicional denominación PD 6493 para pasar a ser BS 7910. La puesta al día y la mejora del procedimiento se realiza bajo la dirección de “*The Welding Institute*” (Reino Unido).

La estructura de esta norma es muy parecida a la del procedimiento R6 ya que también recoge tres niveles de tratamiento similares a las categorías de análisis de dicho procedimiento, denominados preliminar, normal y avanzado en función de la precisión y profundidad del análisis a realizar:

- *Nivel I*: Análisis preliminar. Similar a los procedimientos selectivos descritos anteriormente en este capítulo. La evaluación excluye la posibilidad de que ocurra un desgarro dúctil y la simplicidad del análisis implica el uso de coeficientes de seguridad “inherentes” a la evaluación que no dependen de la elección del usuario. En realidad, este

nivel no utiliza el FAD como normalmente se entiende y únicamente comprueba que en la estructura no se va a producir el fallo ni por fractura ni por colapso plástico.

- *Nivel 2:* Análisis normal. Sólo se evalúa un punto en el FAD, pero la posibilidad de desgarro dúctil puede tenerse en cuenta mediante la evaluación de un segundo punto.
- *Nivel 3:* Análisis avanzado para desgarro dúctil. Este nivel es exactamente el mismo que el descrito para la Categoría 3 del R6 en la que se analiza el proceso de desgarro de manera completa.

La representación de los cálculos para los niveles 2 y 3 de análisis se realiza siempre haciendo uso de Diagramas de Fallo por medio de las tres opciones disponibles:

- *Opción 1:* Curva generalizada. El procedimiento permite utilizar dos curvas por defecto a elegir en función del endurecimiento por deformación del material. Para aplicar esta opción basta con conocer el límite elástico y la tensión de rotura del material.
- *Opción 2:* Curva específica del material. La línea de fallo se deriva de la curva tensión-deformación del material en tracción, que ha de ser conocida. Esta opción es igual que su homónima del R6.
- *Opción 3:* La línea de fallo se obtiene a partir de la integral J para la geometría de interés. A partir de esta opción se obtiene por tanto una curva específica para el material y la geometría del componente analizado. Es idéntica a la Opción 3 del R6 y requiere que la integral J sea evaluada bajo las condiciones de sollicitación de la estructura, determinando tanto su componente elástica como su componente plástica.

2.4.3.1.3 SAQ [41]

Este procedimiento fue desarrollado inicialmente para ser utilizado en la industria nuclear pero es usado también en otros campos. El procedimiento SAQ está basado en el método R6 y busca proporcionar un análisis rápido y conservador de los componentes a evaluar.

Hay únicamente un nivel de análisis, que se corresponde con la Categoría 1 del R6, haciendo uso de la Opción 1 de FAD.

2.4.3.1.4 EXXON [42]

La guía publicada por EXXON titulada “*Fitness for Service*” (idoneidad para el servicio) está formada por un grupo de secciones y apéndices que constituyen algo más que un procedimiento de cálculo, ya que incluye secciones dedicadas a la inspección directa de componentes.

Con respecto al proceso de cálculo, esta guía está basada en la BS 7910 y es sólo aplicable en la evaluación de la integridad estructural de vasijas a presión, tanques de almacenamiento y conductos. El procedimiento considera dos únicos niveles de análisis que se corresponden con los niveles 1 y 2 de la norma británica. Para el nivel 2, la única opción de línea de fallo disponible para realizar el análisis es la curva “por defecto” generalizada.

2.4.3.1.5 MPC [43]

Se trata de una guía similar a la publicada por EXXON. Este método publicado por el “*Materials Properties Council*” representa un procedimiento de evaluación de la idoneidad para el servicio.

La aplicabilidad del documento se extiende a vasijas a presión, tanques y conductos en refinerías e industrias químicas y sólo puede ampliarse su uso a otro tipo de componentes cuando se adaptan a lo que el código ASME [36] o las normas API [37] dicen al respecto.

En este procedimiento sólo existe un nivel de análisis que considera la iniciación de la propagación de fisura por medio de la representación de un solo punto en el FAD. Para evaluar la validez de la situación representada por el punto se dispone de dos tipos de curva para la línea de fallo:

- *Línea de fallo por defecto*. Idéntica a la curva por defecto de la opción 1 del procedimiento R6.
- *Línea de fallo basada en la Integral J*. Idéntica a la curva del procedimiento R6 correspondiente a la opción 3.

2.4.3.1.6 API 579 [44]

Al igual que los dos métodos anteriores, es un método que evalúa la idoneidad para el servicio de la estructura objeto de estudio. Lo publica el “*American Petroleum Institute*” y contiene tres niveles de análisis:

- *Nivel 1*: Es un criterio selectivo solamente válido para ciertos componentes, con ciertas geometrías de fisura, bajo determinadas condiciones de cargas y compuestos de determinados materiales. Su utilización es, por tanto, muy restringida. No requiere el uso de FAD.
- *Nivel 2*: Análogo al nivel de análisis 1 de la BS 7910 (análisis preliminar). Este nivel, tal como se ha comentado anteriormente, no realiza un análisis tipo FAD propiamente dicho.
- *Nivel 3*: Análogo a los análisis del nivel 2 de la BS 7910 (análisis normal) o a las categorías 1 y 2 del procedimiento R6. Como línea de fallo utiliza la curva general por defecto del procedimiento R6.

2.4.3.2 Procedimientos basados en el uso de CDFD

El Diagrama de Fuerza Motriz de Agrietamiento representa un análisis de Integridad Estructural cuya filosofía es distinta de la del FAD, pues en la evaluación no se integran simultáneamente el fallo por fractura y el agotamiento plástico. Su metodología se basa en la comparación directa entre los parámetros aplicados y las características resistentes del material. De este modo, se entiende el CDFD como una comparación directa entre la integral J aplicada y la curva de tenacidad J_R , resultando una representación que describe todo el fenómeno de propagación de la fisura. Entendidos de esta manera, se puede afirmar que estos procedimientos son más sencillos de interpretar desde un punto de vista físico que los basados en el FAD.

