

PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA DEL PERÚ

FACULTAD DE CIENCIAS E INGENIERÍA



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE FISURAS EN UNIONES
SOLDADAS MEDIANTE LA MODELACIÓN POR ELEMENTOS
FINITOS**

TESIS PARA OPTAR EL TÍTULO DE INGENIERO MECÁNICO

PRESENTADO POR:

HERBERT YÉPEZ CASTILLO

LIMA – PERÚ

2007



©2007, Herbert Yépez Castillo - PUCP

La reproducción total o parcial está permitida solamente con fines académicos, con la respectiva cita bibliográfica y referencia.

RESUMEN

El presente trabajo de investigación tiene como finalidad el estudio del comportamiento de fisuras en uniones soldadas, para lo cual se consideró conveniente seleccionar a la mecánica de fractura clásica y al método de los elementos finitos como los medios más adecuados para abordar este fenómeno. Durante el estudio se determinó el factor de intensidad de tensiones, que es un parámetro que caracteriza la tenacidad de la fractura en materiales de comportamiento lineal.

Es posible distinguir que el trabajo contiene dos partes muy bien definidas. La primera parte consiste en la modelación bidimensional de especímenes fisurados, cuyas configuraciones son muy conocidas en el ámbito de la mecánica de fractura. La segunda parte consiste en volcar la experiencia adquirida y realizar la modelación tridimensional de una unión soldada de filete que contiene una fisura superficial en las aproximaciones del cordón de soldadura. Los resultados obtenidos de la modelación de ambas partes fueron comparados con valores analíticos de diferentes autores permitiendo determinar la factibilidad del análisis de la fractura elasto-lineal mediante un software de elementos finitos.

*Este trabajo está dedicado a mis
seres más queridos que velan por
mí cada día.*



Agradezco a mi familia por su amor y apoyo constante, a mis docentes por su amistad y enseñanzas, y a mis amigos por creer en mí.



ÍNDICE

	Pág.
INTRODUCCIÓN	1
CAPÍTULO I	
ESTADO DEL ARTE DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA PARA EL ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE FISURAS	
1.1. Introducción.	5
1.2. Mecánica de fractura clásica.	5
1.2.1. Mecánica de la fractura Elástico Lineal MFEL.	9
1.1.1. Balance energético.	10
1.1.2. Factor de intensidad de tensiones K .	14
1.1.2. Mecánica de la fractura Elástico Plástica MFEP.	18
1.1.2.1 CTOD.	19
1.1.2.2 J Integral.	20
1.3. Mecanismos de fractura.	21
1.3.1 Fisuración por fatiga.	21
1.3.2 Fisuración por corrosión bajo tensión.	23
1.4. La mecánica de la fractura mediante los medios continuos.	24
1.5. Mecánica computacional de falla.	25
CAPÍTULO II	
MODELACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DE FISURAS EN MATERIAL HOMOGÉNEO CON UN SOFTWARE DE ELEMENTOS FINITOS.	
2.1. Introducción.	28
2.2. Selección y justificación del método apropiado para la modelación por Elementos Finitos.	28
2.3. Modelación de la fisura en material homogéneo con el software Cosmos/M.	29
2.4. Validación de los resultados de la modelación del comportamiento de la fisura.	35

CAPÍTULO III

MODELACIÓN DE FISURAS EN UNIONES SOLDADAS POR ELEMENTOS FINITOS.

3.1.	Introducción.	46
3.2.	Particularidades de una unión soldada a considerar en la modelación de fisuras.	46
3.3.	Modelación de la fisura semi elíptica con el software Cosmos/M.	47
3.3.1.	Modelación de una fisura semi elíptica.	47
3.3.2.	Validación de los resultados de una fisura semi elíptica.	50
3.4.	Modelación de la fisura en uniones soldadas con el software Cosmos/M.	52
3.4.1.	Modelación de una fisura en una unión filete.	52
3.4.2.	Validación de los resultados de una fisura en una unión filete.	55
3.5.	Metodología para el estudio del comportamiento de fisuras en uniones soldadas.	58
3.5.1.	Caso 1: Determinación del factor de intensidad de tensiones del espécimen CCT.	61
3.5.2.	Caso 2. Determinación del factor de intensidad de tensiones de una fisura superficial semi-elíptica en una unión de filete.	70
	CONCLUSIONES.	93
	BIBLIOGRAFÍA	95

INTRODUCCIÓN

En muchos casos la falla de un componente causada por la propagación de una fisura puede tener resultados fatales. Problemas de este tipo tienen altos costos económicos, ecológicos y humanos. Acontecimientos como los ocurridos en las tuberías de transporte del gas de Camisea advierten la necesidad de investigar el fenómeno físico de la fractura.

El análisis por elementos finitos es una poderosa herramienta que da soluciones numéricas a una gran gama de problemas ingenieriles y es aceptado como un versátil método de análisis para la implementación computacional que unido a los avances tecnológicos posibilita modelar una diversidad de problemas complejos con relativa facilidad. Es así que con la ayuda de un programa de computadora se pueden probar varios parámetros y diferentes configuraciones antes de llegar a la etapa de fabricación o se puede conocer el estado en servicio de un componente bajo ciertas exigencias.

Este trabajo desea ser uno de muchos otros que formará parte del conocimiento de una escuela sobre la mecánica de fractura y la modelación por elementos finitos en el país. Brindará una primera aproximación, en el medio peruano, a la modelación por elementos finitos de fisuras en uniones soldadas, para poder estudiar problemas de este tipo en el futuro.

A pesar que no existe una fecha que marque el inicio de la mecánica de fractura se puede decir que todo empieza con el trabajo de C.E. Inglis. Él trató de explicar el surgimiento de la fractura en discontinuidades geométricas. Siete años después A.A. Griffith propuso un enfoque energético para abordar el fenómeno de la fractura para materiales frágiles.

En 1948 G.R. Irwin toma en cuenta la existencia de una pequeña deformación plástica en la cabeza de la fisura. Irwin en 1956 dio un gran impulso a la mecánica de la fractura cuando propuso el parámetro para caracterizar la fractura para materiales elásticos, hoy en día muy conocido como factor de intensidad de tensión (K).

Ante la situación que un componente falle con una significativa zona de plasticidad en la cabeza de la fisura, los científicos tuvieron que generar nuevas teorías. Es así que A.A. Wells (1961) y J.R. Rice (1968), independientemente propusieron un nuevo

parámetro de fractura. El primero desarrolló el desplazamiento de apertura de la cabeza de fisura CTOD (*Crack Tip Opening Displacement*) y el segundo, una integral de contorno denominada J Integral.

Actualmente ASTM cuenta entre sus estándares con el E399-05 y el E1820-06, ambos proponen procedimientos para determinar la tenacidad de la fractura y gozan de una aceptación general. El primero busca determinar el factor de intensidad crítico K_{IC} y el segundo, determinar los parámetros K , J y CTOD.

Los fundamentos y parámetros de tenacidad de la fractura anteriormente mencionados forman parte de la mecánica de fractura clásica. Existe otro enfoque para darle tratamiento al fenómeno de la fractura: la mecánica de medios continuos. En un inicio fue polémico abordar con medios continuos un fenómeno discontinuo, sin embargo la mecánica de medios continuos con el apoyo de los métodos numéricos han generado modelos que responden de manera muy real el fenómeno de la fractura.

Existe una variedad de métodos numéricos que han sido aplicados para evaluar problemas de fractura. El método de los elementos finitos ha sido y es un método numérico bastante utilizado para el análisis de fisuras en un material elástico y elasto-plástico. El método cuenta con elementos estándar para tratar la discontinuidad en el campo de desplazamientos y tensiones. Estos elementos son capaces de representar la singularidad de la cabeza de la fisura, igual a la singularidad teórica.

Actualmente se cuenta con una variedad de software de modelación numérica, muchos de los cuales poseen una gran gama de aplicaciones para la resolución de problemas de ingeniería. Se tiene conocimiento que COSMOS/M y ABAQUS tienen la capacidad de realizar estudios de fractura.

El presente trabajo va a evaluar la posibilidad de caracterizar la tenacidad de la fractura mediante la modelación numérica en una unión soldada. Los parámetros seleccionados para dicha caracterización son el factor de intensidad de tensión (K) y la J Integral, ambos bajo condición elástico-lineal y modo de fractura de apertura (Modo I). La modelación numérica se llevará a cabo con el programa COSMOS/M que cuenta con rutinas para la aplicación de problemas de fractura mediante el método de los elementos finitos.

Todo lo explicado anteriormente da lugar a la siguiente hipótesis.

Hipótesis

Mediante la modelación por elementos finitos, a partir del dominio de una herramienta de software apropiada, es posible resolver una variedad de problemas reales en el campo de la mecánica de la fractura de especímenes fisurados con uniones soldadas.

Para dar cumplimiento a la hipótesis planteada se proponen los siguientes objetivos.

Objetivos generales:

- Validar la factibilidad de modelar una fisura o grieta en material homogéneo mediante un software de análisis por elementos finitos.
- Realizar la modelación por elementos finitos de una fisura o grieta, teniendo en cuenta las particularidades de una unión soldada.
- Proponer una metodología para estudiar y predecir el comportamiento de una fisura en uniones soldadas.

Objetivos específicos:

- Estudiar los métodos de la mecánica de la fractura que permiten describir el comportamiento de fisuras bajo diferentes consideraciones.
- Seleccionar un método apropiado para el estudio del comportamiento de fisuras en uniones soldadas teniendo en cuenta la posibilidad de su modelación con elementos finitos.
- Comparar y validar los resultados obtenidos mediante la modelación de fisuras en material homogéneo con los resultados obtenidos por métodos analíticos.
- Realizar la modelación de la fisura teniendo en cuenta las particularidades de las uniones soldadas, sobre la base de los resultados obtenidos en material homogéneo.

- Obtener una metodología, ordenada y coherente, para estudiar el comportamiento de la fisura en uniones soldadas mediante la modelación por elementos finitos.



CAPITULO I

ESTADO DEL ARTE DE LA MECÁNICA DE LA FRACTURA PARA EL ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE FISURAS

1.1. Introducción.

El presente capítulo describe de forma muy sintética los conceptos más importantes de la mecánica de fractura, los cuales son generados de los consecutivos aportes científicos realizados a lo largo de su historia. La mecánica de fractura clásica es aquella que contiene los cimientos de esta disciplina y puede ser descrita desde dos puntos de vista, la elasto-lineal y la elasto-plástica. Así también se mencionan los mecanismos de propagación de fisuras y los fundamentos con base en la mecánica de fractura clásica elasto-lineal para su estudio.

Se describe el constante desarrollo de la mecánica de fractura, que cuenta en la actualidad con la mecánica de medios continuos. Bajo el ámbito de esta teoría se han generado modelos constitutivos que representan a la fractura de una manera coherente con la realidad del fenómeno.

Por último, se mencionan algunos de los métodos numéricos que han ayudado en la investigación de la fractura, haciendo una breve pausa en el método de los elementos finitos y en el método de las discontinuidades fuertes, ya que el primero es el método más utilizado y el segundo es un método novedoso aunque existe muy poca información sobre el mismo.

1.2. Mecánica de la fractura clásica.

Los primeros intentos por entender el fenómeno de la fractura se remontan a los trabajos realizados por C.E. Inglis. En 1913 propuso el concepto de “concentración de tensiones” que es el incremento de esfuerzos en los bordes de una discontinuidad geométrica. Este concepto ha proporcionado una explicación al surgimiento de la fractura en fisuras, agujeros y otros defectos [20]. El estudio de Inglis consistió en el análisis de la alteración que sufre el estado tensional de un punto cualquiera alrededor de un orificio circular en una placa plana. Inglis continuó sus estudios llegando a aproximar el orificio circular a uno elíptico, consiguiendo que un simple orificio tenga un aspecto similar a una fisura [17].

Un vínculo cuantitativo entre el esfuerzo de fractura y el tamaño de la fisura fue el resultado del trabajo de A.A. Griffith, cuya publicación sorprendió a la comunidad científica en 1920. Griffith utilizó el análisis del estado tensional de un agujero elíptico de Inglis para el estudio de la propagación inestable de una fisura. Él aplicó la primera ley de la termodinámica al fenómeno de la fractura basándose en un simple equilibrio de energía [2]. El modelo de Griffith relacionó correctamente el esfuerzo y el tamaño de fisura para materiales frágiles. Los esfuerzos subsecuentes para aplicar este modelo a metales resultan en un fracaso [2].

En 1939, H.M. Westergaard publicó los resultados de su trabajo, los cuales cobrarían importancia con el pasar de los años. Westergaard demostró que las tensiones en la cabeza de una fisura en un cuerpo elástico están en función de $1/\sqrt{r}$, donde r es la distancia entre la cabeza de la fisura y un punto cualquiera alrededor de ella [20].

G.R. Irwin (1948) introdujo un avance importante en la mecánica de fractura presentando una formulación tensional que evalúa el estado de la cabeza de la fisura, lo cual no se había podido hacer anteriormente debido a que los conceptos teóricos hasta esa fecha, señalaban que las tensiones en la cabeza de la fisura tendían al infinito, independiente de la carga aplicada. Para su formulación, Irwin plantea que el proceso de fractura no puede concentrarse en un solo punto, como se deducía de un análisis netamente elástico, sino que se presenta en una zona pequeña pero finita, que se denomina zona plástica en la cual las tensiones ya dejan de ser infinitas por que parte de la energía elástica se consume en la deformación plástica del material próximo a la cabeza de la fisura [5]. Entonces, la primera contribución de Irwin es ampliar el acercamiento de Griffith a metales gracias a la consideración de una zona plástica pequeña en la cabeza de la fisura. En la misma época, E. Orowan independientemente propuso una modificación similar a la teoría de Griffith [2].

La segunda contribución de Irwin ocurrió en 1956, propuso el concepto de tasa de liberación energética y poco después, teniendo como aporte significativo el estudio de Westergaard, publicó su investigación donde proporcionó un parámetro de fractura para materiales elásticos, hoy en día extensamente conocido como factor de intensidad de tensiones (K) [20].

Hasta entonces los conceptos teóricos de la mecánica de la fractura habían alcanzado evaluar la existencia de una pequeña cantidad de plasticidad, es en 1961 que A.A. Wells

propuso el desplazamiento de las caras de la fisura como un criterio alternativo de fractura cuando la falla se ve precedida por una significativa plasticidad. Wells intentó aplicar la mecánica de fractura elástico lineal a aceros estructurales de media y baja resistencia, resultando materiales demasiado dúctiles para tal aplicación, pero pudo apreciar un especial movimiento de separación de las caras de la fisura producto de la deformación plástica. Esta observación condujo al desarrollo del parámetro denominado como CTOD (“*Crack Tip Opening Displacement*”) [2].

En 1968, J.R. Rice desarrolló otro parámetro para caracterizar el comportamiento no lineal del material delante de la cabeza de la fisura. Rice idealizó la deformación plástica como un fenómeno elástico no lineal para fines matemáticos y fue capaz de generalizar la tasa de liberación de energía para materiales elásticos no lineales. Rice expresó esto en términos de una integral de contorno de trayectoria independiente alrededor de la fisura que llamó J [20]. La J -Integral es una forma particular de una invariante integral más general propuesta anteriormente por J.D. Eshelby en 1951, quien no llegó a ninguna aplicación al fenómeno de la fractura [11].

E.T. Wessel, quien era uno de los pioneros en el desarrollo del estándar ASTM E-399 para la determinación del factor de intensidad crítico, convocó un grupo de investigación en “Westinghouse Electric Corporation’s Research and Development Center” para abordar la dificultad del problema de la fractura en condiciones elasto-plásticas. Wessel dio la responsabilidad de esta difícil tarea a dos de sus más jóvenes ingenieros J.A. Begley y J.D. Landes [20]. En 1971, Begley y Landes, encontraron el artículo de Rice y decidieron, a pesar del escepticismo de sus compañeros de trabajo, caracterizar la tenacidad de fractura con la J -Integral [2]. En 1972, publicaron los resultados de su primer estudio en el uso de la J Integral para predecir la iniciación de la fractura en condiciones elástico plásticas [20]. Diez años más tarde, su trabajo los condujo a la publicación del estándar ASTM E813, el cual con el paso de los años fue reemplazado por el E1737, y éste luego por el vigente el E1820-06.

Para empezar cualquier estudio relacionado a la mecánica de la fractura, es necesario identificar los posibles modos de fractura. Irwin en 1956 publicó “*Analysis of stress and strain near the end of the crack traversing a plate*”, donde introdujo los tres modos básicos de fractura que pueden ser apreciados en la Figura 1.1 y son descritos a continuación [17].

Modo I: Modo de apertura, en el cual las caras de la fisura se separan debido a la aplicación de cargas tensionales normales al plano de fractura.

Modo II: Modo de deslizamiento, en el cual las caras de la fisura se deslizan una sobre la otra y las cargas tensionales son paralelas al plano de la fisura.

Modo III: Modo de deslizamiento lateral, donde las caras de la fisura se deslizan lateralmente una respecto de la otra.

