

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 4

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

4.1 INTRODUCCIÓN Y JUSTIFICACIÓN DEL ESTUDIO

Una vez vistos los conceptos básicos de la Mecánica de la Fractura, así como las distintas teorías y modelos de evaluación de componentes bajo condiciones asociadas a las diferentes fuentes de pérdida de confinamiento, se plantea en este capítulo un modelo global que permite evaluar conjuntamente a todas ellas.

La evaluación de la integridad estructural de componentes con defectos mediante el uso de la Mecánica de la Fractura es una técnica, como ya se ha visto, con amplia base teórica y experimental y validada por su uso en las últimas décadas. Más concretamente, el uso de Diagramas de Fallo permite evaluar de forma simultánea la situación de una estructura con defectos frente a la fractura y al colapso plástico. Los resultados obtenidos con esta herramienta dejan el análisis en el lado de la seguridad en la práctica totalidad de los casos debido fundamentalmente a que los datos necesarios para el cálculo (propiedades resistentes del material) se obtienen para la situación más desfavorable, que no es otra que la de alto confinamiento.

Así, en lo que a la fractura se refiere, las probetas utilizadas para la obtención de la tenacidad a fractura del material han de tener un espesor suficiente que garantice condiciones de

deformación plana, están principalmente sometidas a cargas de flexión y tienen defectos tipo fisura de gran profundidad. En la práctica, el componente evaluado puede estar sometido a condiciones de mucho menor confinamiento, por lo que el uso de Diagramas de Fallo de modo convencional da lugar a resultados que en muchos casos son excesivamente conservadores.

La pérdida de confinamiento puede producirse en el plano de aplicación de la carga o fuera del mismo. Este último caso, que no es el que se aborda en esta Tesis, se refiere a situaciones en las que el componente no tiene suficiente espesor como para que se desarrollen condiciones de deformación plana o incluso en los que el espesor es lo suficientemente reducido como para que se den condiciones de tensión plana. La consecuencia de todo ello es que el material está sometido a una menor triaxialidad de tensiones, desarrollando una resistencia a fractura K_C mayor que el valor de tenacidad a fractura K_{IC} obtenido en ensayos realizados con probetas de gran espesor. Algunos de los procedimientos de integridad estructural que se han ido viendo a lo largo de este trabajo recomiendan que para tener en cuenta este fenómeno se ensayen probetas de igual espesor que el del componente.

Para obtener beneficios de las situaciones de bajo confinamiento es necesario realizar cálculos adicionales y disponer de mayor información con respecto a las propiedades mecánicas del material, fundamentalmente en lo relativo a la tenacidad a fractura. Como guía para determinar si este esfuerzo adicional está o no justificado se proponen los siguientes comentarios [12]:

- El beneficio obtenido es mayor en componentes sometidos a cargas de tracción que en aquellos que resisten predominantemente cargas flectoras. Esto es debido a que las cargas de tracción generan situaciones de triaxialidad tensional, y por lo tanto de nivel de confinamiento, menores que las generadas por las cargas de flexión.
- Las situaciones de biaxialidad de cargas (por ejemplo, tracciones tanto perpendiculares al frente de fisura como paralelas al plano del defecto) incrementan el nivel de confinamiento y por lo tanto reducen los potenciales beneficios derivados de la metodología aquí recogida. Por el contrario, cargas de compresión en el plano del defecto aumentan los beneficios. La razón, de nuevo, es el grado de triaxialidad de tensiones en el fondo del defecto; mientras en situaciones biaxiales aumenta, ante situaciones de compresión disminuye.
- Los beneficios son mayores en defectos superficiales que en aquellos que son profundos.

- Ante situaciones de cargas de tracción y defectos superficiales, el beneficio es pequeño cuando se dan valores reducidos de L_r ($L_r < 0.2$), dado que para que se produzcan pérdidas de confinamiento importantes es necesario aplicar cargas elevadas.
- El beneficio es reducido en casos dominados por el colapso plástico, ya que este fenómeno se ve mucho menos afectado por el confinamiento que la fractura.
- La mejora es mayor en entallas que en fisuras, dado que al aumentar el radio de entalla se produce una reducción adicional de la tensión hidrostática.
- La mejora en evaluaciones de iniciación de la propagación en materiales dúctiles es reducida, dado que la tenacidad de estos materiales en la iniciación apenas se ve influenciada por el confinamiento.
- Sin embargo, en caso de análisis de desgarro dúctil, la mejora producida en las evaluaciones puede ser importante. Esto es debido a que, si bien el punto de iniciación no se ve muy afectado por la pérdida de confinamiento, la pendiente de la curva resistente del material aumenta al reducirse el grado de triaxialidad tensional (Fig. 4.1)