En la Fig. 2.18 se muestra un ejemplo típico de un análisis en el que se ha utilizado la metodología del CDFD.

Una desventaja que habitualmente se señala con respecto a los procedimientos que siguen esta metodología es la dificultad de encontrar y/o de aplicar las funciones que evalúan la integral J aplicada (cuestión que ha ido simplificándose con el paso del tiempo). Además, ha de tenerse en cuenta que cuando se trate de evaluar la integridad estructural de un componente o estructura, ha

de comprobarse tanto la situación frente al fallo por fractura como frente al agotamiento plástico. Por lo tanto, esta metodología requiere una comprobación adicional de la estructura frente al colapso.

Los procedimientos más conocidos basados en la metodología del CDFD son la aproximación EPRI y el método ETM. También puede citarse el método de la tensión de referencia.

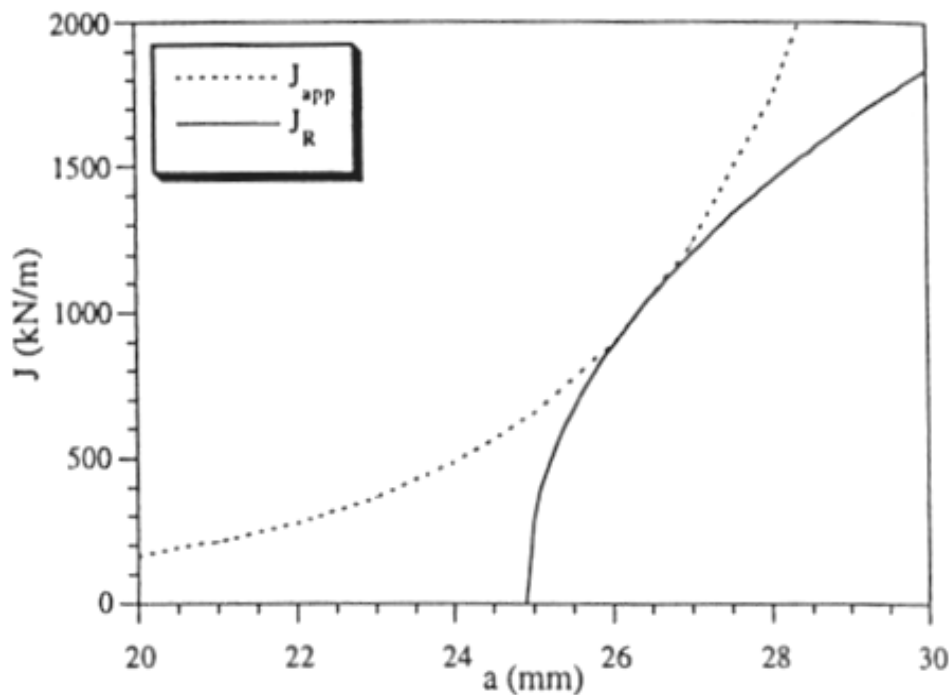


Fig. 2.18. Evaluación mediante el uso de CDFD

2.4.3.2.1 GE-EPRI [39]

La denominada aproximación GE-EPRI recibe su nombre del “*Electric Power Research Institute*”, ya que bajo su patrocinio se desarrolló la investigación realizada por el “*General Electric Company Research and Development Center*” que dio lugar a esta metodología. El informe que recoge este trabajo fue publicado en julio de 1981 [39].

El informe EPRI representa más que un procedimiento de cálculo, una filosofía de trabajo aplicable, en principio, a cualquier estructura fisurada siempre y cuando se disponga de las soluciones necesarias para su análisis. Las fórmulas que proporciona permiten realizar una comparación entre la integral J aplicada, J_{app} , y la resistente, J_R . Por tanto, se puede decir que es

un método de cálculo de la integral J aplicada en el fondo de una fisura contenida en un elemento sometido a una determinada sollicitación. Es válido para materiales que siguen una ley de tipo Ramberg-Osgood, definida según la expresión ya recogida en (2.47).

Bajo estas condiciones, la integral J aplicada a un componente, J_{app} , se evalúa como suma de las componentes elástica y plástica:

$$J_{app} = J_e + J_p \quad (2.72)$$

Donde las funciones J_e , componente elástica y J_p , componente plástica, tienen la siguiente expresión:

$$J_e = \frac{K_I^2(a_{eff})}{E'} \quad (2.73)$$

$$J_p = \alpha \sigma_0 \varepsilon_0 c(a/b) h_1 \left[\frac{\sigma}{\sigma_0} \right]^{n+1} \quad (2.74)$$

siendo a_{eff} la longitud de fisura efectiva con corrección de Irwin, E' el módulo de elasticidad (E en tensión plana y $E/(1-\nu^2)$ en deformación plana); y a , b y c factores geométricos del componente.

La función h_1 depende de la configuración geométrica y estructural del componente y del coeficiente de endurecimiento del material y se encuentra tabulada para diversas geometrías [46].

2.4.3.2.2 ETM [47]

El procedimiento ETM, cuyo nombre responde a las iniciales de “*Engineering Treatment Model*” ha sido desarrollado por el instituto alemán GKSS Research Centre, publicándose en 1995 el primer borrador del mismo. La última versión data de 1998 [47].

Su metodología de cálculo representa una voluntad de simplificación del uso de la integral J , diferenciándose del método EPRI en que la componente plástica de dicha integral se estima a partir del factor de intensidad de tensiones K_I , es decir, de su propia componente elástica. Las expresiones de K_I son mucho más fáciles de obtener de la bibliografía, por lo que el proceso de

cálculo se simplifica notablemente. Al igual que en el procedimiento GE-EPRI se utiliza un ajuste de la curva tensión-deformación del material considerado, en este caso de tipo potencial, así como la curva de resistencia a fractura J_R .

