

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 6

APLICACIÓN DE LA METODOLOGÍA PROPUESTA A LOS ENSAYOS DE VALIDACIÓN

6.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se va a aplicar la formulación obtenida en el modelo presentado en el Capítulo 4 a los distintos ensayos recogidos en el Capítulo 5, con el objeto de validarla y de analizar y comparar los resultados obtenidos con cada una de las ecuaciones propuestas. A su vez, se podrá comparar el análisis de los defectos sin consideración alguna de confinamiento con los resultados obtenidos una vez realizadas las distintas correcciones por pérdida de confinamiento, incluido el efecto entalla.

Para cada tipo de ensayos se aplicará en primer lugar la mecánica de la fractura uniparamétrica, que tal y como se ha visto previamente no es capaz de tener en cuenta el grado de confinamiento existente en el entorno del defecto y por ello, utilizando valores de tenacidad obtenidos en condiciones de alto confinamiento, proporciona valores que en muchos casos son excesivamente conservadores.

En segundo lugar se aplicarán las correcciones que la mecánica de la fractura biparamétrica propone para la consideración de la pérdida de confinamiento ocasionada por la existencia de cargas de tracción y/o defectos superficiales, tanto la realizada a través de los parámetros α , β y m (“*corrección paramétrica*”) como la realizada por desplazamiento de la Curva Maestra (“*corrección CM*”).

Seguidamente se aplicarán las correcciones que evalúan la totalidad de la pérdida de confinamiento en el plano de aplicación de la carga y que por lo tanto añaden a la anterior corrección la consideración del efecto de entalla.

Para finalizar se compararán todos los resultados obtenidos. En todos los casos, y con el objeto de simplificar el análisis, se optará por modificar la resistencia a fractura del material y no la línea de fallo, sabiendo que ambas opciones son totalmente equivalentes.

6.2. APLICACIÓN DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA UNIPARAMÉTRICA

Los distintos ensayos se han realizado en probetas sometidas a tracción y con defectos que van desde fisuras hasta entallas de radio 2.0 mm. Por ello, en muchos de los casos se produce una importante pérdida de confinamiento que la mecánica de la fractura uniparamétrica no es capaz de tener en cuenta. El componente desarrolla una resistencia a la rotura que puede ser mucho mayor que la que corresponde a la tenacidad a fractura obtenida en los ensayos normalizados. La consecuencia final es que la carga de rotura prevista por la mecánica de la fractura uniparamétrica es en ocasiones mucho menor que la carga de rotura real. Este fenómeno trasladado a la evaluación de componentes mediante el uso de Diagramas de Fallo se traduce en que el punto representativo del componente en rotura se encuentra alejado de la línea de fallo, resultando coeficientes de seguridad que pueden resultar muy elevados.

En este apartado se van a representar en Diagramas de Fallo las probetas de los distintos ensayos de validación en el momento de la rotura y se va a obtener el coeficiente de seguridad correspondiente, definido como la relación existente entre la carga de rotura real y la prevista por el Diagrama de Fallo, tal y como se muestra en la Fig. 6.1.

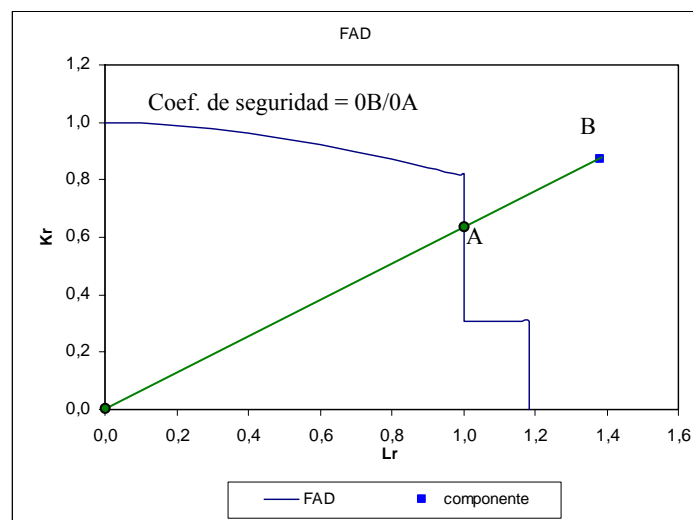


Fig. 6.1. Definición del coeficiente de seguridad en la evaluación en rotura y mediante Diagramas de Fallo de las probetas correspondientes a los ensayos estructurales.

Los Diagramas de Fallo son los correspondientes a la Opción 1 del Módulo de Fractura del procedimiento FITNET [14], que coinciden con los del Nivel 1 del procedimiento SINTAP [13]. Las expresiones que definen las correspondientes líneas de fallo son las siguientes:

$$f(L_r) = [1 + 0.5(L_r)^2]^{-1/2} \quad L_r \leq 1 \quad (6.1)$$

$$f(1) = \left(\lambda + \frac{1}{2\lambda} \right)^{-1/2} \quad L_r = 1 \quad (6.2)$$

$$\lambda = \left(1 + \frac{E \cdot \Delta \varepsilon}{R_{eH}} \right) \quad (6.3)$$

$$\Delta \varepsilon = 0.0375 \left(1 - \frac{R_{eH}}{1000} \right) \quad (6.4)$$

$$f(L_r) = f(1) L_r^{N-1/2N} \quad 1 \leq L_r \leq L_r^{max} \quad (6.5)$$

$$N = 0.3 \left(1 - \frac{R_e}{R_m} \right) \quad (6.6)$$

$$f(L_r) = 0 \quad L_r > L_r^{max} \quad (6.7)$$

La situación del componente queda definida por un punto de coordenadas (K_r, L_r) . Como ya se ha expresado, la primera viene dada por la relación existente entre el factor de intensidad de tensiones aplicado y la resistencia a fractura del material y la segunda por el cociente entre la carga aplicada y la carga de colapso plástico:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC}} \quad (6.8)$$

$$L_r = \frac{P}{P_L} \quad (6.9)$$

La interpretación del resultado obtenido ya ha sido explicada en el Capítulo 2 de esta Tesis.

En todos los cálculos realizados en este capítulo se toma como valor de tenacidad el dado por la Curva Maestra del material asociada a una probabilidad de fallo del 5% (apartado 5.3.3). Esto implica que se establece como referencia un valor conservador de la tenacidad, por lo que

podríamos encontrarnos de salida, por la propia dispersión de esta variable, con coeficientes de seguridad añadidos.

6.2.1. Ensayos a -20 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

Esta temperatura de ensayo se enmarca en el “Upper Shelf” del material. La Fig. 6.2 muestra la evaluación de las probetas Y1A19A3 (fisurada) y Y1A19A8 (entallada, $\rho = 2.0$ mm). La Tabla 6.1 muestra las coordenadas, así como los correspondientes coeficientes de seguridad, asociadas a esta metodología de evaluación. En ella se puede observar como el coeficiente de seguridad obtenido en la probeta entallada es 1.135 veces el obtenido en la probeta fisurada.

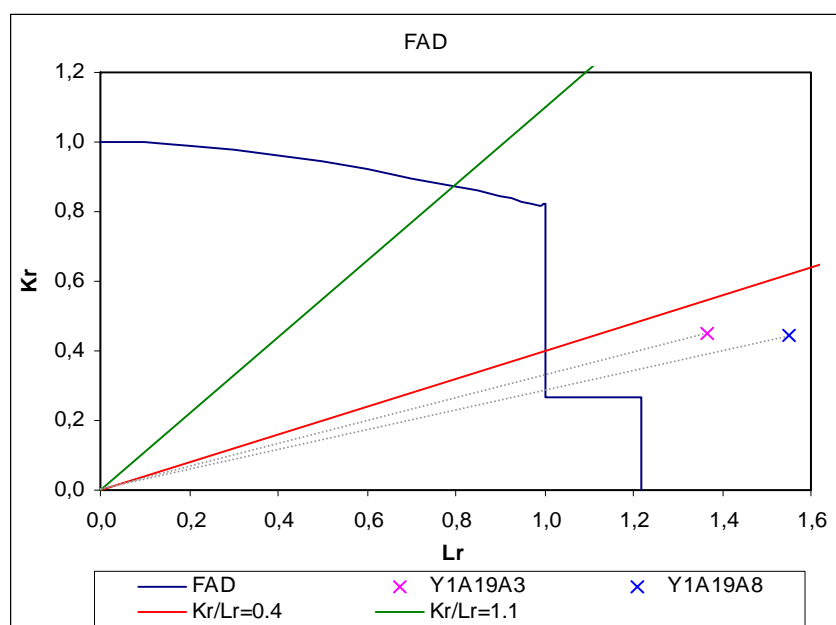


Fig. 6.2. Representación en rotura y mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A19A3 (defecto tipo fisura) y Y1A19A8.

Tabla 6.1. Coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -20 °C en probetas de 21.3 mm de espesor.

| Probeta | K_r | L_r | K_r/L_r | Coficiente de seguridad |
|----------------------------------|-------|-------|-----------|-------------------------|
| Y1A19A3 (fisura) | 0.45 | 1.37 | 0.33 | 1.366 |
| Y1A19A8 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 0.44 | 1.55 | 0.28 | 1.551 |

Los procedimientos SINTAP [13] y FITNET [14] ofrecen una guía de interpretación del resultado obtenido, determinando el tipo de mecanismo de rotura dominante en función de la relación entre los parámetros K_r y L_r . Para un valor determinado de dicha relación, estos procedimientos establecen posibles refinamientos de los datos resistentes del material para alcanzar resultados más acordes con la realidad del problema. El trabajo desarrollado en esta Tesis propone refinamientos en la resistencia a fractura del material a través de la consideración de las condiciones de confinamiento. Pues bien, según estos procedimientos [13,14], la mejora del conocimiento de la resistencia a fractura del material puede ocasionar mejoras en la evaluación de componentes cuando $K_r/L_r > 0.4$. En caso contrario, la rotura está dominada por el colapso plástico y la mejora de las propiedades a fractura no tiene trascendencia en el resultado final. La Fig. 6.3 muestra el esquema propuesto. La relación $K_r/L_r > 1.1$ representa la condición de rotura dominada por la fractura, cuyo mejor conocimiento permitiría mejorar sustancialmente la precisión de la evaluación, mientras que mejoras del conocimiento de las propiedades a tracción del material no proporcionarían variaciones importantes del análisis.

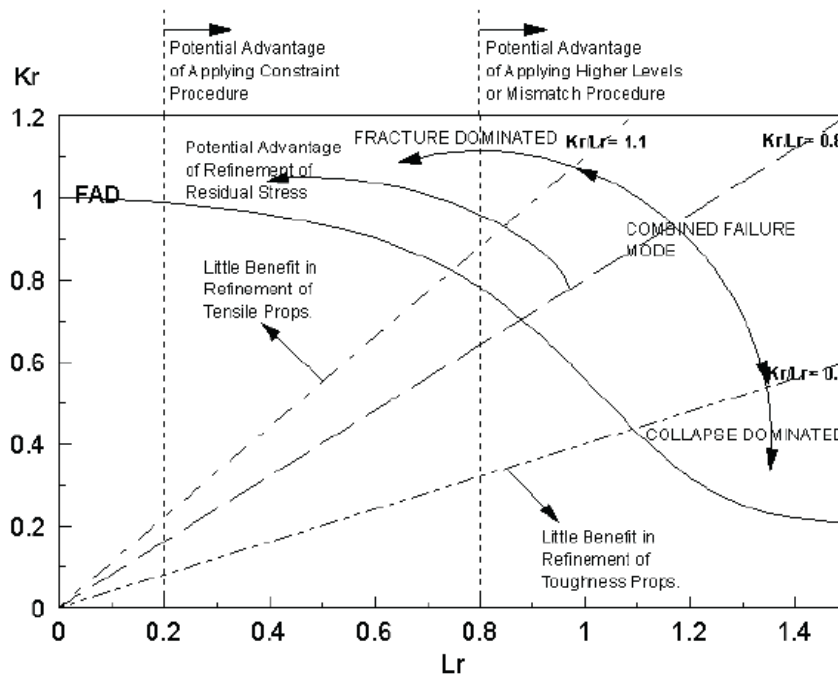


Fig. 6.3. Regiones del FAD para la consideración del refinamiento de los parámetros resistentes del material [13,14].

En el análisis de las probetas Y1A19A3 y Y1A19A8 la relación K_r/L_r es inferior a 0.4, por lo que el mecanismo de rotura ha sido el colapso plástico en ambos casos (en concordancia con los resultados experimentales mostrados en el apartado 5.4.4.1). Según los procedimientos [13,14] sucesivas consideraciones del confinamiento, que conducen a mejoras en la apreciación de la resistencia a fractura del componente, no tendrán un efecto significativo en los resultados. Aun

así debe considerarse que las líneas que definen la posición del componente, asociadas a la longitud del defecto (5.42 mm para la probeta fisurada frente a 5.12 mm para la entallada), establecen una evaluación asociada a la zona de cedencia que no se corresponde con la realidad experimental. La corrección de la tenacidad asociada al confinamiento debe mejorar esta predicción.

Se observa también que el parámetro L_r es mayor en el caso de la probeta entallada. Este fenómeno guarda una relación directa con lo observado en el Capítulo 5, en el cual se comprobó en todos los casos que a medida que aumentaba el radio de entalla lo hacía igualmente la tensión neta en rotura.

6.2.2. Ensayos a -65 °C en probetas de 15.4 mm de espesor

La Fig. 6.4 muestra la evaluación de las probetas Y1A13A1, Y1A13A2 y Y1A13A3, y la Tabla 6.2 muestra sus coordenadas y los correspondientes coeficientes de seguridad. Estos ensayos fueron realizados en la Zona de Transición a temperaturas superiores a T_0 .

En los tres casos la relación K_r/L_r es mayor de 0.4, por lo que mejoras en el conocimiento del comportamiento a fractura del material (como la consideración de las condiciones de confinamiento) podrían mejorar la precisión del análisis.

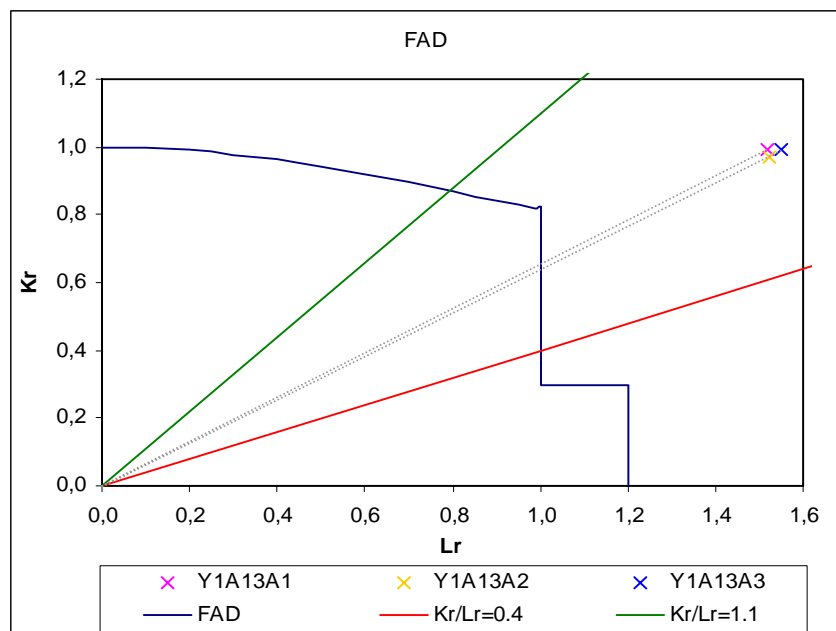


Fig. 6.4. Representación mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A13A1 (defecto tipo fisura), Y1A13A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) y Y1A13A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm)

Tabla 6.2. Coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a $-65\text{ }^{\circ}\text{C}$ en probetas de 15.4 mm de espesor.

| Probeta | K_r | L_r | K_r/L_r | Coefficiente de seguridad |
|--|-------|-------|-----------|---------------------------|
| Y1A13A1 (fisura) | 0.99 | 1.52 | 0.65 | 1.515 |
| Y1A13A2 (entalla, $\rho=1.2\text{ mm}$) | 0.97 | 1.52 | 0.64 | 1.518 |
| Y1A13A3 (entalla, $\rho=2.0\text{ mm}$) | 0.99 | 1.55 | 0.64 | 1.553 |

Para los tres componentes la rotura parece asociarse a una combinación de fractura y colapso plástico desarrollado al alcanzarse la zona de cedencia sin endurecimiento, lo que no se corresponde con lo visto en la realidad experimental (apartado 5.4.4.2), que muestra que la rotura se produce tras entrar en la zona de endurecimiento. Se observa que el efecto de entalla es muy reducido en este caso.

6.2.3. Ensayos a $-85\text{ }^{\circ}\text{C}$ en probetas de 21.3 mm de espesor

La Fig. 6.5 muestra la evaluación de las probetas Y1A19A2, Y1A19A5 y Y1A19A7, todas ellas ensayadas en la Zona de Transición y muy próximas a T_0 . La Tabla 6.3 muestra las coordenadas de evaluación y los correspondientes coeficientes de seguridad.