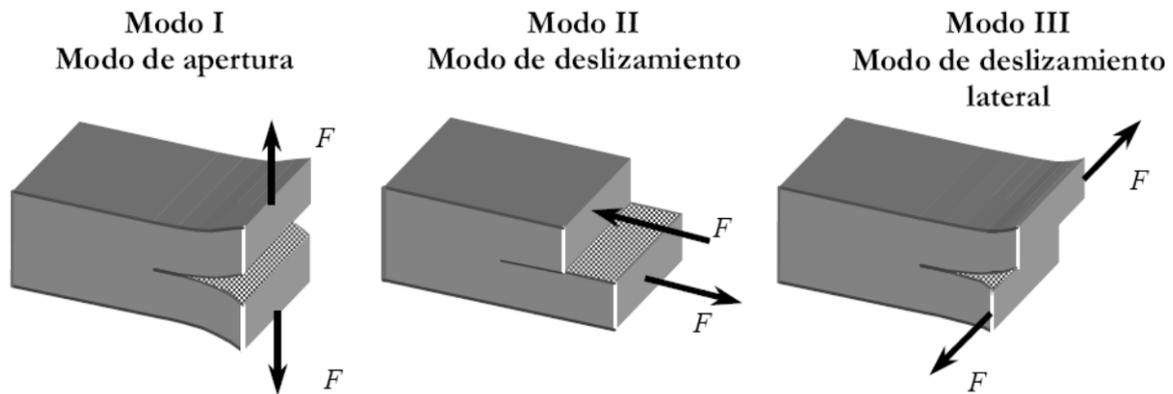


Fig. 1.1. Los tres modos básicos de fractura.

La situación más compleja corresponde a una combinación de los tres modos, sin embargo el modo de apertura es el modo de fractura más común en componentes metálicos [20]. Los sub-índices I, II y III harán referencia al tipo de modo de fractura analizado.

La mecánica de fractura clásica puede ser clasificada en mecánica de fractura elasto-lineal (MFEL) y en mecánica de fractura elasto-plástica (MFEP). Si la curva esfuerzo-deformación de un material tiene un comportamiento lineal, se debe aplicar la MFEL y los parámetros que puede caracterizar la tenacidad a la fractura son la tasa de liberación energética (G) y el factor de intensidad de tensiones (K). En este régimen la zona plástica que se origina en la cabeza de la fisura es pequeña si se compara con el tamaño de la fisura. Ahora, si la curva tiene un comportamiento elasto-plástico y la zona plástica en la cabeza de la fisura es significativa, se debe aplicar la MFEP y los parámetros responsables de la caracterización para este régimen serán el CTOD y la J -Integral [20].

A continuación, la Figura 1.2 presenta un esquema que relaciona los parámetros que caracterizan la tenacidad a la fractura con el comportamiento del material y el nivel de plasticidad en la cabeza de la fisura.

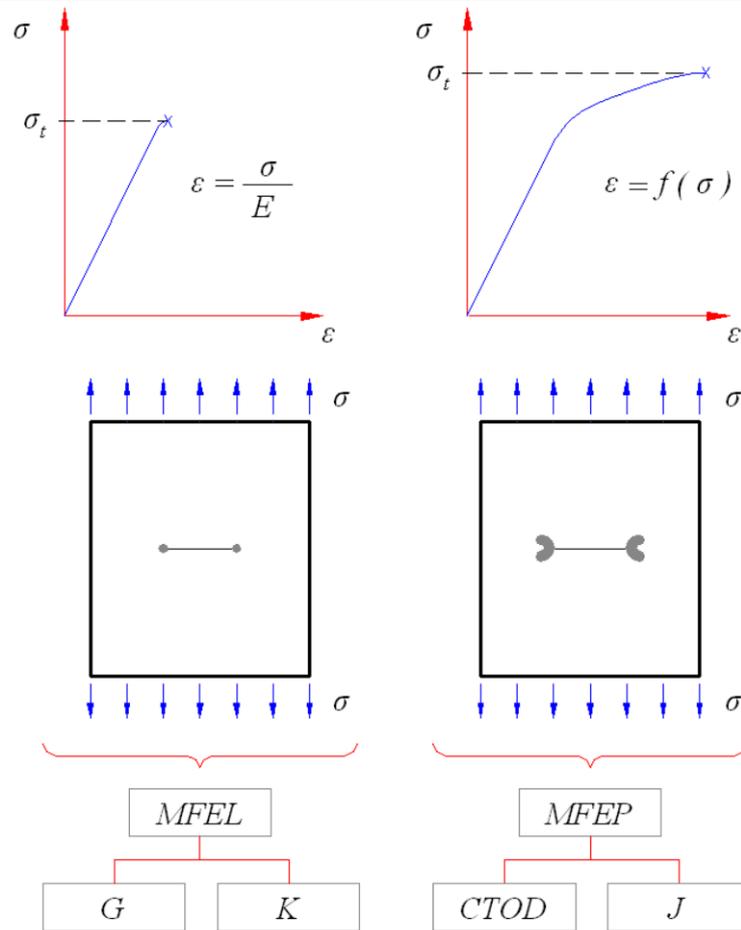


Fig. 1.2. Relación entre la respuesta esfuerzo-deformación, nivel de plasticidad en la cabeza de la fisura, el tipo de mecánica de fractura y parámetros de fractura.

1.2.1. Mecánica de fractura elástica lineal MFEL.

La teoría de la mecánica de fractura elástico lineal ha sido desarrollada para materiales con un comportamiento elástico, es decir para materiales que obedecen a la ley de Hooke. La concentración de tensión en los alrededores de la cabeza de la fisura provoca que en estas zonas el valor de la tensión llegue a ser mayor que la tensión de fluencia del material, por lo que se generen deformaciones plásticas. Si la zona de la deformación plástica es lo suficientemente pequeña para que el comportamiento global del material siga siendo elástico lineal, es factible aplicar la mecánica de fractura elástica lineal [15].

El aspecto importante de la mecánica de fractura es poder definir si una fisura bajo ciertas condiciones de tensión permanecerá estable o si por el contrario se prolongará. Para poder predecir este comportamiento, la mecánica de fractura elástica lineal cuenta con dos criterios, ambos diferentes en su concepción aunque se encuentran relacionados. El primer criterio en términos de un balance energético y el segundo

basado en un campo de tensiones existente en la cabeza de la fisura denominado como factor de intensidad de tensiones (K) [5].

1.2.1.1. Balance energético.

La presencia de discontinuidades en un material provoca el incremento de las tensiones en los bordes de éstas, conocido como concentración de tensiones. Los primeros estudios de este fenómeno fueron desarrollados por C. E. Inglis en 1913. Inglis realizó un estudio elástico sobre la alteración que sufre el estado tensional en un punto cualquiera de una placa plana con orificio circular y sometido a un estado de tensión homogéneo. Al dar continuidad a su trabajo, Inglis pudo estudiar una placa plana con un orificio elíptico como la aproximación de un material fisurado, con lo cual consiguió que un simple agujero elíptico represente a una fisura y que las formulaciones analíticas producto del estudio puedan evaluar el estado tensional de la cabeza de la fisura. Se cuenta con la siguiente expresión para agujeros elípticos muy delgados [17]:

$$\sigma_{MAX} \equiv 2\sigma(a/b) \quad \text{para } a/b \gg 1/2 \quad (1.1)$$

Donde σ_{MAX} es la tensión máxima en la cabeza de la fisura, σ es el campo de tensión remota uniforme, $2a$ y $2b$ son las longitudes de los ejes de la elipse (ver Figura 1.3).

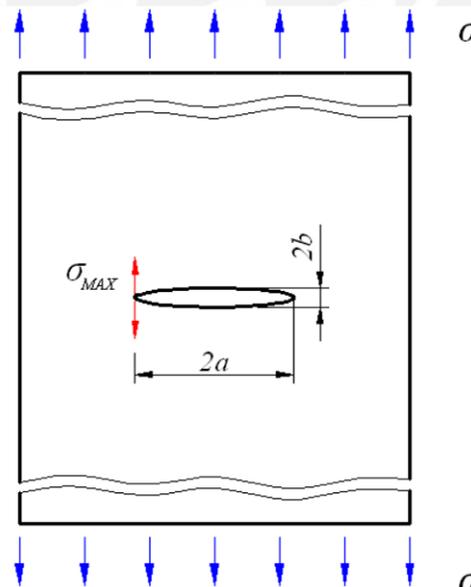


Fig. 1.3. Placa finita con un orificio elíptico sometido a un estado plano de tensiones.

El criterio de concentración de tensiones para un orificio elíptico tiene limitaciones, ya que si se pretende que el orificio elíptico se aproxime cada vez más a una fisura, b tendría

que tener una tendencia a cero, provocando que la tensión en la cabeza de la fisura tienda al infinito independientemente de la carga aplicada.

El criterio energético de propagación de fisuras fue planteado por A.A. Griffith en 1920. Griffith tomó la solución elástica del orificio elíptico en una plancha plana finita y concluyó que debido a la singularidad de tensiones con valores infinitos en la cabeza de la fisura, no podría utilizarse la tensión como criterio de fractura sino que el problema debía plantearse en términos de un balance energético con base en la primera ley de la Termodinámica [2, 5].

La formulación de Griffith considera una placa finita homogénea e isótropa, de módulo de elasticidad E , con una fisura central de forma elíptica de longitud $2a$, que es deformada elásticamente por un campo de tensiones σ como lo ilustra la Figura 1.3. Griffith encontró que la energía elástica (U) almacenada en la placa por unidad de espesor es [5]:

$$U = \frac{\pi\sigma^2 a^2}{E} \quad (1.2)$$

Y definió la energía de superficie (W) como [5]:

$$W = 4a\gamma_s \quad (1.3)$$

Siendo γ_s la energía específica de superficie y $4a$ el área de la superficie de agrietamiento. En este caso, la fisura es de espesor unitario, de longitud $2a$ y formada por dos caras.

Cuando la fisura comienza a incrementar su longitud, entra en un estado de equilibrio inestable bajo las tensiones aplicadas y se transfiere energía de la zona no fracturada a la fractura, a través de un proceso de conversión de energía elástica en energía de superficie. Este equilibrio de energías puede expresarse matemáticamente como [5]:

$$\frac{dU}{da} = \frac{dW}{da} \quad (1.4)$$

Derivando las ecuaciones (1.2) y (1.3) con respecto al incremento de la longitud de la fisura da , se obtiene:

$$\frac{dU}{da} = \frac{2\pi\sigma^2 a}{E} \quad (1.5)$$

$$\frac{dW}{da} = 4\gamma_s \quad (1.6)$$

Reemplazando (1.5) y (1.6) en (1.4) se despeja la tensión, que corresponde a la tensión para la cual se inicia la propagación de la fisura, conocida como tensión de fractura de Griffith σ_c [2, 5]:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E\gamma_s}{\pi a}} \quad (1.7)$$

El trabajo de Griffith tiene dos aportes fundamentales para la mecánica de la fractura. En primer lugar demuestra que la fractura resulta de un proceso de conversión de energía que no depende solamente de la tensión aplicada sino también del tamaño de la fisura y en segundo lugar se cuenta con una expresión que relaciona la tensión de fractura y el tamaño de la fisura comprobada repetidamente en sólidos frágiles ideales [2, 5, 19].

La mayoría de los metales experimentan en alguna medida una deformación plástica antes de la fractura, produciendo un enrollamiento del extremo de la fisura que aumenta el valor de la tenacidad a la fractura. G.R. Irwin y E. Orowan trabajaron cada uno independientemente en 1948 para modificar la ecuación (1.7), con el objetivo de incluir un término que representara la energía de deformación plástica asociada a la propagación de la fisura, logrando la siguiente expresión [2, 19]:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2E(\gamma_s + \gamma_p)}{\pi a}} \quad (1.8)$$

Donde γ_p es el trabajo plástico por unidad de superficie creada y es normalmente mucho más grande que γ_s . La expresión (1.8) puede generalizarse para tener en cuenta cualquier tipo de disipación energética:

$$\sigma_c = \sqrt{\frac{2EU_r}{\pi a}} \quad (1.9)$$

Donde U_r es la energía de fractura del material. La ecuación (1.9) puede ser aplicada a materiales con un comportamiento elasto-lineal y algún efecto plástico es confinado a una pequeña zona plástica en la cabeza de la fisura [2, 19].

Si se analiza una sola cabeza de fisura, entonces sólo se tendría la mitad de la placa y por lo tanto las ecuaciones (1.5) y (1.6) quedan expresadas de la siguiente manera [2]:

$$\frac{dU}{da} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} \quad (1.10)$$

$$\frac{dW}{da} = 2\gamma_s \quad (1.11)$$

En 1956 Irwin propuso un enfoque energético de la fractura, que en esencia es equivalente al modelo de Griffith, excepto, que dicho enfoque es más conveniente para resolver problemas de ingeniería. El criterio que presentó está expresado en términos de un balance entre la energía disponible (suministrada fundamentalmente por las fuerzas externas) y la energía requerida para que se presente tal extensión de la fisura [2, 5].

La energía disponible para la extensión de la fisura usualmente se denomina tasa de liberación energética (G) y es igual a dU/da , de tal manera que la ecuación (1.10) se puede expresar como [5]:

$$\frac{dU}{da} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E} = G \quad (1.12)$$

Por su parte, la energía requerida (dW/da), también conocida como energía de fractura o tasa crítica de liberación energética (G_{IC}) es una propiedad del material que se puede considerar constante en comportamiento elástico. [5].

$$\frac{dW}{da} = G_{IC} \quad (1.13)$$

La condición de G_{IC} se presenta cuando la tensión σ adquiere un valor crítico σ_c , para el cual $dU/da = dW/da$ y por lo tanto de las ecuaciones (1.12) y (1.13) se obtiene:

$$\frac{\pi \cdot \sigma_c^2 \cdot a}{E} = G_{IC} \quad \text{ó} \quad \sigma_c = \sqrt{\frac{G_{IC} E}{\pi \cdot a}} \quad (1.14)$$

Esta es una forma más general que la ecuación (1.9) para expresar la tensión de agrietamiento de Griffith con la ventaja de que no involucra la energía específica de superficie γ_s [5].

En resumen, el criterio energético de la fractura consiste en comparar la energía disponible para la propagación de una fisura denominada tasa de liberación energética G con la energía necesaria para producir el agrietamiento denominada tasa crítica de liberación de energía G_{IC} [5]:

Si $G < G_{IC}$, entonces $da = 0$, no hay extensión de la fisura (estable).

Si $G = G_{IC}$, entonces $da \geq 0$, posible extensión cuasi-estática de fisura.

Si $G > G_{IC}$, entonces $da > 0$, crecimiento dinámico de la fisura (inestable).

1.2.1.2. Factor de Intensidad de Tensiones K

A.A. Griffith planteó el criterio energético para evitar el problema de la singularidad en la cabeza de la fisura, donde de acuerdo con la solución elástica, las tensiones tienden al infinito al aplicar cualquier carga. G.R. Irwin desarrolló uno de los aportes más importantes a la mecánica de fractura al formular el problema de la propagación de la fisura en términos del estado tensional de la zona próxima a la cabeza de la fisura denominándola como Factor de Intensidad de Tensiones (K). Irwin concluyó que el fenómeno de la fractura no podría concentrarse en un solo punto como lo hacía la solución elástica, sino que existe una pequeña zona plástica en la cabeza de la fisura, la cual por el efecto de la deformación absorbe gran cantidad de energía manteniendo las tensiones dentro de valores finitos [2, 17].

El factor de intensidad de tensión K representa la amplitud de la singularidad tensional en la cabeza de fisura y depende de la geometría del cuerpo, del tamaño de la fisura y de la carga aplicada [20]. Este factor se define en función del modo de fractura, dando lugar a tres tipos básicos: K_I , K_{II} y K_{III} . Cabe resaltar que el modo de fractura que se presenta con mayor frecuencia en componentes metálicos es el modo I o modo de apertura [17].

El análisis del estado tensional alrededor de la cabeza de la fisura bajo el modo I de fractura propone una solución general para una fisura de longitud $2a$ elíptica, sometida a un campo de tensiones uniformes σ (ver Figura 1.4) [15]:

$$\sigma_{ij} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi \cdot r}} f_{ij}(\theta) \quad (1.15)$$

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (1.16)$$

Siendo σ_{ij} los componentes de tensión de un punto cualquiera de la plancha, $f_{ij}(\theta)$ funciones trigonométricas conocidas, K_I el factor de intensidad de tensiones bajo el modo I de fractura, r y θ las coordenadas polares, tomando a la cabeza de la fisura como origen.