En definitiva, puede afirmarse que el procedimiento ETM constituye un notable esfuerzo en favor del uso ingenieril y práctico de los Diagramas de Fuerza Motriz de Agrietamiento. Tal esfuerzo se vio recompensado mediante su inclusión en el procedimiento SINTAP, cuya descripción se realiza en el apartado 2.4.3.4 de esta tesis y que nació con vocación de norma europea para la evaluación de la integridad estructural de estructuras agrietadas.

2.4.3.2.3 Tensión de referencia

No se trata de un procedimiento propiamente dicho, sino de una solución existente en la bibliografía [48] para obtener la integral J aplicada en una estructura a partir del factor de intensidad de tensiones y de la curva tensión-deformación del material. Esta solución procede del desarrollo de diversas simplificaciones realizadas sobre la metodología propuesta por el procedimiento GE-EPRI para la obtención de dicha integral. El modo de representación y análisis se realiza haciendo uso del CDFD. Se han publicado algunas innovaciones de este método aplicables únicamente al caso de tuberías con grietas pasantes [49].

2.4.3.3 Otros

En este apartado se incluyen diversos procedimientos que no se ajustan exactamente a ninguno de los dos grupos comentados anteriormente (los que usan Diagramas de Fallo y los que usan Diagramas de Fuerza Motriz de Agrietamiento). Destacan los siguientes:

- ASME XI
- EN J
- DPFAD

2.4.3.3.1 ASME XI [10]

El conjunto de recomendaciones ASME XI [10] constituyen un procedimiento de evaluación que, aunque inicialmente fue desarrollado para vasijas a presión de reactores nucleares de agua ligera, se usa habitualmente en otro tipo de aplicaciones. Este código se utiliza en la inspección

de los complejos nucleares para decidir si los defectos encontrados por medio de técnicas no destructivas pueden ser ignorados o deben ser reparados. Los métodos de análisis cubren todo el rango que va desde la plastificación a pequeña escala hasta la plastificación generalizada, basándose bien en la Mecánica de la Fractura Elástica Lineal o bien en la Mecánica de la Fractura Elasto-Plástica.

El procedimiento no usa ni Diagramas de Fallo ni Diagramas de Fuerza Motriz sino que hace uso de tablas y figuras con valores característicos frente a los que se pueden comparar las situaciones reales.

2.4.3.3.2 EN J [50]

El procedimiento EN J [50] consiste en una aproximación ingenieril a la evaluación de la integridad estructural. De hecho, su nombre viene de “*Engineering J*” (*J* ingenieril).

Su metodología consiste en el cálculo del factor de intensidad de tensiones equivalente en el momento en que se alcanza el límite elástico. A partir de ahí, se aplican una gran cantidad de correcciones que no son explicadas de un modo claro, lo cual dificulta su aplicación.

2.4.3.3.3 DPFAD [51]

Su nombre proviene de las iniciales de “*Deformation Plasticity Failure Assessment Diagram*” (Diagrama de Fallo basado en la Deformación Plástica) [51] y combina aspectos del procedimiento R6 con otros del GE-EPRI. A partir de ambos, genera Diagramas de Fallo que dependen de la configuración y del material, con posibles simplificaciones para algunos casos.

2.4.3.4 El procedimiento SINTAP (**Structural Integrity Assessment Procedure for European Industry**)

Tal como se deduce de lo explicado anteriormente, en el marco de los procedimientos de evaluación de la integridad estructural se hacía necesaria una integración de las filosofías de cálculo FAD y CDFD y el desarrollo e incorporación de los nuevos adelantos surgidos de la investigación y de la práctica. De esta manera, se verían favorecidos tanto la extensión de su uso como su aceptación por parte de ingenieros, gestores y legisladores.

Con tal objetivo nació el proyecto SINTAP [13], adscrito al Programa de Investigación BRITE-EURAM III y cuya coordinación correspondió a *Corus plc*. Aglutinó a los siguientes centros, instituciones y empresas: *Corus* (Reino Unido), *British Energy* (Reino Unido), *Exxon* (EEUU), *The Welding Institute* (Reino Unido), *Health and Safety Executive* (Reino Unido), *Shell* (Holanda), *SAQ Inspection* (Suecia), *MCS* (Irlanda), *GKSS* (Alemania), *IWM* (Alemania), *Joint Research Centre* (Unión Europea), *VTT* (Finlandia), *Institute de Soudure* (Francia) y la *Universidad de Cantabria* (España), a través de su Departamento de Ciencia e Ingeniería del Terreno y de los Materiales.

Con respecto a la estructura del procedimiento SINTAP, se pueden establecer las siguientes consideraciones:

- El SINTAP es un procedimiento que jerarquiza la información. En él se establecen cuatro niveles de análisis diferentes para materiales homogéneos, en función del grado de conocimiento de su curva tensión-deformación. Este grado de conocimiento determina de forma absoluta el camino a seguir durante toda la evaluación, sin que el usuario pueda escoger uno diferente y de mayor rango al que le permiten sus datos de partida [29-31,37].
- El SINTAP es un procedimiento integrador, ya que en él quedan integradas las dos metodologías: FAD y CDFD. Cualquier análisis puede realizarse según el método que el usuario desee y el resultado por uno u otro camino debe ser el mismo. Por lo tanto, la clásica heterogeneidad existente en este tipo de procedimientos queda superada y reducida a la elección por parte del usuario de la representación gráfica que le sea más cómoda [29-31,37]. La compatibilidad entre ambas metodologías se justifica de la siguiente manera [52]:

En un FAD la línea de fallo debería seguir la siguiente ecuación (expresada en términos de la integral J) en atención a la relación J-K:

$$K_r^{LINE} = \left(\frac{J_e}{J} \right)^{1/2} \quad (2.75)$$

Cualquiera que sea la simplificación de (2.75) para su uso en el FAD, puede expresarse de la siguiente forma:

$$K_r^{LINE} = f(L_r) \quad (2.76)$$

Cuanto mejor ajuste la función $f(L_r)$ a la ecuación (2.75) más ajustado a la realidad será el análisis efectuado. Por lo tanto, dado que la ecuación (2.76) representa el límite de la zona segura, puede ser considerada como la expresión matemática de (2.75). En definitiva ambas expresiones pueden igualarse:

$$\left(\frac{J_e}{J}\right)^{1/2} \approx f(L_r) \quad (2.77)$$

De (2.77) se obtiene

$$J = J_e \cdot [f(L_r)]^{-2} \quad (2.78)$$

en donde

$$J_e = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.79)$$

Combinando (2.78) y (2.79) se llega a

$$J = \frac{K_I^2}{E'} \cdot [f(L_r)]^{-2} \quad (2.80)$$

Que representa la integral J aplicada a un componente estructural en función del factor de intensidad de tensiones y de la línea de fallo considerada. De una forma totalmente análoga [52] se podría pasar de la metodología CDFD a la metodología FAD, derivando la expresión $f(L_r)$ de los valores J según la ecuación (2.80).

En la Tabla 2.1 se recoge el esquema de los diferentes niveles de análisis disponibles en el procedimiento en función de los datos de partida que se tengan, cuando se aplica a un material homogéneo.

Un mayor conocimiento del comportamiento mecánico del material (Nivel 1 → Nivel 3) permite la mejora en la aproximación de las curvas límites de análisis. Por otro lado, la mejora en el conocimiento de las características resistentes a fractura (Nivel 3 → Nivel 5) permite el paso de un análisis sencillo de iniciación al estudio completo del proceso de desgarro.

Tabla 2.1. Esquema del procedimiento SINTAP

NIVEL	Nivel 0 o por Defecto	Nivel 1 o Básico	Nivel 3	Nivel 5
DATOS DE ENTRADA	σ_y	$\sigma_y + \sigma_u$	Curva $\sigma - \varepsilon$	Curva $\sigma - \varepsilon$
	K_{Ic}	K_{Ic}	K_{Ic}	Curva J_R
DIAGRAMA DE ANÁLISIS FAD/CDFD	Curva por defecto	Curva por defecto con endurecimiento por deformación	Curva específica de cada material	Curva específica de cada material
TIPO DE ANÁLISIS	Muy sencillo	Sencillo: sólo iniciación	Sencillo: sólo iniciación	Completo: desgarro dúctil

Contempla además un Nivel 2 para el caso de que haya más de un material y sean disimilares (“*mismatch*”), un Nivel 4 que permite considerar la pérdida de confinamiento que se produce en determinadas situaciones y que será explicado con más detalle en el Capítulo 3 de esta tesis y finalmente existe un Nivel 6 dedicado al caso de “Fuga antes de rotura” o “*Leak before break*”.

El SINTAP fue redactado en su versión definitiva en 1999 y hoy en día su uso es generalizado en la industria europea. Este procedimiento nació también con vocación de formar parte de la futura norma europea de integridad estructural, cuyo desarrollo comenzó en el año 2002 con el lanzamiento del proyecto FITNET.

2.4.3.5 El procedimiento FITNET (European Fitness for Service Network)

El proyecto FITNET [14] nació a comienzos del año 2002 financiado por el 5º Programa Marco de la Unión Europea. Ha tenido una duración de cuatro años y su objetivo fundamental ha sido crear un procedimiento europeo unificado que cubra las cuatro principales formas de fallo de componentes y estructuras: Fractura-Colapso Plástico, Fatiga, Fluencia y Corrosión. Coordinado por el *GKSS Research Centre* (Alemania) ha trabajado bajo una estructura matricial. Por una parte se formaron los cuatro “*Working Groups (WG's)*”, encargado cada uno de ellos de uno de los modos de fallo. El WG1 ha sido liderado por *Corus* (Reino Unido) y se ha encargado de desarrollar el módulo dedicado a la Fractura-Colapso Plástico, el WG2, liderado por *Caterpillar* (Francia), se ha encargado de la Fatiga. *British Energy* (Reino Unido) ha liderado el WG3, encargado de la Fluencia y *Shell* (Holanda) el WG4 dedicado a la Corrosión y a la Fisuración Asistida por Ambientes Agresivos.

Del mismo modo, y transversalmente a los anteriores grupos de trabajo, se formaron siete “*Work Packages (WP’s)*”, encargados de tareas concretas. El WP1 lo lideró el GKSS y se encargó de la coordinación, el WP2 quedó a cargo del *Joint Research Centre* (Unión Europea) para la revisión del estado del arte, el WP3, también coordinado por el GKSS, se dedicó al desarrollo del procedimiento, el WP4 se encargó de estudiar casos conforme al nuevo procedimiento y fue liderado por VTT (Finlandia). Al WP5 le corresponde la diseminación de resultados, dirigido por *The Welding Institute* (Reino Unido), el WP6 se encargó del entrenamiento y educación y estuvo a cargo de la *Universidad de Cantabria* (España) y el WP7, dirigido por el *CESI* (Italia), se encargó del proceso de estandarización, normalización y conexión con el *CEN* (Comité Europeo de Normalización).

La Tabla 2.2 recoge esquemáticamente la estructura con la que se ha desarrollado el FITNET.