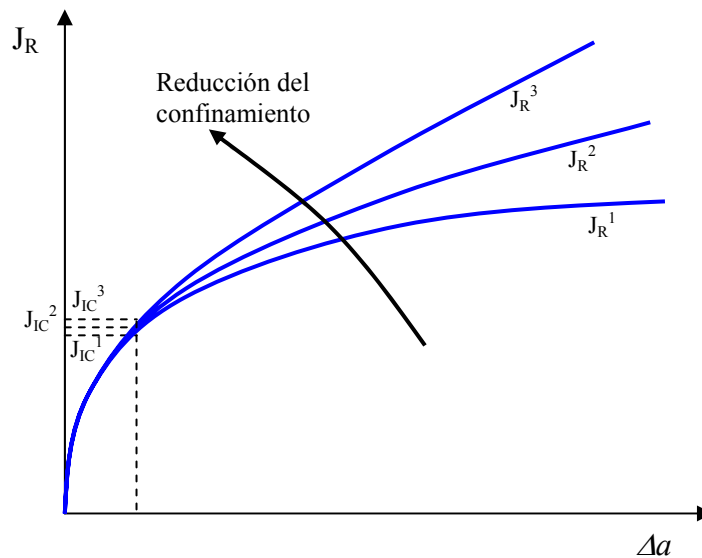


Fig. 4.1. Efecto del confinamiento en la curva R del material.

Teniendo en consideración estas puntualizaciones, el modelo propuesto en este trabajo optimiza su aplicabilidad en las siguientes situaciones:

- 1) Defectos de tipo superficial, poco profundos.
- 2) Cargas de tracción, en vez de cargas de flexión.
- 3) Defectos tipo entalla, en vez de defectos tipo fisura.
- 4) Combinaciones de las anteriores.

4.2 MODELOS PROPUESTOS PARA LA EVALUACIÓN GLOBAL DE COMPONENTES CON PÉRDIDA DE CONFINAMIENTO EN EL PLANO DE APLICACIÓN DE LA CARGA.

4.2.1. Pérdida de confinamiento en componentes fisurados

La expresión general para las líneas de fallo utilizadas en los Diagramas de Fallo es la siguiente:

$$K_r = f(L_r) \quad (4.1)$$

El valor de K_r se obtiene al dividir el factor de intensidad de tensiones entre la resistencia a fractura del material:

$$K_r = \frac{K_I}{K_C} \quad (4.2)$$

En un análisis convencional el valor de K_c utilizado es la tenacidad a fractura del material, K_{IC} . Entonces:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} \quad (4.3)$$

Como se ha venido explicando en distintos capítulos de este trabajo, K_{IC} se obtiene en condiciones de elevado confinamiento mientras que el componente evaluado puede estar sometido a unas condiciones de confinamiento mucho menos exigentes. En ese caso, desarrollará una resistencia a fractura K_C que, haciendo uso de la mecánica de la fractura biparamétrica, tiene la siguiente expresión:

$$K_c = K_{IC} \left(1 + \alpha(-\beta L_r)^m \right) \tag{4.4}$$

De aquí se deriva el método utilizado en procedimientos como el R6 [12], que consiste en mantener intacta la expresión de la línea de fallo $K_r^{line}=f(L_r)$ y modificar la tenacidad a fractura del material utilizada para la obtención de la coordenada K_r mediante la expresión (4.4). El análisis resultante consiste en que para la evaluación de un componente, éste viene asociado por un punto de coordenadas (K_r, L_r) , en donde:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} \left(1 + \alpha(-\beta L_r)^m \right)} = f(L_r) \tag{4.5}$$

La posición del punto debe analizarse con referencia al espacio definido por $K_r^{line}=f(L_r)$.

La diferencia gráfica entre el método convencional y esta metodología es que el punto que representa el estado del componente aparecerá en el segundo caso en la misma vertical que en el primero pero con menor coordenada K_r , afectado por el factor $(1 + \alpha(-\beta L_r)^m)$ dependiente de la carga aplicada. La Fig. 4.2 muestra el efecto de esta metodología de trabajo en la evaluación de dos componentes diferentes, comparando las situaciones en las que se considera el confinamiento con las que no lo hacen.