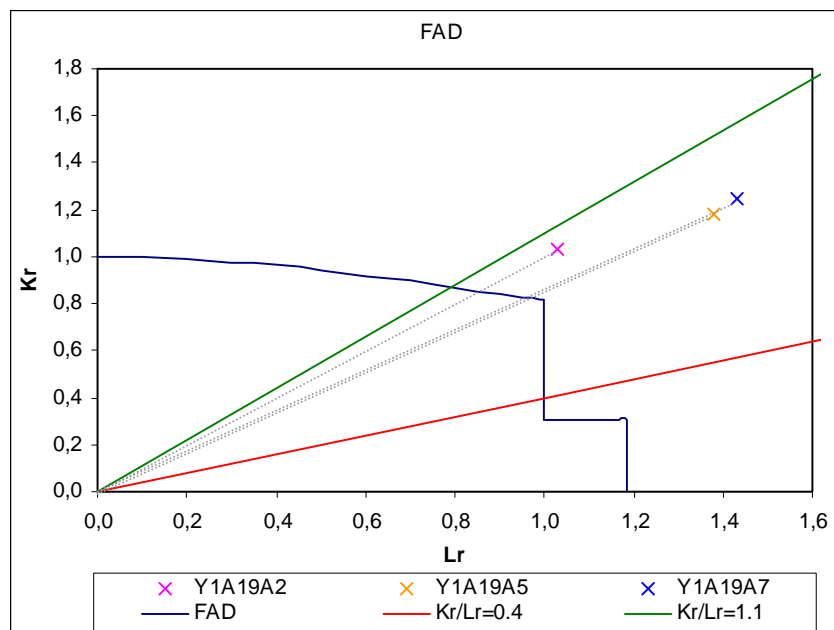


Fig. 6.5. Representación mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A19A2 (defecto tipo fisura), Y1A19A5 (entalla, $\rho=1.2\text{ mm}$) y Y1A19A7 (entalla, $\rho=2.0\text{ mm}$)

Tabla 6.3. *Coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -85 °C en probetas de 21.3 mm de espesor.*

| Probeta | K_r | L_r | K_r/L_r | Coefficiente de seguridad |
|--|-------|-------|-----------|---------------------------|
| Y1A19A2 (fisura) | 1.03 | 1.03 | 1.00 | 1.204 |
| Y1A19A5 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 1.18 | 1.38 | 0.86 | 1.427 |
| Y1A19A7 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 1.25 | 1.43 | 0.87 | 1.487 |

Todos los casos son susceptibles de mejora en la evaluación a través de la mejora en el conocimiento de la resistencia a fractura del material que permiten establecer las correcciones por confinamiento. En el caso del componente fisurado la evaluación justifica el paso por la rotura dominada por la fractura, lo que se corresponde con lo observado en el ensayo correspondiente. En cambio, esta misma justificación para los componentes entallados no se corresponde con la realidad experimental, en la que se produce la rotura en la zona de endurecimiento.

Al igual que en los ensayos realizados en el “*Upper Shelf*”, se puede observar como los coeficientes de seguridad obtenidos son tanto mayores cuanto mayor es el radio en el fondo del defecto y que el parámetro L_r en rotura también crece con radio de entalla (efecto entalla).

6.2.4. Ensayos a -100 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

Las Fig. 6.6 muestra la evaluación de las probetas Y1A19A1 y Y1A19A4, ensayadas a una temperatura de la Zona de Transición del material inferior a T_0 . La probeta Y1A19A6, ensayada a la misma temperatura no va a considerarse en el análisis al experimentar una rotura alejada de la entalla. En la Tabla 6.4 se observan las coordenadas de evaluación y los coeficientes de seguridad asociados.

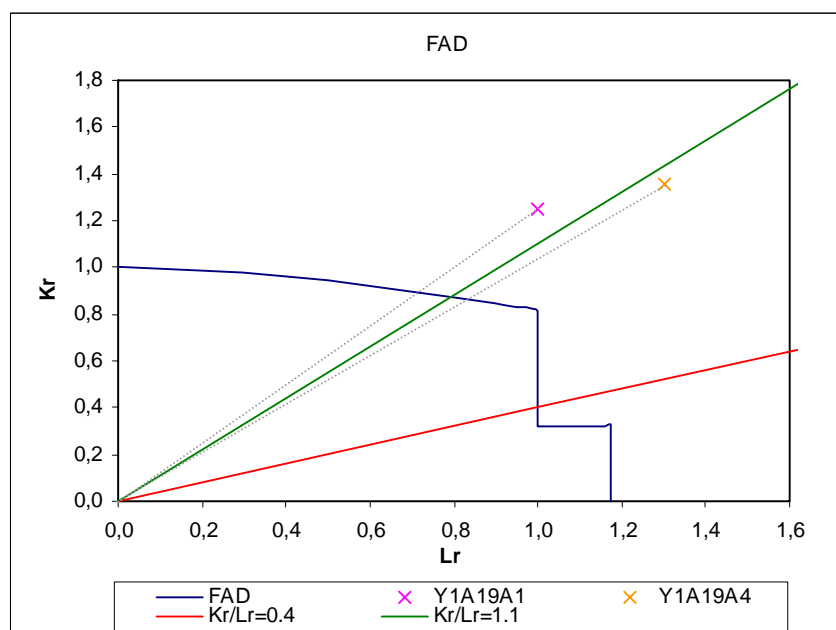


Fig. 6.6. Representación mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A19A1 (defecto tipo fisura) y Y1A19A4 (entalla, $\rho=1.2$ mm).

Tabla 6.4. Coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -100 °C en probetas de 21.3 mm de espesor.

| Probeta | K_r | L_r | K_r/L_r | Coefficiente de seguridad |
|--|-------|-------|-----------|---------------------------|
| Y1A19A1 (fisura) | 1.25 | 1.00 | 1.25 | 1.398 |
| Y1A19A4 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 1.36 | 1.30 | 1.05 | 1.576 |

De nuevo, como es lógico al ir avanzando hacia situaciones sucesivamente más frágiles, los dos casos son susceptibles de mejora en la evaluación a través de las correcciones por confinamiento. La evaluación justificaría roturas asociadas a fractura brusca, lo que se corresponde solamente con el caso fisurado. En la probeta entallada la realidad muestra capacidad de desarrollo de comportamiento plástico hasta rotura.

Se puede observar como los coeficientes de seguridad obtenidos y el parámetro L_r en rotura son, debido al efecto entalla, tanto mayores cuanto mayor es el radio en el fondo del defecto.

6.2.5. Ensayos a -80 °C en probetas de 25.4 mm de espesor

La Fig. 6.7 y la Tabla 6.5 muestran la evaluación de las probetas X4M4A1, X4M4A2 y X4M4A3, incluyendo los correspondientes coeficientes de seguridad. Todas ellas han sido ensayadas a una temperatura propia del “Lower Shelf” del material.

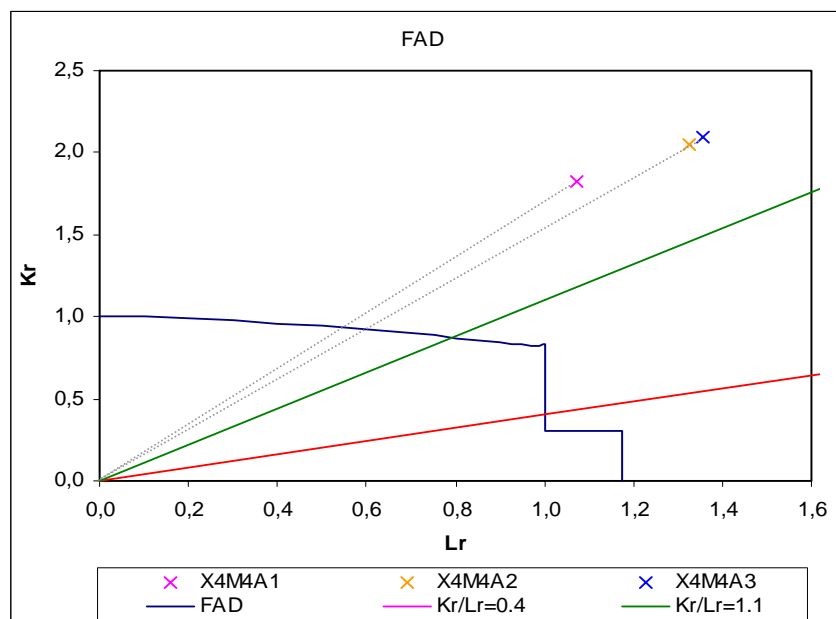


Fig. 6.7. Representación mediante Diagrama de Fallo de las probetas X4M4A1 (defecto tipo fisura), X4M4A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) y X4M4A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm)

Tabla 6.5. Coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -100 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

| Probeta | K_r | L_r | K_r/L_r | Coefficiente de seguridad |
|---------------------------------|-------|-------|-----------|---------------------------|
| X4M4A1 (fisura) | 1.83 | 1.07 | 1.71 | 1.932 |
| X4M4A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 2.04 | 1.32 | 1.55 | 2.211 |
| X4M4A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 2.09 | 1.35 | 1.55 | 2.254 |

Como en casos anteriores, los coeficientes de seguridad y el parámetro L_r aumentan con el radio de entalla y en todos los casos K_r/L_r es mayor de 1.1, correspondiente a roturas dominadas por

procesos de fractura. En la realidad, tal es el caso de la probeta fisurada mientras que las probetas entalladas son capaces de desarrollar comportamiento plástico antes de la rotura.

6.2.6. Consideraciones finales sobre la aplicación de la Mecánica de la Fractura Uniparamétrica

Una vez vistos todas las evaluaciones de las probetas según la mecánica de la fractura uniparamétrica se observa, para un determinado tipo de defecto, una tendencia general al aumento de los coeficientes de seguridad a medida que el material se encuentra en situaciones de mayor fragilidad (menor temperatura con respecto a la Temperatura de Referencia). Los coeficientes de seguridad también crecen a medida que lo hace el radio de entalla.

La razón de esta evolución es que a medida que el material fragiliza las propiedades a fractura del material cobran más importancia, en detrimento de las propiedades relativas al comportamiento plástico (que son las decisivas en roturas dúctiles con gran plasticidad). Mientras en situaciones plásticas la no consideración del confinamiento no tiene grandes incidencias en el coeficiente de seguridad obtenido, en las situaciones de mayor fragilidad da lugar a coeficientes de seguridad muy elevados por no tener en cuenta en el análisis toda la capacidad resistente del material (en este caso la resistencia a fractura). Así, como consecuencia del cambio de comportamiento, de frágil a dúctil, asociado a la presencia de entallas a bajas temperaturas, se llegan a predecir roturas bajo dominio de la fractura frágil cuando en realidad se producen bajo condiciones de dominio plástico. La aplicación de las correcciones por confinamiento parece necesaria para ajustar las predicciones a la realidad.

6.3. APLICACIÓN DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA BIPARAMÉTRICA

En este apartado se analizan las distintas probetas ensayadas considerando la posible pérdida de confinamiento producida tanto por el tipo de cargas aplicadas como por la geometría del defecto. No se va a considerar la pérdida de confinamiento ocasionada por el efecto de entalla.

El análisis va a ser análogo al realizado en el apartado 6.2, es decir, se van a representar en Diagramas de Fallo los distintos componentes o probetas en el momento del fallo y se van a calcular los correspondientes coeficientes de seguridad.

Cada ensayo vendrá representado en su correspondiente Diagrama de Fallo. Para ello se mantendrá el FAD utilizado en el apartado 6.2 (FITNET [14]) y se modificará la tenacidad a

fractura del material de tal modo que entre en consideración el grado de confinamiento en el fondo del defecto (Procedimiento II del FITNET [14] y el R6 [12]). A su vez, tal modificación se realizará de dos formas diferentes: a través del uso de los parámetros α , β y m (“corrección paramétrica”) y mediante el desplazamiento de la Curva Maestra (“corrección CM”). En el primer caso, la formulación utilizada es la recogida en (6.1) a (6.9), sustituyendo en (6.9) el valor de K_{IC} por:

$$K_C = K_{IC} \cdot \left(1 + \alpha(-\beta L_r)^m\right) \quad (6.10)$$

dado que, al estar en condiciones de bajo confinamiento, βL_r toma valores negativos (Capítulo 3, ecuación (3.17)).

La modificación realizada mediante el desplazamiento de la Curva Maestra utiliza igualmente la misma formulación, pero en este caso:

$$K_C = 20 + (K_{JC} - 20) \exp\left(0.019 \left[\frac{-T_{stress}}{10} \right] \right) \quad (6.11)$$

Los valores de los parámetros α , β y m son los recogidos en el Procedimiento FITNET [14] a partir de los trabajos desarrollados en el proyecto VOCALIST [53], considerando un valor del parámetro de Beremin $m_B = 10$ como valor característico de aceros ferríticos [53,93,121-123]. Por otra parte, dado que en los ensayos realizados las condiciones de rotura de las probetas han sido fundamentalmente elastoplásticas, se van a utilizar las soluciones de α , β y m asociadas al parámetro Q (que es elastoplástico) y no las de la tensión T (parámetro elástico).

Los valores del parámetro Q para cada caso concreto se obtienen, según la metodología propuesta por O’Dowd [124], a partir de la tensión T asociada y del coeficiente de endurecimiento del material. A su vez, la tensión T se obtiene de la solución propuesta por Sherry et al. [125], quienes proponen soluciones de este parámetro de confinamiento para diferentes geometrías de probeta (incluida la analizada en esta Tesis), longitudes y profundidades de defecto y niveles de tensión aplicados con respecto al límite elástico del material. La metodología de trabajo queda recogida en la Fig. 6.8.

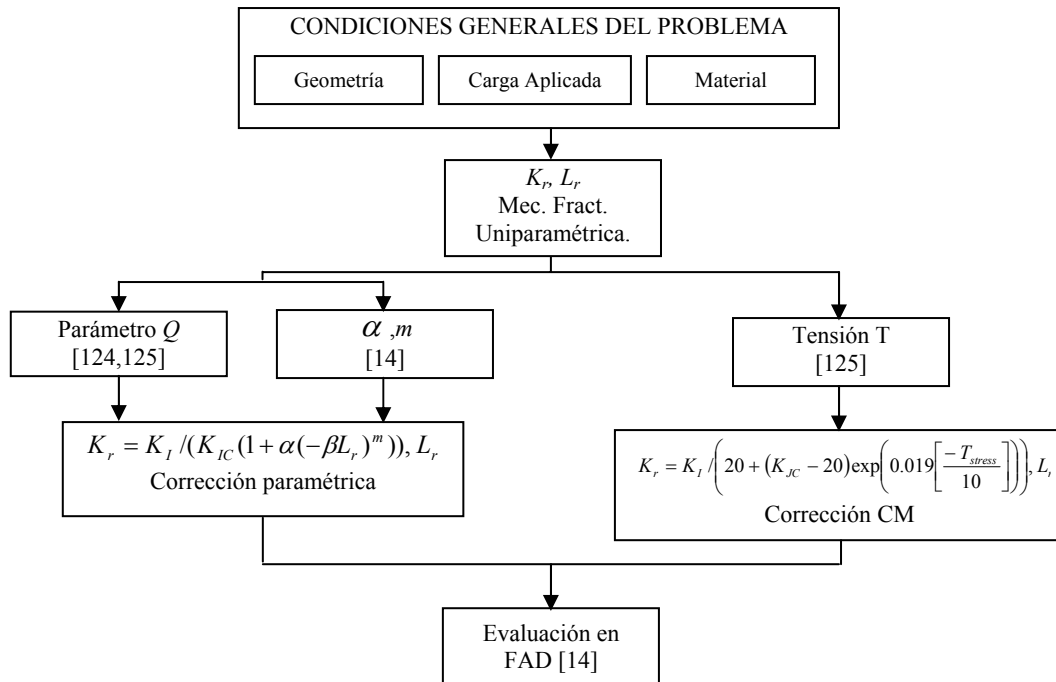


Fig. 6.8. Diagrama de flujo de trabajo correspondiente a la aplicación de la Mecánica de la Fractura Biparamétrica (correcciones paramétrica y CM).

6.3.1. Ensayos a -20 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

La Fig. 6.9 muestra la evaluación de las probetas Y1A19A3 y Y1A19A8. Cada probeta lleva asociados tres puntos: el primero (mostrado para poder observar con claridad el efecto de las correcciones) es el correspondiente a la evaluación según la mecánica de la fractura uniparamétrica (sin corrección), el segundo se corresponde con la corrección paramétrica y el tercero va asociado a la corrección de confinamiento vinculada a la Curva Maestra. La corrección, que viene asociada a la modificación del valor de K_C y por tanto de K_r , se establece mediante una traslación vertical en el diagrama FAD, siempre en el sentido de menores valores de K_r (ya que K_C aumenta).

La Tabla 6.6 muestra los valores obtenidos de los parámetros significativos con respecto a la determinación de K_C , el valor de ésta, las coordenadas de evaluación y los correspondientes coeficientes de seguridad asociados a esta metodología de cálculo.

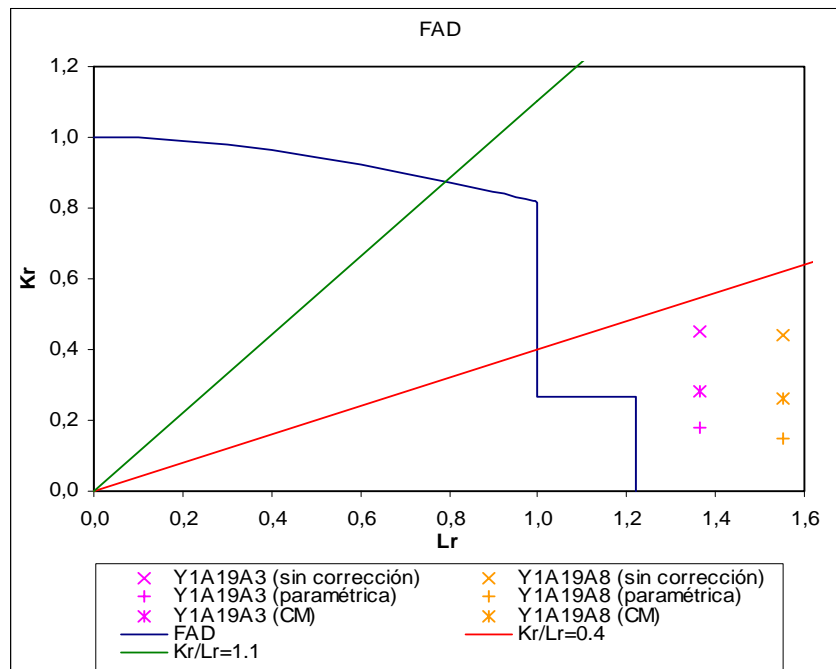


Fig. 6.9. Representación en rotura y mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A19A3 (defecto tipo fisura) y Y1A19A8.