Tabla 2.2. Organizaciones participantes en el proyecto FITNET, estructura de funcionamiento y relaciones entre WG’s y WP’s y

<i>Work Packages (WP)</i>	<i>Horizontal Themes Working Groups (WG)</i>			
	WG1 Fractura (CORUS, R.Unido, Holanda)	WG2 Fatiga (CATERPILLAR, Francia)	WG3 Fluencia (BRITISH ENERGY, R.U)	WG4 Corrosión (SHELL, Holanda)
WP1. Coordinación (GKSS, Alemania)				
WP2. Revisión del Estado del Arte (JRC, UE)	✓	✓	✓	✓
WP3. Desarrollo de Procedimiento (GKSS, Alemania)	✓	✓	✓	✓
WP4. Implementación del Procedimiento y Estudio de Casos (VTT, Finlandia)	✓	✓	✓	✓
WP5. Diseminación (TWI, Reino Unido)				
WP6. Educación y Entrenamiento (UC, España)	✓	✓	✓	✓
WP7. Normalización (CESI, Italia)				

En lo que concierne al módulo de fractura, el FITNET se ha basado en el SINTAP y recoge todos los avances que en los últimos años han ido incorporando procedimientos como el R6 o normas como la BS 7910. En concreto, y en lo referente al problema del confinamiento, el

correspondiente capítulo del FITNET parte del esquema propuesto por el R6 (similar pero más completo que el del SINTAP) y le añade nuevos apartados que lo hacen más accesible y fácil de utilizar.

2.5. EL CONFINAMIENTO TENSIONAL EN MECÁNICA DE LA FRACTURA

2.5.1. *Concepto y trascendencia del confinamiento*

En condiciones de plasticidad reducida, las condiciones tensionales en el frente de una fisura quedan caracterizadas mediante el uso de un único parámetro (K , J o $CTOD$, por ejemplo) que puede ser utilizado como criterio de fractura independiente de la geometría. Sin embargo, en condiciones de elevada plasticidad la Mecánica de la Fractura uniparamétrica deja de tener validez ya que la tenacidad a fractura no depende sólo del material y las condiciones ambientales, sino que también depende de aspectos geométricos como, por ejemplo, el tamaño y la geometría de la probeta utilizada en los ensayos de caracterización [24].

La Mecánica de la Fractura tradicional reconoce que los campos de tensiones y deformaciones en puntos alejados del frente de fisura pueden depender de la geometría, pero asume que dichos campos son similares en puntos cercanos al fondo de fisura con independencia de la configuración geométrica cuando quedan asociados a un valor dado de un único parámetro dominante (K , J o $CTOD$). Por el contrario, los estudios de McClintock [9] en materiales sin endurecimiento por deformación indican que en condiciones completamente plásticas, las tensiones existentes en las cercanías del frente de fisura dependen de la geometría del componente. La teoría uniparamétrica no es válida en materiales que no endurecen por deformación en condiciones completamente plásticas, ya que los campos tensodeformacionales dependen de la configuración. La tenacidad a fractura, esté cuantificada por K , J o $CTOD$, debe depender también de la configuración.

Sin embargo, el panorama para la aplicación de la Mecánica de la Fractura en condiciones de plastificación extendida no es tan sombrío como apuntan los estudios de McClintock. Los efectos de la geometría o configuración en los campos de tensiones y deformaciones existentes en el fondo de fisura son mucho menores cuando el material endurece por deformación. Mas aún, la Mecánica de la Fractura uniparamétrica es aproximadamente válida en presencia de plasticidad significativa siempre y cuando el componente mantenga un elevado nivel de triaxialidad (por ejemplo, en componentes sometidos a flexión) [24].

Aun así, esta dependencia del campo de tensiones y deformaciones en la configuración del componente tiene importantes consecuencias prácticas, por lo que han debido tenerse en cuenta. Por ejemplo, la tenacidad a fractura obtenida en ensayos de laboratorio dependerá del tipo de probetas utilizadas. Normalmente, y para evitar la influencia de la geometría de la probeta en el valor de la tenacidad, se recurre a probetas fuertemente flexionadas (SENB, CT,...) que mantienen un elevado grado de triaxialidad, permiten la caracterización uniparamétrica y dan valores de tenacidad del lado de la seguridad.

Otro ejemplo es la influencia de la profundidad de la fisura de la probeta de ensayo. Fisuras superficiales dan valores de tenacidad superiores a los obtenidos con probetas con fisuras profundas. La razón vuelve a ser que las condiciones de triaxialidad de tensiones y de confinamiento son mucho más severas en el caso de las fisuras profundas. Para evitar la influencia de la profundidad de fisura en el valor de tenacidad obtenido, la normativa obliga a que la fisura tenga una longitud mínima (por ejemplo $a/W > 0.45$ en probetas CT en ensayos normalizados de caracterización de materiales). Comentarios similares se podrían hacer con respecto al tamaño de la probeta, de tal modo que probetas de mayor tamaño dan valores de tenacidad inferiores.

En consecuencia, cuando se utiliza la Mecánica de la Fractura uniparamétrica, el valor del parámetro utilizado como propiedad resistente del material se obtiene en condiciones de alto confinamiento y se asume que el componente evaluado se encuentra igualmente confinado. Sin embargo, son muchas las situaciones en las que componentes y estructuras se encuentran en situaciones de confinamiento muy inferiores a aquellas en las que se encuentran las probetas utilizadas en la caracterización a fractura del material. Como consecuencia, los componentes desarrollan una resistencia a fractura mayor (tenacidad a fractura aparente), por lo que la utilización de un solo parámetro lleva a resultados excesivamente conservadores.

Surge de este modo la necesidad de utilizar un segundo parámetro (Mecánica de la Fractura biparamétrica) que evalúe el aumento de la resistencia a fractura del material del componente objeto de estudio [24,53]. Los parámetros más utilizados hasta el momento han sido la tensión T y el parámetro Q , aunque también se ha utilizado el parámetro h , definido como la relación entre la tensión hidrostática y la tensión de Von Mises efectiva [53].