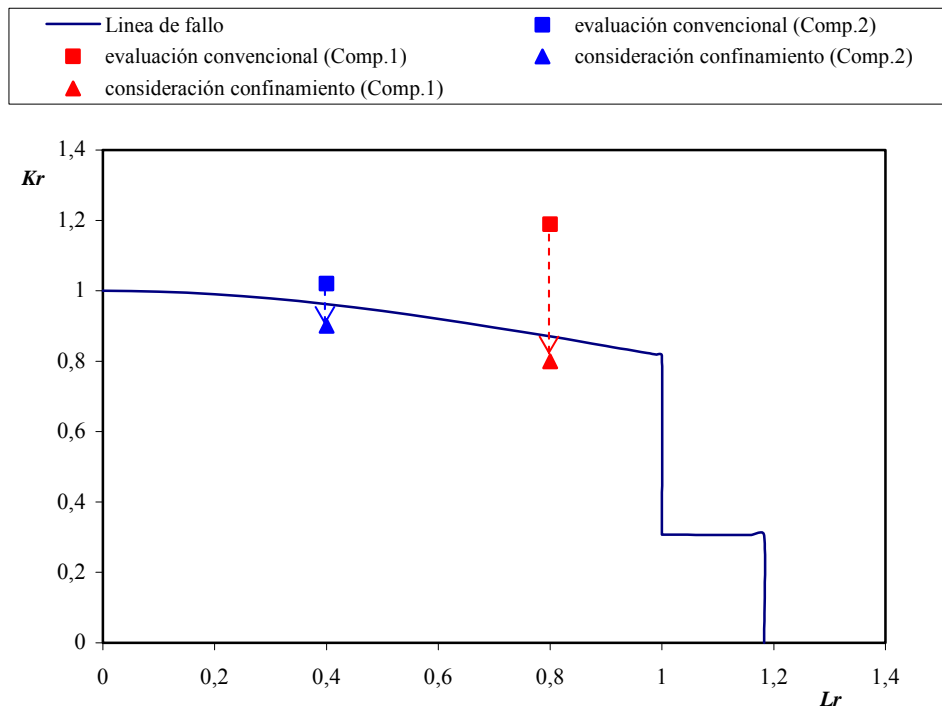


Fig. 4.2. Diagrama de fallo y representación de la situación de la estructura de modo convencional y considerando la pérdida de confinamiento.

Se observa como la línea de fallo es la misma y como el punto que representa cada componente se desplaza sobre la vertical. Para esos casos concretos una evaluación convencional daría lugar a una situación del componente inaceptable mientras que considerando el efecto de la pérdida de confinamiento se demuestra la seguridad del mismo.

La inclusión del efecto del confinamiento también se consigue de la misma manera al modificar la línea de fallo manteniendo la definición tradicional de la coordenada K_r , resultando la expresión:

$$K_r^{line} = f(L_r) \left(1 + \alpha (-\beta L_r)^m \right) \tag{4.6}$$

En este caso el punto representativo del componente es el mismo ($K_r=K_I/K_{IC}$, L_r) y lo que cambia es la línea de fallo. La Fig. 4.3 muestra la representación gráfica del correspondiente proceso de evaluación para los mismos casos de la Fig. 4.2.

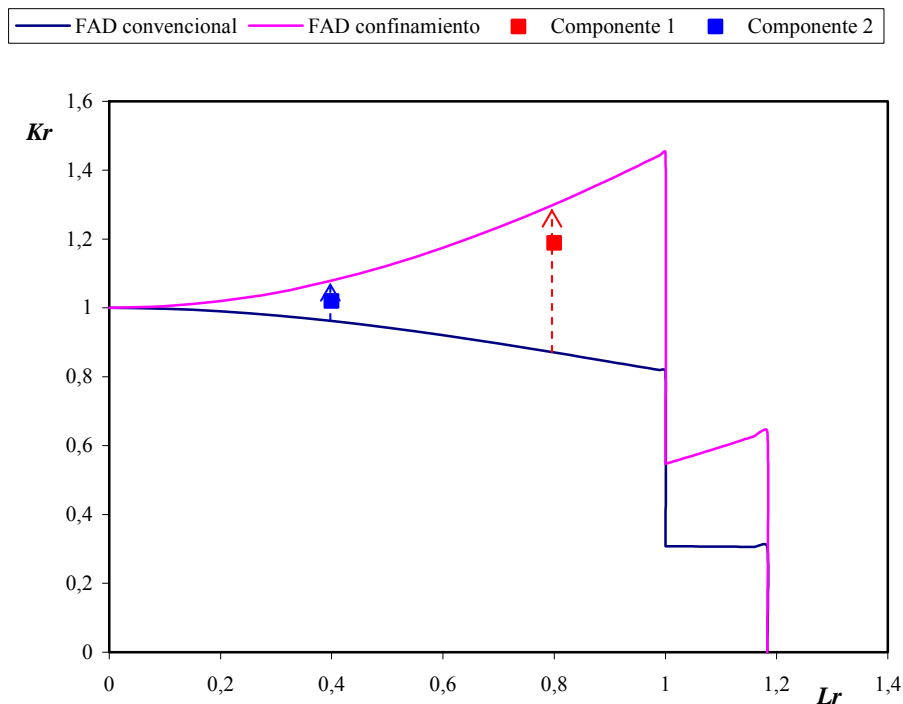


Fig. 4.3. Diagramas de Fallo convencional y modificado por confinamiento.