Tabla 6.6. Parámetros de cálculo, coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad (C.S) obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -20 °C en probetas de 21.3 mm de espesor tras correcciones biparamétricas (sin incluir efecto entalla).

| Probeta | Sin Corr. | Corrección Paramétrica | | | | | | | Corrección CM | | | | |
|----------------------------------|-----------|------------------------|---------|------|---------------------------------|-------|-------|-------|-----------------------|---------------------------------|-------|-------|-------|
| | C.S | α | β | m | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S | T_{stress} (MPa) | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S |
| Y1A19A3 (fisura) | 1.366 | 1.85 | 0.66 | 1.75 | 425.3 | 0.18 | 1.37 | 1.120 | -300 | 265.5 | 0.28 | 1.37 | 1.120 |
| Y1A19A8 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 1.551 | 1.85 | 0.68 | 1.75 | 565.1 | 0.15 | 1.55 | 1.274 | -269 | 280.4 | 0.26 | 1.55 | 1.274 |

Se puede observar como los coeficientes de seguridad obtenidos tras las correcciones son, en general, significativamente menores que los obtenidos en ausencia de correcciones. Esto ocurre a pesar de que en la evaluación sin correcciones la relación K_r y L_r es inferior a 0.4 y por lo tanto, según los procedimientos [13,14], no tendría sentido corrección alguna en la resistencia a fractura del material.

Puede verse como en la Fig. 6.9 esta regla general perdería validez y la corrección mantendría su sentido en el tramo de la Línea de Fallo (FAL) que sigue al escalón de cedencia, es decir, para $1.0 \leq L_r \leq 1.22$. Pero tampoco es el caso de los ensayos realizados, en los que las correcciones por confinamiento suponen simplemente un acercamiento a la justificación de la zona de rotura en la que realmente se producen: zona plástica con endurecimiento.

Por lo tanto se observa que, en condiciones como las observadas en estos ensayos, la corrección por confinamiento puede reducir los coeficientes de seguridad asociados, sin modificar el sentido del análisis (componente en condiciones seguras o inseguras), debido a que justifica un mecanismo de rotura más acorde con la realidad.

También se observa que la corrección paramétrica proporciona mayores correcciones de la resistencia a fractura del material que la corrección por Curva Maestra. La razón es que estos ensayos se han realizado en condiciones de elevada plasticidad, en las cuales la corrección CM no encuentra su rango de aplicación al estar sustentada en la tensión T (parámetro elástico). Cabe destacar la importante diferencia existente en la predicción de la resistencia a fractura tras la corrección, que está en el orden del doble para la corrección paramétrica frente a la debida a la Curva Maestra. Aun así, la predicción paramétrica es conservadora (menor) frente a la observada experimentalmente en los ensayos de tenacidad sobre probeta entallada ($\rho=2.0$ mm), que ofrece valores en torno a un 15 % superiores en el rango de +20 °C a -40 °C (Tabla 5.4).

6.3.2. Ensayos a -65 °C en probetas de 15.4 mm de espesor

En la Fig. 6.10 puede verse el análisis de las probetas Y1A13A1, Y1A13A2 y Y1A13A3, en el que se vuelven a mostrar los tres puntos asociados, respectivamente, a la evaluación sin correcciones, la corrección paramétrica y la corrección de la Curva Maestra.

La Tabla 6.7 recoge todos los resultados de la evaluación realizada hasta determinar los coeficientes de seguridad correspondientes.

A pesar de que la corrección CM modifica las coordenadas de los puntos de evaluación de los componentes, no genera cambios en los coeficientes de seguridad con respecto a la evaluación sin correcciones, ya que su menor capacidad de corrección no hace que la nueva evaluación justifique que la rotura sale de la zona de cedencia. Por lo tanto, las modificaciones de la resistencia a fractura del material que introduce son ineficaces para mejorar la precisión de la evaluación. Por el contrario, como sucedía en los ensayos realizados a -20 °C, la corrección paramétrica sí justifica el cambio de zona de rotura, pasando de cedencia a zona de

endurecimiento, lo que a su vez implica una reducción del coeficiente de seguridad que ha permitido reducciones del conservadurismo (margen del coeficiente de seguridad con respecto a la unidad) del 50 %.

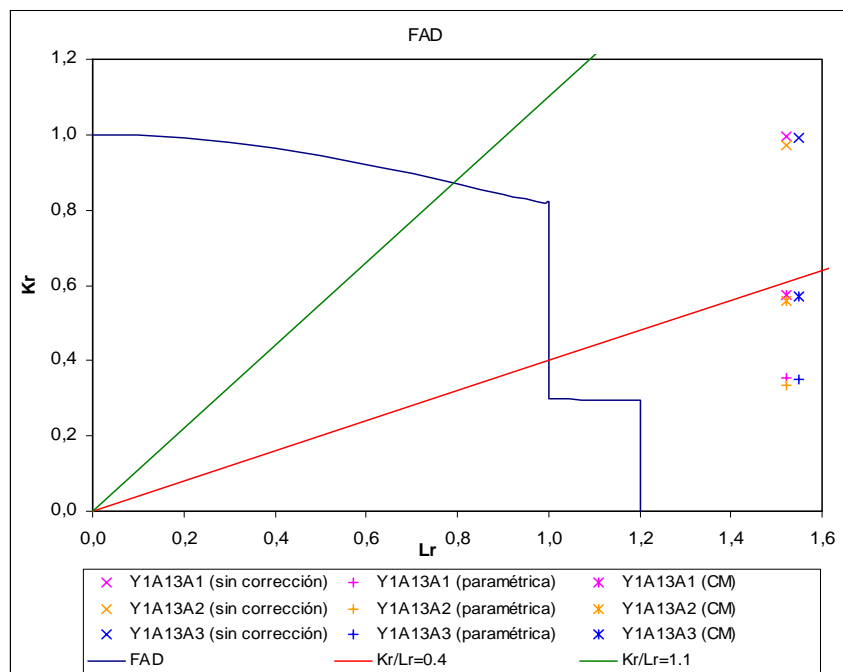


Fig. 6.10. Representación en rotura y mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A13A1 (fisura), Y1A13A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) y Y1A13A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm).

Tabla 6.7. Parámetros de cálculo, coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad (C.S) obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -65 °C en probetas de 15.4 mm de espesor tras correcciones biparamétricas (sin incluir efecto entalla).

| Probeta | Sin Corr. | Corrección Paramétrica | | | | | | | Corrección CM | | | | |
|----------------------------------|-----------|------------------------|---------|------|---------------------------------|-------|-------|-------|-----------------------|---------------------------------|-------|-------|-------|
| | C.S | α | β | m | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S | T_{stress} (MPa) | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S |
| Y1A13A1 (fisura) | 1.515 | 1.75 | 0.67 | 1.68 | 239.8 | 0.36 | 1.52 | 1.266 | -353 | 147.6 | 0.57 | 1.52 | 1.515 |
| Y1A13A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 1.518 | 1.75 | 0.69 | 1.68 | 246.8 | 0.34 | 1.52 | 1.268 | -357 | 148.8 | 0.56 | 1.52 | 1.518 |
| Y1A13A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 1.553 | 1.75 | 0.66 | 1.68 | 242.4 | 0.35 | 1.55 | 1.289 | -351 | 147.4 | 0.57 | 1.55 | 1.553 |

La razón de las diferencias observadas viene dada por la propia definición del coeficiente de seguridad y por la geometría de la Línea de Fallo, que tiene tramos verticales asociados al escalón de cedencia y al “cut-off” o límite de validez asociado a la plastificación ($L_r = L_r^{max}$) que son paralelos a la traslación de los puntos de evaluación tras la corrección. De esta manera, ambos condicionantes dan lugar a triángulos semejantes, tal y como muestra la Fig. 6.11, siempre que se mantengan ambas en la misma línea de corte. Al saltar de zona en la línea de corte se produce la mejora en la precisión de la evaluación.

En todos esos casos se puede decir que, aunque no haya diferencias en los coeficientes de seguridad correspondientes, la aplicación de la corrección paramétrica se acerca más a la realidad física del problema que la corrección CM, y que esta última hace lo propio frente a la mecánica de la fractura uniparamétrica.

Finalmente, se puede observar que las correcciones por confinamiento llevan a los puntos de evaluación hacia relaciones K_r/L_r inferiores a 0.4, por lo que correcciones adicionales por efecto entalla no provocarían, según [13,14] grandes diferencias en el análisis. En sucesivos apartados se realizarán dichas correcciones y se comprobará si modifican el conservadurismo existente.

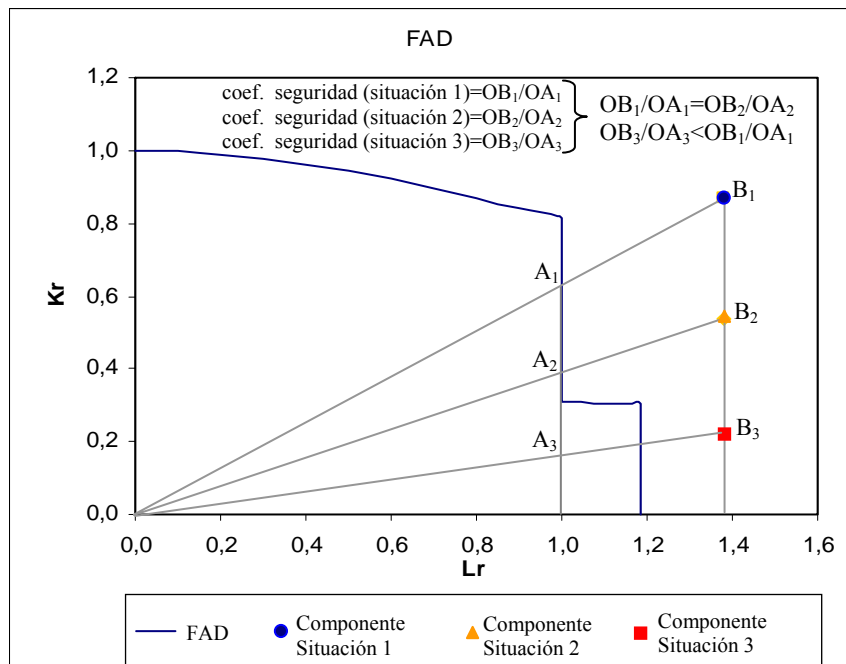


Fig. 6.11. Justificación de la relación entre coeficientes de seguridad obtenidos al aplicar las dos correcciones propuestas (corrección paramétrica y corrección CM).

6.3.3. Ensayos a -85 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

La Fig. 6.12 muestra el análisis de las probetas Y1A19A2, Y1A19A5 y Y1A19A7, el cual recoge, como en casos anteriores, los análisis asociados a la evaluación sin correcciones, la corrección paramétrica y la corrección CM.

La Tabla 6.8 recoge todos los parámetros necesarios para realizar la evaluación bajo la corrección de confinamiento, así como los coeficientes de seguridad correspondientes.

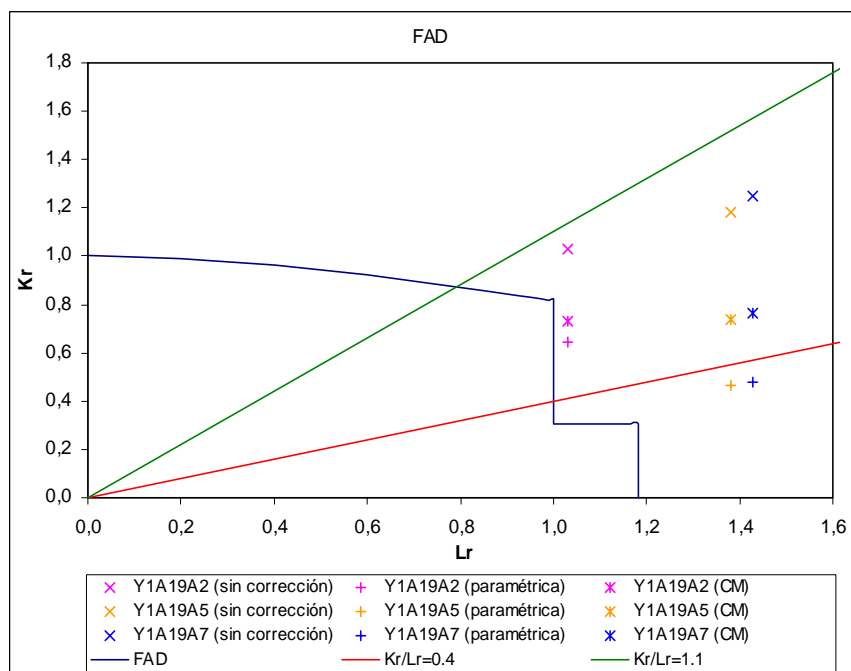


Fig. 6.12. Representación en rotura y mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A19A2 (fisura), Y1A19A5 (entalla, ρ=1.2 mm) y Y1A19A7 (entalla, ρ=2.0 mm).

En esta ocasión se observa una importante reducción del conservadurismo debido a las correcciones de la mecánica de la fractura biparamétrica. Además, ambas correcciones producen el mismo coeficiente de seguridad a pesar de que la corrección paramétrica genera un mayor valor de la resistencia a la fractura que el de la corrección CM, especialmente para las probetas entalladas (x1.6). Es de resaltar el que los valores previstos de la resistencia a fractura, que alcanzan el orden de los 170 MPam^{1/2}, se alejan extremadamente de las medidas obtenidas experimentalmente, que superan los 600 MPam^{1/2} a -80 °C (Tabla 5.4) para entallas de 2.0 mm de radio.

En el caso de la probeta fisurada el conservadurismo se elimina en su práctica totalidad tras las correcciones por confinamiento, justificando que la rotura se produce prácticamente en el inicio del proceso de cedencia. Por su parte, las reducciones del conservadurismo en la evaluación de las probetas entalladas son muy moderadas a pesar del notable incremento que ocasionan en la resistencia a fractura, ya que la traslación de posiciones no permite el tránsito a la zona de rotura real de estos componentes, que tuvo lugar bien entrada la zona de endurecimiento. El alejamiento en la predicción de la tenacidad justifica estas limitaciones a este nivel de corrección, que no tiene en cuenta el perfil de la entalla.

Tabla 6.8. *Parámetros de cálculo, coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad (C.S) obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -85 °C en probetas de 21.3 mm de espesor tras correcciones biparamétricas (sin incluir efecto entalla).*

| Probeta | Sin corr. | Corrección Paramétrica | | | | | | | Corrección CM | | | | |
|---|-----------|------------------------|---------|------|---------------------------------|-------|-------|-------|-----------------------|---------------------------------|-------|-------|-------|
| | C.S | α | β | m | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S | T_{stress} (MPa) | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S |
| Y1A19A2 (fisura) | 1.204 | 1.80 | 0.52 | 1.78 | 106.5 | 0.65 | 1.03 | 1.032 | -243 | 94.1 | 0.73 | 1.03 | 1.032 |
| Y1A13A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 1.427 | 1.80 | 0.66 | 1.78 | 168.5 | 0.47 | 1.81 | 1.380 | -326 | 106.8 | 0.74 | 1.38 | 1.380 |
| Y1A13A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 1.487 | 1.80 | 0.66 | 1.78 | 174.5 | 0.48 | 1.43 | 1.428 | -338 | 108.8 | 0.76 | 1.43 | 1.428 |

6.3.4. Ensayos a -100 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

En la Fig. 6.13 se recoge la evaluación de las probetas Y1A19A1 y Y1A19A4, ensayadas a -100 °C ($T < T_0$). La probeta Y1A19A6, ensayada a la misma temperatura no va a considerarse en el análisis al experimentar una rotura alejada de la entalla.

La Tabla 6.9 muestra los parámetros de confinamiento necesarios para la evaluación y los correspondientes coeficientes de seguridad obtenidos.

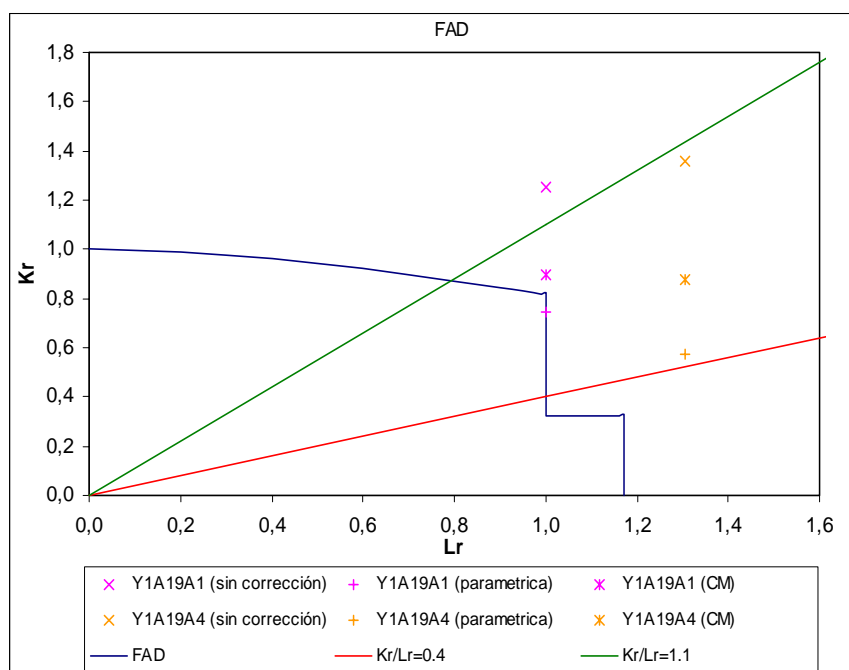


Fig. 6.13. Representación en rotura y mediante Diagrama de Fallo de las probetas Y1A19A1 (fisura) y Y1A19A4 (entalla, $\rho=1.2$ mm).

Tabla 6.9. Parámetros de cálculo, coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad (C.S) obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -100 °C en probetas de 21.3 mm de espesor tras correcciones biparamétricas (sin incluir efecto entalla).

| Probeta | Sin Corr. | Corrección Paramétrica | | | | | | | Corrección CM | | | | |
|----------------------------------|-----------|------------------------|---------|------|---------------------------------|-------|-------|-------|-----------------------|---------------------------------|-------|-------|-------|
| | C.S | α | β | m | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S | T_{stress} (MPa) | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S |
| Y1A19A1 (fisura) | 1.398 | 1.80 | 0.58 | 1.79 | 94.8 | 0.75 | 1.00 | 1.001 | -249 | 78.5 | 0.90 | 1.00 | 1.080 |
| Y1A19A4 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 1.576 | 1.80 | 0.66 | 1.79 | 149.9 | 0.57 | 1.30 | 1.305 | -326 | 87.7 | 0.87 | 1.30 | 1.305 |

Se observa como, nuevamente, en el caso de la probeta fisurada el análisis por confinamiento elimina prácticamente por completo el conservadurismo asociado a la evaluación uniparamétrica, siendo mayor dicha reducción en el caso de la corrección paramétrica. Ésta

justifica una rotura en el límite elástico, al iniciarse la cedencia, lo cual coincide con el resultado experimental.