2.5.2. La tensión T

El campo de tensiones en el frente de una fisura existente en un material isótropo puede expresarse como una serie infinita de potencias en la que el primer término exhibe una

singularidad del tipo $1/\sqrt{r}$, el segundo término es constante con r (r^0), el tercer término es proporcional a \sqrt{r} , ... tal y como mostró Williams [3]. La Mecánica de la Fractura normalmente desprecia todos los términos salvo el primero, resultando una descripción del campo tensional que depende de un único parámetro. Mientras que todos los términos a partir del tercero prácticamente se anulan en las proximidades del frente de la fisura, el segundo término, que tiene un valor constante, tiene un valor finito [24]. Este término puede tener una gran influencia en la forma de la zona plástica y en las tensiones existentes en el interior de la misma [54,55].

En un material isótropo, elástico, en deformación plana y bajo el Modo I de fractura, los dos primeros términos de la solución de Williams son los siguientes:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} f_{ij}(\theta) + \begin{bmatrix} T & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \nu T \end{bmatrix} \tag{2.81}$$

donde T es una tensión uniforme según la dirección x , que genera, en condiciones de deformación plana, una tensión según el eje z de valor νT .

La evaluación de la influencia de la tensión T puede realizarse generando un modelo circular fisurado, tal y como muestra la Fig. 2.19. En el contorno del modelo se aplican unas tensiones normales que corresponden a las dadas por (2.81). Como consecuencia, en el frente de la fisura se desarrolla una zona plástica que ha de ser pequeña en comparación con el tamaño del modelo con el fin de que las tensiones aplicadas, que son una solución elástica, sean válidas. Esta configuración simula las condiciones en el frente de fisura para una geometría arbitraria y es conocida como “*modelo de contorno modificado*” (“*modified boundary layer analysis*”).

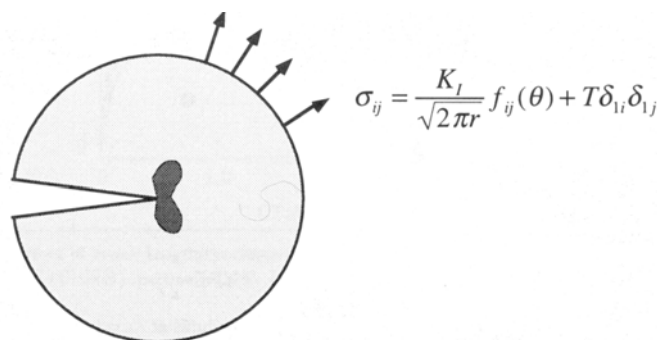


Fig. 2.19. “*Modelo de contorno modificado*”. Como condición de contorno se aplican los dos primeros términos de la serie de Williams [24]

La Fig. 2.20 representa los resultados obtenidos mediante elementos finitos [56] en el modelo anteriormente descrito y muestra los efectos de la tensión T en el campo de tensiones existente en el interior de la zona plástica.

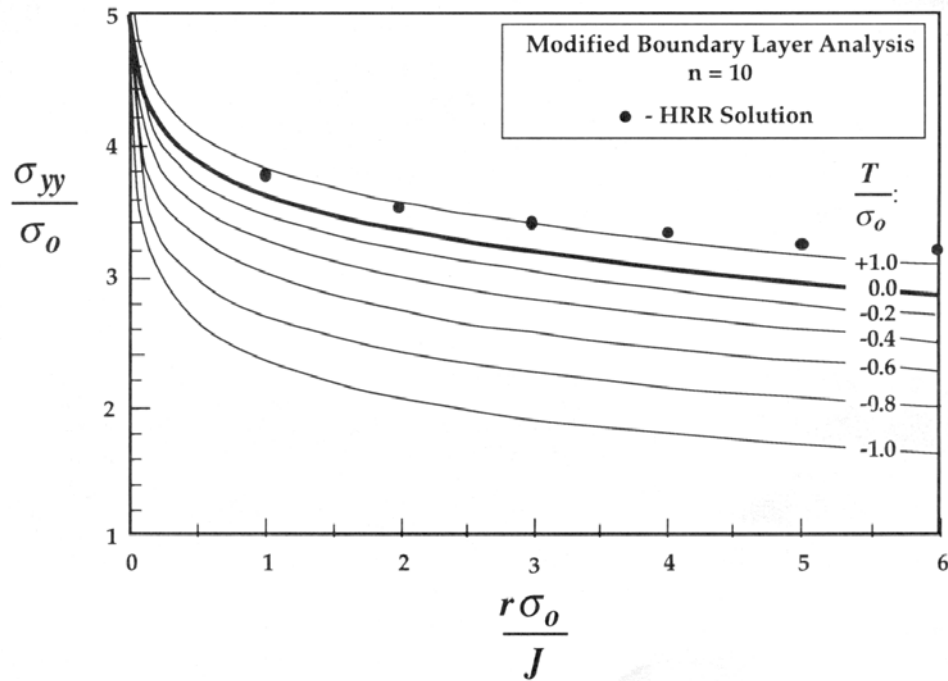


Fig. 2.20. Campo de tensiones obtenidos a partir del modelo de contorno modificado [24]. σ_0 representa el límite elástico del material.

El caso particular en el que $T = 0$ se corresponde con la situación de plastificación contenida o de pequeña escala (*small-scale yielding*), en el que la zona plástica tiene un tamaño despreciable en comparación con la longitud de fisura y el tamaño del componente. En tal situación, un único parámetro (primer término de la serie de Williams) basta para describir con exactitud el campo tensional. Si T no tiene un valor nulo, no basta con la descripción uniparamétrica de la distribución de tensiones.