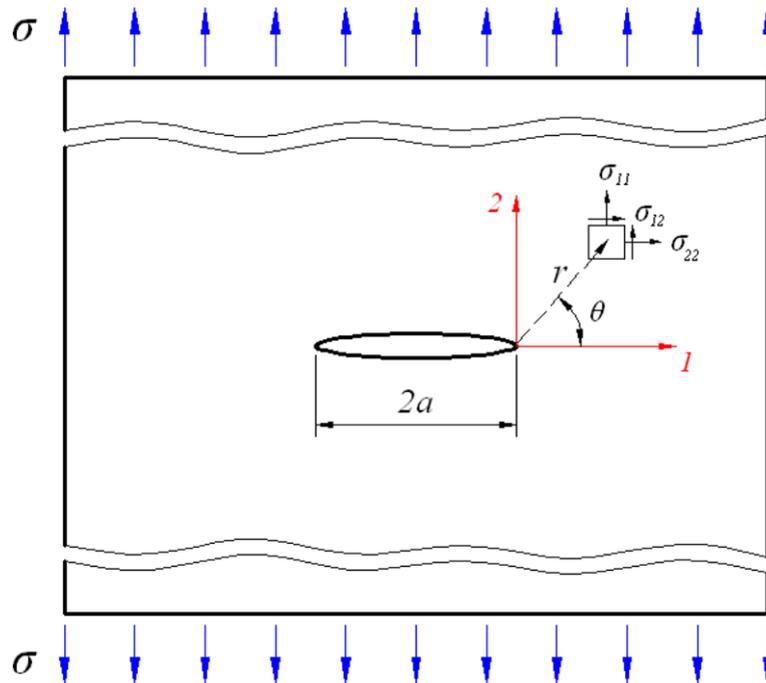


Fig. 1.4. Placa sometida a un estado de tensiones en las proximidades de una fisura.

Los valores de K_I para una variedad de configuraciones son coleccionados por diferentes bibliografías. Para los especímenes más comunes, la expresión para estimar el valor de K_I queda reducida a la siguiente forma [20]:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} F(a/b) \quad (1.17)$$

Siendo $F(a/b)$ un factor geométrico o de forma adimensional definido por la relación longitud de fisura y ancho del espécimen. A continuación se presentan tres especímenes muy conocidos, el “Center Cracked Tension”, “Double Edge Notch Tension” y “Single Edge Notch Tension” [21]:

➤ Center Cracked Tension (CCT).

Plancha plana que contiene una fisura en la parte central que atraviesa a la plancha a lo largo de todo el espesor B . Siendo a la semi-longitud de la fisura y b la semi-longitud del ancho del espécimen.

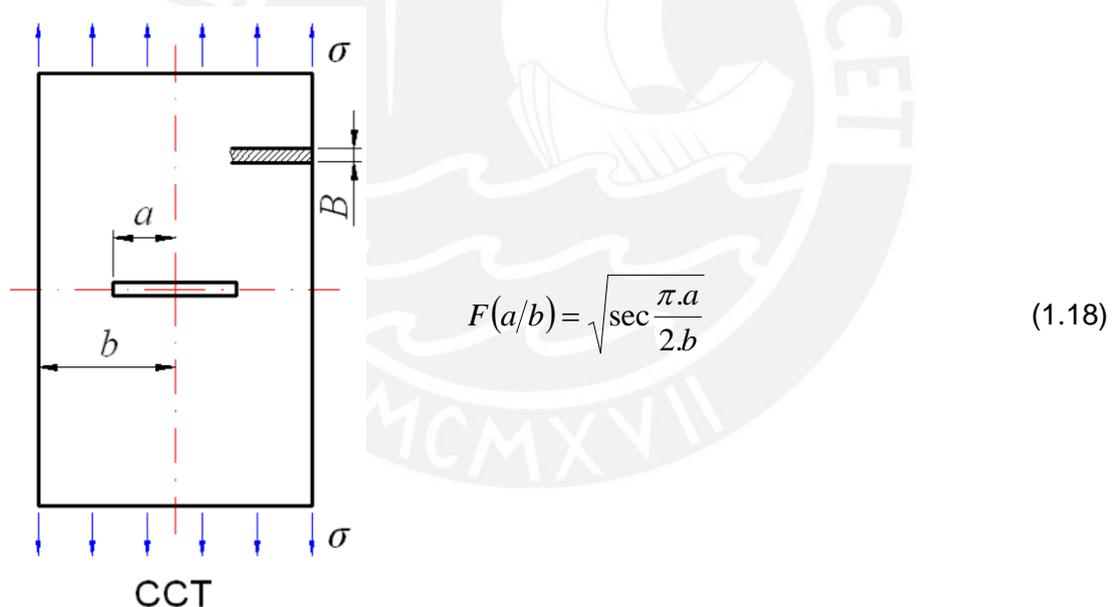
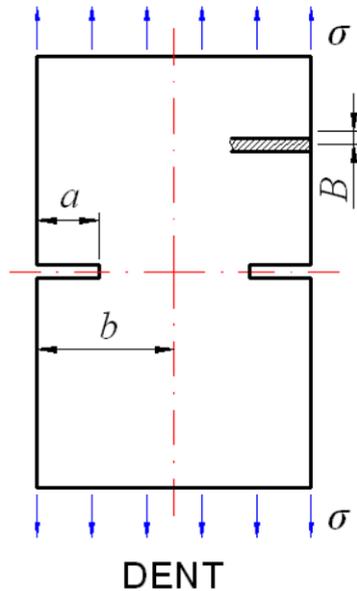


Fig. 1.5. Especimen “Center Cracked Tension” (CCT).

➤ Double Edge Notch Tension (DENT).

Plancha plana que contiene dos fisuras localizadas en sus bordes laterales que atraviesan todo el espesor B . Siendo a la longitud de la fisura y b la semi-longitud del ancho del espécimen.

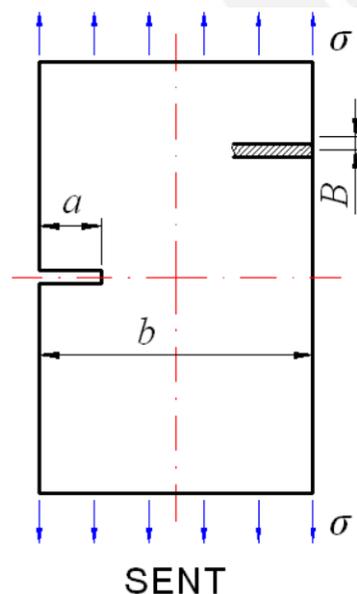


$$F(a/b) = \sqrt{\frac{2.b}{\pi.a} \tan \frac{\pi.a}{2.b}} \quad (1.19)$$

Fig. 1.6. Especimen "Double Edge Notch Tension" (DENT).

➤ Single Edge Notch Tension (SENT).

Plancha plana que contiene una fisura localizada en uno de los bordes laterales que atraviesa todo el espesor B . Siendo a la longitud de la fisura y b el ancho del espécimen.



$$F(a/b) = 0.265(1 - a/b)^4 + \frac{0.857 + 0.265a/b}{(1 - a/b)^{3/2}} \quad (1.20)$$

Fig. 1.7. Especimen "Single Edge Notch Tension" (SENT).

Al igual que en el enfoque energético, el criterio de propagación de una fisura en términos del factor de intensidad de tensiones queda definido de la siguiente manera [2]:

Si $K < K_{IC}$, entonces no hay extensión de la fisura (estable).

Si $K = K_{IC}$, entonces posible extensión cuasi-estática de fisura.

Si $K > K_{IC}$, entonces crecimiento dinámico de la fisura (inestable).

Existe una relación entre la tasa de liberación energética y el factor de intensidad de tensiones [2]:

$$G = \frac{K^2}{E} \quad (1.21)$$

$$G = \frac{K^2}{E} (1 - \nu^2) \quad (1.22)$$

Donde ν es la relación de Poisson. La ecuación (1.21) es para un estado plano de tensiones y la ecuación (1.22) para un estado plano de deformaciones.

1.2.2. Mecánica de la Fractura Elástico Plástica MFEP.

La Mecánica de Fractura Elástica Lineal (MFEL) se aplica cuando la deformación no lineal del material es encajonada en una pequeña región cerca de la cabeza de fisura. Las limitaciones de la MFEL se presentan cuando regiones considerables del material se deforman plásticamente antes de que una grieta se propague. La Mecánica de Fractura Elástico Plástica (MFEP) es propuesta para analizar estas significativas zonas plásticas que se presentan en la cabeza de la fisura.

Este capítulo describe dos de los parámetros que caracterizan la MFEP, el CTOD “crack tip opening displacement” y la J -Integral. El primero fue desarrollado por D. Dugdale y G. Barenblatt para que más tarde sea utilizado por A. Wells, muy popular en Europa, el segundo es propuesto por J.R. Rice, extensamente usado en los Estados Unidos. El desarrollo de ambos criterios ha generado un mayor conocimiento sobre el comportamiento de la plasticidad en la cabeza de la fisura para materiales de comportamiento elasto-plástico [5, 17].

1.2.2.1. CTOD (Crack Tip Opening Displacement)

El método propuesto por A. Wells se basa en admitir la existencia de una zona plástica en la cabeza de la fisura y que ésta se abre en un plano normal a la dirección de la carga aplicada [17].

Cuando una placa infinita con una fisura pasante de longitud $2c$ en su centro es sometida a una tensión σ , las caras de la grieta se abren, y si la deformación es únicamente elástica, la separación de las caras se denomina COD (Crack Opening Displacement) (ver Figura 1.8) y puede ser expresada como [15]:

$$COD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{c^2 - x^2} \quad (1.23)$$

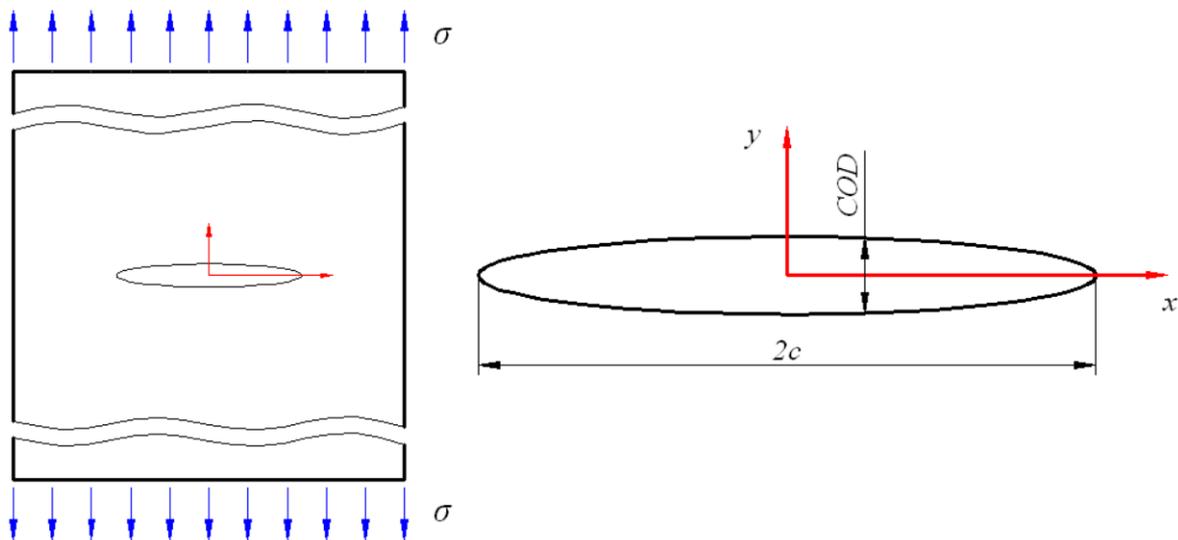


Fig. 1.8. COD para una fisura central en una placa elástica infinita.

En la cabeza de la fisura, es decir para $x = c$, la abertura de la grieta se denota como CTOD (Crack Tip Opening Displacement), siendo su valor nulo si la deformación en este punto es exclusivamente elástica. En el supuesto de que se desarrolle plasticidad en la cabeza de la fisura, ésta perderá su configuración afilada (ver Figura 1.9). Una estimación de COD de la fisura puede ser obtenida mediante la corrección debido a la zona plástica. La longitud de la fisura en la expresión (1.23) puede ser expresada como $c + r_p$, originando entonces [15]:

$$COD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{(c + r_p)^2 - x^2} \quad (1.24)$$

$$CTOD = \frac{4\sigma}{E} \sqrt{(c + r_p)^2 - c^2} \approx \frac{4\sigma}{E} \sqrt{2cr_p} \quad (1.25)$$

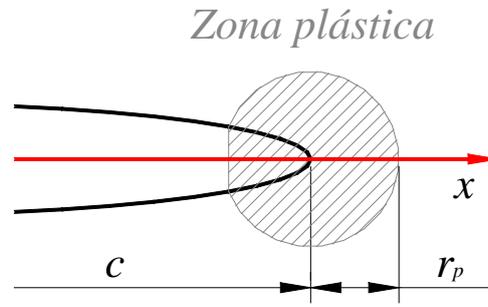


Fig. 1.9. Corrección debido a la presencia de plasticidad en la cabeza de la fisura.

1.2.2.2 J-Integral

El concepto de la J -Integral fue definido por J.R. Rice para describir el fenómeno del crecimiento de una fisura desde un enfoque energético en materiales de comportamiento frágil y dúctil. La integral de Rice es una integral bidimensional de contorno independiente del camino, definida en las regiones cercanas a la cabeza de la fisura y expresa la energía por unidad de área necesaria para crear nuevas superficies de fractura en un cuerpo cargado que contiene una fisura (ver Figura 1.10), cuya expresión es la siguiente [15, 19]:

$$J = \int_{\Gamma} U_d dy - \int \bar{T} \frac{\partial \bar{u}}{\partial x} ds \quad (1.26)$$

Donde U_d es la densidad de energía de deformación, Γ es el contorno arbitrario alrededor de la cabeza de la fisura, \bar{T} es el vector tracción perpendicular a Γ , \bar{u} es el vector desplazamiento, ds es una porción de Γ , x e y son las direcciones de los ejes de coordenadas.

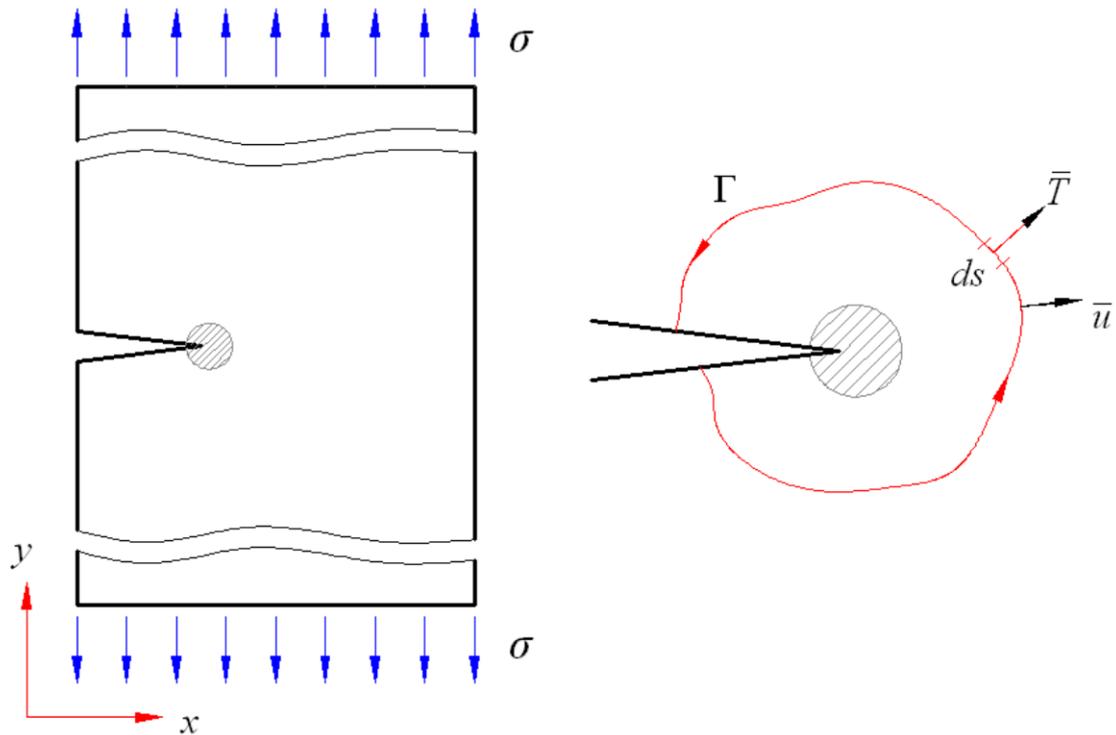


Fig.1.10. Contorno arbitrario alrededor de la cabeza de la fisura.

1.3. Mecanismos de fractura.

El proyecto de estructuras con las técnicas de la Mecánica de la Fractura se basa en el reconocimiento de que un componente estructural puede estar fisurado; ya sea inicialmente o porque las fisuras se desarrollen durante el servicio [11]. Bajo las condiciones de carga cíclica, carga sostenida en presencia de medios hostiles o una combinación de estas dos, los niveles de K_I de las fisuras pueden crecer y alcanzar el K_{IC} del material. Estas fisuras son conocidas como fisuras sub-críticas, cuyo crecimiento determina la vida de un componente [20]. Los mecanismos de crecimiento de las fisuras sub-críticas son: la fatiga y la corrosión bajo tensión, y raramente se presentan aislados simplificando considerablemente su tratamiento cuando uno de estos fenómenos es el predominante [11].