En el caso de la probeta entallada, las dos correcciones biparamétricas generan el mismo coeficiente de seguridad (con distinto K_C , muy inferior en ambos casos al resultado experimental), consiguiendo eliminar el 47 % del conservadurismo. La razón es que ambas correcciones acercan el análisis a las condiciones de rotura reales, aunque sin llegar a justificar el endurecimiento observado experimentalmente.

Análogamente a los casos anteriores, se puede observar como los coeficientes de seguridad obtenidos son tanto mayores cuanto mayor es el radio en el fondo del defecto (efecto entalla).

6.3.5. Ensayos a -80 °C en probetas de 25.4 mm de espesor

La Fig. 6.14 muestra el análisis de las probetas X4M4A1, X4M4A2 y X4M4A3, todas ellas ensayadas en el “Lower Shelf” del material y, por lo tanto, en las condiciones más frágiles de todos los ensayos realizados.

La Tabla 6.10 recoge los parámetros necesarios para las evaluaciones realizadas, así como los coeficientes de seguridad correspondientes.

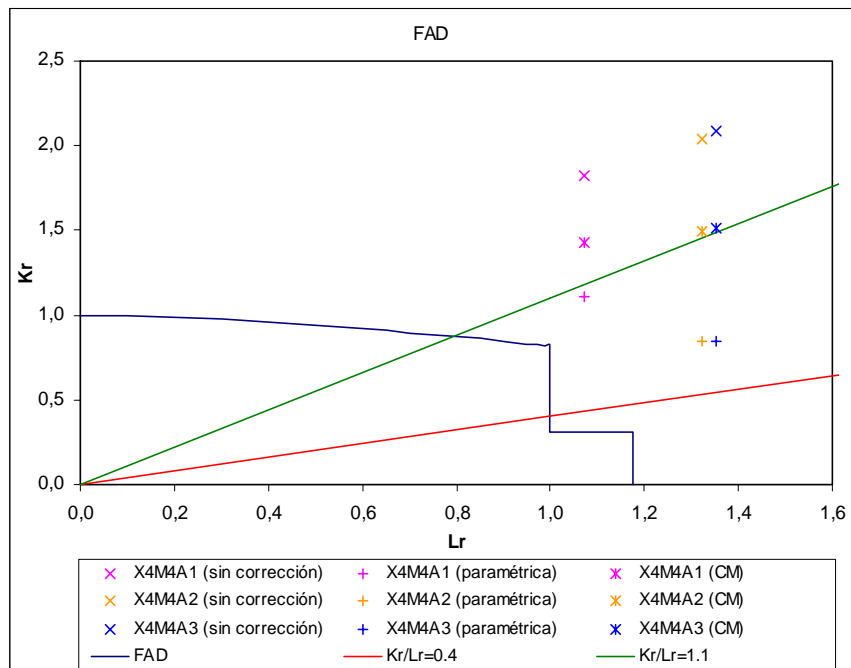


Fig. 6.14. Representación en rotura y mediante Diagrama de Fallo de las probetas X4M4A1 (fisura), X4M4A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) y X4M4A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm).

Tabla 6.10. Parámetros de cálculo, coordenadas de evaluación y coeficientes de seguridad (C.S) obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -80 °C en probetas de 25.4 mm de espesor tras correcciones biparamétricas (sin incluir efecto entalla).

| | Sin Corr. | Corrección Paramétrica | | | | | | | Corrección CM | | | | |
|---|--------------|------------------------|---------|------|---------------------------------|-------|-------|-------|-----------------------|---------------------------------|-------|-------|-------|
| Probeta | C.S | α | β | m | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S | T_{stress} (MPa) | K_C (MPam ^{1/2}) | K_r | L_r | C.S |
| X4M4A1 (fisura) | 1.932 | 1.82 | 0.52 | 1.80 | 60.6 | 1.11 | 1.07 | 1.284 | -253 | 47.3 | 1.42 | 1.07 | 1.591 |
| X4M4A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 2.211 | 1.82 | 0.66 | 1.80 | 89.2 | 0.85 | 1.32 | 1.326 | -313 | 50.6 | 1.49 | 1.32 | 1.698 |
| X4M4A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 2.254 | 1.82 | 0.66 | 1.80 | 91.3 | 0.84 | 1.35 | 1.356 | -320 | 51.0 | 1.51 | 1.35 | 1.732 |

Para estas condiciones de ensayo las correcciones por confinamiento originan importantes reducciones del conservadurismo. La corrección paramétrica elimina en torno al 70 % del mismo en todos los casos y la corrección CM hace lo propio con el 40 %. En este caso, las dos correcciones proporcionan diferentes coeficientes de seguridad.

En el caso de la probeta fisurada la evaluación mantiene la justificación de la zona de rotura observada experimentalmente (zona elástica). Por el contrario, y a pesar de la mejora en la predicción, la evaluación corregida de las probetas entalladas no alcanza la zona en la que en realidad se produce la rotura.

6.3.6. Consideraciones finales tras la corrección por confinamiento

Tras la corrección por efecto del confinamiento las probetas fisuradas, que no tienen más condicionantes de corrección, ofrecen, en todas aquellas condiciones térmicas en las que se produce rotura prácticamente frágil ($T < T_0$), un coeficiente de seguridad tras la evaluación que mantiene un margen de seguridad de 0.1 a 28 % en el caso de la corrección paramétrica. Ésta se ha revelado como la más ajustada al contemplar la realidad elastoplástica de los componentes ensayados. Hay que recordar que la evaluación se hace teniendo en cuenta la tenacidad

correspondiente al percentil 5%, por lo que hay un importante margen (al menos $\times 2$) de variación de la tenacidad para encontrar aquella que justifica una situación más realista de comportamiento del componente. Estas buenas predicciones se asocian a que la evaluación justifica el comportamiento frágil observado.

Las probetas fisuradas en las que la rotura se produce bajo condiciones de plasticidad global en la que se han llegado a desarrollar mecanismos de endurecimiento, ofrecen una evaluación mejorada y disminuyen el margen de conservadurismo hasta valores del 12 al 27 %. Aquí la variabilidad de la tenacidad no podría mejorar las predicciones porque las diferencias se deben a la falta de apreciación en la capacidad de endurecimiento, ya que la evaluación justifica la rotura en esa zona.

En definitiva, en el caso de las probetas fisuradas, las correcciones sitúan siempre a la evaluación en la zona de rotura adecuada.

En el caso de las probetas entalladas, que aún admiten una segunda corrección por el perfil de entalla, cuando justifican en la evaluación la zona real de rotura, para $T > T_0$, el margen de seguridad se ve reducido a valores en torno al 28 %. Sin embargo, en las temperaturas inferiores la evaluación nunca llega a predecir la zona de rotura real (con endurecimiento) y los márgenes se sitúan entre el 30 y el 42 %, siendo mayores cuanto mayor es el radio de entalla y cuanto menor es la temperatura con respecto a T_0 . Esta situación debe asociarse con la diferencia entre predicción y realidad experimental para los valores de tenacidad aparente asociados a las condiciones de confinamiento tenidas en cuenta.

6.4. CONSIDERACIÓN DE LA NATURALEZA DE LAS ENTALLAS

En este apartado se analizan las probetas ensayadas considerando todas las posibles pérdidas de confinamiento en el plano de aplicación de la carga, tanto las debidas al tipo de carga y a la profundidad del defecto como las provocadas por el efecto de entalla.

El análisis va a ser análogo a los realizados en los apartados 6.2 y 6.3, por lo que en primer lugar se van a representar en los Diagramas de Fallo los distintos componentes o probetas en el momento del fallo y posteriormente se van a calcular los correspondientes coeficientes de seguridad.

Cada ensayo vendrá representado en su correspondiente Diagrama de Fallo, que será el mismo que el utilizado en los apartados 6.2 y 6.3 a través de la definición de $f(L_r)$ recogida en las

ecuaciones (6.1) a (6.7), y se modificará la resistencia a fractura del material de tal manera que quede considerada la totalidad de la pérdida de confinamiento, incluyendo el efecto del perfil de la entalla.

Tal y como se justificó en el Capítulo 4 de esta Tesis, la formulación utilizada, que modifica el valor de la coordenada K_r en el componente evaluado tras modificar el valor de la tenacidad aparente, será la que ofrecen las siguientes ecuaciones: (6.12) cuando se combinen la corrección paramétrica con la corrección del modelo de la tensión media crítica (CASM); (6.13) cuando se utilicen conjuntamente la corrección paramétrica y la corrección de la Mecánica de la Fractura Finita (MFF); (6.14) en el caso de combinar la corrección debida a la Curva Maestra (CM) con la corrección CASM y (6.15) si se combinan las correcciones CM y MFF:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} \left(1 + \alpha(-\beta L_r)^m\right)} \sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}} \quad (6.12)$$

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} \left(1 + \alpha(-\beta L_r)^m\right)} \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{\rho}{20.08L}}} \quad (6.13)$$

$$K_r = \frac{K_I}{\left[20 + (K_{JC} - 20)\exp(0.019(-T_{stress}/10))\right]} \sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}} \quad (6.14)$$

$$K_r = \frac{K_I}{\left[20 + (K_{JC} - 20)\exp(0.019(-T_{stress}/10))\right]} \sqrt{\frac{1}{1 - \frac{\rho}{20.08L}}} \quad (6.15)$$

Para la corrección basada en la Mecánica de la Fractura Finita, las ecuaciones (6.13) y (6.15) se corresponden con el caso de entalla afilada según el criterio recogido en [17], que es el correspondiente a la mayoría de los casos analizados en este capítulo. En estos casos, siguiendo la terminología recogida en el apartado 3.3.4.2, resulta que $2L > a^*$. Sin embargo, en los ensayos realizados en el “*Lower Shelf*”, y siguiendo el mismo criterio, resulta $2L < a^*$ y por lo tanto las entallas correspondientes han de considerarse romas. En esos casos (probetas X4M4A2 y X4M4A3) se utilizarán expresiones análogas pero utilizando la corrección de entalla correspondiente:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{IC} \left(1 + \alpha(-\beta L_r)^m\right) \frac{1}{2.24} \sqrt{\frac{\rho}{L}}} \quad (6.16)$$

$$K_r = \frac{K_I}{\left[20 + (K_{JC} - 20) \exp(0.019(-T_{stress} / 10))\right] \frac{1}{2.24} \sqrt{\frac{\rho}{L}}} \quad (6.17)$$

Por su parte, la obtención de los valores de X_{ef} , necesarios para la aplicación de la corrección de entalla propuesta por el modelo de la tensión media crítica (CASM), se ha realizado mediante simulación por elementos finitos del proceso experimental. La doble simetría de las probetas de los ensayos estructurales permite que se puedan realizar las simulaciones modelizando un cuarto de las mismas, tal y como muestra el ejemplo de la Fig. 6.15.

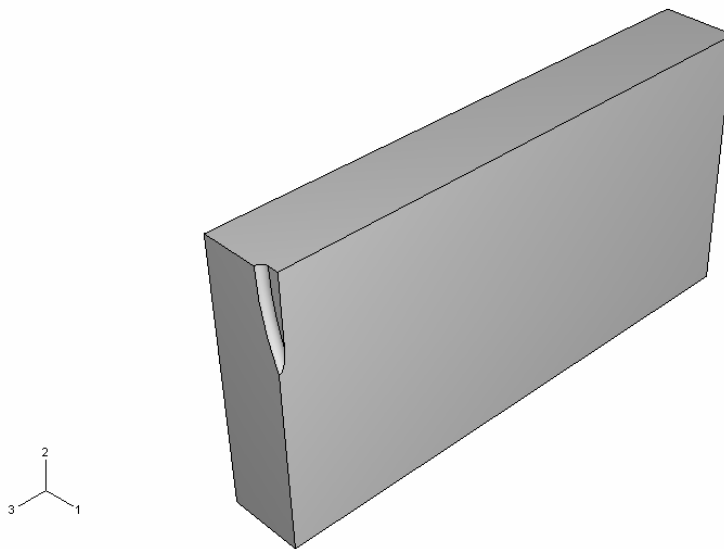


Fig.6.15. Geometría del modelo de elementos finitos utilizado para la probetas Y1A19A7 (espesor = 21.3 mm y radio de entalla = 2.0 mm)

La existencia de tres espesores y de dos tamaños de radio de entalla distintos genera un total de seis modelos geométricos diferentes. Además, el hecho de que los ensayos se realizan a varias temperaturas hace que deban considerarse distintos comportamientos mecánicos del material (Capítulo 5) de tal manera que, finalmente, resultan ocho modelos diferentes (uno para cada ensayo estructural con defecto tipo entalla).

En las simulaciones se han utilizado elementos de tipo hexaédrico simples con integración reducida. Un ejemplo del aspecto de la geometría mallada se muestra en la Fig. 6.16. En cada simulación se ha sometido la probeta a un desplazamiento idéntico al correspondiente a la rotura en los ensayos estructurales. La Fig. 6.17 muestra un ejemplo del aspecto de la probeta en el momento del fallo.

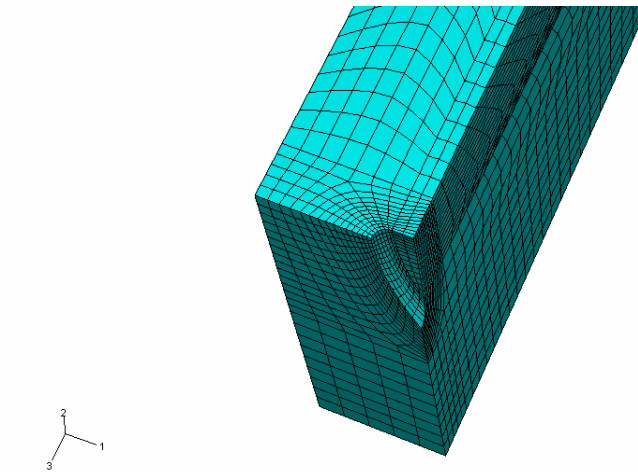


Fig.6.16. Geometría mallada del modelo de elementos finitos utilizado para la probeta Y1A19A7 (espesor 21.3 mm y radio de entalla 2.0 mm)

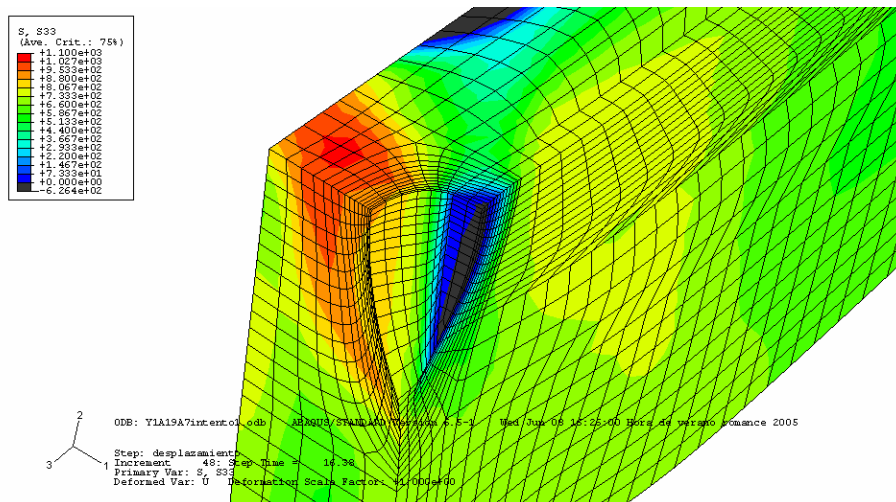


Fig.6.17. Campo tensional (σ_{33}) en rotura de la probeta Y1A19A7 (espesor 21.3 mm y radio de entalla 2.0 mm).

Una vez se ha simulado la sollicitación se obtiene el perfil de tensiones en el fondo del defecto y, a partir del mismo, la distancia efectiva (X_{ef}) y la tensión efectiva (σ_{ref}). La Fig. 6.18 muestra

un ejemplo de los resultados obtenidos y en la Fig. 6.19 se comparan los resultados experimentales y numéricos correspondientes.

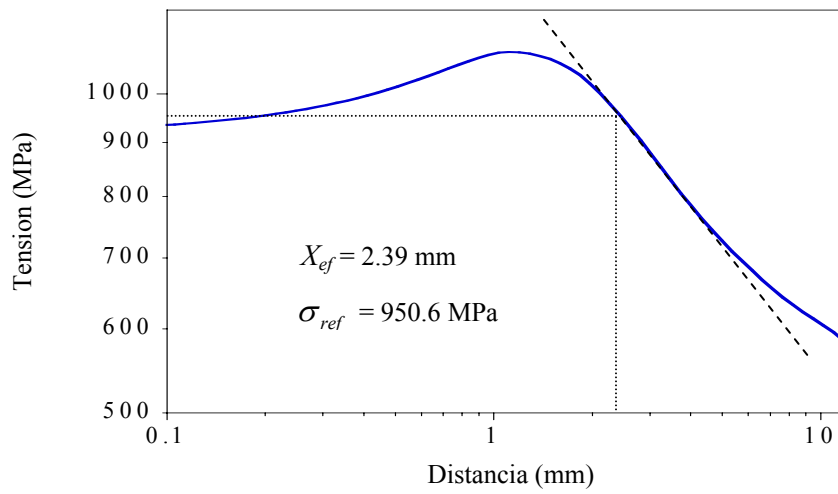


Fig.6.18. Perfil de tensiones en el frente de entalla en la probeta Y1A19A4 (espesor 21.3 mm y radio de entalla 1.2 mm). Valores de X_{ef} y σ_{ref} asociados.