Es importante advertir que valores de T negativos provocan una reducción del valor de las tensiones mientras que si T es positiva ocurre lo contrario, siendo mucho menor el efecto en este último caso. También se puede observar que la solución HRR no coincide con el caso de $T = 0$.

2.5.3. El parámetro Q

Asumiendo la teoría de pequeñas deformaciones, los campos de tensiones y deformaciones en el interior de la zona plástica pueden representarse mediante series de potencias, en donde la solución HRR es el término principal. El resto de términos pueden agruparse en un “campo diferencia” [24]:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + (\sigma_{ij})_{dif} \quad (2.82)$$

A su vez, el campo diferencia puede definirse como la desviación con respecto a la solución correspondiente a $T = 0$:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{T=0} + (\sigma_{ij})_{dif} \quad (2.83)$$

Volviendo a la Fig. 2.20, se observa que tensiones T no nulas provocan que el campo de tensiones en $\theta = 0$ se desplace hacia arriba ($T > 0$) o hacia abajo ($T < 0$) una cantidad constante en relación a la distancia al frente de fisura. O’Dowd y Shih [57,58] observaron que el campo adicional es relativamente constante con relación tanto a la distancia como a la posición angular siempre que $|\theta| \leq \pi/2$. Además, advirtieron que:

$$(\sigma_{yy})_{dif} \approx (\sigma_{xx})_{dif} \gg (\sigma_{xy})_{dif} \quad \text{para } |\theta| \leq \pi/2 \quad (2.84)$$

Por lo tanto el campo diferencia se corresponde aproximadamente con una variación uniforme e hidrostática del campo de tensiones en el frente de fisura. O’Dowd y Shih designaron a la magnitud de tal variación con la letra Q . Con ella, las ecuaciones (2.82) y (2.83) pasan a ser:

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{HRR} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad (2.85)$$

$$\sigma_{ij} = (\sigma_{ij})_{T=0} + Q\sigma_0\delta_{ij} \quad (|\theta| \leq \pi/2) \quad (2.86)$$

donde δ_{ij} es la delta de Kronecker. El parámetro Q puede obtenerse restando el campo de tensiones para $T=0$ al campo tensional correspondiente a la situación objeto de estudio. O’Dowd y Shih, así como la mayoría de los investigadores que posteriormente han estudiado el tema, definen Q de la siguiente manera:

$$Q \equiv \frac{\sigma_{yy} - (\sigma_{yy})_{T=0}}{\sigma_0} \quad \text{en } \theta = 0 \quad \text{y} \quad \frac{r\sigma_0}{J} = 2 \quad (2.87)$$

De nuevo, volviendo la Fig. 2.20, se observa que Q es negativo cuando lo es la tensión T . Para la solución denominada “*modified layer solution*”, T y Q están unívocamente relacionadas. La Fig. 2.21 muestra la relación entre T y Q para un amplio rango de coeficientes de endurecimiento.

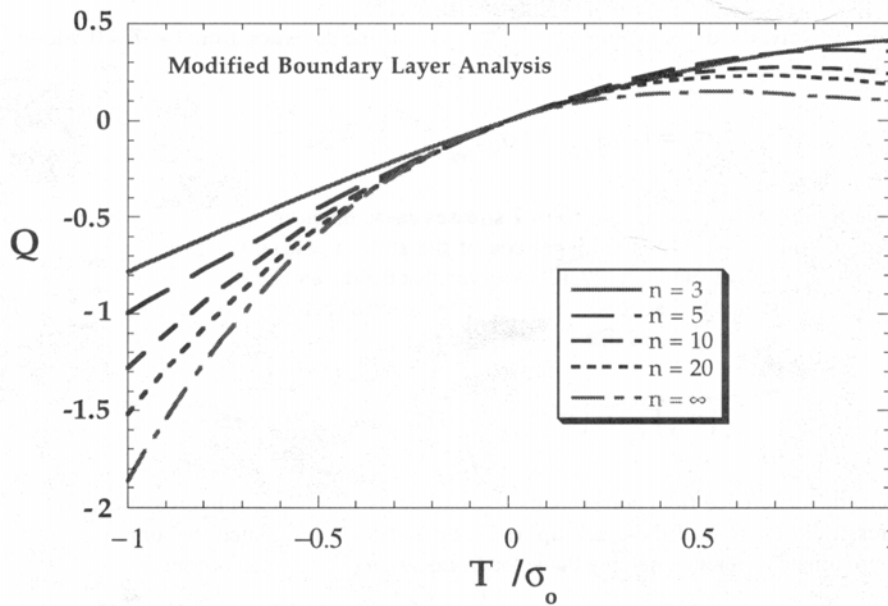


Fig. 2.21. Relación entre Q y T en función del coeficiente de endurecimiento por deformación [24]

En un determinado componente, Q es igual a cero en el límite de plasticidad de pequeña escala, pero generalmente su valor va haciéndose cada vez más negativo a medida que aumenta la deformación. La Fig. 2.22 muestra la evolución de Q en una probeta SENB (sometida por lo tanto a cargas de flexión) y en una chapa traccionada con una fisura centrada. En el caso de la probeta SENB el parámetro Q se mantiene muy próximo a cero incluso para valores de deformación elevados. Sin embargo, para la chapa fisurada, Q comienza a tomar valores negativos para valores de J relativamente pequeños.