1.3.1 Fisuración por fatiga.

P.C. Paris realizó varios estudios experimentales que condujeron a proponer que en un diagrama entre el logaritmo de la velocidad de propagación de la fisura, da/dN y el logaritmo del incremento del factor de intensidad de tensiones, $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$, se obtiene una curva sigmoideal como es representada esquemáticamente en la Figura 1.11.

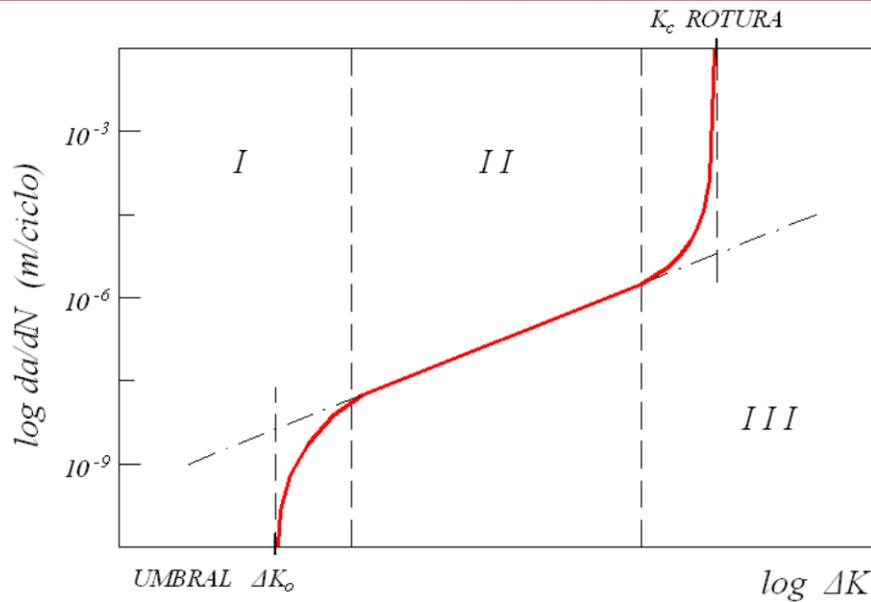


Fig. 1.11. Esquema que caracteriza el crecimiento de una fisura por fatiga.

El comportamiento del crecimiento de la fisura puede ser dividido en tres regiones. La región I es aquella donde la pendiente de la curva es alta. Existe un valor de ΔK llamado umbral ΔK_0 por debajo del cual la fisura no se propaga. El comportamiento de la fisura en esta región está influenciado por la microestructura del material, por la relación entre las tensiones máxima y mínima $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ y por el medio ambiente que rodea la fisura. En la región II, zona intermedia de la curva, la microestructura, la relación entre las tensiones, R , y hasta el medio ambiente tienen poca influencia. Esta región, conocida como la región de Paris, es representada como una línea recta y puede ser descrita por:

$$\frac{da}{dN} = A(\Delta K)^m \tag{1.27}$$

Siendo A y m parámetros que dependen del material. Ver tabla 1.1.

Tabla.1.1. Valores de A y m para la región de Paris [11].

MATERIALES	A	m
Aluminio	45×10^{-9}	2,9
Acero ferrítico perlítico	7×10^{-9}	3,0
Titanio	7×10^{-9}	4,4

La tercera región se caracteriza por un nuevo incremento en la pendiente de la curva alcanzando un valor crítico K_C . La microestructura y la relación tensional R vuelven a cobrar importancia, así como el espesor de la probeta.

Cabe resaltar que el estándar ASTM E647-05 describe la determinación de intervalos de crecimiento de la fisura por fatiga, cuyos resultados son expresados en términos del factor de intensidad de tensiones de la cabeza de la fisura (ΔK), definidos por la teoría de la elasticidad lineal.

1.3.2. Fisuración por corrosión bajo tensión.

Si un componente se encuentra bajo condiciones de cargas estáticas muy inferiores al límite elástico puede fisurarse si además se encuentra en un ambiente corrosivo. Los conceptos de la mecánica de fractura pueden ser aplicados para determinar el umbral (K_{ISSC}), por debajo del cual no se produzcan roturas por corrosión bajo tensión. Se realizan diferentes ensayos con el objetivo de elaborar un diagrama velocidad de propagación de la fisura, da/dt , en función de K_I para un sistema material/medio como se puede apreciar en el esquema de la Figura 1.12.

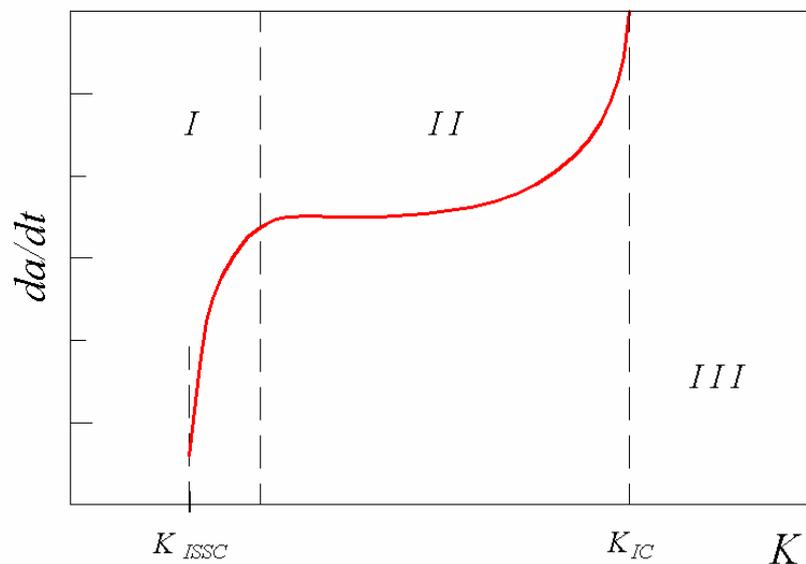


Fig. 1.12. Esquema que relaciona la velocidad de la fisura da/dt en función de K_I para la fisuración por corrosión bajo tensión.

Estos ensayos proporcionan información que permiten cuantificar las predicciones de vida y ayudan a entender los mecanismos de la corrosión bajo tensión [11]. En la etapa I,

la velocidad depende mucho de K_I , de forma que pequeñas variaciones en K_I pueden producir grandes variaciones en la velocidad. En la etapa II la velocidad es prácticamente independiente de K_I y representa un intervalo dentro del cual la cinética del crecimiento está dominada por el proceso químico de fragilización y no por el estado tensional. En la etapa III de nuevo la velocidad de propagación depende de K_I , porque se está cerca del valor crítico K_{IC} [11].

El estándar ASTM E1681-03 describe un método de prueba para la determinación de los parámetros de factor de intensidad de tensión de umbral en un determinado ambiente para materiales metálicos bajo cargas constantes sobre especímenes de prueba.

1.4. La mecánica de la fractura mediante los medios continuos.

En 1960 nace un enfoque distinto a la mecánica de fractura clásica para estudiar los fenómenos discontinuos: la mecánica de medios continuos. En un inicio fue altamente cuestionable la representación de un fenómeno discontinuo utilizando técnicas de estudio basadas en la mecánica de medios continuos, provocando una contradicción conceptual, pero a pesar de la polémica, este nuevo enfoque se abrió campo con los trabajos de Ngo y Scordelis en 1967. La mecánica de medios continuos por métodos numéricos, como los elementos finitos, han dado origen a formulaciones coherentes para el tratamiento del fenómeno de la fractura. Estas formulaciones han podido incorporar múltiples complejidades que son muy difíciles contenerlas en las expresiones de la mecánica de fractura clásica [17].

La hipótesis básica de aproximación que hace la mecánica de medios continuos del problema discontinuo de fractura se basa en no intentar describir exactamente lo que ocurre en el propio punto donde se provoca el desmembramiento o discontinuidad, en realidad sólo intenta obtener la respuesta global de una estructura afectada por este fenómeno de fractura. Dicho de otra manera, importa más las consecuencias que introduce la fractura en el comportamiento mecánico del sólido, que el hecho en sí mismo. Así pues, la respuesta que se obtendrá con estos modelos continuos será suficientemente buena sin que sea necesario exigir al modelo la representación de una discontinuidad real. En resumen, sólo se pedirá a este modelo que represente la consecuencia tenso-deformacional que provoca esta discontinuidad. Se entenderá así que la fractura es el resultado de complejos comportamientos que llevan a la pérdida de resistencia, rigidez, etc., del material en ciertos puntos de la estructura [17].

La ventaja de los modelos continuos es que pueden incorporar una gran variedad de comportamientos: elasticidad, daño, plasticidad, viscoelasticidad, viscoplasticidad, etc. Todos estos comportamientos pueden tratarse conjuntamente como complejos estados tensionales, provocados por cargas externas, humedad, temperatura, cambios de fase de la materia, etc. Actualmente se puede mencionar una nueva formulación que incorpora las cargas cíclicas, incluyendo por lo tanto el fenómeno de la fatiga [17].

Bajo el ámbito de la mecánica de medios continuos, el fenómeno de la fractura está estrechamente relacionado con la localización de intensos modos de deformación. En los últimos años ha tomado fuerza un enfoque fenomenológico del problema de localización de deformaciones, cuyo estudio es mediante saltos en el campo de desplazamientos, conocidos como discontinuidades fuertes [18].

1.5. Mecánica computacional de falla.

La convergencia entre la mecánica del sólido (mecánica de fractura clásica o mecánica de medios continuos), las herramientas computacionales y los métodos numéricos puede ser denominada como mecánica computacional de falla, la cual a ganado creciente popularidad en los últimos años. La mecánica computacional de falla conjuntamente con estudios de los materiales dan origen a un modelo constitutivo que resulta ser una formulación matemática capaz de describir o representar el fenómeno físico que ocurre en un sólido ideal [17].

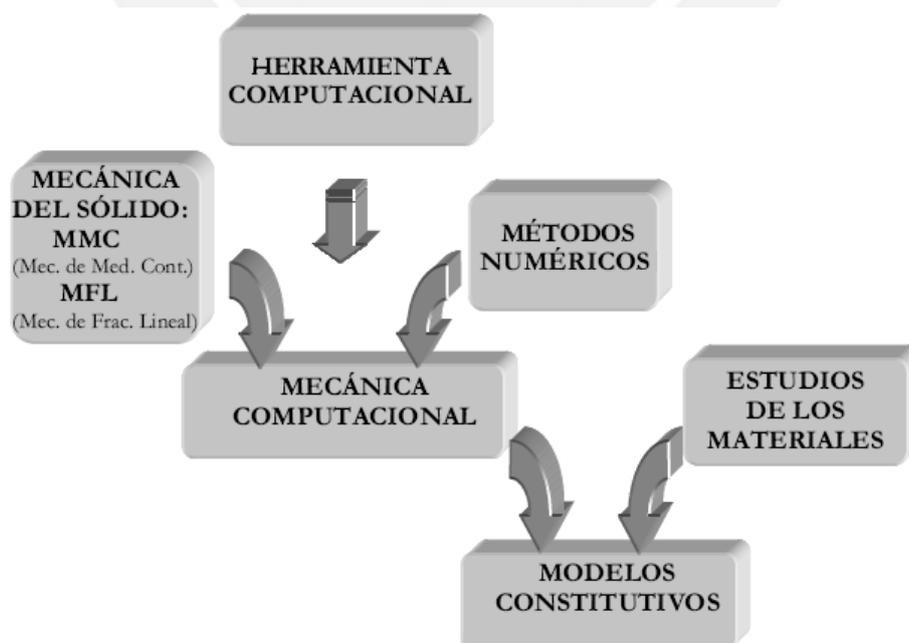


Fig. 1.13. Modelos constitutivos y las disciplinas que lo originan.

Las herramientas computacionales han tenido una enorme influencia en todas las ramas de la ingeniería, y la mecánica de la fractura no ha sido la excepción. La modelación numérica es un medio importante en el análisis de fractura ya que facilita la resolución de problemas y economiza el tiempo de ejecución [5].

Existen software comerciales de modelación numérica que han logrado incorporar una amplia gama de análisis para la resolución de problemas de ingeniería, algunos de éstos han incorporado rutinas de mecánica de fractura como es el caso de dos potentes programas de análisis por elementos finitos, COSMOS/M y ABAQUS.

La modelación computacional debe contar con un método numérico para el análisis de algún problema. Algunos de los métodos numéricos que han sido aplicados para evaluar problemas de fractura son:

- Método de los Elementos Finitos
- Método de los Elementos Discretos
- Método de Discontinuidad Fuerte
- Método de las Diferencias Finitas
- Método de los Elementos de Contorno

La idea general del método de los elementos finitos es la división de un continuo en un conjunto de pequeños elementos interconectados por una serie de puntos llamados nodos. Las ecuaciones que rigen el comportamiento del continuo regirán también el comportamiento del elemento. De esta forma se consigue pasar de un sistema continuo con infinitos grados de libertad, a un sistema discreto con un número finito de grados de libertad [12].

El método de los elementos finitos en la mecánica de fractura ha sido y es actualmente una herramienta bastante utilizada tanto en el rango elástico como en el elasto-plástico. Se desarrollaron elementos finitos especiales para tratar la discontinuidad en el campo de desplazamientos y tensiones en la cabeza de la fisura que contienen una singularidad del campo de desplazamientos igual a la singularidad teórica. Estos elementos presentan como desventaja la incapacidad de reproducir la deformación constante debido a los movimientos de cuerpo rígido, así como dificultades con el análisis termo-mecánico. Actualmente se utilizan elementos planos isoparamétricos estándar para tensión plana, deformación plana y axisimetría. La singularidad de estos elementos isoparamétricos se

logra desplazando la posición de los nodos intermedios de los lados (elementos de segundo orden) hacia el vértice de la cabeza de la fisura, situándose en el cuarto de longitud del lado, como se puede apreciar en la Figura 1.14. La diferencia entre los elementos singulares y los elementos no-singulares o elementos estándar forzados a la singularidad, es que estos últimos no presentan las desventajas de los primeros [17].

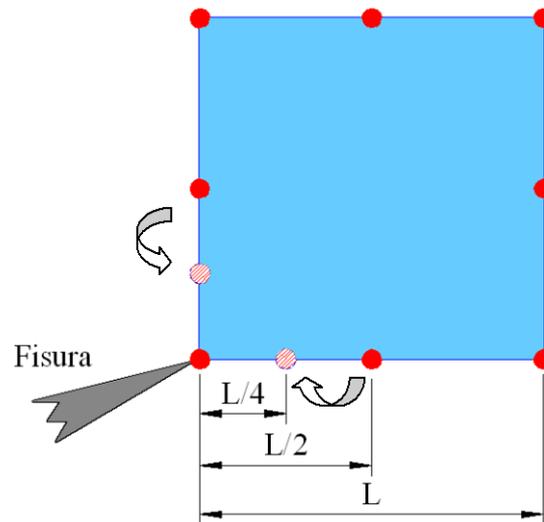


Fig. 1.14. Distorsión nodal para los elementos cuadráticos de 8 nodos.

CAPÍTULO II

MODELACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DE FISURAS EN MATERIAL HOMOGÉNEO CON UN SOFTWARE DE ELEMENTOS FINITOS.

2.1. Introducción

El primer capítulo introdujo los términos factor de intensidad de tensiones K y J -Integral, ambos se definen como parámetros de la tenacidad a la fractura para un material elasto-lineal y elasto-plástico respectivamente. Si bien es cierto que la J -Integral es vinculada con el comportamiento elástico plástico, existe la posibilidad de caracterizar un material elástico lineal en términos de la Integral de Rice, ya que para estos materiales la J es igual a la tasa de liberación energética G , la cual a su vez está relacionada con K mediante una expresión matemática descrita en la sección 1.2.1.2.

El presente capítulo está dirigido a la determinación de K y a la J -Integral como los principales parámetros para la caracterización de la tenacidad de la fractura elasto-lineal mediante la modelación por elementos finitos para tres especímenes de configuraciones conocidas en el ámbito de la mecánica de la fractura. Los resultados obtenidos serán comparados con los valores analíticos propuestos por diferentes autores, consiguiendo de esta forma validar la modelación realizada.

2.2 Selección y justificación del método apropiado para la modelación por Elementos Finitos.

Durante el desarrollo del primer capítulo se describieron dos teorías que hacen frente al estudio de la fractura: la mecánica de fractura clásica y la mecánica de medios continuos, ambas cuentan con muy interesantes enfoques para abordar el fenómeno de la fisura. Por otro lado, en la actualidad también se cuenta con los métodos numéricos que apoyados de las herramientas computacionales tienen la capacidad de estudiar casos de relativa simplicidad hasta casos muy complejos. Para alcanzar los objetivos de la investigación se ha seleccionado la mecánica de fractura clásica y el método de los elementos finitos como los medios necesarios para enfrentar el estudio del comportamiento de la fisura por las razones que a continuación se exponen.

De acuerdo con S. Oller [17], la mecánica de medios continuos ha dado origen a formulaciones coherentes para el tratamiento de la fractura, las cuales han logrado incorporar múltiples complejidades al fenómeno de la fisura. A pesar de estas ventajas, un trabajo de investigación bajo esta teoría se ve limitado debido a que la información bibliográfica al respecto es escasa, no teniendo suficientes fuentes para contrastar ideas, conceptos, resultados, etc.; además no se cuenta con una herramienta computacional basada en este enfoque.