Se puede observar como la modificación de la línea de fallo amplía la zona de validez o zona de seguridad de tal manera que la evaluación del componente, que inicialmente considera la situación como inaceptable, demuestra la seguridad del mismo.

Ambos tipos de análisis, que en realidad son el mismo, permiten, por lo tanto, la consideración de la pérdida de confinamiento cuando las fisuras son poco profundas y/o cuando las cargas tienen una importante componente de tracción. Se hace necesario ahora incluir el efecto producido por la pérdida de confinamiento debida a la existencia de un radio finito ρ en el fondo del defecto.

4.2.2. Pérdida de confinamiento en componentes entallados

Recordando lo visto en el capítulo 3.2, las relaciones entre la tenacidad a fractura del material y la tenacidad a fractura aparente (K_{IN}) desarrollada por el mismo ante defectos tipo entalla son del tipo:

$$K_{IN} = g(\rho, material) \quad (4.7)$$

Es decir, la tenacidad a fractura aparente se obtiene al aplicar una función que depende del radio de entalla y de las características resistentes del material (límite elástico, tensión de rotura, tenacidad a fractura,...). En ocasiones es posible simplificar la función g de manera que no dependa de K_{IC} . En estos casos la expresión (4.7) resulta:

$$K_{IN} = K_{IC} \cdot g^*(\rho, material) \quad (4.8)$$

en donde g^* ya no depende de la tenacidad a fractura del material.

Si se asume la independencia de las distintas funciones g^* con respecto a la pérdida de confinamiento debida al tipo de carga y a la profundidad del defecto, pueden añadirse a las expresiones (4.5) y (4.6) multiplicando a la función derivada de la mecánica de la fractura biparamétrica, con el objeto de obtener el efecto global del confinamiento sobre la resistencia a fractura. Es decir, para el procedimiento que modifica la tenacidad en la determinación de K_r , manteniendo la línea de fallo se obtiene:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) g^*(\rho, material)} \quad (4.9)$$

y para la metodología que propone modificar la línea de fallo y mantener el valor de tenacidad:

$$K_r^{line} = f(L_r) \left(1 + \alpha (-\beta L_r)^m \right) g^*(\rho, material) \tag{4.10}$$

Cuando la función g^* no puede derivarse con facilidad y se ha de trabajar con g , solo puede aplicarse el método que modifica la tenacidad para determinar el correspondiente valor de K_r , sin cambiar la línea de fallo. En este caso:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IN} \cdot (1 + \alpha (-\beta L_r)^m)} = \frac{K_I}{g(\rho, material) \cdot (1 + \alpha (-\beta L_r)^m)} \tag{4.11}$$

Las Fig. 4.4 y 4.5 muestran gráficamente ambas propuestas. En el primer caso se representa la situación de un componente entallado sin consideración de confinamiento alguna, la situación tras considerar la pérdida de confinamiento debida a la profundidad del defecto y al tipo de cargas y la situación tras considerar conjuntamente, y haciendo uso de (4.9), la pérdida de confinamiento total. Se observa como la situación del componente con respecto a la rotura cambia considerablemente, pasando de una posición crítica a otra totalmente segura.