Y1A19A4

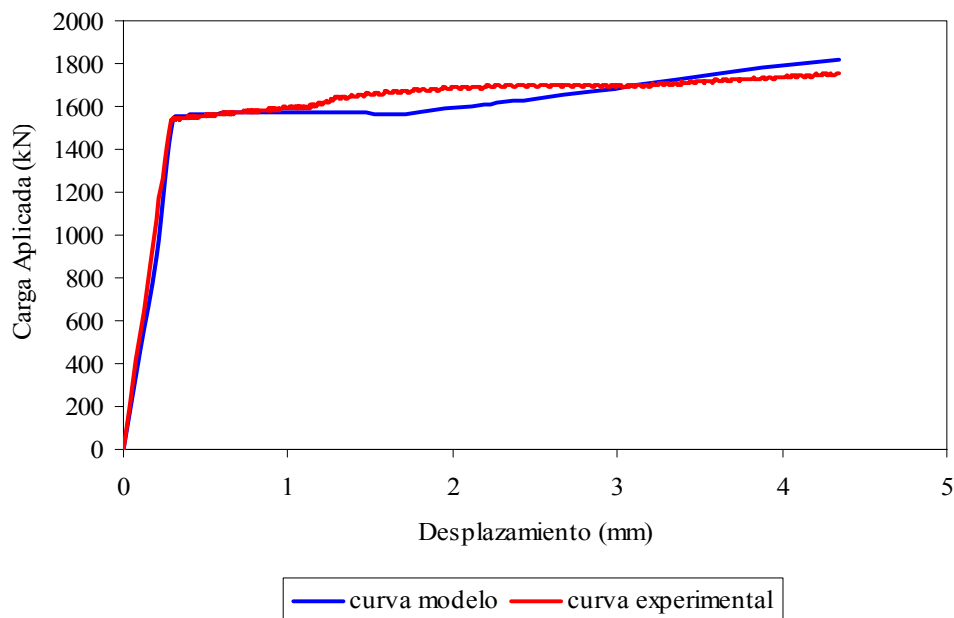


Fig. 6.19. Curvas carga-desplazamiento del modelo de elementos finitos y del ensayo estructural en el caso de la probeta Y1A19A4 (espesor 21.3 mm y radio de entalla 1.2 mm)

La Fig. 6.20 recoge la metodología seguida en el proceso de evaluación. En el caso de la corrección MFF se muestra la solución para entallas afiladas, siendo el esquema totalmente análogo, con su correspondiente corrección, en el caso de que las entallas sean romas.

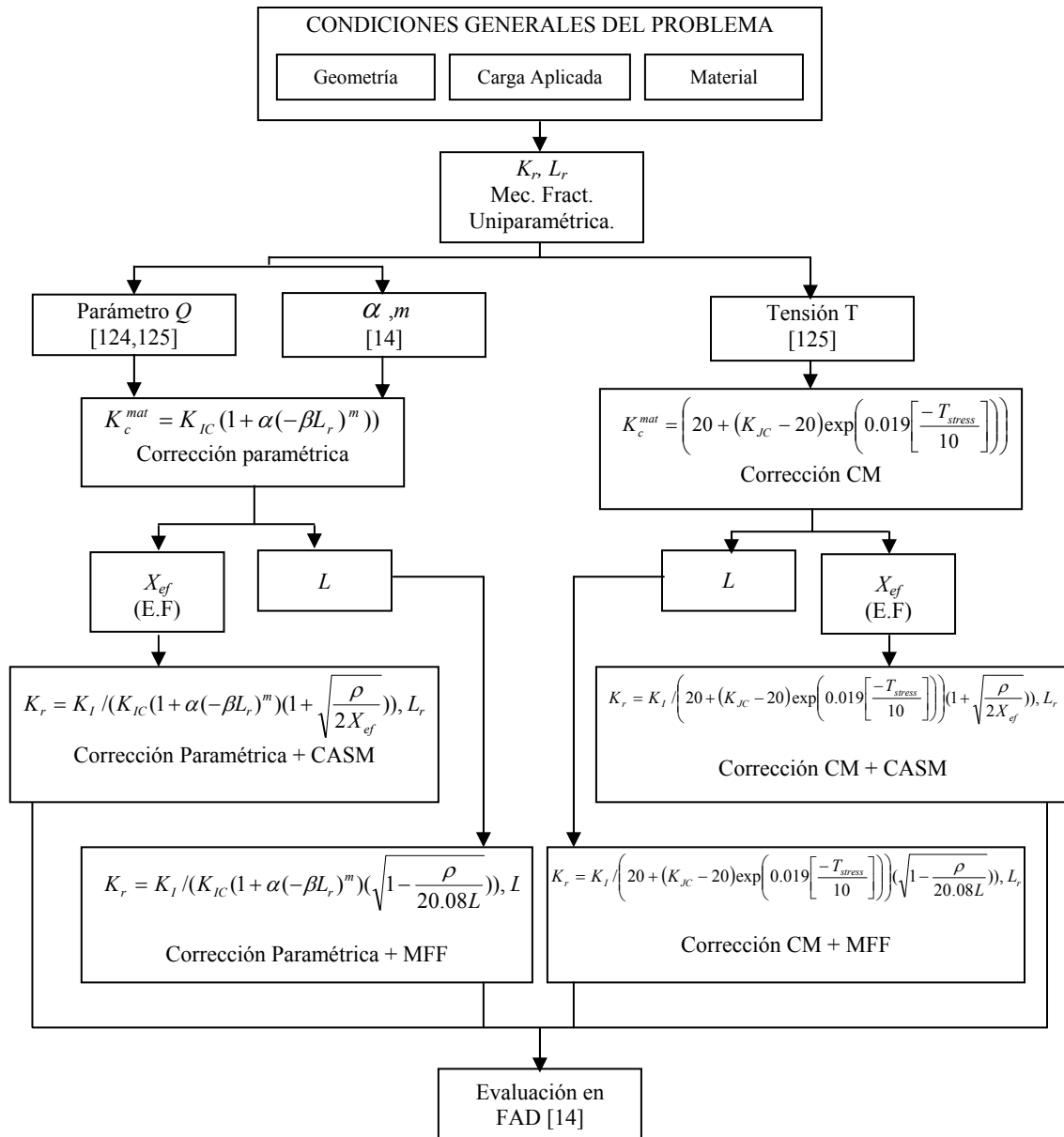


Fig. 6.20. Diagrama de flujo de trabajo correspondiente a la aplicación del modelo global de evaluación de la pérdida de confinamiento.

Los modelos CASM y MFF, que son totalmente equivalentes en condiciones elasticolineales, cuando aparece la plasticidad ofrecen mayores diferencias. Además resulta necesario corregir o calibrar el modelo MFF. Se ha tomado un valor de σ_0 igual a cuatro veces la tensión de

rotura, σ_u , dado que es la calibración propuesta por los investigadores que han desarrollado la Mecánica de la Fractura Finita [17] para el caso de los aceros.

La Tabla 6.11 muestra los valores de K_{CN} obtenidos tras la aplicación de las correcciones CASM y MFF (ecuaciones (3.46) y (3.60)), en relación a la resistencia a fractura del material en presencia de fisuras. Así mismo se recogen los valores de X_{ef} y σ_{ref} obtenidos en las distintas simulaciones numéricas, necesarios para aplicar la corrección CASM, y el valor de L correspondiente a la corrección MFF.

Tabla 6.11. Valores normalizados (K_{CN}/K_C) de tenacidad aparente obtenidos con las correcciones CASM y MFF. Se muestran también los valores de X_{ef} , σ_{ref} y L necesarios para su obtención

| Probeta/Ensayo | σ_{ref} (MPa) | X_{ef} (mm) | L (mm) | CASM | | (MFF) | |
|--|-------------------------|------------------|-------------|------------------------------------|---|------------------------------------|---|
| | | | | K_{CN} (MPam ^{1/2}) | K_{CN}/K_C $\sqrt{1 + \frac{\rho}{2X_{ef}}}$ | K_{CN} (MPam ^{1/2}) | K_{CN}/K_C $\sqrt{1 - \frac{\rho}{20.08L}}$ (afilada) |
| Y1A19A8 ($\rho = 2.0$ mm, US) | 873.0 | 3.98 | 1.86 | 565.1 | 1.118 | 519.2 | 1.027 (afilada) |
| Y1A13A2 ($\rho = 1.2$ mm, ZT, $T > T_0$) | 965.4 | 3.38 | 0.34 | 267.8 | 1.085 | 271.8 | 1.101 (afilada) |
| Y1A13A3 ($\rho = 2.0$ mm, ZT, $T > T_0$) | 848.4 | 4.72 | 0.34 | 293.8 | 1.211 | 288.3 | 1.189 (afilada) |
| Y1A19A5 ($\rho = 1.2$ mm, ZT, $T = T_0$) | 1016.5 | 3.31 | 0.23 | 183.1 | 1.086 | 195.9 | 1.162 (afilada) |
| Y1A19A7 ($\rho = 2.0$ mm, ZT, $T = T_0$) | 950.3 | 8.18 | 0.23 | 184.9 | 1.059 | 232.0 | 1.328 (afilada) |
| Y1A19A4 ($\rho = 1.2$ mm, ZT, $T < T_0$) | 950.5 | 2.39 | 0.15 | 150.0 | 1.118 | 172.3 | 1.289 (afilada) |
| X4M4A2 ($\rho = 1.2$ mm, LS) | 995.7 | 3.16 | 0.07 | 97.2 | 1.090 | 162.8 | 1.826 (roma) |
| X4M4A3 ($\rho = 2.0$ mm, LS) | 954.4 | 3.53 | 0.07 | 103.4 | 1.132 | 210.1 | 2.357 (roma) |

(US: "Upper Shelf", ZT: Zona de Transición, LS: "Lower Shelf", T_0 : Temperatura de Referencia).

En la Tabla 6.11 se utiliza la notación K_{CN} , como valor crítico semejante al K_{IN} que aparecía en el Capítulo 3, para identificar la resistencia a fractura de un componente entallado. Sus valores correspondientes se obtienen a partir de los valores de K_C obtenidos en el apartado 6.3 por corrección de confinamiento asociado al tipo de carga y a la profundidad del defecto. Se puede observar como, en general, el modelo MFF genera valores de K_{CN} mayores que el modelo CASM. Este último apenas es sensible a las variaciones de temperatura, mientras que el primero da valores de la corrección que varían de 1.04 a 2.36 al ir disminuyendo la temperatura con referencia a T_0 . Se aprecia además el efecto amplificador de la corrección de los perfiles romos frente a los afilados.

En todo caso, las predicciones de ambos modelos quedan en ocasiones muy alejadas de los valores obtenidos en los ensayos de tenacidad aparente recogidos en el Capítulo 5 (Tabla 5.4). Comparando las predicciones obtenidas en las probetas Y1A19A5 (espesor 21.3 mm, $\rho=1.2$ mm y temperatura de ensayo -85 °C) y Y1A19A7 (espesor 21.3 mm, $\rho=2.0$ mm y temperatura de ensayo -85 °C) con los resultados de tenacidad aparente obtenidos a -80 °C se aprecia que las predicciones recogen una gran parte del incremento real de la resistencia a fractura del material en la entalla de 1.2 mm (predicciones de alrededor de $190 \text{ MPam}^{1/2}$ frente a los $234 \text{ MPam}^{1/2}$ observados) y se quedan muy alejadas en la entalla de 2.0 mm (con una predicción máxima de $232 \text{ MPam}^{1/2}$ con la corrección MFF frente a los $677 \text{ MPam}^{1/2}$ experimentales). La razón es la elevada plasticidad experimentada en el ensayo de dichas probetas, lo cual aleja a las correcciones CASM y MFF de sus hipótesis de partida.

6.4.1. Ensayos a -20 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

La Fig. 6.21 muestra la evaluación de las probetas Y1A19A3 y Y1A19A8. Lógicamente, las correcciones por efecto entalla de la primera son nulas al considerarse nulo el radio en fondo de este defecto. Por ello las probetas fisuradas no quedan afectadas por esta corrección, mientras que la evaluación de cada probeta entallada lleva asociada siete puntos correspondientes a las siguientes situaciones:

- Ausencia de correcciones (sin considerar ningún tipo de pérdida de confinamiento)
- Corrección paramétrica
- Corrección CM
- Corrección paramétrica + corrección del modelo de la tensión media crítica (CASM)
- Corrección paramétrica + corrección del la Mecánica de la Fractura Finita (MFF)

- Corrección CM + corrección CASM
- Corrección CM + corrección MFF

De esta manera se puede analizar el efecto de las distintas correcciones en la evaluación de las probetas, partiendo de un análisis sin consideración alguna de confinamiento y finalizando con los modelos que consideran de forma global y conjunta las distintas fuentes de pérdida de confinamiento.

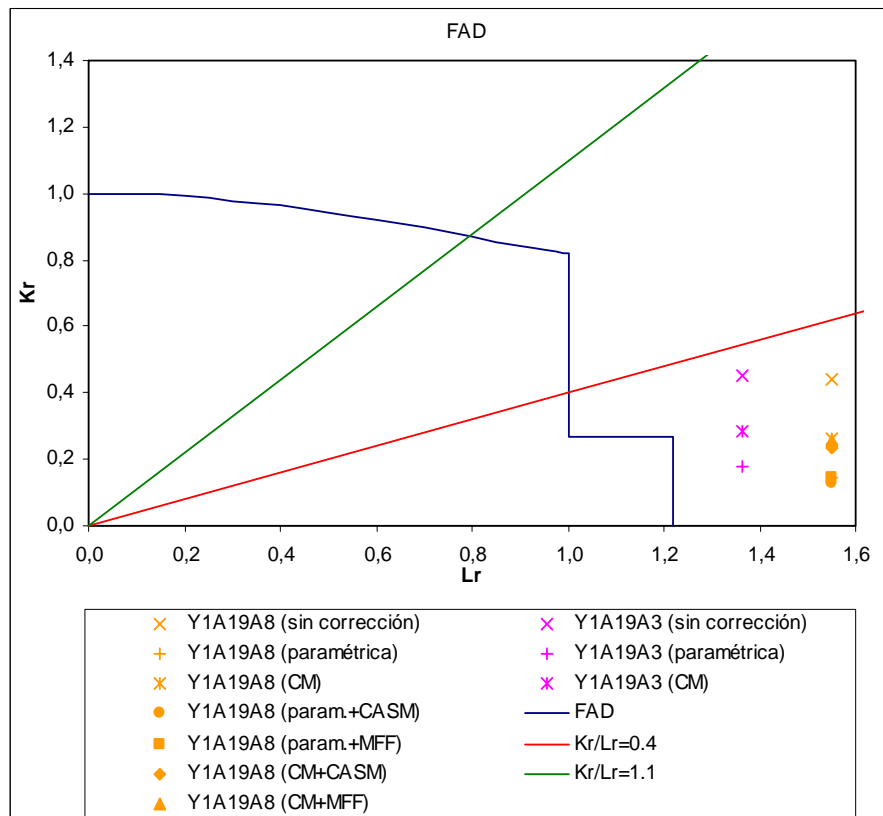


Fig. 6.21. Representación en rotura de las probetas Y1A19A3 (defecto tipo fisura) y Y1A19A8 (entalla, $\rho=2.0\text{ mm}$).

Se puede observar como los coeficientes de seguridad obtenidos tras las correcciones son los mismos que los obtenidos en el apartado 6.3 en el que no se realizaban correcciones por efecto entalla, a pesar de que ésta aporta valores de resistencia a fractura ligeramente mayores. La razón de la igualdad de coeficientes de seguridad, explicada previamente en el apartado 6.3 (Fig. 6.11), es el paralelismo existente entre la línea de corrección y la Línea de Fallo en la zona de rotura representativa del proceso posterior a la cedencia.

El mayor valor del margen de seguridad de la probeta entallada frente a la fisurada corresponde al pequeño efecto de entalla observado en el proceso experimental. La definición tan simplista del FAD impide una mejor aproximación a la realidad experimental, no pudiendo predecir lo que se supera en rotura al valor del límite elástico: $1.22 \sigma_y = 475 \text{ MPa}$, lejos de los 511.7 MPa obtenidos experimentalmente.

La Tabla 6.12 muestra únicamente los correspondientes coeficientes de seguridad, ya que los parámetros propios de la corrección por el efecto de entalla se han recogido en la Tabla 6.11.

Tabla 6.12. Coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a $-20 \text{ }^\circ\text{C}$ en probetas de 21.3 mm de espesor y tras realizar las distintas correcciones de confinamiento

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | | |
|---|----------------|-------------|-------|-------------|------------|---------|--------|
| | Sin corrección | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| Y1A19A3 (fisura) | 1.366 | 1.120 | 1.120 | - | - | - | - |
| Y1A19A8 (entalla, $\rho=2.0\text{mm}$) | 1.551 | 1.274 | 1.274 | 1.274 | 1.274 | 1.274 | 1.274 |

6.4.2. Ensayos a $-65 \text{ }^\circ\text{C}$ en probetas de 15.4 mm de espesor

En la Fig. 6.22 se muestran las evaluaciones de las probetas Y1A13A1, Y1A13A2 y Y1A19A3, con los puntos asociados a cada una de ellas correspondientes a las distintas consideraciones de confinamiento vistas con anterioridad. La Tabla 6.13 muestra los coeficientes de seguridad asociados.

Observando las relaciones K_r/L_r de partida (las obtenidas tras las correcciones paramétrica y CM), cabe destacar que todas ellas eran inferiores a 0.4 y por lo tanto, según [13,14], posteriores refinamientos en el valor de la resistencia a fractura no suponen variaciones significativas en la evaluación. Se puede apreciar como, a pesar de que la corrección por entalla aporta valores de resistencia a fractura ligeramente mayores, de un 8% a un 21%, los coeficientes de seguridad obtenidos tras las correcciones globales son los mismos que los obtenidos en el apartado 6.3 en el que no se realizaban correcciones por efecto entalla. Ello se debe a que las correspondientes traslaciones no suponen un cambio en la asignación de zona asociada al proceso de rotura.

Por último, como se vio en el epígrafe 6.3.2, se observa que los coeficientes de seguridad en los modelos que incluyen la corrección paramétrica son menores que los coeficientes obtenidos a

partir de modelos que incluyen la corrección CM, ya que sólo los primeros justifican el proceso de rotura observada experimentalmente.