Este trabajo desea ser parte de una escuela en formación de la mecánica de fractura en el país, cuyo proceso necesita de los fundamentos de la disciplina, por ello el interés por conocer y aplicar el enfoque clásico. La mecánica de la fractura clásica recoge los cimientos del conocimiento de los pioneros en el estudio del fenómeno de la fractura cuyos modelos tratan de representar el fenómeno lo más fielmente posible, mientras que los modelos continuos representan las consecuencias tenso-deformacional que provoca la discontinuidad.

En la actualidad se cuenta con el método numérico de los elementos finitos extensamente usado para análisis de problemas de ingeniería, incluyendo el análisis de fractura. El software COSMOS/M, es un programa de análisis por éste método y ofrece una amplia gama de aplicaciones en diversas áreas, capaz de efectuar el análisis en las inmediaciones de la cabeza de la fisura de un modelo bajo diferentes condiciones, logrando caracterizar la tenacidad a la fractura elasto-lineal mediante los parámetros K y J .

2.3 Modelación de la fisura en material homogéneo con el software COSMOS/M.

La mecánica de fractura ha utilizado una gran variedad de configuraciones, a lo largo de su historia, para el estudio del comportamiento de fisuras. Dichas configuraciones no son otra cosa que especímenes con particularidades geométricas, las cuales están sometidas a determinadas cargas y contienen una o más fisuras en diferentes posiciones. Estos especímenes pueden ser encontrados en las bibliografías que hacen referencia al estudio del fenómeno de la fractura, por ejemplo especímenes como “Bend Specimen” SE(B) y “Compact Specimen” C(T), son mencionados por los estándares para determinar la

tenacidad a la fractura crítica de un material mediante ensayos de laboratorio [9,10]. La bibliografía de H. Tada, “The stress analysis of cracks handbook” [21], describe un grupo de especímenes aceptados como los más conocidos o los más comunes, y precisamente son tres de éstos los seleccionados para realizar el estudio de modelación mediante el método de los elementos finitos. Los tres especímenes CCT, DENT y SENT (ver Figura 2.1) descritos en la sección 1.2.1.2, fueron seleccionados debido a que sus configuraciones geométricas de relativa simplicidad permiten realizar un trabajo de modelación de forma más ágil y generar una metodología contundente, al poder validar los resultados.

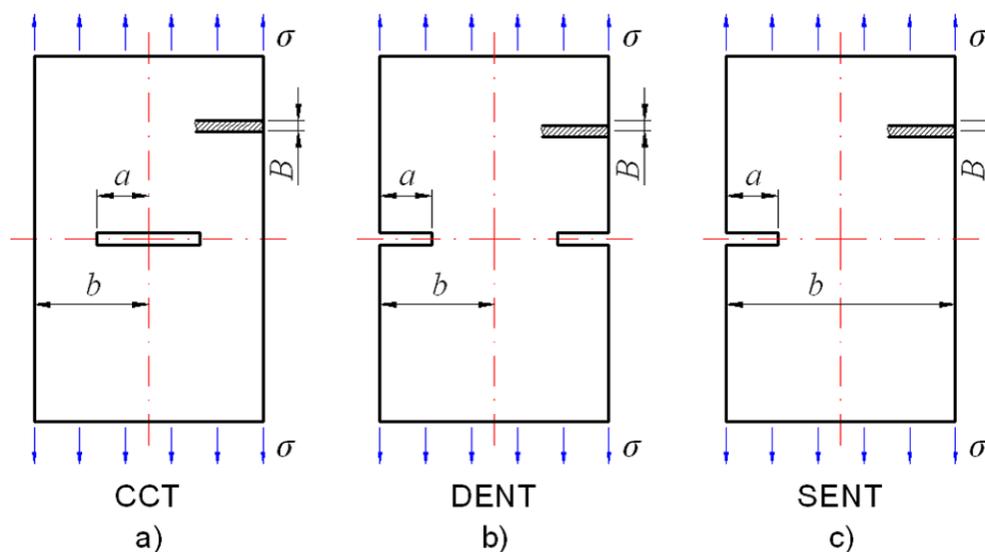


Fig. 2.1 Tres de los especímenes de prueba más comunes: a) “Center Crack Tension”, b) “Double Edge Notch Tension” y c) “Single Edge Notch Tension”.

La configuración geométrica de un espécimen involucra información dimensional e información concerniente a las fisuras que contiene: número, localización, tamaño y forma. Las condiciones de contorno hacen referencia a las restricciones y las cargas (puntuales o distribuidas) que actúan sobre el espécimen. Ésta información conjuntamente con algunas consideraciones debe ser sintetizada en un modelo, el cual resulta ser una idealización, tal que responda de la forma más fielmente posible a la situación bajo la cual se encuentra sometido el espécimen en estudio. Las consideraciones tomadas para elaborar el modelo, son hechas con el fin de simplificar el estudio y generar menos gasto computacional, por ejemplo la geometría de un modelo puede quedar definida a la mitad del tamaño del espécimen original ya que se cuenta con

un plano de simetría. Otra consideración consiste en trabajar un modelo en dos dimensiones si su configuración y condiciones de contorno lo permiten, por ejemplo una plancha plana fisurada a lo largo de todo el espesor puede ser modelada en el plano (2D). En la Figura 2.2 se pueden apreciar los tres especímenes seleccionados, cuyos parámetros dimensionales y cargas aplicadas tienen valores asignados, los cuales serán respetados a lo largo de la elaboración del estudio. En estas figuras se pueden apreciar los diferentes tamaños de fisura que servirán para la evaluación de la respuesta del espécimen ante el incremento de la longitud de la discontinuidad. La misma figura muestra los modelos idealizados, cada uno de los cuales contiene la información necesaria para responder de forma coherente al estudio de modelación.

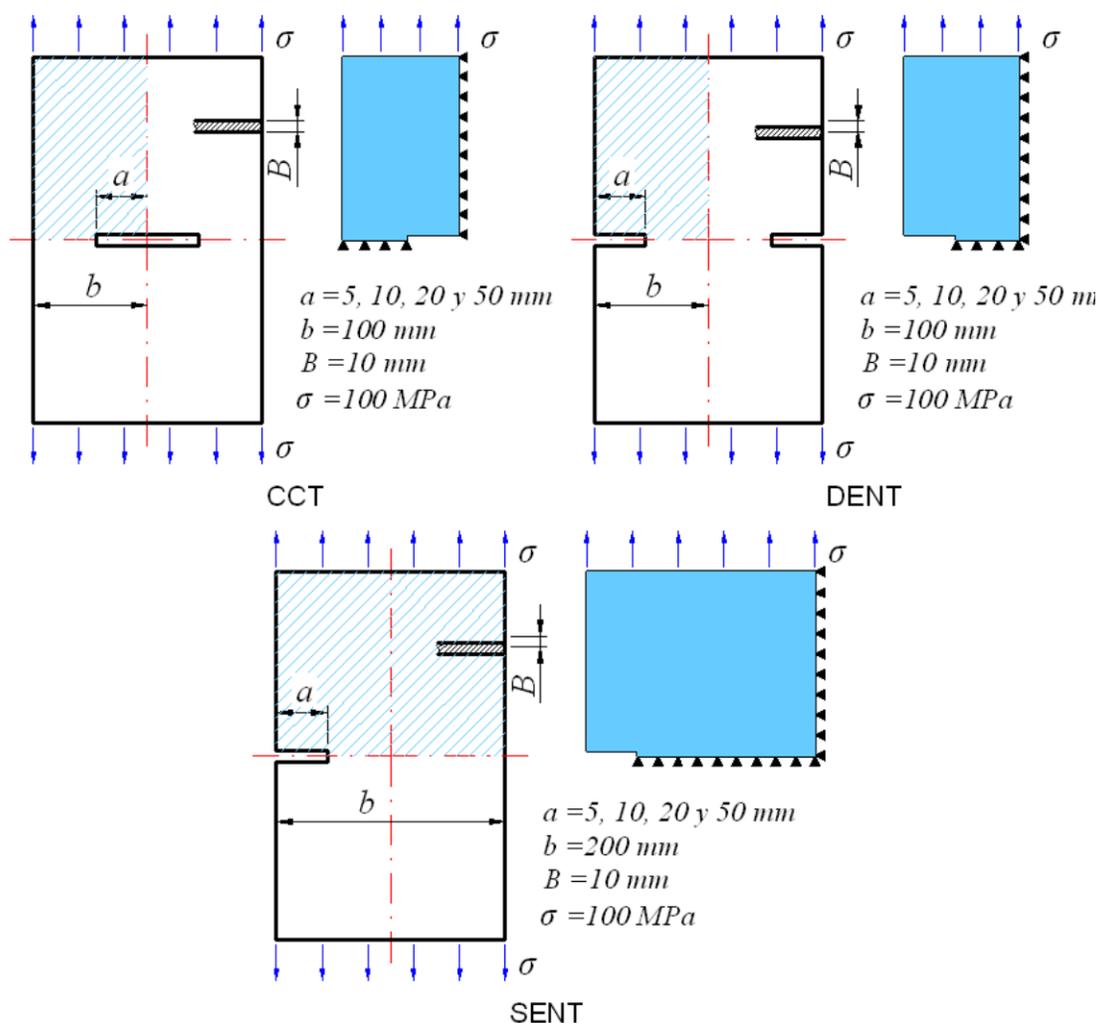


Fig. 2.2. Especímenes CCT, DENT y SENT con sus respectivos modelos idealizados, parámetros asignados y condiciones de contorno requeridos para la modelación.

Los especímenes CCT y DENT poseen dos planos de simetría por lo cual el tamaño de los modelos queda definido como un cuarto del tamaño original, y el modelo SENT cuenta con un plano de simetría, por ende tiene la mitad del tamaño original. Las restricciones son desplazamientos perpendiculares al lado correspondiente con valores iguales a cero, aplicadas en los planos de simetría. Cabe resaltar la existencia de un segmento de borde libre de restricciones, el cual está destinado a representar la fisura del modelo.

El ambiente de trabajo de COSMOS/M es de un sistema completamente modular, permitiendo seleccionar las herramientas en función de la necesidad del análisis. La interfaz gráfica entre el usuario y el sistema COSMOS/M recibe el nombre de módulo GEOSTAR que además de ser el pre y post-procesador, posee un modelador geométrico tridimensional similar a cualquier sistema CAD y un generador de malla para el análisis por el método de los elementos finitos. En general el usuario, sin necesidad de salir del ambiente de GEOSTAR, puede crear el modelo geométrico, enmallarlo, ingresar cualquier tipo de información que considere necesaria, realizar el análisis deseado y visualizar los resultados.

El programa COSMOS/M requiere de modelos geométricos como primer paso para efectuar cualquier tipo de análisis. Un modelo geométrico es la representación gráfica del modelo idealizado y puede ser generado en el mismo programa o importado desde otro. Los modelos geométricos necesarios para este trabajo fueron creados en el mismo COSMOS/M para evitar alguna incompatibilidad que pueda presentar la importación y comprometer negativamente el posterior análisis, además los modelos de los especímenes seleccionados poseen una geometría simple y de fácil representación.

COSMOS/M proporcionar un conjunto de elementos finitos que permiten analizar toda una variedad de problemas ingenieriles. El modelo matemático de un elemento simula el comportamiento físico, mientras que la forma del elemento cumple con la función de aproximar la geometría del componente que se desea analizar. Entonces, dependiendo de la geometría a discretizar, se cuenta con diferentes elementos: Concentrados (Point Elements), Unidimensionales (Line Elements), Bidimensionales (Area Elements) y Tridimensionales (Volume Elements). La creación de los modelos geométricos será efectuada en dos dimensiones, entonces es importante prestar atención a los elementos bidimensionales.

La Figura 2.3 ilustra el elemento cuadrilátero PLANE2D, el cual es un sólido plano de 4 u 8 nodos que realiza análisis de tensión plana, deformación plana y de sólidos axisimétricos de revolución. Para la tarea de modelación del estudio de fractura se utilizará el PLANE2D de 8 nodos (elemento de segundo orden o parabólico), ya que la recomendación del propio COSMOS/M señala que este elemento es adecuado para la modelación de problemas estructurales y de fractura [8]. Es importante hacer hincapié en que un elemento cuadrilátero brinda la posibilidad de realizar un enmallado de forma controlada por el usuario, definiendo una determinada cantidad de elementos por arista.

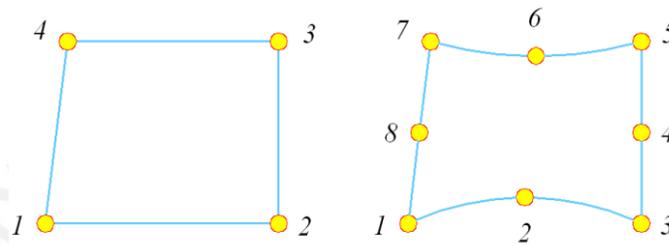


Fig. 2.3. Elemento PLANE2D de 4 y 8 nodos.

La caracterización de la tenacidad a la fractura de un espécimen fue realizada mediante los resultados del factor de intensidad de tensiones y la J -Integral. Cada espécimen fue analizado atendiendo a sus cuatro variantes producto de los diferentes tamaños de fisura (5, 10, 20 y 50 mm). A su vez, para cada variante se realizaron diferentes modelaciones, ya que la malla fue afinada más de una vez con el objetivo de alcanzar la precisión adecuada y de esta forma lograr los mejores resultados de K . Una vez alcanzada la precisión deseada bajo una malla determinada, se utilizó ésta para la caracterización de la fractura mediante la evaluación de la J -Integral. Entonces, sobre la malla que ofreció los mejores resultados de K para una variante determinada, se definieron diferentes contornos J alrededor de la cabeza de la fisura con el objetivo de lograr la convergencia y obtener los mejores valores para una J -Integral elasto-lineal.

Para dar cumplimiento a la tarea de afinar la malla de un modelo, se definió una relación entre el tamaño de la fisura y el número de elementos contenidos en ésta. Si la longitud de fisura analizada (a) es igual a la longitud de uno de los lados del elemento que conforma el enmallado, la malla fue denominada como malla 1. Si la longitud a contiene exactamente a dos lados de dos elementos contiguos, se obtiene una malla 2, y si a

contiene tres lados se genera una malla 3, y así sucesivamente se van obteniendo mallas cada vez más finas que las anteriores.

Después de desarrollar aspectos como el modelo idealizado, el modelo geométrico, las condiciones de contorno y el enmallado, es importante ilustrar cómo el programa COSMOS/M logra agrupar estos conceptos en un análisis de fractura. Por ejemplo, la Figura 2.4 ilustra al modelo geométrico del espécimen CCT con un tamaño de fisura de 100 mm ($a=50$ mm), el cual fue enmallado por 8, 32 y 72 elementos generando tres tipos de malla (1, 2 y 3). La carga distribuida σ igual a 100MPa fue aplicada en el borde opuesto al que contiene la fisura y es graficada de color violeta. De igual forma las restricciones UX y UY son aplicadas en los bordes coincidentes con los planos de simetría y son graficadas de color rojo, y finalmente el segmento de borde libre de restricciones representa la fisura contenida en el espécimen.

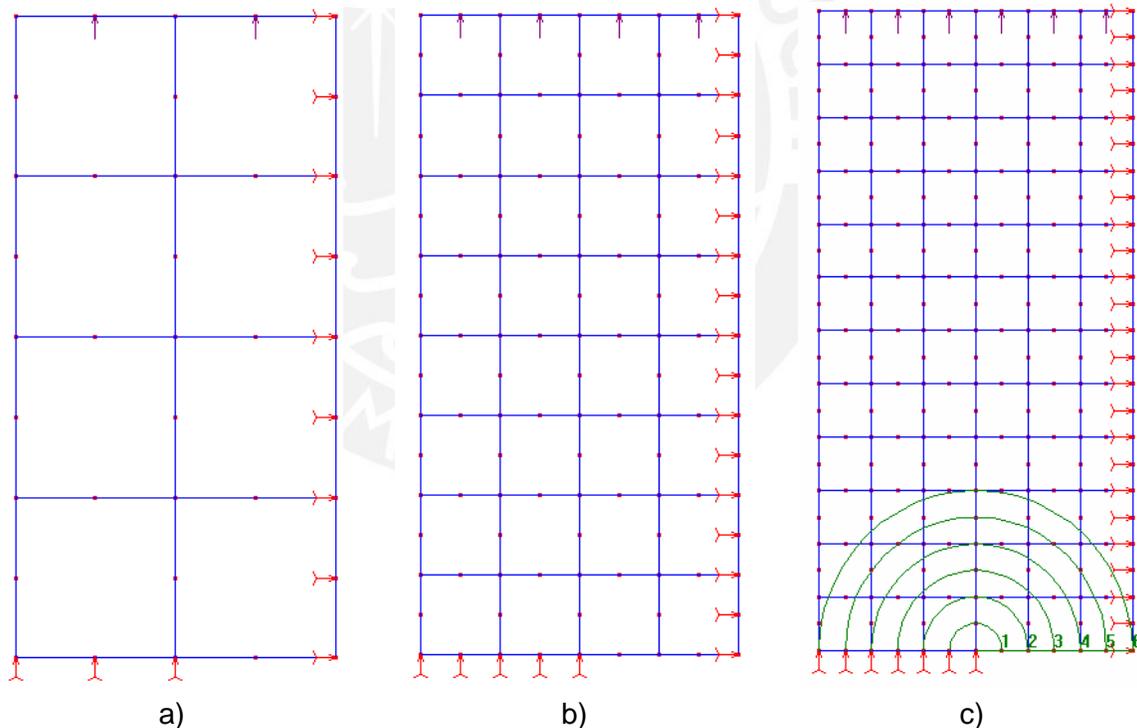


Fig. 2.4. CCT $a=50$ mm y sus respectivas condiciones de contorno. a) malla 1 conformada por 8 elementos, b) malla 2 conformada por 32 elementos y c) malla 3 conformada por 72 elementos que contiene 6 trayectorias J -Integral.