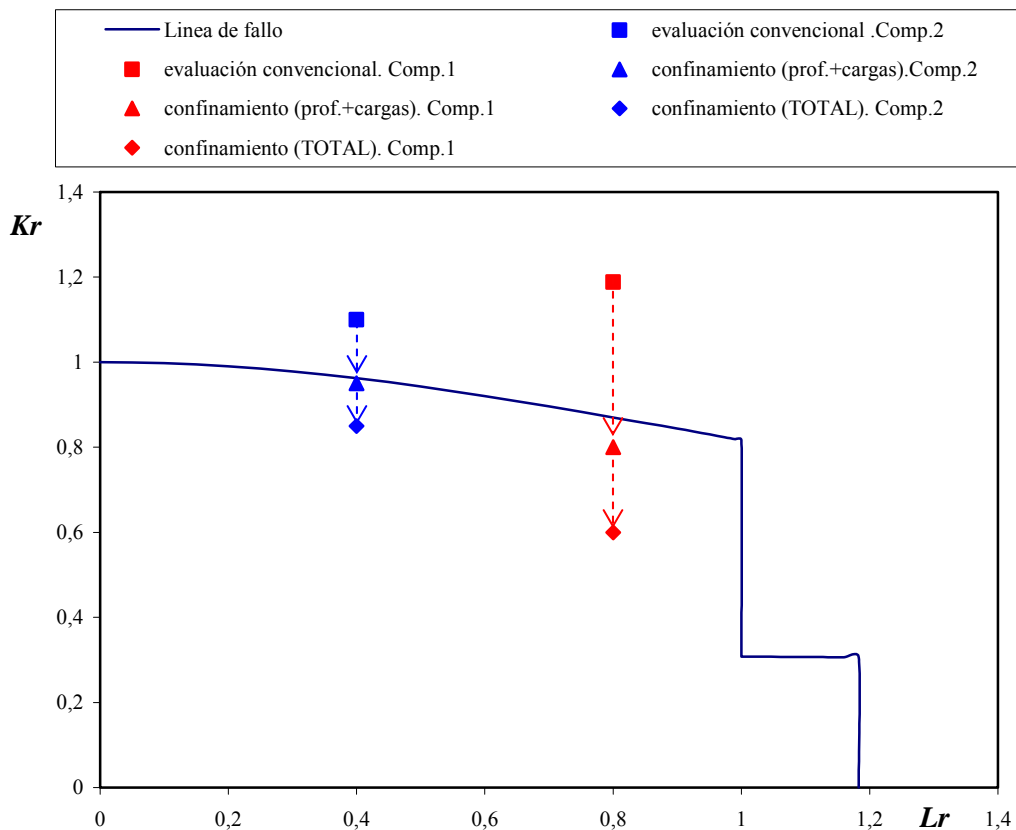


Fig. 4.4. Diagrama de fallo y representación de la situación de la estructura de modo convencional, considerando la pérdida de confinamiento parcialmente (profundidad de entalla + tipo de cargas) y considerando la pérdida de confinamiento total (incluyendo el efecto de la entalla).

En el segundo, Fig. 4.5, se opta por modificar la línea de fallo haciendo uso de (4.10). Se observa como la zona de validez aumenta de tamaño de forma considerable obteniéndose unos resultados análogos a los de la Fig. 4.4.

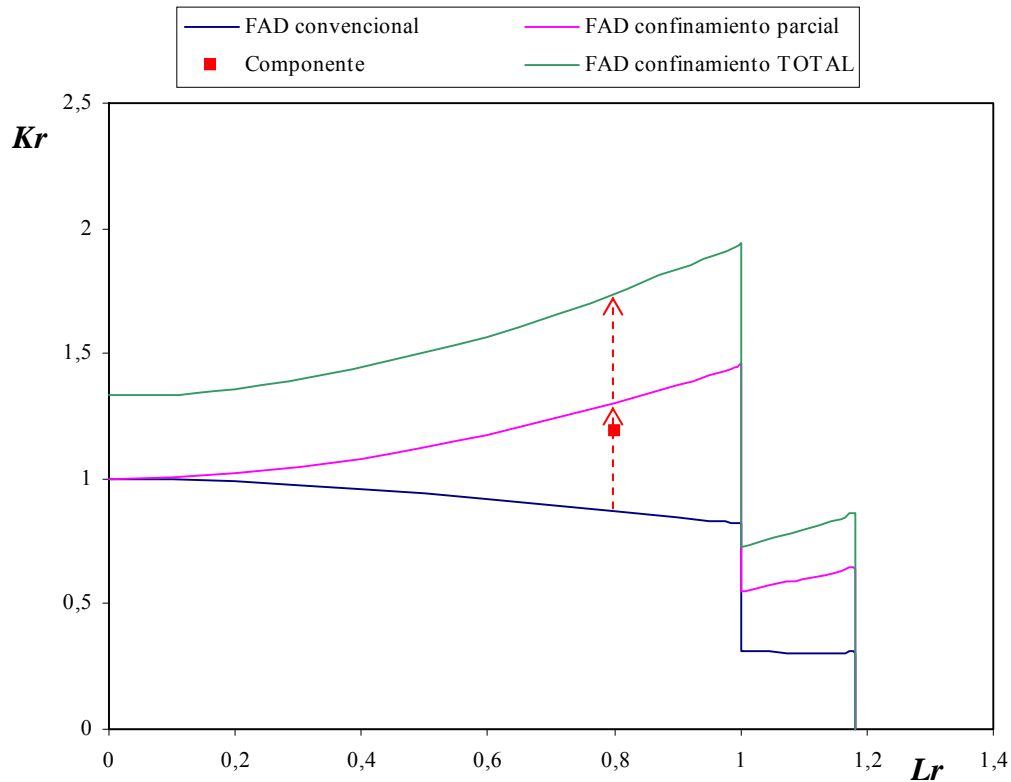


Fig. 4.5. Diagrama de fallo convencional, modificado por confinamiento de modo parcial (profundidad del defecto + tipo de cargas) y modificado totalmente (incluyendo el efecto de la entalla).