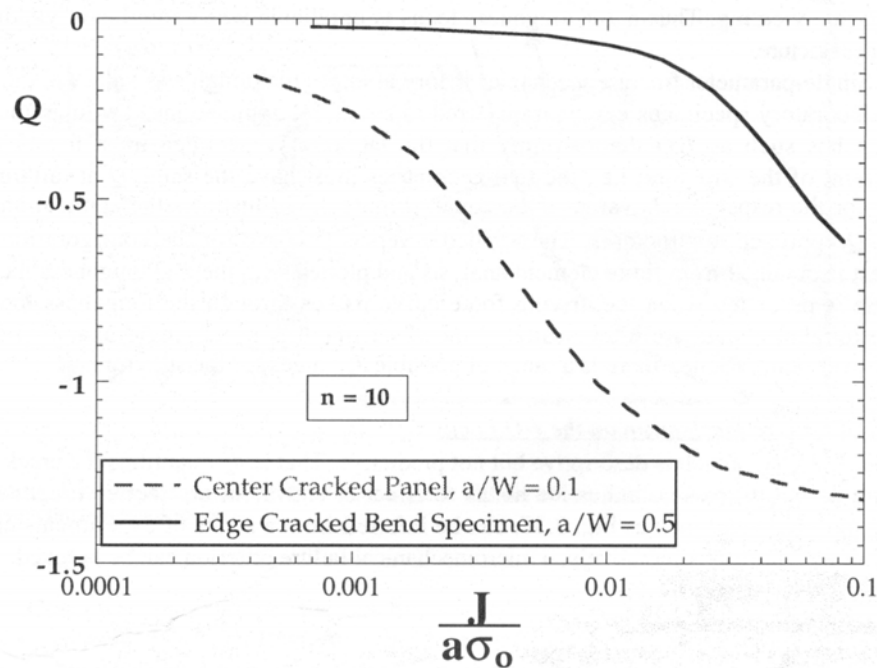


Fig. 2.22. Evolución del parámetro Q en función de la deformación y en dos geometrías diferentes [24] en representación logarítmica.

En términos de la evaluación de la integridad estructural de un determinado componente, la incidencia de T o de Q radica en que la tenacidad a fractura del material se obtiene a partir de probetas sometidas a flexión y con fisuras profundas, a las que corresponden valores de T y Q positivos o nulos. Si el componente tiene fisuras superficiales y/o está sometido fundamentalmente a cargas de tracción, las condiciones de confinamiento serán mucho menores y tanto la tensión T como el parámetro Q tendrán valores negativos. En consecuencia, será capaz de resistir cargas exteriores mayores que las previstas según el dato de tenacidad del material, ya que las condiciones tensionales en el fondo de fisura serán menos severas que aquellas a las que están sometidas las probetas utilizadas en los ensayos. En definitiva, el material desarrolla una tenacidad a fractura aparente que es mayor que la obtenida mediante los citados ensayos normalizados.

La Fig. 2.23 muestra la evolución de la tenacidad a fractura aparente, bajo la denominación J_C , en función del parámetro Q .

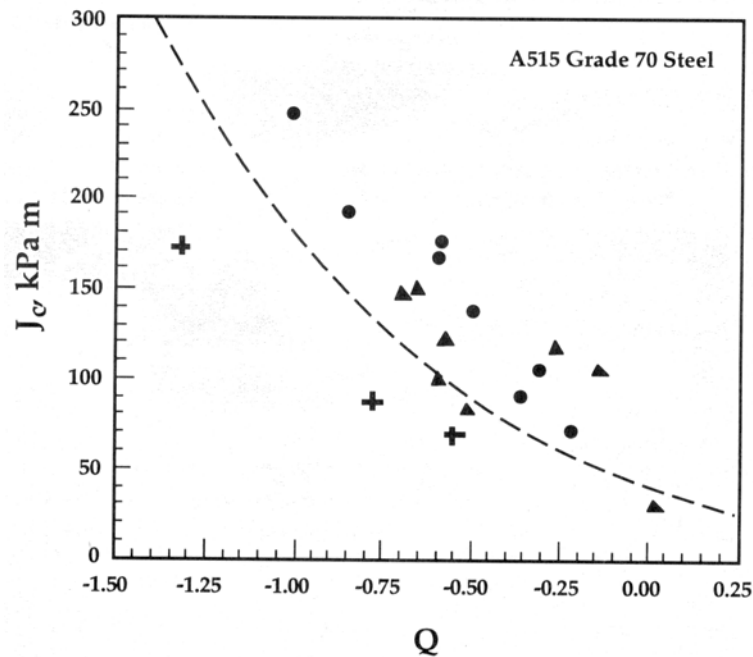


Fig. 2.23. Relación J_c - Q para probetas SENB de acero A515 Grade 70 [59]

Tal como se ha comentado en el apartado 2.5.1, la teoría de la Mecánica de la Fractura uniparamétrica asume que los valores de tenacidad obtenidos a partir de probetas de laboratorio pueden ser utilizados directamente en aplicaciones estructurales. Los enfoques biparamétricos, como el enfoque J - Q o el K - T , consideran que las probetas ensayadas han de estar sometidas a las mismas condiciones de confinamiento que las de la estructura o componente. Es decir, en el caso del enfoque J - Q , probeta y estructura han de tener el mismo valor de Q en el momento del fallo y así, como consecuencia, el valor de J_c será también el mismo para ambas.

2.5.4. Enfoque alternativo

Otro enfoque, que es el que se sigue en este trabajo, es partir de datos de tenacidad obtenidos en condiciones de alto confinamiento (ensayos de tenacidad convencionales) y evaluar de alguna manera la pérdida de confinamiento a la que está sometida la estructura con objeto de tenerla en cuenta en el momento del cálculo. La metodología de este enfoque es parte del trabajo desarrollado en los sucesivos capítulos de esta Tesis y tiene los siguientes objetivos fundamentales:

- Guiar al usuario a la hora de decidir si merece la pena realizar un análisis teniendo en cuenta las condiciones de confinamiento

- Evaluar la influencia del confinamiento en el valor de tenacidad del material en función de la temperatura (“*Master Curve*”)
- Estudiar la influencia que en las condiciones de confinamiento tienen los defectos tipo entalla o las fisuras que nacen a partir de una entalla, e incluirla en el análisis.