El programa necesita reconocer la cabeza de la fisura y la dirección de propagación, lo cual se logra seleccionando un primer nodo que representa la cabeza y un segundo nodo que, junto con del primero genera una línea recta imaginaria que representa la dirección de la propagación. La caracterización de la fractura elasto-lineal a través de la J -Integral para la misma variante, CCT $a=50$ mm, se logra evaluando el modelo con la malla tipo 3 definiendo seis contornos de trayectorias diferentes alrededor de la cabeza de la fisura para determinar cuál de ellas arroja los mejores resultados.

El programa necesita reconocer ciertas propiedades del material que se está sometiendo al análisis. Las propiedades que necesitan ser definidas para el estudio de fractura elástico lineal son el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson. Los valores asignados a las propiedades de los tres especímenes son iguales y pueden ser apreciadas en la Tabla 2.1, éstas corresponden al acero.

Tabla. 2.1. Propiedades asignadas a los modelos CCT, DENT y SENT.

Propiedades	CCT DENT SENT
Módulo de elasticidad E (N/m^2)	0.21×10^{12}
Coeficiente de Poisson ν	0.28

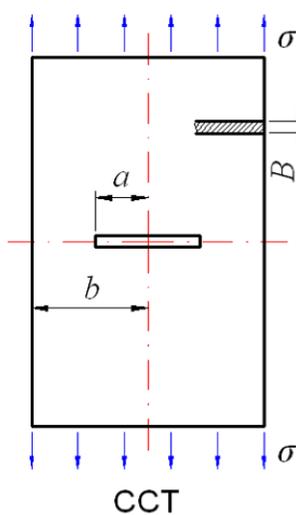
2.4. Validación de los resultados de la modelación del comportamiento de la fisura.

El K describe las condiciones presentes en la cabeza de la fisura en función de los esfuerzos, la configuración geométrica del espécimen y el tamaño de la fisura; así es que K es una propiedad bajo ciertas condiciones. La influencia directa del tamaño de la discontinuidad sobre K motivó la necesidad de apreciar la tendencia de los resultados ante el incremento de la longitud de la fisura, y la imposibilidad de afirmar a priori cuál es la densidad de malla adecuada, generó una variable más al estudio. Los resultados de la modelación fueron alcanzados a través de diferentes modelaciones, variando el tamaño de fisura y la densidad de la malla. El estudio del espécimen CCT produjo doce resultados, tres modelaciones por cada uno de los cuatro diferentes tamaños de fisura. Los estudios de DENT y SENT generaron cada uno dieciséis resultados, cuatro

modelaciones por cada tamaño de fisura, el porqué de la diferencia en el número de modelaciones entre los estudios será explicado más adelante.

La validación de los resultados de la modelación se resolvió comparando los K obtenidos con los resultados analíticos de diferentes autores. Se recurrió a la bibliografía de “The Stress Analysis of Cracks Handbook”[21] de Hiroshi Tada, la cual es una colección de trabajos que proponen soluciones revisadas y comprobadas cuidadosamente de K para diferentes configuraciones estructurales. Dentro de este compendio se encuentran los tres especímenes en estudio, debidamente analizados y cuentan con más de una formulación analítica diferente para su evaluación. Las dos formulaciones analíticas más recientes de cada espécimen fueron seleccionadas para realizar la validación, ya que por ser últimas se puede presumir que contaron con mayores recursos para su elaboración comparadas con sus antecesoras. A continuación se mencionan las expresiones analíticas seleccionadas como referentes para la validación de este trabajo. Tada plantea modificaciones a las formulaciones de Feddersen y Koiter para definir el K de un espécimen CCT. Al igual que para el CCT, Tada modifica las fórmulas de Benthem e Irwin para determinar el K para un espécimen DENT y para el espécimen SENT, Tada elaboró dos diferentes formulaciones. El factor de intensidad de tensiones para los especímenes es evaluado de acuerdo a la expresión (1.17): $K_I = \sigma \sqrt{\pi a} F(a/b)$ donde el factor adimensional $F(a/b)$ tiene diferentes expresiones dependiendo del autor y del espécimen en estudio.

El Factor $F(a/b)$ expresado para el espécimen CCT.



Formulación modificada de Feddersen (Tada1973):

$$F(a/b) = \left(1 - 0.025(a/b)^2 + 0.06(a/b)^4\right) \sqrt{\sec \frac{\pi a}{2b}} \quad (2.1)$$

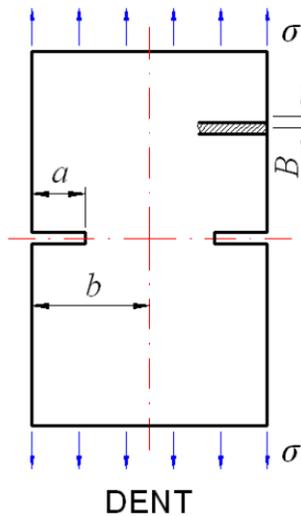
Donde la precisión es de 0.1% para cualquier a/b .

Formulación modificada de Koiter (Tada1973):

$$F(a/b) = \frac{1 - 0.5(a/b) + 0.370(a/b)^2 - 0.044(a/b)^3}{\sqrt{1 - (a/b)}} \quad (2.2)$$

Donde la precisión es de 0.3% para cualquier a/b .

El Factor $F(a/b)$ expresado para el espécimen DENT.



Formulación modificada de Benthem (Tada1973):

$$F(a/b) = \frac{1.122 - 0.561(a/b) - 0.205(a/b)^2 + 0.471(a/b)^3 - 0.190(a/b)^4}{\sqrt{1-(a/b)}} \quad (2.3)$$

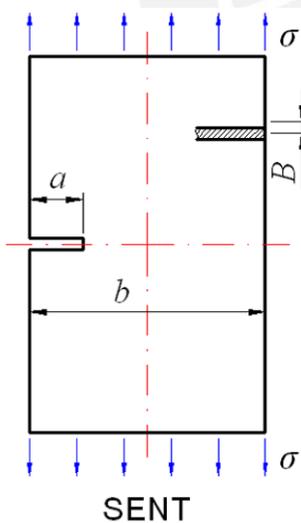
Donde la precisión es de 0.5% para cualquier a/b

Formulación modificada de Irwin (Tada1973):

$$F(a/b) = \left(1 + 0.122 \cos^4 \frac{\pi a}{2b}\right) \sqrt{\frac{2b}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2b}} \quad (2.4)$$

Donde la precisión es 0.5% para cualquier a/b

El Factor $F(a/b)$ expresado para el espécimen SENT.



Formulación de Tada (1973):

$$F(a/b) = \sqrt{\frac{2b}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2b}} \cdot \frac{0.752 + 2.02(a/b) + 0.37 \left(1 - \sin \frac{\pi a}{2b}\right)^3}{\cos \frac{\pi a}{2b}} \quad (2.5)$$

Donde la precisión es mayor al 0.5% para cualquier a/b

Formulación de Tada (1973):

$$F(a/b) = 0.265(1-(a/b))^4 + \frac{0.857 + 0.265(a/b)}{(1-(a/b))^{3/2}} \quad (2.6)$$

Donde la precisión es mayor al 1% para $a/b < 0.2$ y al 0.5% para $a/b \geq 0.2$

Antes de realizar la comparación entre los resultados analíticos y los de la modelación, se pensó que era conveniente contrastar en primer lugar, los valores proporcionados por las expresiones analíticas. Se pudo observar que los valores eran muy parecidos llegando a

concluir que se podría prescindir de una de las dos referencias. Por ejemplo, los resultados obtenidos de las ecuaciones (2.1) y (2.2) del espécimen CCT permitieron escoger a la expresión (2.1), ya que la diferencia es muy pequeña como puede ser apreciada en la Tabla 2.2 y en la Figura 2.5. La Figura 2.5 ilustra un diagrama K versus a donde las dos curvas generadas con los valores calculados de las expresiones (2.1) y (2.2) presentan una tendencia idéntica a medida que la fisura se incrementa. Después de contrastar los valores arrojados por las referencias de los tres especímenes, una nueva selección condujo a la designación de las ecuaciones (2.1), (2.3) y (2.5), como las referencias definitivas para la validación de los resultados de la modelación.

Tabla 2.2. Resultados analíticos de K del espécimen CCT cuando el tamaño de la fisura incrementa

CCT		
Fisura a (mm)	Factor de intensidad de tensiones K ($\text{Nm}^{-3/2}$)	
	Expresión (2.21)	Expresión (2.22)
5	12.5517×10^6	12.5491×10^6
10	17.8303×10^6	17.8174×10^6
20	25.6799×10^6	25.6274×10^6
30	47.0143×10^6	46.9138×10^6

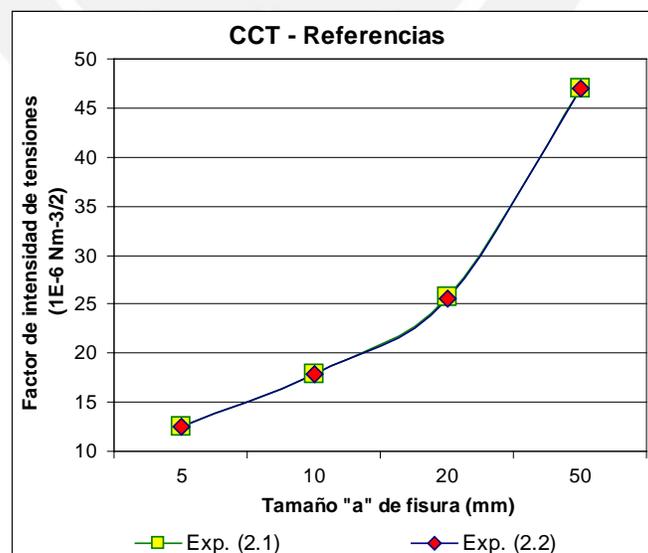


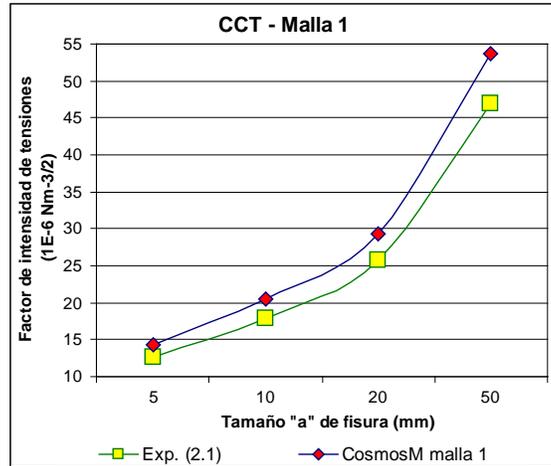
Fig. 2.5. Evaluación del comportamiento de una fisura para el espécimen CCT bajo las expresiones analíticas (2.1) y (2.2).

Se describirá la metodología de validación practicada a una de las variables (CCT $a=50$ mm) para que de esta forma quede plasmado los pasos seguidos para conseguir los valores adecuados de la modelación. Las curvas $K = f(a)$ generadas por los valores analíticos procedentes de la expresión (2.1) y por los valores proporcionados por el programa, presentan el incremento del factor K a medida que la longitud de la fisura crece (ver Figura 2.6).

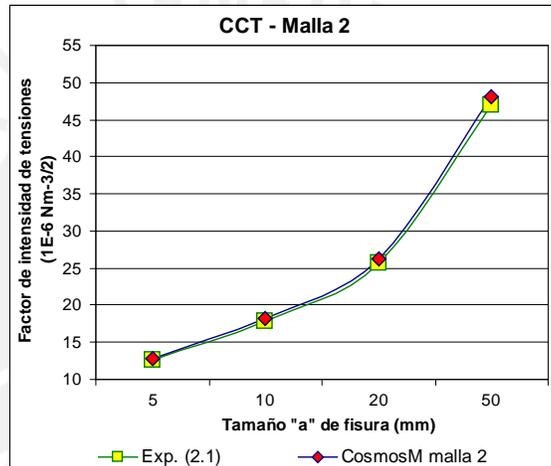
Mientras que se cuenta con una curva analítica, existen tres curvas que son el resultado de la modelación del espécimen bajo tres diferentes mallas, y todas ellas manifiestan tendencias similares. Si se compara la curva - malla 1 con la curva de la referencia se puede observar que existe una pequeña diferencia, la cual se hace cada vez más estrecha a medida que la malla del espécimen es afinada, hasta conseguir los mejores resultados con la tercera malla; porque no sólo la tendencia de la curva es la misma, sino que la diferencia entre los valores es tan pequeña que da la impresión de tener curvas sobre puestas. Una inspección rápida de las gráficas de la Figura 2.6 revela lo que para cualquier tamaño de fisura, la malla 3 entrega los mejores resultados y la Tabla 2.3 cuantifica el error existente entre los valores de la modelación y los analíticos.

Tabla. 2.3. Comparación de los K obtenidos por software - malla 3, con los K de la referencia para el modelo CCT

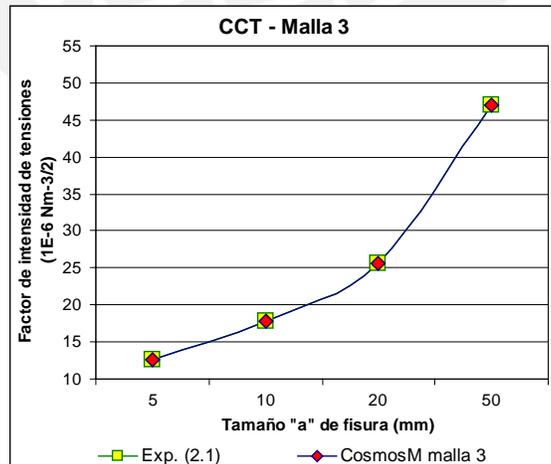
CCT – Malla 3			
Fisura	Factor de intensidad de tensiones		Error
a (mm)	$K_{COSMOS/M}$ ($Nm^{-3/2}$)	$K_{EXP.(2.1)}$ ($Nm^{-3/2}$)	$\frac{K_{COSMOS/M} - K_{REF}}{K_{REF}}$ (%)
5	12.5517×10^6	12.5526×10^6	0.01
10	17.8303×10^6	17.8358×10^6	0.03
20	25.6799×10^6	25.6853×10^6	0.03
50	46.962×10^6	47.0143×10^6	-0.11



a)



b)



c)

Fig. 2.6. Curvas del espécimen CCT, obtenidas a partir de los valores analíticos y de los resultados de COSMOS/M. a) Malla 1, b) Malla 2 y c) Malla 3.

La validación de los resultados de los especímenes DENT y SENT es efectuada con el mismo procedimiento descrito para el espécimen CCT. La tendencia de las curvas arrojadas por los resultados de la modelación y los valores analíticos describen el mismo comportamiento, pero a diferencia del CCT, las curvas que están más cerca de la curva de referencia son las generadas por la malla 2, es decir ambos especímenes encontraron los errores más bajos cuando dos elementos están contenidos a lo largo de la longitud de la fisura. Cabe mencionar que los resultados de la modelación bajo una malla 1 produjeron los mayores errores, para una segunda malla de tipo 2 se encontraron los menores errores, ya que al generar mallas de tipo 3 y 4 los errores se incrementaron pero sin alcanzar los valores de la primera malla. La Figura 2.7 ilustra las curvas de modelación más próximas a las curvas de referencia de los especímenes DENT y SENT. Las Tablas 2.4 y 2.5 dan información que posibilita comparar los valores de la modelación bajo una malla 2 y los valores calculados gracias a las expresiones de referencias.