Es importante advertir como la consideración parcial del confinamiento (tipo de carga y profundidad de defecto), que es la recogida en los distintos procedimientos de evaluación, no afecta a situaciones de fractura frágil en las que la carga no es elevada. Esto se debe a que para que se produzca este tipo de pérdida de confinamiento es necesario el desarrollo de cargas elevadas. Sin embargo, la naturaleza entallada del defecto afecta en cualquier nivel de carga, por lo que la zona de validez de la situación del componente queda también ampliada en zonas de cargas reducidas.

Por último, no debe olvidarse que los dos procedimientos siguen siendo totalmente compatibles y dan lugar a resultados idénticos ya que se trata simplemente de un mismo modelo expresado de dos maneras diferentes.

Es necesario, por lo tanto, analizar la independencia de los efectos de confinamiento considerados.

En el caso del modelo de la tensión media crítica es posible demostrar la independencia de la pérdida de confinamiento debida al tipo de cargas y a la profundidad de la fisura con respecto a la pérdida de confinamiento ocasionada por la existencia de un radio finito en el fondo de un defecto.

Así, el modelo de Kim et al [16] asume la distribución de tensiones en el fondo de entalla propuesta por Creager y Paris [107], que no es más que la distribución de tensiones en el fondo de fisura desplazada según el eje x una cantidad igual a la mitad del radio de entalla. Además, en su razonamiento teórico, toma el primer término de la serie de Williams [3]. Sin embargo, si se sigue el mismo desarrollo propuesto por el citado modelo y se asume igualmente la distribución de Creager-Paris pero tomando los dos primeros términos de la serie de Williams (es decir, incluyendo la tensión T), el resultado final resulta ser exactamente el mismo, ya que la tensión T no afecta a las integrales utilizadas para establecer la condición de rotura (ya que no afecta a σ_{yy}), repitiéndose la misma formulación propuesta por Kim et al [16], recogida en el Capítulo 3 de esta Tesis. Es decir, el valor de la relación existente entre K_{IN} y K_{IC} no varía al introducir la tensión T en el desarrollo propuesto por Kim et al. En definitiva, la tenacidad aparente desarrollada por un material entallado es independiente del valor de la tensión T , que evalúa la pérdida de confinamiento debida al tipo de carga y a la profundidad de la fisura, quedando demostrada por tanto la independencia entre ambos fenómenos.

Otra forma de justificar la independencia entre ambos fenómenos es la siguiente: como se ha dicho anteriormente, Creager y Paris demostraron que la distribución de tensiones en el fondo de entalla era igual a la distribución en el fondo de una fisura con un desplazamiento según el eje x igual a $\rho/2$. Pues bien, si en la distribución tensional de una fisura considerando los dos primeros términos de la serie de Williams realizamos una traslación de $\rho/2$ obtenemos la distribución tensional correspondiente a una entalla, y dado que el segundo término (la tensión T) no es función de punto, no se ve afectado por dicha traslación por lo que su valor es el mismo independientemente de ρ .

Una vez justificada la independencia de ambos fenómenos, la formulación propuesta en (4.9) y (4.10) tiene plena aplicación. Fijándonos en los distintos términos del mismo, el modelo

propone calcular K_{IN} a partir de K_{IC} , con lo que se está transformando la entalla en el material real u original en una fisura de igual dimensión situada en otro material “equivalente” de mayor tenacidad. Por lo tanto una vez calculado K_{IN} se desarrolla el cálculo considerando que la entalla es una fisura.

En el Capítulo 3.2 se recogieron las distintas funciones g o g^* derivadas de los diferentes estudios realizados hasta la fecha. En este trabajo van a utilizarse las más significativas y se van a comparar los distintos resultados. En el siguiente epígrafe se comentan detalladamente los distintos tipos de expresiones que van a ser utilizadas.

4.3 APLICACIÓN DE LOS VALORES DE TENACIDAD APARENTE ASOCIADOS AL CONFINAMIENTO EXISTENTE

4.3.1 Aplicación del modelo de la Tensión Media Crítica

La relación entre la tenacidad a fractura aparente, K_{IN} , y K_{IC} viene dada por:

$$K_{IN} = K_{IC} \sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}} \quad (4.12)$$

La obtención del valor de X_{ef} (distancia efectiva) requiere la utilización de simulación numérica mediante elementos finitos.

Esta metodología permite modificar tanto el valor de tenacidad como la expresión de la línea de fallo. Las correspondientes expresiones son:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) \sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}}} \quad (4.13)$$

para el caso en el que se modifica el valor de la resistencia a fractura del material manteniendo invariable la línea de fallo (Fig.4.4) y:

$$K_r^{line} = \frac{K_I}{K_{IC}} = f(L_r) (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) \sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}} \quad (4.14)$$

para el caso en el que se modifica la línea de fallo manteniendo invariable la resistencia a fractura del material (Fig. 4.5).