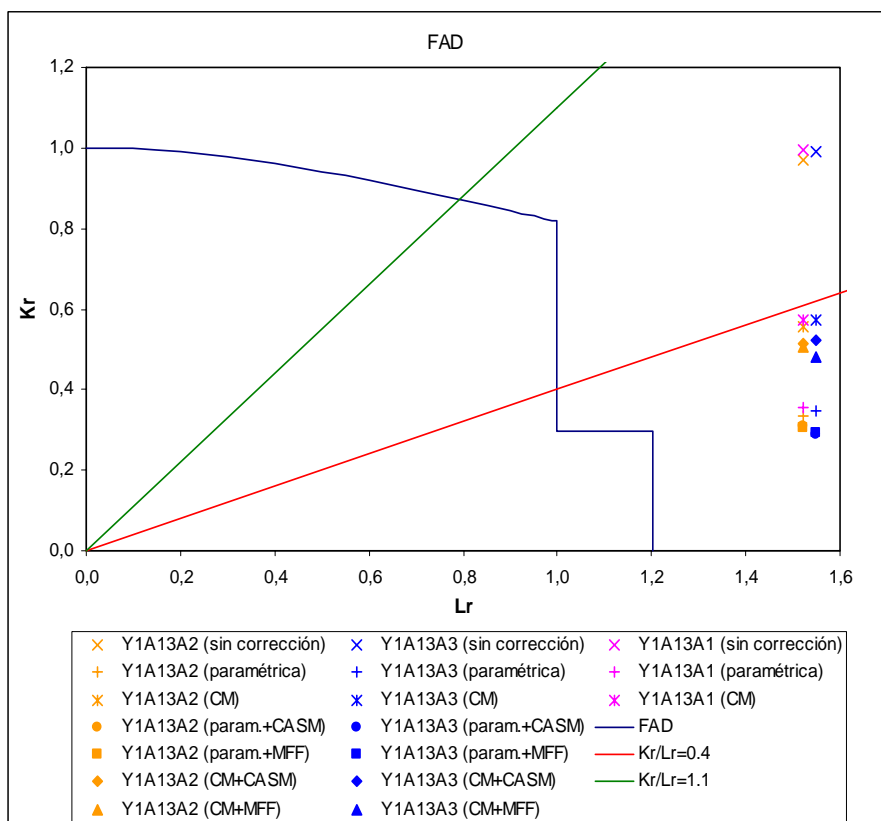


Fig. 6.22. Representación en rotura de las probetas Y1A13A1 (defecto tipo fisura), Y1A13A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) y Y1A13A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm).

Tabla 6.13. Coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -65 °C en probetas de 15.4 mm de espesor y tras realizar las distintas correcciones de confinamiento

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | | |
|----------------------------------|----------------|-------------|-------|-------------|------------|---------|--------|
| | Sin corrección | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| Y1A13A1 (fisura) | 1.515 | 1.266 | 1.515 | - | - | - | - |
| Y1A13A2 (entalla, $\rho=1.2$ mm) | 1.518 | 1.268 | 1.518 | 1.268 | 1.268 | 1.518 | 1.518 |
| Y1A13A3 (entalla, $\rho=2.0$ mm) | 1.553 | 1.289 | 1.553 | 1.289 | 1.289 | 1.553 | 1.553 |

6.4.3. Ensayos a -85 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

La Fig. 6.23 recoge el análisis de las probetas Y1A19A2, Y1A19A5 y Y1A19A7 bajo las distintas consideraciones de confinamiento derivadas del estudio realizado en esta Tesis. La Tabla 6.14 muestra los correspondientes coeficientes de seguridad.

Se puede observar como los coeficientes de seguridad obtenidos son tanto mayores cuanto mayor es el radio en el fondo del defecto. Además, en la mayoría de los casos, aunque la corrección de entalla proporciona valores de tenacidad aparente mayores que la tenacidad a fractura esto no se traduce en menores coeficientes de seguridad. Tan solo la combinación de la corrección paramétrica con la corrección MFF consigue reducir el conservadurismo al considerar el efecto entalla. Esto es debido a que la corrección MFF proporciona generalmente mayores correcciones (16.2 y 32.8 % para radios de 1.2 y 2.0 mm respectivamente) por efecto entalla que la corrección CASM (8.6 y 5.9 %), lo que permite que la evaluación justifique la zona de rotura en la que realmente se produce en el proceso experimental, con endurecimiento plástico.

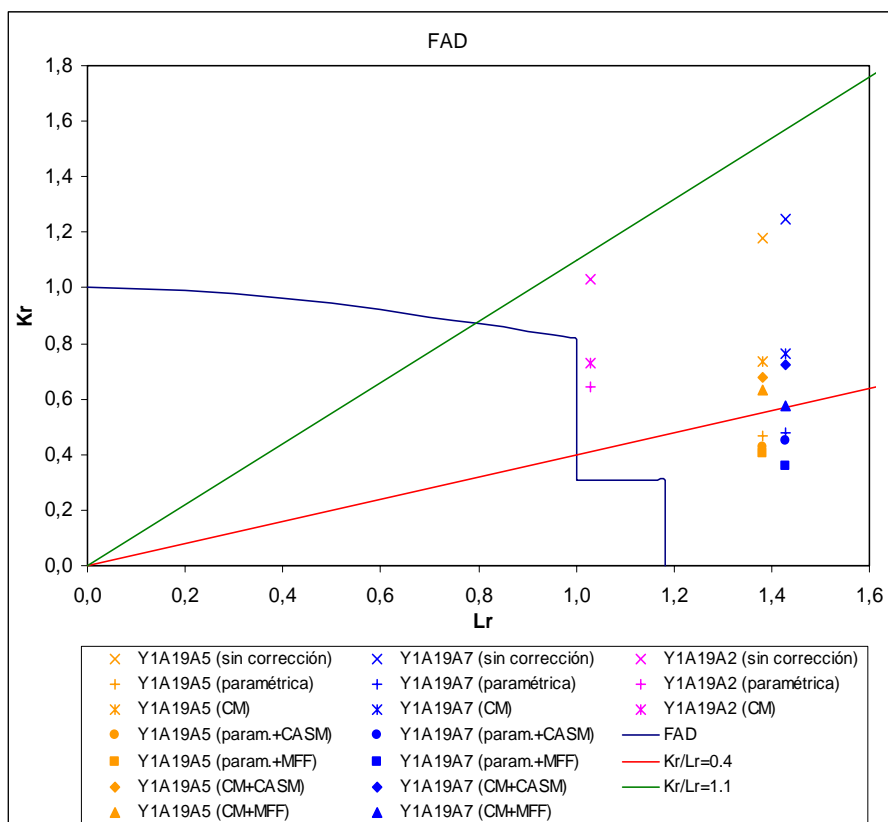


Fig. 6.23. Representación en rotura de las probetas Y1A19A2 (defecto tipo fisura), Y1A19A5 (entalla, $\rho=1.2$ mm) y Y1A19A7 (entalla, $\rho=2.0$ mm).

Tabla 6.14. Coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a -85 °C en probetas de 21.3 mm de espesor y tras realizar las distintas correcciones de confinamiento

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | | |
|---|----------------|-------------|-------|-------------|------------|---------|--------|
| | Sin corrección | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| Y1A19A2 (fisura) | 1.204 | 1.032 | 1.032 | - | - | - | - |
| Y1A19A5 (entalla, $\rho=1.2\text{mm}$) | 1.427 | 1.380 | 1.380 | 1.380 | 1.224 | 1.380 | 1.380 |
| Y1A19A7 (entalla, $\rho=2.0\text{mm}$) | 1.487 | 1.428 | 1.428 | 1.428 | 1.209 | 1.428 | 1.428 |

6.4.4. Ensayos a -100 °C en probetas de 21.3 mm de espesor

La Fig. 6.24 recoge el análisis de las probetas Y1A19A1 y Y1A19A4 bajo las diversas consideraciones de confinamiento analizadas. De nuevo, la probeta Y1A19A6 ensayada a la misma temperatura no va a considerarse en el análisis por experimentar una rotura alejada de la entalla. La Tabla 6.15 muestra los correspondientes coeficientes de seguridad.

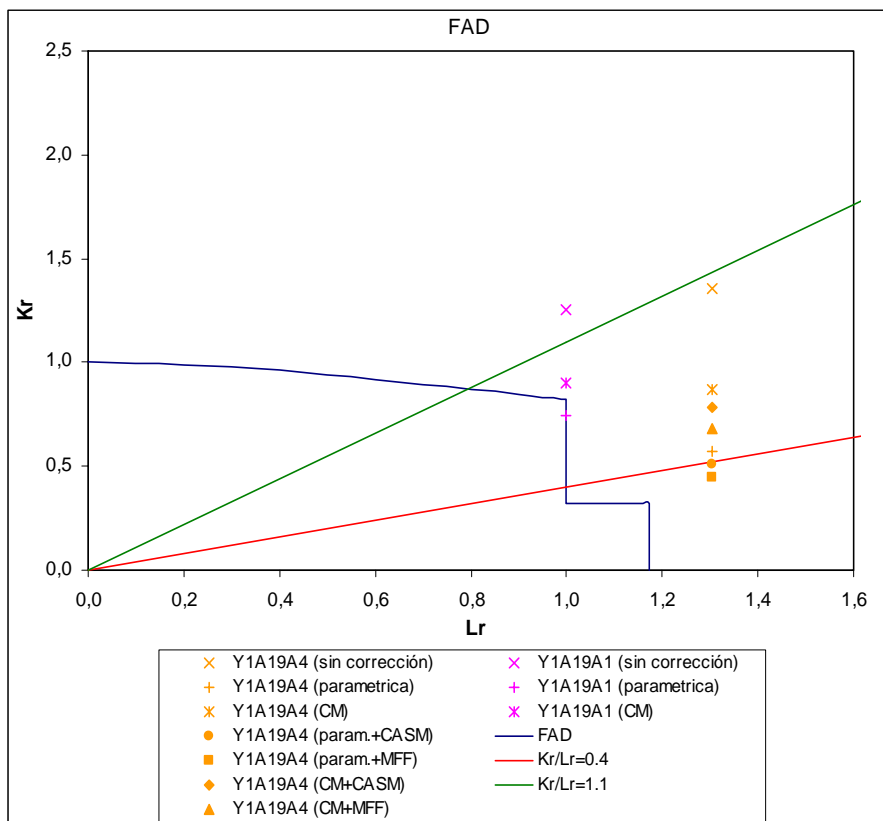


Fig. 6.24. Representación en rotura de las probetas Y1A19A1 (defecto tipo fisura) y Y1A19A4 (entalla, $\rho=1.2\text{ mm}$).

Tabla 6.15. Coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a $-100\text{ }^{\circ}\text{C}$ en probetas de 21.3 mm de espesor y tras realizar las distintas correcciones de confinamiento

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | | |
|---|----------------|-------------|-------|-------------|------------|---------|--------|
| | Sin corrección | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| Y1A19A1 (fisura) | 1.398 | 1.001 | 1.080 | - | - | - | - |
| Y1A19A4 (entalla, $\rho=1.2\text{mm}$) | 1.576 | 1.305 | 1.305 | 1.305 | 1.241 | 1.305 | 1.305 |

Se observa como los coeficientes de seguridad obtenidos crecen para el componente entallado respecto del fisurado. De nuevo, únicamente la corrección MFF consigue reducir el conservadurismo al considerar el efecto entalla y al combinarla conjuntamente con la corrección paramétrica. La razón es que justifica la rotura en la misma justo en la transición de la zona de cedencia a la de endurecimiento, tal y como sucede en la realidad experimental. El 28.9 % de variación de la tenacidad que justifica la corrección MFF señala la diferencia con la CASM, que sólo alcanza un 11.8 %.

6.4.5. Ensayos a $-80\text{ }^{\circ}\text{C}$ en probetas de 25.4 mm de espesor

La Fig. 6.25 recoge el análisis de las probetas X4M4A1, X4M4A2 y X4M4A3 bajo las diversas consideraciones de confinamiento analizadas. Estos ensayos se corresponden con las condiciones de mayor fragilidad del material debido al efecto de la temperatura (“*Lower Shelf*”). La Tabla 6.16 muestra los coeficientes de seguridad resultantes.

Se observa como la última corrección mejora los coeficientes de seguridad, ya que justifica un salto de zona de rotura. En este caso es más acorde la corrección en el caso de la probeta con mayor radio de entalla, debido a la mayor corrección de la tenacidad (2.36 para $\rho=2.0\text{ mm}$ frente a 1.83 para $\rho=1.2\text{ mm}$, Tabla 6.11). Tanto en el caso de la corrección paramétrica como en la corrección por Curva Maestra (CM) se mejora la previsión cuando se ofrece un segundo nivel de corrección según la MFF, ya que en el primer caso llega a justificar una rotura en zona con endurecimiento, y en el segundo llega a hacer lo propio con una rotura en zona de cedencia, lo que no se alcanzaba previamente.

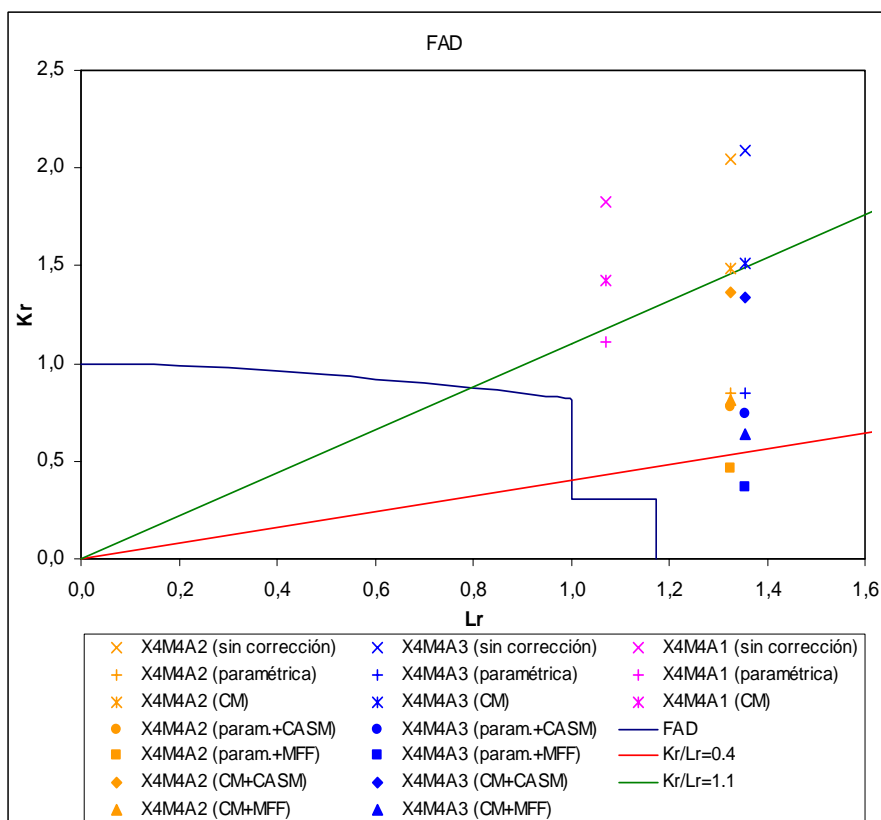


Fig. 6.25. Representación en rotura de las probetas X4M4A1 (defecto tipo fisura), X4M4A2 (entalla, $\rho=1.2\text{ mm}$) y X4M4A3 (entalla, $\rho=2.0\text{ mm}$).

Tabla 6.16. Coeficientes de seguridad obtenidos en los ensayos estructurales realizados a $-80\text{ }^\circ\text{C}$ en probetas de 25.4 mm de espesor y tras realizar las distintas correcciones de confinamiento

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | | |
|--|----------------|-------------|-------|-------------|------------|---------|--------|
| | Sin corrección | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| X4M4A1 (fisura) | 1.932 | 1.284 | 1.591 | - | - | - | - |
| X4M4A2 (entalla, $\rho=1.2\text{mm}$) | 2.211 | 1.326 | 1.698 | 1.326 | 1.326 | 1.578 | 1.326 |
| X4M4A3 (entalla, $\rho=2.0\text{mm}$) | 2.254 | 1.356 | 1.732 | 1.356 | 1.198 | 1.552 | 1.356 |

6.4.6. Consideraciones finales tras la corrección por confinamiento debido al perfil de la entalla

En aquellos componentes entallados que ya justificaban previamente la zona de rotura adecuada (con endurecimiento para $T > T_0$), no se han producido nuevas mejoras, por lo que el margen de

seguridad, en el orden del 28 %, sólo puede corregirse con una mejor definición de la línea de fallo. Para componentes ensayados a temperaturas inferiores ($T < T_0$), la corrección por el método MFF consigue justificar la rotura producida en cada caso en la zona observada experimentalmente, con lo que los márgenes de seguridad que oscilaban entre el 30 y el 42 % quedan reducidos hasta valores de entre el 20 y el 32 %.

Como se ha justificado en el anterior capítulo, las condiciones de entalla generan una traslación de la Temperatura de Referencia hacia valores inferiores de la misma, que en los casos aquí analizados ha sido de al menos 40 °C para $\rho=1.2$ mm y más de 90 °C para $\rho=2.0$ mm. Por lo tanto, los ensayos realizados en probetas entalladas prácticamente contemplan condiciones de comportamiento en el “*Upper Shelf*”, con roturas por plasticidad generalizada. En este ámbito las correcciones basadas en el uso de valores más realistas de la tenacidad ofrecen evaluaciones con una mejor aproximación a las condiciones reales de rotura hasta un límite marcado por la aproximación definida por la línea de fallo. Cuando el FAD no se ha obtenido a partir de toda la información disponible sobre el comportamiento del material, las predicciones son necesariamente conservadoras.

Lo que se puede decir, con generalidad, es que para los componentes entallados que se han ensayado, las correcciones concatenadas de confinamiento por geometría y cargas (paramétrica) y por perfil de entalla (MFF) justifican la zona real de rotura con márgenes de conservadurismo reducidos al mínimo.

6.5. ANÁLISIS Y COMPARACIÓN DE RESULTADOS

La Tabla 6.17 recoge todos los coeficientes de seguridad que se han ido obteniendo a lo largo de este capítulo. El objetivo es comparar los resultados obtenidos al evaluar la rotura de las distintas probetas bajo las diferentes posibilidades de correcciones por confinamiento.

Se puede observar en todo el rango de temperaturas, desde el “*Upper Shelf*” al “*Lower Shelf*”, las correspondientes correcciones mejoran la precisión de la evaluación tanto desde el punto de vista cualitativo (mayor aproximación entre las condiciones críticas dadas por el FAD y las de la realidad física), como desde el punto de vista cuantitativo (reducción del coeficiente de seguridad).