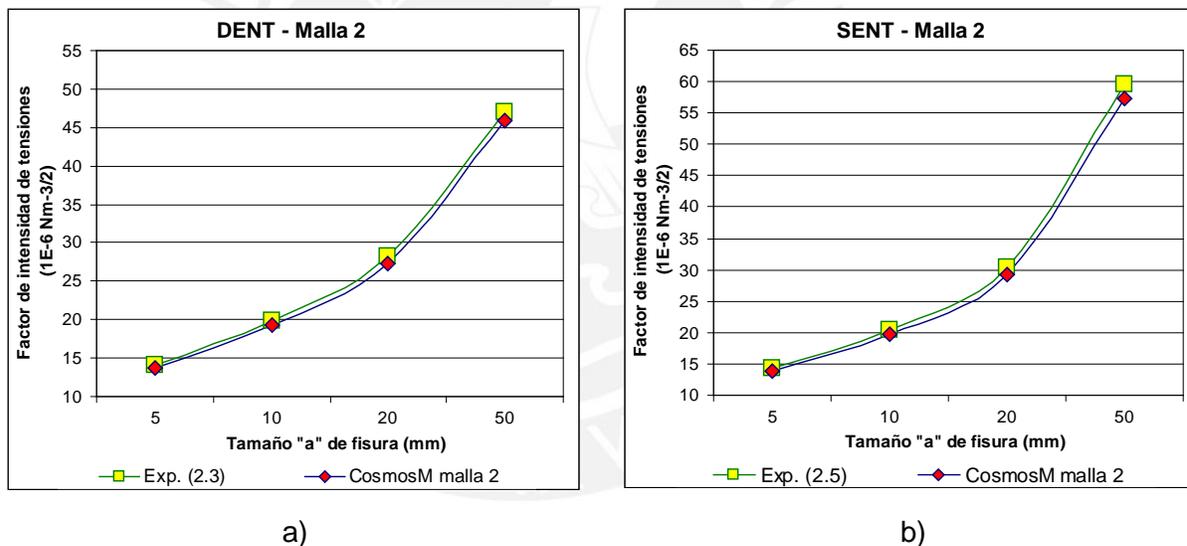


Fig. 2.7. a) Curvas del espécimen DENT, obtenidas a partir de los valores analíticos y de los resultados de COSMOS/M. b) Curvas del espécimen SENT obtenidas a partir de los valores analíticos y de los resultados de COSMOS/M.

Tabla. 2.4. Comparación de los K obtenidos del software bajo una malla 2 con los de la referencia para el modelo DENT

DENT – Malla 2			
Fisura	Factor de intensidad de tensiones		Error
a (mm)	$K_{COSMOS/M}$ ($N m^{-3/2}$)	$K_{EXP.(2.3)}$ ($N m^{-3/2}$)	$\frac{K_{COSMOS/M} - K_{REF}}{K_{REF}}$ (%)
5	13.738×10^6	14.0610×10^6	-2.30
10	19.3771×10^6	19.8847×10^6	-2.55
20	27.3100×10^6	28.1669×10^6	-3.04
50	45.8597×10^6	46.9278×10^6	-2.28

 Tabla. 2.5. Comparación de los K obtenidos del software bajo una malla 2 con los de la referencia para el modelo SENT

SENT – Malla 2			
Fisura	Factor de intensidad de tensiones		Error
a (mm)	$K_{COSMOS/M}$ ($N m^{-3/2}$)	$K_{EXP.(2.5)}$ ($N m^{-3/2}$)	$\frac{K_{COSMOS/M} - K_{REF}}{K_{REF}}$ (%)
5	13.8151×10^6	14.2443×10^6	-3.01
10	19.7688×10^6	20.335×10^6	-2.78
20	29.1369×10^6	30.296×10^6	-3.83
50	57.1914×10^6	59.6593×10^6	-3.99

Los especímenes modelados anteriormente pueden ser analizados utilizando la J -Integral, caracterizando su tenacidad a la fractura, ya que la J puede ser evaluada para materiales elasto-lineales como para elasto-plásticos. Los resultados J obtenidos de la modelación son expresados en sus equivalentes K mediante las ecuaciones (1.21) y

(1.22) desarrolladas en el capítulo uno para realizar la validación, comparándolos con los valores obtenidos de las expresiones (2.1), (2.2) y (2.3). Se tomaron las mallas de los especímenes que generaban los menores errores y sobre éstas se definieron contornos alrededor de la cabeza de la fisura, por ejemplo el espécimen CCT con un tamaño de fisura $a=50$ mm y una malla del tipo 3, que puede ser apreciado en la Figura 2.8, fue analizado bajo 6 trayectorias diferentes, de las cuales la quinta obtuvo los errores más bajos. Al igual que para $a=50$ mm, los demás tamaños de fisura encontraron los mejores resultados en la J_5 , lo cual puede ser apreciado en la Figura 2.9 y en la Tabla 2.6.

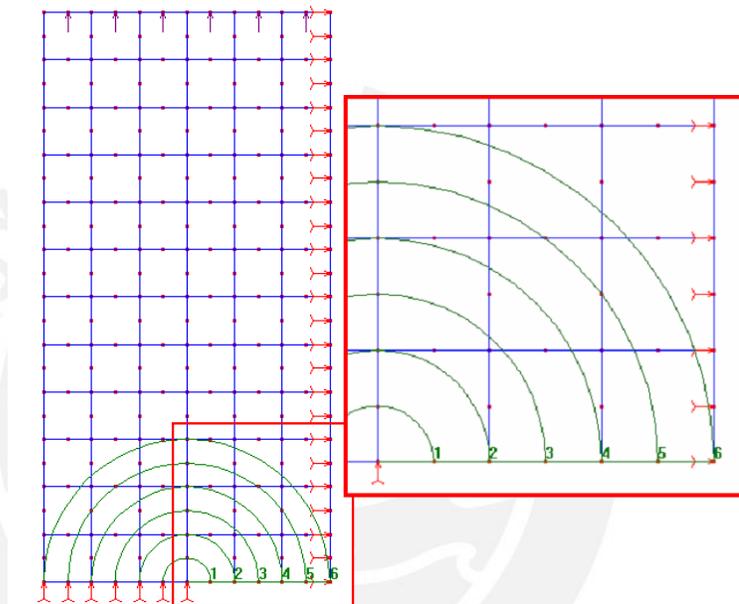


Fig. 2.8. CCT $a=50$ mm bajo un tipo de malla 3 que alberga a 6 trayectorias J -Integral.

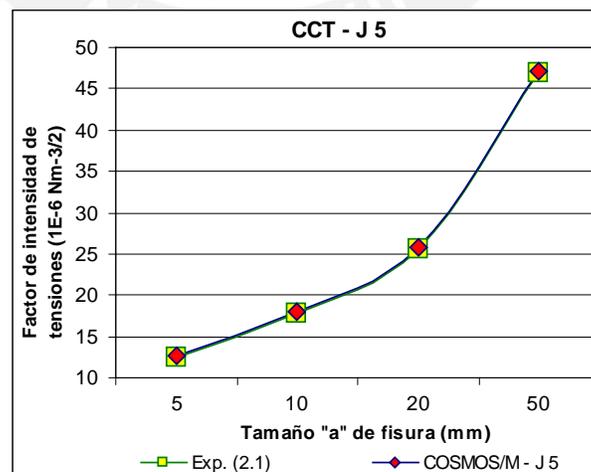


Fig. 2.9. Curvas del espécimen CCT obtenidas a partir de los valores analíticos (2.3) y de los resultados de J_5 del COSMOS/M.

Tabla 2.6. Resultados de la J mediante la modelación por elementos finitos. Espécimen CCT evaluado bajo la trayectoria 5.

CCT – Malla 3 – J 5				
Fisura	COSMOS/M		Referencia	Error
a (mm)	J_5 (Nm^{-1})	K ($Nm^{-3/2}$)	$K_{EXP.(2.1)}$ ($Nm^{-3/2}$)	$\frac{K_{COSMOS/M} - K_{REF}}{K_{REF}}$ (%)
5	756.99	12.608×10^6	12.5526×10^6	0.45
10	1527.6	17.91×10^6	17.8358×10^6	0.45
20	3168.6	25.796×10^6	25.6853×10^6	0.45
50	10582.0	47.141×10^6	47.0143×10^6	0.27

El tratamiento que se practicó a los resultados J -Integral del espécimen CCT, volvió a ser tomado para la evaluación de los valores entregados por el software de los especímenes DENT y SENT. A diferencia del espécimen CCT, los especímenes DENT y SENT obtuvieron los mejores resultados cuando se vieron evaluados por J_3 , como se puede apreciar en la Figura 2.10.

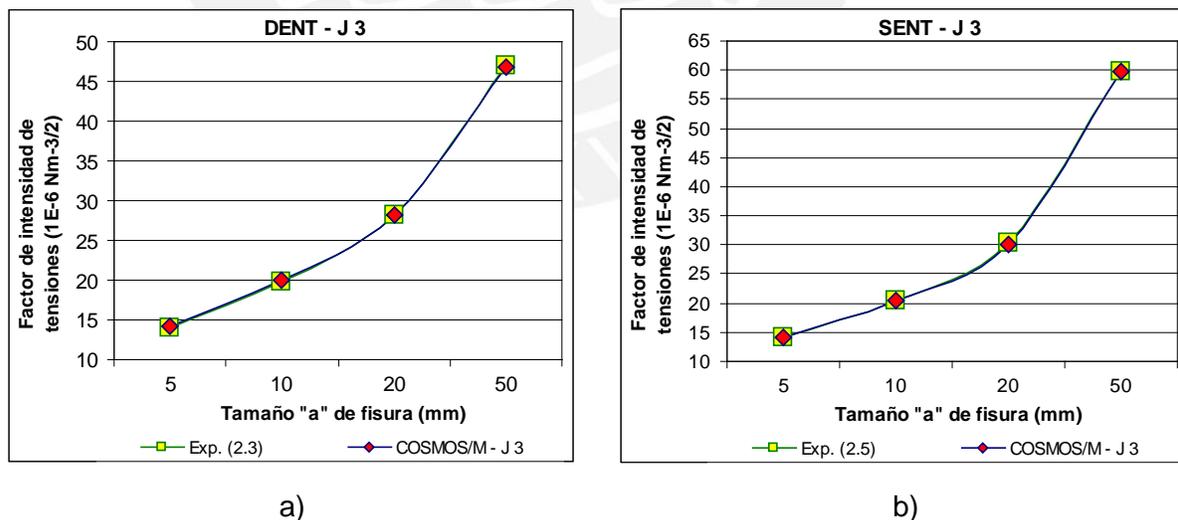


Fig. 2.10. a) DENT: Curvas obtenidas a partir de los valores analíticos y de los resultados de COSMOS/M. b) SENT: Curvas generadas a partir de los valores analíticos y de los resultados de COSMOS/M.

Las Tablas 2.7 y 2.8 ofrecen un resumen de los mejores resultados alcanzados con la trayectoria tres para cada tamaño de fisura de los especímenes SENT y DENT. Las gráficas ilustran la tendencia de las curvas y la convergencia de los resultados y las tablas cuantifican el error existente entre los valores analíticos y los de la modelación.

Tabla 2.7. Resultados de J mediante la modelación por elementos finitos. Espécimen DENT evaluado bajo la trayectoria 3.

DENT – Malla 2 – J 3				
Fisura	COSMOS/M		Referencia	Error
a (mm)	J_3 (Nm^{-1})	K ($Nm^{-3/2}$)	$K_{EXP.(2.3)}$ ($Nm^{-3/2}$)	$\frac{K_{COSMOS/M} - K_{REF}}{K_{REF}}$ (%)
5	957.28	14.178x10 ⁶	14.0610x10 ⁶	0.83
10	1903.9	19.995x10 ⁶	19.8847x10 ⁶	0.55
20	3774.4	28.153x10 ⁶	28.1669x10 ⁶	-0.05
50	10424.0	46.787x10 ⁶	46.9278x10 ⁶	-0.30

Tabla 2.8. Resultados de J mediante la modelación por elementos finitos. Espécimen DENT evaluado bajo la trayectoria 3.

SENT – Malla 2 – J 3				
Fisura	COSMOS/M		Referencia	Error
a (mm)	J_3 (Nm^{-1})	K ($Nm^{-3/2}$)	$K_{EXP.(2.5)}$ ($Nm^{-3/2}$)	$\frac{K_{COSMOS/M} - K_{REF}}{K_{REF}}$ (%)
5	957.28	14.259x10 ⁶	14.2443x10 ⁶	0.10
10	1982.9	20.406x10 ⁶	20.335x10 ⁶	0.35
20	4315.4	30.104x10 ⁶	30.296x10 ⁶	-0.63
50	17088	59.903x10 ⁶	59.6593x10 ⁶	0.41

CAPÍTULO III

MODELACIÓN DE FISURAS EN UNIONES SOLDADAS POR ELEMENTOS FINITOS.

3.1. Introducción.

La experiencia adquirida de las modelaciones anteriores es volcada en un nuevo estudio, donde se analizará una fisura en una unión soldada de filete. La fisura contenida en la unión es de tipo superficial semi-elíptica que exige un modelo tridimensional, dividiendo el estudio en dos partes. La primera parte consiste en validar los resultados de la modelación de una fisura superficial semi-elíptica en una plancha plana con valores analíticos, ya que es necesario manejar una buena metodología antes de realizar la modelación de un componente más complejo. La segunda parte consiste en incorporar la fisura modelada de la primera parte a un estudio donde se analice el comportamiento de ésta en una unión soldada de filete, y al igual que la modelación de los especímenes, los resultados de ambas partes serán comparados con valores analíticos.

3.2. Particularidades de una unión soldada a considerar en la modelación de fisuras.

Un primer intento por definir la particularidad de la unión soldada para el trabajo de modelación consistió en tratar de diferenciar las propiedades del material base y de la unión soldada. Este análisis es descrito continuación.

El proceso de soldadura tiene la finalidad de dar continuidad a un material, pero la propia naturaleza de la soldadura indica que ya de por sí es una discontinuidad. A pesar de esto, se trata en lo posible que el material base y el cordón de soldadura se comporten como un material homogéneo para lo cual la selección del material de aporte de la mayoría de procesos tiene una especial atención en empatar las propiedades de la unión soldada.

El electrodo revestido de un proceso de soldadura SMAW tiene un alma de composición normalmente igual al material base, es por ello que las propiedades del material base y el cordón de soldadura son parecidas. Bajo un enfoque ingenieril se puede considerar que propiedades como el módulo de elasticidad y el coeficiente de Poisson son muy parecidos e incluso iguales, y justamente estas dos propiedades son información indispensable para

el análisis de fractura elástico lineal. Esto quiere decir que si el material base y la unión soldada tuvieran los mismos valores de módulo de elasticidad y coeficiente de Poisson, la caracterización mediante K no encontraría diferencia alguna entre los dos.

Por lo general es posible encontrar diferencias entre el cordón de soldadura y el material base si investigamos sus propiedades mecánicas. El esfuerzo de fluencia de ambos será diferente pero esta propiedad es relevante en un análisis elástico plástico más no en uno elástico lineal. Por ello el intento de particularizar la modelación de una unión soldada, basados en diferenciar las propiedades mecánicas del material, no prosperó.

Después de estudiar las posibles particularidades que podrían ser incluidas en la modelación, se apostó por el factor geométrico, cuya influencia sobre la caracterización de la fractura elasto-lineal sería muy interesante de estudiar. Se buscó un tipo de unión que además de contar con una particular geometría, debería ser muy utilizado en componentes soldados y contar con formulaciones analíticas para validar los resultados de la modelación. La unión soldada de filete fue seleccionada porque desde el punto de vista geométrico tiene cierto grado de complejidad y quizás después de la unión a tope sea la más utilizada en la industria. Cabe mencionar que la norma API RP 579 – “Fitness for service” proporciona expresiones matemáticas para enfrentar el problema de fractura en una unión de filete, haciendo de este modo viable la tarea de validación.

3.3. Modelación de la fisura semi elíptica con el software Cosmos/M.

3.3.1. Modelación de una fisura semi elíptica.

Se ha realizado la modelación de una plancha de acero que contiene una fisura superficial semi-elíptica para determinar el factor K . La plancha en estudio está sometida a campos de esfuerzos de membrana y de flexión, los cuales están aplicados en los extremos de la misma (ver Figura 3.1-a). La fisura está localizada en la parte media de la plancha y son dos puntos los que se necesitan evaluar, uno ubicado en el extremo vertical y el otro en el extremo horizontal de la fisura, por ello para un determinado tamaño de fisura se obtendrán dos resultados de K . La Figura 3.1-a ilustra a la plancha plana sometida a los campos de esfuerzo y la Figura 3.1-b es una vista seccionada de la plancha donde se pueden apreciar los puntos A y B , los cuales serán de especial interés en la obtención

de resultados, ya que son los puntos críticos en las dos direcciones de propagación de la fisura.

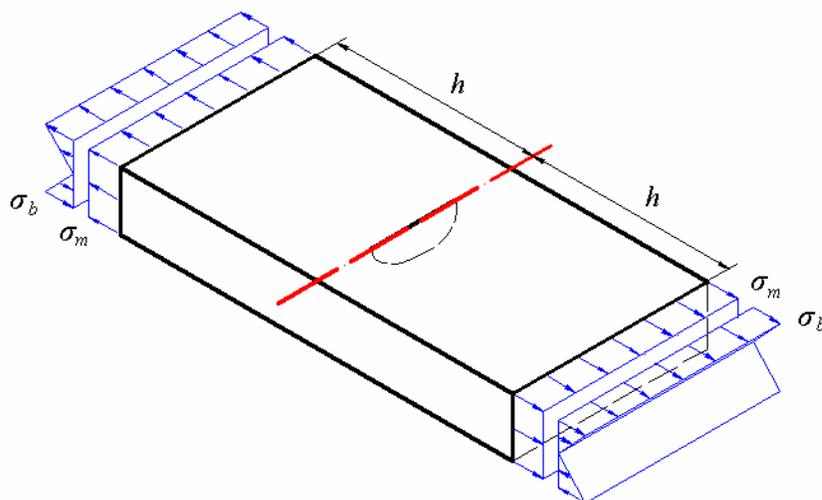


Fig. 3.1-a. Fisura superficial semi-elíptica sobre plancha de acero (vista isométrica).