4.3.2 Aplicación de la Mecánica de la Fractura Finita

Esta teoría distingue entre entallas romas y afiladas, de tal manera que las expresiones a utilizar en uno y otro caso son diferentes.

Tal y como quedó recogido en el Capítulo 3, una entalla es roma si:

$$2L < a^* \quad (4.15)$$

y se considera afilada en caso contrario.

L obedece a la siguiente expresión:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_c}{\sigma_0} \right)^2 \quad (4.16)$$

mientras que a^* es:

$$a^* = a_n \frac{F_2^2}{(F_1^2 K_t^2 - F_2^2)} \quad (4.17)$$

Para las geometrías de estudio F_1 y F_2 toman un valor próximo a 1 [17], a_n es la longitud de la entalla y K_t puede aproximarse según la siguiente expresión [17]:

$$K_t = 1 + 2 \sqrt{\frac{a_n}{\rho}} \quad (4.18)$$

En definitiva, la determinación de la naturaleza de la entalla, roma o afilada, según (4.15) resulta sencilla y habrá de hacerse para cada caso concreto que se estudie.

La relación entre la tenacidad aparente y la tenacidad a fractura que propone la MFF para el caso de entallas romas es:

$$K_{IN} = K_{IC} \frac{1}{2.24} \sqrt{\frac{\rho}{L}} \quad (4.19)$$

y en el caso de entallas afiladas resulta:

$$K_{IN} = K_{IC} \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{\rho}{20.08L}}} \quad (4.20)$$

Las expresiones (4.9) y (4.10) resultan, en consecuencia, para el caso de entalla roma:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) \frac{1}{2.24} \sqrt{\frac{\rho}{L}}} \quad (4.21)$$

$$K_r^{line} = \frac{K_I}{K_{IC}} = f(L_r) (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) \frac{1}{2.24} \sqrt{\frac{\rho}{L}} \quad (4.22)$$

y para el caso de entalla afilada

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{\rho}{20.08L}}}} \quad (4.23)$$

$$K_r^{line} = \frac{K_I}{K_{IC}} = f(L_r) (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{\rho}{20.08L}}} \quad (4.24)$$

Por lo tanto, esta teoría permite tanto modificar el valor de la tenacidad, para aplicar el modelo de la Fig. 4.4, como la expresión de la línea de fallo, para aplicar el de la Fig.4.5.

Los resultados obtenidos mediante este procedimiento son similares a los obtenidos con el modelo de la tensión media crítica en situaciones de elasticidad lineal, mientras que a medida que aumenta la plasticidad el método va perdiendo precisión y requiere correcciones, como por ejemplo el uso de un valor de σ_0 igual a cuatro veces la tensión de rotura en el caso de los aceros. Sin embargo es mucho más sencillo de aplicar, ya que no requiere el uso de modelos numéricos [17].

4.3.3 Aplicación de los resultados de los ensayos de caracterización de tenacidad aparente

Cuando se tiene la posibilidad de la realización de ensayos de tenacidad de tipo convencional (alto confinamiento con respecto al tipo de carga y a la profundidad de la fisura) pero con defectos tipo entalla, estos ensayos darán un valor aparente de la misma superior al valor de la tenacidad a fractura, siendo la relación entre ambas magnitudes una constante del material para un radio dado:

$$K_{IN} = cte_K(\rho) \cdot K_{IC} \quad (4.25)$$

En este caso, y siempre que sea para un mismo radio, la función g^* es el valor de la constante cte_K .

Las expresiones (4.9) y (4.10) resultan, respectivamente:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) cte_K} \quad (4.26)$$

$$K_r^{line} = f(L_r) (1 + \alpha(-\beta L_r)^m) cte_K \quad (4.27)$$

Para que esta metodología sea adecuada es necesario caracterizar correctamente la tenacidad real y aparente del material tanto en el “*Lower Shelf*” como en la zona de transición y el “*Upper Shelf*”. Una vez caracterizada, se tomarían los valores estadísticamente representativos de ambas tenacidades para un nivel dado de confianza.