Tabla 6.17. Coeficientes de seguridad obtenidos en la evaluación de integridad estructural de las probetas utilizadas en los ensayos estructurales según las distintas metodologías consideradas.

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | | |
|---------------------------|----------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| | Sin corrección | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| Y1A19A3 (fisura) | 1.366 | <u>1.120</u> | <u>1.120</u> | <u>1.120</u> | <u>1.120</u> | <u>1.120</u> | <u>1.120</u> |
| Y1A19A8 (entalla,ρ=2.0mm) | 1.551 | <u>1.274</u> | <u>1.274</u> | <u>1.274</u> | <u>1.274</u> | <u>1.274</u> | <u>1.274</u> |
| Y1A13A1 (fisura) | 1.515 | <u>1.266</u> | 1.515 | <u>1.266</u> | <u>1.266</u> | 1.515 | 1.515 |
| Y1A13A2 (entalla,ρ=1.2mm) | 1.518 | <u>1.268</u> | 1.518 | <u>1.268</u> | <u>1.268</u> | 1.518 | 1.518 |
| Y1A13A3 (entalla,ρ=2.0mm) | 1.553 | <u>1.289</u> | 1.553 | <u>1.289</u> | <u>1.289</u> | 1.553 | 1.553 |
| Y1A19A2 (fisura) | 1.204 | <u>1.032</u> | <u>1.032</u> | <u>1.032</u> | <u>1.032</u> | <u>1.032</u> | <u>1.032</u> |
| Y1A19A5 (entalla,ρ=1.2mm) | 1.427 | 1.380 | 1.380 | 1.380 | <u>1.224</u> | 1.380 | 1.380 |
| Y1A19A7 (entalla,ρ=2.0mm) | 1.487 | 1.428 | 1.428 | 1.428 | <u>1.209</u> | 1.428 | 1.428 |
| Y1A19A1 (fisura) | 1.398 | <u>1.001</u> | 1.080 | <u>1.001</u> | <u>1.001</u> | 1.080 | 1.080 |
| Y1A19A4 (entalla,ρ=1.2mm) | 1.576 | 1.305 | 1.305 | 1.305 | <u>1.241</u> | 1.305 | 1.305 |
| X4M4A1 (fisura) | 1.932 | <u>1.284</u> | 1.591 | <u>1.284</u> | <u>1.284</u> | 1.591 | 1.591 |
| X4M4A2 (entalla,ρ=1.2mm) | 2.211 | <u>1.326</u> | 1.698 | <u>1.326</u> | <u>1.326</u> | 1.578 | 1.326 |
| X4M4A3 (entalla,ρ=2.0mm) | 2.254 | 1.356 | 1.732 | 1.356 | <u>1.198</u> | 1.552 | 1.356 |

En las Tablas 6.18 y 6.19 se realiza un análisis estadístico de las mejoras relativas a partir de los resultados recogidos en la Tabla 6.17 así como los valores medios y la desviación típica asociados con cada una de las correcciones. La Tabla 6.18 analiza la reducción del coeficiente de seguridad provocada por la aplicación de los distintos modelos. Tal reducción se define como:

$$Reducción = \frac{CS_0 - CS_f}{CS_0} \cdot 100 \tag{6.18}$$

en donde CS_0 es el coeficiente de seguridad sin correcciones y CS_f el obtenido tras la correspondiente corrección. Se recogen, subrayados, los valores máximos de reducción alcanzados en cada caso. A su vez se presenta el valor de la mayor reducción posible, como referencia, para la que el coeficiente de seguridad resultante sea la unidad:

$$Reducción\ Máxima = \frac{CS_0 - 1}{CS_0} \cdot 100 \quad (6.19)$$

Tabla 6.18. Reducción, en tanto por ciento y con respecto a la evaluación sin correcciones, de los coeficientes de seguridad obtenidos al aplicar las distintas correcciones.

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | | |
|----------------------------|-------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| | Red. Máxima | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| Y1A19A3 (fisura) | 26.79 | <u>18.00</u> | <u>18.00</u> | <u>18.00</u> | <u>18.00</u> | <u>18.00</u> | <u>18.00</u> |
| Y1A19A8 (entalla, ρ=2.0mm) | 35.52 | <u>17.86</u> | <u>17.86</u> | <u>17.86</u> | <u>17.86</u> | <u>17.86</u> | <u>17.86</u> |
| Y1A13A1 (fisura) | 33.99 | <u>16.43</u> | 0.00 | <u>16.43</u> | <u>16.43</u> | 0.00 | 0.00 |
| Y1A13A2 (entalla, ρ=1.2mm) | 34.12 | <u>16.47</u> | 0.00 | <u>16.47</u> | <u>16.47</u> | 0.00 | 0.00 |
| Y1A13A3 (entalla, ρ=2.0mm) | 35.60 | <u>16.99</u> | 0.00 | <u>16.99</u> | <u>16.99</u> | 0.00 | 0.00 |
| Y1A19A2 (fisura) | 16.94 | <u>14.28</u> | <u>14.28</u> | <u>14.28</u> | <u>14.28</u> | <u>14.28</u> | <u>14.28</u> |
| Y1A19A5 (entalla, ρ=1.2mm) | 29.92 | 0.03 | 0.03 | 0.03 | <u>14.22</u> | 0.03 | 0.03 |
| Y1A19A7 (entalla, ρ=2.0mm) | 32.75 | 0.04 | 0.04 | 0.04 | <u>18.69</u> | 0.04 | 0.04 |
| Y1A19A1 (fisura) | 28.46 | <u>28.39</u> | 22.74 | <u>28.39</u> | <u>28.39</u> | 22.74 | 22.74 |
| Y1A19A4 (entalla, ρ=1.2mm) | 36.54 | 17.19 | 17.19 | 17.19 | <u>21.25</u> | 17.19 | 17.19 |
| X4M4A1 (fisura) | 48.24 | <u>33.54</u> | 17.65 | <u>33.54</u> | <u>33.54</u> | 17.65 | 17.65 |
| X4M4A2 (entalla, ρ=1.2mm) | 54.77 | <u>40.02</u> | 23.20 | <u>40.02</u> | <u>40.02</u> | 23.20 | <u>40.02</u> |
| X4M4A3 (entalla, ρ=2.0mm) | 55.63 | 39.84 | 23.16 | 39.84 | <u>46.85</u> | 31.14 | 39.84 |
| MEDIA | 36.10 | 19.93 | 11.85 | 19.92 | 23.30 | 12.47 | 14.43 |
| DESV. TÍPICA | 10.55 | 12.18 | 9.67 | 12.18 | 10.17 | 10.58 | 13.73 |

Se puede apreciar como, en todos los casos, la corrección máxima corresponde a la realizada por el conjunto [corrección paramétrica + corrección MFF]. La corrección paramétrica se ajusta mejor al análisis en régimen elastoplástico, basado en Q en vez de en T , mientras que la corrección MFF ofrece una relación tenacidad aparente/tenacidad entre 1.04 y 2.34, mientras que la CASM sólo lo hace en el rango de 1.06 a 1.21.

Siguiendo el recorrido de la Tabla 6.18, de mayor a menor temperatura de ensayo, se ve como la corrección va resultando más efectiva en términos absolutos, siendo máxima para aquellas

condiciones (“*Lower Shelf*”) en las que el comportamiento en componentes fisurados es frágil mientras que en componentes entallados es totalmente dúctil. Cuando la corrección es menos efectiva no se discrimina el efecto de los diferentes métodos. Sin embargo, a medida que aquella es más efectiva, la aportación de los métodos más eficaces (corrección paramétrica + MFF) queda patente.

La Tabla 6.19 muestra para cada ensayo y cada corrección la relación entre la reducción del coeficiente de seguridad obtenido y la máxima reducción posible de manera que puede observarse el porcentaje de conservadurismo que las distintas formulaciones permiten eliminar. Dicha relación va a denominarse “eficacia”, dado que señala el grado en que cada corrección logra el objetivo buscado, que no es otro que eliminar el conservadurismo del análisis y acercar la evaluación a los resultados obtenidos experimentalmente.

Tabla 6.19. Eficacia (%) de las diferentes correcciones utilizadas.

| PROBETA | CORRECCIÓN | | | | | |
|---------------------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| Y1A19A3 (fisura) | <u>67.18</u> | <u>67.18</u> | <u>67.18</u> | <u>67.18</u> | <u>67.18</u> | <u>67.18</u> |
| Y1A19A8 (entalla,ρ=2.0mm) | <u>50.28</u> | <u>50.28</u> | <u>50.28</u> | <u>50.28</u> | <u>50.28</u> | <u>50.28</u> |
| Y1A13A1 (fisura) | <u>48.33</u> | 0.00 | <u>48.33</u> | <u>48.33</u> | 0.00 | 0.00 |
| Y1A13A2 (entalla,ρ=1.2mm) | <u>48.27</u> | 0.00 | <u>48.27</u> | <u>48.27</u> | 0.00 | 0.00 |
| Y1A13A3 (entalla,ρ=2.0mm) | <u>47.72</u> | 0.00 | <u>47.72</u> | <u>47.72</u> | 0.00 | 0.00 |
| Y1A19A2 (fisura) | <u>84.29</u> | <u>84.29</u> | <u>84.29</u> | <u>84.29</u> | <u>84.29</u> | <u>84.29</u> |
| Y1A19A5 (entalla,ρ=1.2mm) | 0.10 | 0.10 | 0.10 | <u>47.52</u> | 0.10 | 0.10 |
| Y1A19A7 (entalla,ρ=2.0mm) | 0.12 | 0.12 | 0.12 | <u>57.06</u> | 0.12 | 0.12 |
| Y1A19A1 (fisura) | <u>99.75</u> | 79.90 | <u>99.75</u> | <u>99.75</u> | 79.90 | 79.90 |
| Y1A19A4 (entalla,ρ=1.2mm) | 47.04 | 47.04 | 47.04 | <u>58.15</u> | 47.04 | 47.04 |
| X4M4A1 (fisura) | <u>69.52</u> | 36.58 | <u>69.52</u> | <u>69.52</u> | 36.58 | 36.58 |
| X4M4A2 (entalla,ρ=1.2mm) | <u>73.06</u> | 42.35 | <u>73.06</u> | <u>73.06</u> | 42.35 | <u>73.06</u> |
| X4M4A3 (entalla,ρ=2.0mm) | 71.61 | 41.63 | 71.61 | <u>84.21</u> | 41.63 | 71.61 |
| MEDIA | 54.40 | 34.57 | 54.40 | 63.28 | 34.57 | 36.88 |
| DESV. TÍPICA | 27.83 | 30.46 | 27.83 | 15.60 | 30.46 | 32.00 |

En la Tabla 6.19 se observa como, tras realizar las distintas correcciones por confinamiento posibles, el conservadurismo de la evaluación con correcciones se sitúa, en valores medios, entre un tercio y dos tercios del total sin ellas. La reducción es sensiblemente mayor en la corrección paramétrica frente a la corrección MC y mejora ligeramente con la segunda corrección MFF frente a la CASM. Sólo en cuatro casos la segunda corrección mejora lo realizado por la primera, siempre para probetas entalladas en condiciones de fragilidad/tránsito a comportamiento frágil en fisura y dúctil en entalla.

Las Tablas 6.20 y 6.21 agrupan los datos recogidos en la Tabla 6.19. La primera lo hace según el tipo de defecto y la segunda según la situación del material respecto a su curva de tenacidad (los ensayos a -65 °C en chapas de 15.4 mm y a -85 °C y -100 °C en chapas de 21.3 mm se incluyen todos en la Zona de Transición).

Tabla 6.20. Eficacia (%) en valores medios. Agrupamiento de los resultados en función del tipo de defecto.

| DEFECTO | CORRECCIÓN | | | | | |
|----------------------|--------------|-------|-------------|--------------|---------|--------|
| | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| FISURA | <u>73.81</u> | 53.59 | - | - | - | - |
| ENTALLA, ρ=1.2 mm | 42.11 | 22.37 | 42.11 | <u>56.75</u> | 22.37 | 30.05 |
| ENTALLA, ρ=2.0 mm | 42.43 | 23.00 | 42.43 | <u>59.81</u> | 23.00 | 30.50 |

Tabla 6.21. Agrupamiento de los resultados de eficacia (%) en función de la situación del material con respecto a su curva de tenacidad.

| ZONA | CORRECCIÓN | | | | | |
|--------------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|
| | Paramétrica | CM | Param.+CASM | Param.+MFF | CM+CASM | CM+MFF |
| UPPER SHELF | <u>58.73</u> | <u>58.73</u> | <u>58.73</u> | <u>58.73</u> | <u>58.73</u> | <u>58.73</u> |
| ZONA DE TRANSICIÓN | 46.95 | 26.43 | 46.95 | <u>61.38</u> | 26.43 | 26.43 |
| LOWER SHELF | 71.39 | 40.18 | 71.39 | <u>75.59</u> | 40.18 | 60.41 |

La Tabla 6.20 muestra como la corrección por efecto de confinamiento es máxima para probetas fisuradas, que a su vez resultan más sensibles a la corrección para condiciones de comportamiento frágil a temperaturas propias de la Zona de Transición. Las entallas necesitan una segunda corrección para alcanzar su máximo, que en general crece al disminuir la temperatura, como se aprecia en la Tabla 6.21. Es en la Zona de Transición y en el “Lower Shelf” donde se aprecia el efecto de la corrección debida al perfil de la entalla.

Las Fig. 6.26 a 6.28 se representan para establecer gráficamente el análisis comparativo del efecto de la corrección por confinamiento sobre las previsiones de evaluación de los componentes y las condiciones de éstos, en atención a la tipología de su defecto y a las temperaturas de ensayo. En la Fig. 6.26 se puede observar como la dispersión del mínimo coeficiente de seguridad alcanzado en las probetas fisuradas ofrece mucha mayor variabilidad que en las entalladas, para las que la evaluación alcanza valores finales homogéneos y limitados que, como se ha visto, se debe a la propia definición del FAD.

En la Fig. 6.27 se observa como sólo para muy bajas temperaturas se obtienen mayores reducciones de los coeficientes de seguridad (y por lo tanto del conservadurismo del análisis) en la corrección de la evaluación de probetas entalladas frente a la de las fisuradas, dado que a esas temperaturas es cuando mayor es la diferencia de comportamiento entre fractura, dúctil o frágil, dependiendo del perfil de los defectos.

En la Fig. 6.28 se observa que a esas mejores reducciones a bajas temperaturas les corresponden la evolución más importante de la eficacia de las mismas en función del radio del defecto.

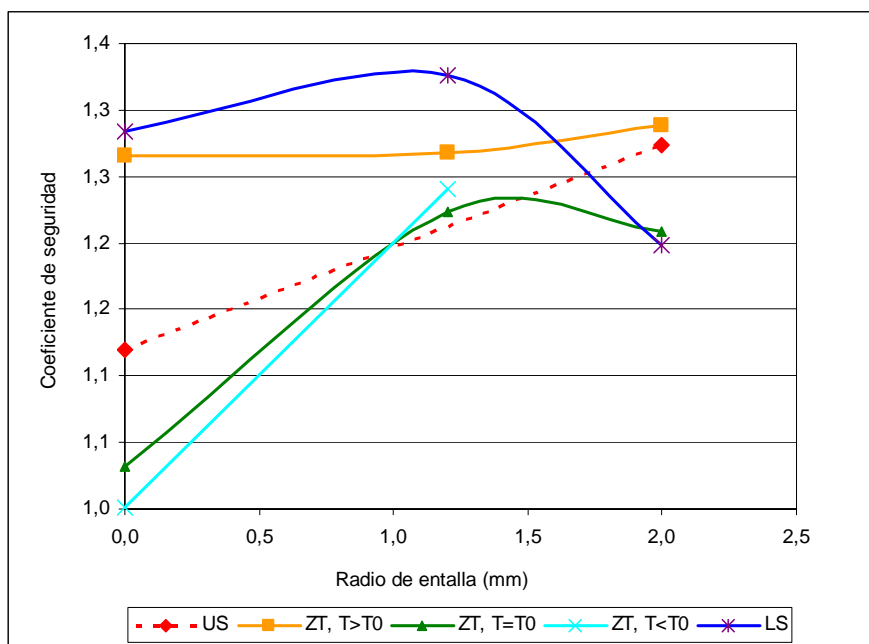


Fig. 6.26. Coeficientes de seguridad obtenidos en la evaluación de las probetas ensayadas en función del radio de entalla, para las distintas zonas de comportamiento del material.

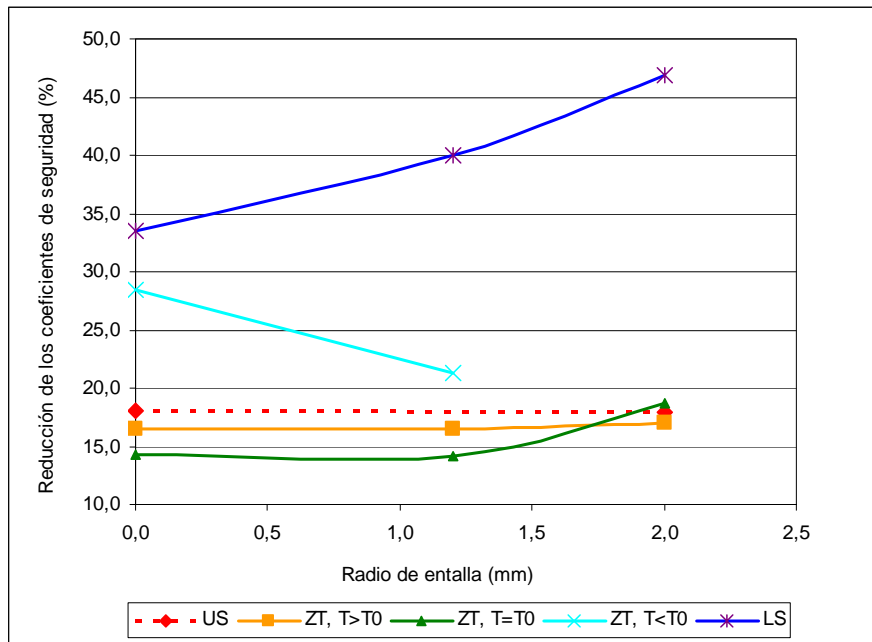


Fig. 6.27. Reducción máxima de los coeficientes de seguridad obtenidos en la evaluación de las probetas ensayadas en función del radio de entalla, para las distintas zonas de comportamiento del material.