4.3.4 Aplicación del desplazamiento de la Curva Maestra

En aceros ferríticos, como el material utilizado en los ensayos de este trabajo, y cuando el material se encuentra en la zona de transición, la mecánica de la fractura biparamétrica puede utilizarse con un enfoque diferente al recogido en las expresiones (4.4) y (4.5). En concreto, haciendo uso de la Curva Maestra obtenida para el material en condiciones de alto

confinamiento, se puede obtener la curva correspondiente a las condiciones de confinamiento a las que realmente se encuentra sometido el componente. Basta con aplicar la formulación de Wallin [94] que, haciendo uso de la tensión T (T_{stress}), estima el desplazamiento producido en la curva de la siguiente manera:

$$T_0 = T_{0deep} + \frac{T_{stress}}{10MPa/^{\circ}C} \quad (4.28)$$

La expresión de K_{mat}^c resulta, en consecuencia:

$$K_{mat}^c = 20MPa\sqrt{m} + (K_{JC} - 20)\exp\left(0.019\left[\frac{-T_{stress}}{10}\right]\right)MPa\sqrt{m} \quad (4.29)$$

que sustituiría en los modelos propuestos al valor presentado en (4.4)

De nuevo, si se admite la independencia entre los dos tipos de pérdida de confinamiento, la correspondiente a la existencia de defectos tipo entalla puede tenerse en cuenta introduciendo el valor obtenido en (4.29) en la correspondiente corrección (modelo de la tensión media crítica, MFF,...). En este caso resulta conveniente utilizar el procedimiento que mantiene constante la línea de fallo y modifica el valor de la tenacidad resultando las expresiones que se dan a continuación. Para el empleo de la tensión media crítica:

$$K_r = \frac{K_I}{\left[20 + (K_{JC} - 20)\exp(0.019(-T_{stress}/10))\right]\sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}} \quad (4.30)$$

Para el empleo del modelo de la MFF, en el caso de entalla roma:

$$K_r = \frac{K_I}{\left[20 + (K_{JC} - 20)\exp(0.019(-T_{stress}/10))\right]\frac{1}{2.24}\sqrt{\frac{\rho}{L}}} \quad (4.31)$$

y para entalla afilada:

$$K_r = \frac{K_I}{\left[20 + (K_{JC} - 20)\exp(0.019(-T_{stress}/10))\right]\sqrt{\frac{1}{1 - \frac{\rho}{20.08L}}} \quad (4.32)$$

En definitiva, este capítulo recoge las expresiones propuestas en este trabajo con el objeto de abordar de forma global y en toda su extensión el problema del confinamiento en el plano de aplicación de la carga. Queda ahora validar las distintas expresiones, que se resumen en la Tabla 4.1, y analizar su eficacia en la evaluación de componentes y estructuras.

Tabla 4.1. Relación de expresiones resultantes a partir de los modelos planteados.

	CORRECCIÓN DE ENTALLA		ECUACIÓN RESULTANTE
Modificación de la tenacidad a través de los parámetros α , m	Tensión media crítica		(4.13)
	Mecánica de la Fractura Finita	Entalla Roma	(4.21)
		Entalla Afilada	(4.23)
	Utilización directa de resultados experimentales de tenacidad aparente		(4.26)
Modificación del FAD a través de los parámetros α , m	Tensión media crítica		(4.14)
	Mecánica de la Fractura Finita	Entalla Roma	(4.22)
		Entalla Afilada	(4.24)
	Utilización directa de resultados experimentales de tenacidad aparente		(4.27)
Modificación de la tenacidad a través de la Curva Maestra	Tensión media crítica		(4.30)
	Mecánica de la Fractura Finita	Entalla Roma	(4.31)
		Entalla Afilada	(4.32)

4.4. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL DEL MODELO

El modelo presentado ha de ser aplicado y verificado experimentalmente. Para ello, va a utilizarse en el análisis del problema ingenieril introducido en el apartado 3.4, asociado a la existencia de defectos de fabricación tipo entalla en perfiles de aceros estructurales. La aplicación a este problema permitirá ver los resultados en un caso práctico y de directa relación con la industria. Los ensayos se realizarán en chapas entalladas sometidas a tracción a distintas temperaturas (y por lo tanto distintos niveles de tenacidad del material) y con distintos radios de entalla, dando lugar a distintos niveles de confinamiento y de triaxialidad tensional.

Para la obtención de la distancia efectiva, X_{ef} , necesaria para aplicar la formulación asociada al modelo de entalla de la tensión media crítica, se van a desarrollar distintos modelos de

elementos finitos, asociados a cada uno de los ensayos que se van a realizar. Tales modelos serán validados para, posteriormente, llevar a las distintas probetas virtuales hasta la carga de rotura de las probetas ensayadas, momento en el cual se obtendrá el perfil de tensiones en el fondo de entalla. A partir de dicho perfil se obtendrá el valor de X_{ef} .

En el caso de la formulación asociada a la Mecánica de la Fractura Finita, será necesario distinguir en cada caso si la entalla analizada es roma o afilada.

Con respecto a la formulación asociada a los resultados experimentales de tenacidad aparente se va a realizar una sencilla experimentación al respecto, quedando establecido en este trabajo la operativa correspondiente.