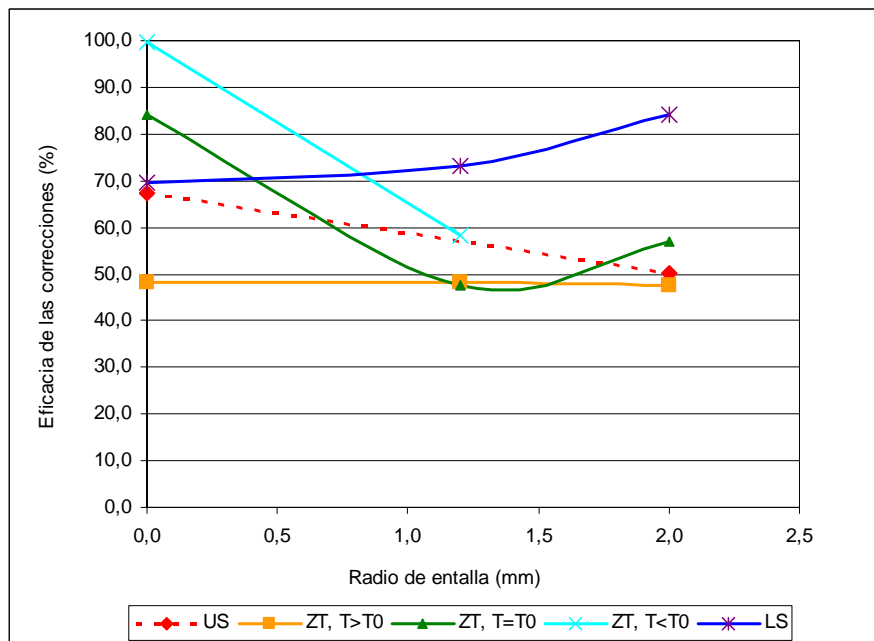


Fig. 6.28. Eficacia de las correcciones (%) aplicadas a la evaluación de las probetas ensayadas en función del radio de entalla, para las distintas zonas de comportamiento del material.

Teniendo en cuenta que en el apartado 5.4.5 se han establecido los diferentes tipos de comportamiento de los componentes en función de las variables tensionales (tensión en rotura) y de deformación local ($CTOD_c$) y global (bajo carga máxima), las Fig. 6.29 y 6.30 tratan de correlacionar el parámetro crítico asociado a la rotura ($CTOD_c$), que puede ser seguido instrumentalmente en un componente en el que se ha detectado un defecto, con los resultados de la evaluación final con correcciones por confinamiento. En la Fig. 6.29 se observa como al correlacionar los valores de $CTOD_c$ obtenidos experimentalmente con la reducción del coeficiente de seguridad obtenida tras las correcciones por confinamiento en los diferentes componentes ensayados, la mejora en los mismos (reducción del conservadurismo) sólo es apreciable para probetas ensayadas en el nivel del “*Lower Shelf*” o próximo a él. En el resto, la reducción se sitúa en el intervalo del 14 al 18 %. Solamente hay una mejora clara en la reducción del coeficiente de seguridad ocasionada por las correcciones a medida que crece el radio de entalla, cuando el efecto de ésta hace pasar de comportamiento frágil a dúctil para una geometría dada. Esto sucede en el “*Lower Shelf*” para el material y la geometría de componente seleccionados.

En la Fig. 6.30 se representan las reducciones del coeficiente de seguridad debidas a las correcciones por confinamiento efectuadas, en función de los tipos de comportamiento de las probetas ensayadas descritos en la Fig. 5.65. Estos comportamientos se establecían según la relación entre deformación local ($CTOD_c$) y global ($LVDT_{max}$). En las probetas con comportamiento frágil ($CTOD_c \leq 0.3$ mm), todas fisuradas y ensayadas a $T \leq T_0$, hay un importante crecimiento en la reducción desde el entorno del 14 % hasta que se estabiliza en el “*Lower Shelf*” en el orden del 33 %. En las que tienen un comportamiento de transición ($CTOD_c \approx 2.7$ mm) se establece un claro crecimiento desde la Temperatura de Referencia (T_0), con un 14 % de reducción, hasta el “*Lower Shelf*”, con un 40 %. Finalmente, las que tienen comportamiento dúctil ($CTOD_c \geq 3.0$ mm) ofrecen la misma pauta de crecimiento, aún mas acusada, desde el 18 % hasta el 46 %, que parte de una situación estabilizada en torno al 16 ± 2 % para temperaturas inferiores a T_0 .

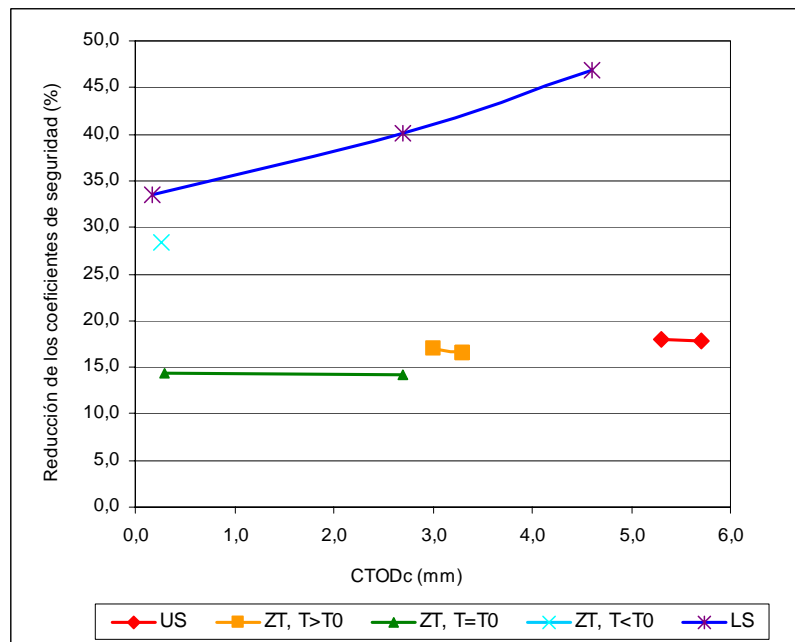


Fig. 6.29. Relación entre el CTOD_c y la reducción obtenida del coeficiente de seguridad para los distintos ensayos realizados.

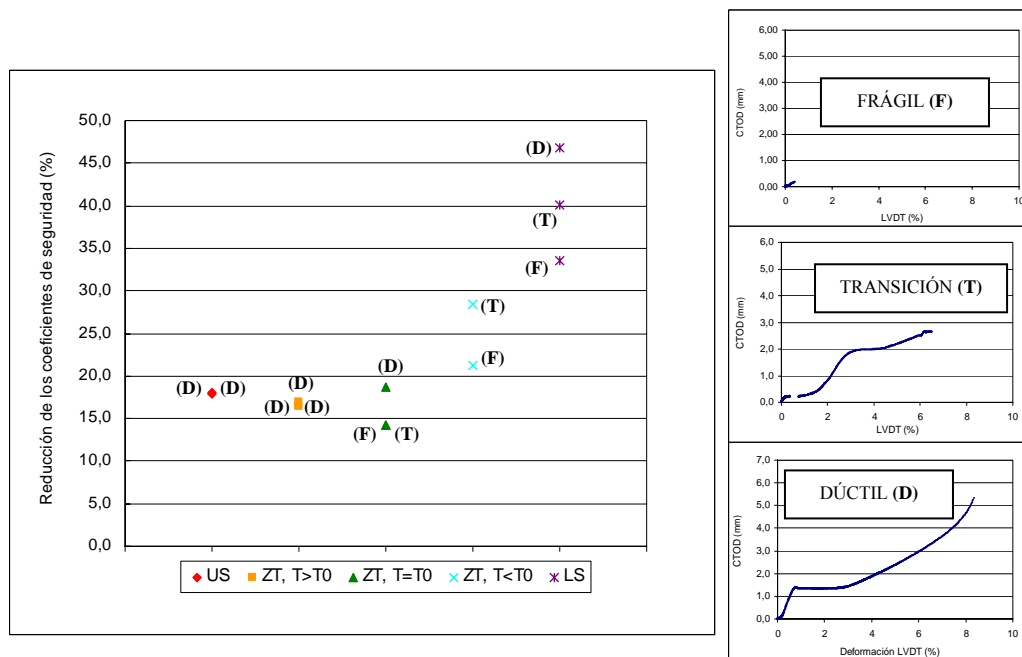


Fig. 6.30. Relación, para los distintos ensayos realizados, entre la reducción obtenida del coeficiente de seguridad y el comportamiento en rotura de las probetas.

6.6. CONSIDERACIONES DERIVADAS DEL ANÁLISIS

Del análisis de las figuras y de las tablas anteriores (apartados 6.2 a 6.5) se pueden extraer las siguientes consideraciones sobre el modelo de evaluación de la integridad estructural de componentes en función de la situación de confinamiento que se aporta en el Capítulo 4:

1. Cuando se evalúa la integridad de componentes estructurales sometidos a condiciones de bajo confinamiento, el uso de las correcciones propuestas en el modelo que ofrece esta Tesis puede suponer una notable reducción del coeficiente de seguridad obtenido, habiendo casos concretos en los que se ha llegado a reducir prácticamente a la unidad. Por lo tanto, las metodologías aquí planteadas pueden ser utilizadas para reducir el excesivo conservadurismo que en ocasiones genera el uso de la mecánica de la fractura uniparamétrica, y por lo tanto, para el análisis de los defectos tipo entalla surgidos tras el proceso de fabricación de los perfiles laminados (estableciendo nuevos criterios de aceptación o rechazo).
2. Todos los resultados obtenidos mediante el uso de las correcciones por confinamiento han quedado del lado de la seguridad (coeficiente de seguridad mayor que 1). Por lo tanto, y siempre en función de los resultados aquí obtenidos, el procedimiento global de evaluación de componentes con bajo confinamiento se ha validado como seguro, es decir, que no da resultados del lado de la inseguridad. Esta afirmación valdría con generalidad para el rango de plasticidad que se ha obtenido en los ensayos realizados sobre probetas entalladas ($L_r > 1.2$), debido a que la corrección produce un desplazamiento en vertical de los puntos de evaluación sin posibilidad de corte con la Línea de Fallo.
3. La reducción del conservadurismo es mayor en el caso de las probetas fisuradas (Tabla 6.20). Esto puede indicar que los modelos no llegan a anular una parte importante del efecto entalla, subestimando el incremento real de la resistencia a fractura del material que se produce cuando el radio en el fondo del defecto es finito. Comparando los resultados de los ensayos de tenacidad aparente recogidos en la Tabla 5.4 con las predicciones de los modelos CASM y MFF recogidos en la Tabla 6.11 se advierte que la corrección CASM se queda muy lejos de cuantificar la totalidad del incremento de resistencia a fractura ocasionado por las entallas, mientras que el modelo MFF genera mejores predicciones, particularmente para los componentes con entallas de 1.2 mm de radio ensayadas a temperaturas inferiores a la Temperatura de Referencia. Además, este último modelo mejora las predicciones a medida que las condiciones del material van

siendo más frágiles, lo cual tiene todo el sentido si se considera que a medida que disminuye la temperatura y aumenta la fragilización se van cumpliendo en mayor medida las hipótesis de partida (elasticidad lineal) de las que se deriva el modelo. En situaciones de elevada plastificación (como por ejemplo $\rho=2.0$ mm a cualquier temperatura de las ensayadas) se observa que las predicciones son más limitadas, en especial en el caso de la corrección CASM.

4. Se han obtenido mayores reducciones del conservadurismo a temperaturas propias del “*Lower Shelf*” que en la Zona de Transición, que a su vez ha tenido mayores reducciones que en el “*Upper Shelf*” (Tabla 6.21). En todo caso, los desplazamientos experimentados por los puntos de evaluación de los componentes al aplicar las correcciones por confinamiento son tanto mayores cuanto más frágil sea el estado teórico del material, ya que para esas condiciones hay más variación del efecto del confinamiento, particularmente en presencia de entallas.
5. En la mayoría de los ensayos realizados el valor del parámetro L_r en el momento del fallo es mayor de 1 e, incluso como se ha comentado anteriormente, mayor de L_{rmax} (gran cantidad de plasticidad en rotura) algo que ocurre incluso en los ensayos realizados a temperaturas propias del “*Lower Shelf*”. En la Fig. 6.31 se observa como las probetas entalladas ensayadas a bajas temperaturas fallan para valores de L_r mayores que los de las fisuradas (con comportamiento plástico), siendo el valor de L_r en el fallo tanto mayor cuanto mayor es el radio de entalla. Este fenómeno es provocado por la existencia de bajo confinamiento y, en gran parte, por el “efecto entalla”.

Tal como ha sido explicado en el Capítulo 4, la pérdida de confinamiento ocasionada por el tipo de carga y/o la profundidad del defecto produce un desplazamiento hacia temperaturas menores de la curva de transición que ha sido cuantificado, entre otros, por VOCALIST [53] y Wallin [94]. El “efecto entalla” produce un desplazamiento similar, de tal manera que temperaturas pertenecientes al “*Lower Shelf*”/Zona de Transición cuando se trabaja con material fisurado pueden estar situadas en la Zona de Transición/”*Upper Shelf*” cuando se trabaja con material entallado. Esto viene corroborado por los ensayos realizados de tenacidad aparente (Fig. 5.20) y por el análisis FAD.

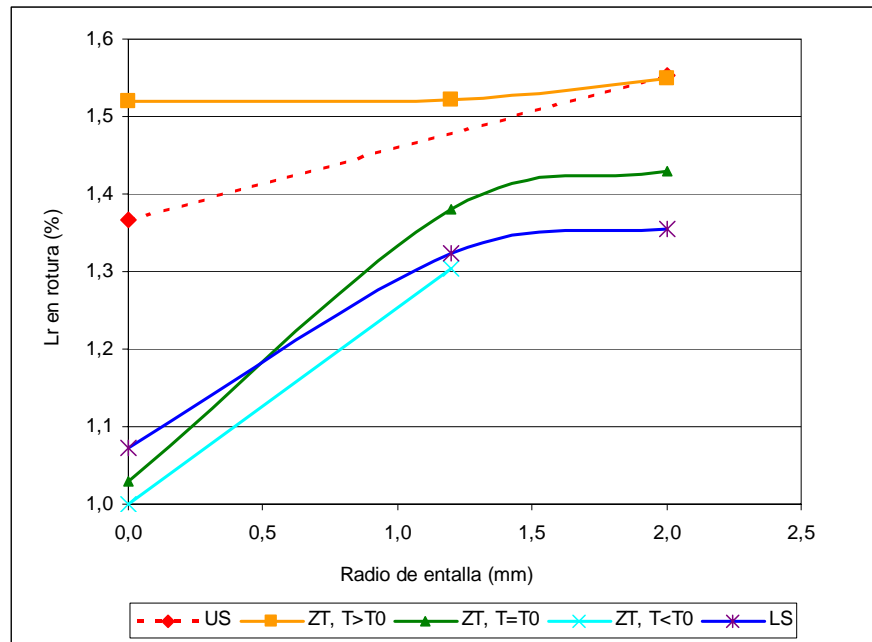


Fig. 6.31. Valor del parámetro L_r en rotura en todos y cada uno de los ensayos estructurales.

US: Upper Shelf; ZT: Zona de Transición; LS: Lower Shelf

6. En los ensayos realizados la mayoría de la reducción producida en el coeficiente de seguridad proviene del uso de la mecánica de la fractura biparamétrica, especialmente de la corrección que aquí se ha denominado “paramétrica”. Esta última, genera mayores modificaciones en la resistencia a fractura que la corrección CM, debido a que ha sido utilizada en su versión elastoplástica (parámetro Q) mientras que la corrección CM utiliza un parámetro elástico (tensión T). En el uso de la corrección paramétrica se ha supuesto un parámetro de Beremin, m_B , igual a 10, tal y como se recomienda en [53,93,121-123] para el caso de aceros ferríticos. Los resultados obtenidos en este trabajo confirman la validez de esta suposición, especialmente los correspondientes a las probetas fisuradas en donde no hay efecto entalla y por lo tanto se analiza únicamente y de forma aislada el efecto del tipo de carga y de la profundidad del defecto.

7. En la mayoría de las probetas ensayadas, las correcciones por efecto entalla son menores que las correspondientes a la mecánica de la fractura biparamétrica, especialmente en el caso de la corrección CASM.

En muchas ocasiones el uso de sucesivas correcciones no genera reducciones en el coeficiente de seguridad, a pesar de que el punto representativo del componente sí se ve

- desplazado. Sin embargo, el uso de las correcciones acerca más la evaluación a la física del problema, justificando mejores aproximaciones a los mecanismos de fallo cuando y produciendo saltos cualitativos en la eficacia de la corrección.
8. Para los ensayos realizados desde temperatura ambiente hasta la Temperatura de Referencia, la evaluación está limitada por la precisión de la Línea de Fallo, ya que se alcanza una predicción correcta de la zona de rotura. Por debajo de esta temperatura es cuando el modelo validado resulta particularmente eficaz, ya que se ajusta mejor a la evolución de frágil a dúctil observada en el comportamiento de los componentes cuando crece el radio de sus defectos.
 9. Para valores de L_r menores ($0.2 < L_r < 1.0$) son válidos los planteamientos teóricos recogidos en esta Tesis pero para poder garantizar que el procedimiento es seguro, sería necesaria una mayor validación. Este rango de valores de L_r corresponde a situaciones en las que las correcciones por efecto entalla tienen un peso comparable a las correcciones paramétrica/CM.
 10. En el caso de $L_r < 0.2$ (poca plasticidad), las cargas aplicadas no son lo suficientemente elevadas como para que se produzca pérdida de confinamiento debida al tipo de carga y/o a la profundidad del defecto. Por lo tanto, el procedimiento propuesto sigue siendo válido y los planteamientos que lo justifican siguen siendo correctos aunque la práctica totalidad de la corrección resultante provendría del efecto entalla. La validación quedaría por tanto confinada a la correspondiente a la formulación CASM o MFF, algo que ya ha sido realizado por sus autores [16,17].