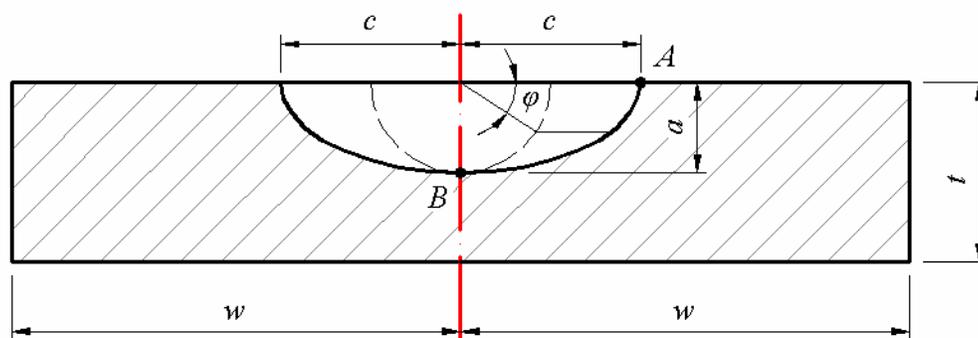


Fig. 3.1-b. Fisura superficial semi-elíptica sobre plancha de acero (vista en sección).

Para evaluar el comportamiento de la fisura se analizaron diferentes variantes atendiendo a diferentes tamaños de ésta, manteniendo iguales las dimensiones de la plancha para las diversas modelaciones. El semieje mayor (c) de la fisura se encuentra sobre una de las caras libres de la plancha y el semieje menor (a) está oculto en el interior de la misma, como lo ilustra la Figura 3.1-a y 3.1-b. El parámetro " a " que registra cuán profunda es la fisura se ve incrementado desde los 3 mm hasta los 8 mm. El parámetro " c " que mide la longitud de la fisura se incrementa desde los 7,5 mm hasta los 20 mm. El parámetro " t " que representa al espesor es igual a 10 mm, los parámetros " w " y " h " representan la mitad del ancho y largo, cuyos valores son iguales a 50 mm. Con respecto a las propiedades del material de la plancha el módulo de elasticidad es 0.21×10^{12} N/m² y

el coeficiente de Poisson es 0.28. El esfuerzo de membrana σ_m es igual a 100 MPa y el de flexión σ_b es 30 MPa, los cuales se mantuvieron constantes a lo largo de todos los ensayos.

Los modelos definidos para el análisis son una cuarta parte de la configuración geométrica original, debido a la existencia de una doble simetría. La malla usada en el análisis es mostrada en la Figura 3.2, y se tuvo un especial cuidado en definir los elementos que rodean la fisura. El elemento utilizado es SOLID 3D de 20 nodos el cual puede ser generado a partir de la operación de extrusión de un elemento PLANE2D de 8 nodos (ver sección 3.5).

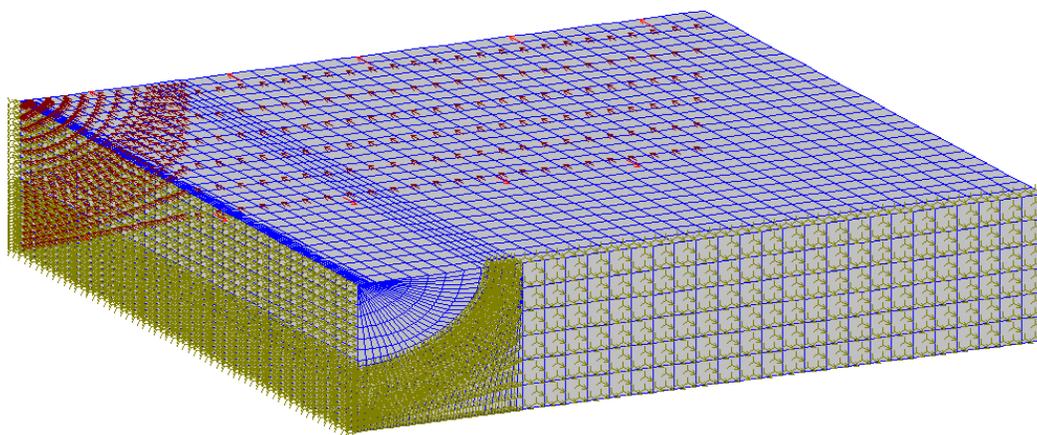


Fig. 3.2. Modelo de placa con fisura superficial semi-elíptica y sus condiciones de contorno.

La Figura 3.2 ilustra las condiciones de contorno que son definidas sobre el modelo geométrico creado en el propio ambiente del COSMOS/M. Las restricciones son impuestas sobre las caras que coinciden con los planos de simetría, dejando libre las superficies que representan la cara de la fisura. Sobre estas mismas superficies el enmallado adquirió una especial dedicación con la finalidad de encontrar la malla que genere los resultados adecuados de K en los puntos A y B . Las cargas son aplicadas sobre una de las caras del modelo de forma tal que el comportamiento de éste es el esperado.

3.3.2. Validación de los resultados de una fisura semi elíptica

Se efectuaron diferentes modelaciones variando el tamaño de la fisura. Los primeros ensayos mantuvieron el parámetro “ c ” constante con un valor igual a 10 mm y el parámetro “ a ” tomó diferentes valores entre 3 mm y 8 mm. Los segundos ensayos, mantuvieron constante a “ a ” con un valor igual a 5 mm y los valores de “ c ” se incrementaron desde 7,5 hasta 20 mm. Como se mencionó anteriormente, se extrajeron los resultados de dos puntos diferentes por modelación, uno ubicado en el extremo horizontal “ A ” y el otro en el extremo vertical “ B ”. Es preciso resaltar que sobre los puntos “ A ” y “ B ” se presentan los mayores esfuerzos como lo ilustra la Figura 3.3.

La validación de la metodología de modelación fue hecha comparando los K de las diferentes modelaciones con resultados analíticos obtenidos de la norma API RP 579 – “Fitness for service”.

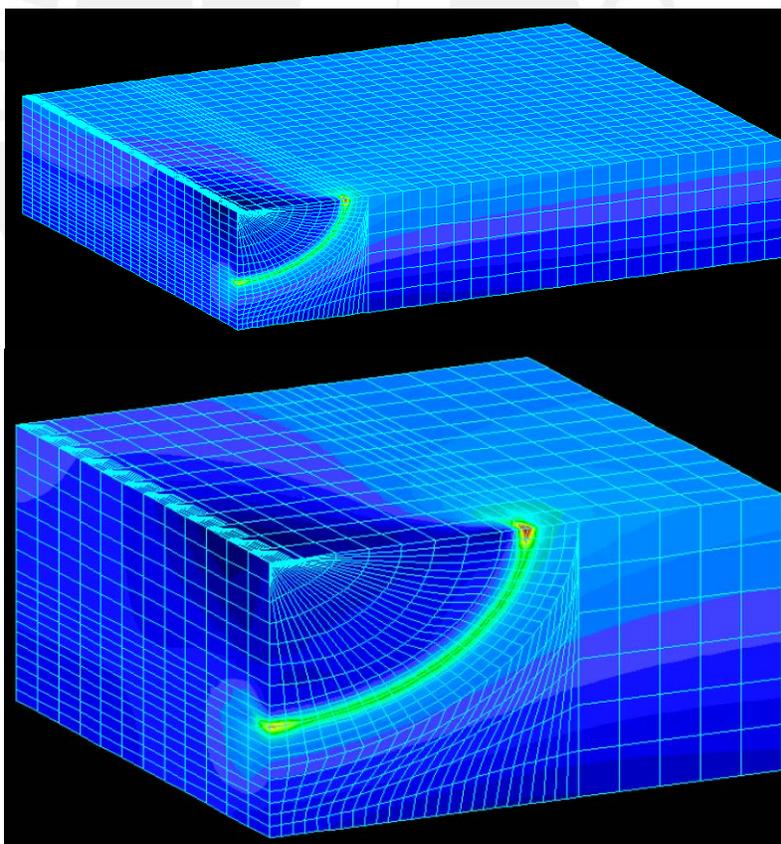
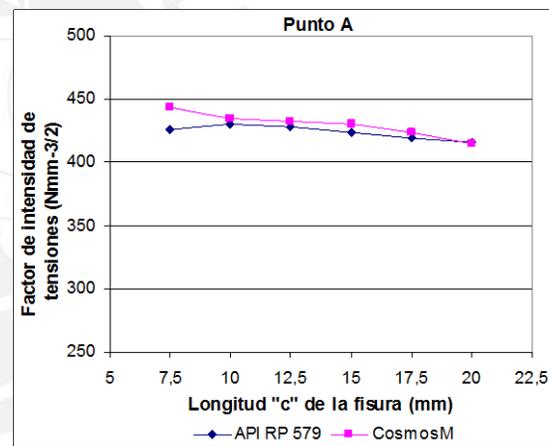
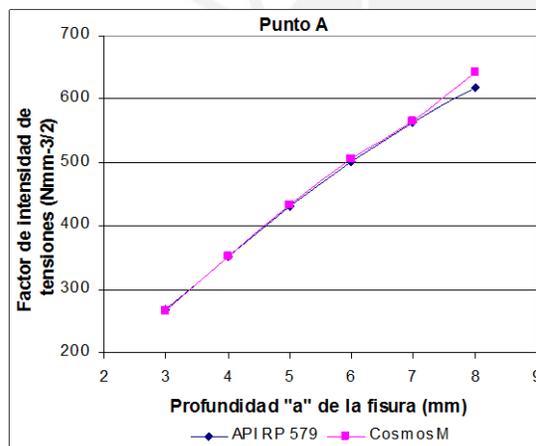


Fig. 3.3. Resultados de la modelación de plancha con fisura superficial semi-elíptica.

Los resultados numéricos de la modelación y de la parte analítica son mostrados a continuación en las Tablas 3.1 y 3.2, mientras que los gráficos de las Figuras 3.4 y 3.5 ilustran la tendencia que manifiestan los puntos “A” y “B” cuando el tamaño de la fisura crece vertical y horizontalmente.

Tabla 3.1. Resultados numéricos punto “A” de fisura superficial semi-elíptica.

Punto A ($\varphi = 0^\circ$)					Punto A ($\varphi = 0^\circ$)				
<i>a</i> (mm)	<i>c</i> (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)	<i>a</i> (mm)	<i>c</i> (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)
3	10	268,500	266,538	-0,7	5	7,5	426,288	443,987	4,2
4	10	352,691	352,611	0,0	5	10	430,789	434,279	0,8
5	10	430,789	434,279	0,8	5	12,5	428,402	432,065	0,9
6	10	501,372	505,674	0,9	5	15	423,919	429,940	1,4
7	10	563,654	566,390	0,5	5	17,5	419,312	423,551	1,0
8	10	617,578	643,341	4,2	5	20	415,479	414,725	-0,2



a)

b)

Fig. 3.4. Curvas de comportamiento punto “A” de fisura superficial semi-elíptica.

a) Cuando crece verticalmente, b) Cuando crece horizontalmente.

Tabla 3.2. Resultados numéricos punto “B” de fisura superficial semi-elíptica.

Punto B ($\varphi = 90^\circ$)					Punto B ($\varphi = 90^\circ$)				
<i>a</i> (mm)	<i>c</i> (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)	<i>a</i> (mm)	<i>c</i> (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)
3	10	407,767	409,750	0,5	5	7,5	392,993	383,280	-2,5
4	10	443,890	440,799	-0,7	5	10	460,468	452,833	-1,7
5	10	460,468	452,833	-1,7	5	12,5	513,494	507,865	-1,1
6	10	460,962	445,568	-3,3	5	15	557,780	559,010	0,2
7	10	448,676	423,792	-5,5	5	17,5	596,760	591,965	-0,8
8	10	426,953	392,790	-8,0	5	20	632,676	642,353	1,5

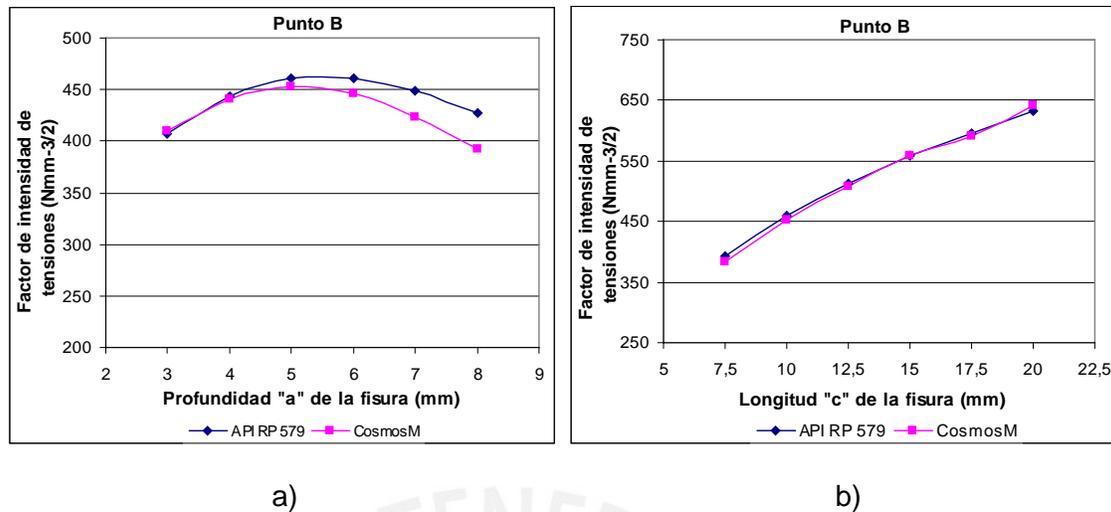


Fig. 3.5. Curvas de comportamiento punto “B” de fisura superficial semi-elíptica.
a) Cuando crece verticalmente, b) Cuando crece horizontalmente.

3.4. Modelación de la fisura en uniones soldadas con el software COSMOS/M.

3.4.1. Modelación de una fisura en una unión de filete.

Al igual que en el estudio anterior, se ha realizado la modelación de una fisura superficial semi-elíptica, con la particularidad de que en este nuevo estudio la fisura está sobre una unión soldada de filete. La fisura nuevamente está sometida a campos de esfuerzos de membrana y de flexión, y se realizan diferentes modelaciones atendiendo a su tamaño.

El tamaño de la fisura tomó diferentes dimensiones, ya que los parámetros “a” y “c” se incrementan de 3 mm a 8 mm y de 7.5 mm a 20 mm respectivamente. Las dimensiones de la plancha se mantienen: “t” es igual a 10 mm, “w” es igual a 50 mm y “h” es igual a 40 mm. Las propiedades de los materiales son: módulo de elasticidad igual a 0.21×10^{12} N/m² y coeficiente de Poisson igual a 0.28. El esfuerzo de membrana σ_m es igual a 100 MPa y el esfuerzo de flexión σ_b es igual a 30 MPa. Los nuevos parámetros a considerar son: la longitud “L” igual a 20 mm, el radio “r” igual a 0.07 mm y el ángulo “ α ” igual a 45° (ver Figura 3.6-a y 3.6-b). Todos estos nuevos parámetros se mantuvieron constantes a lo largo del trabajo de modelación.

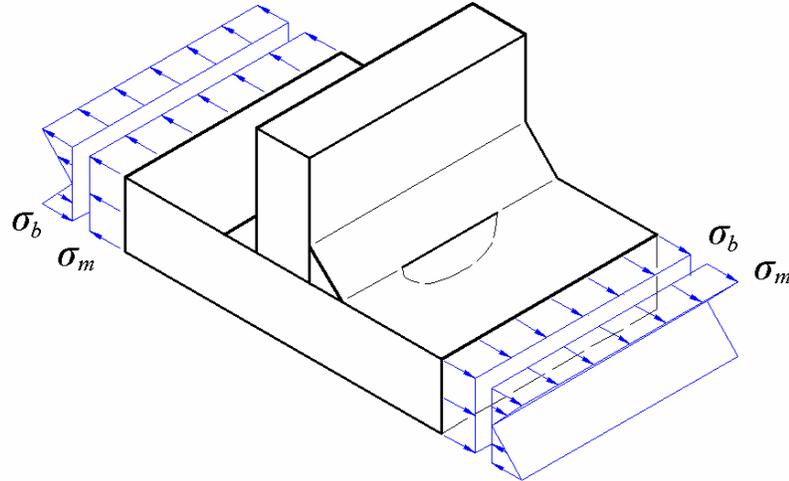
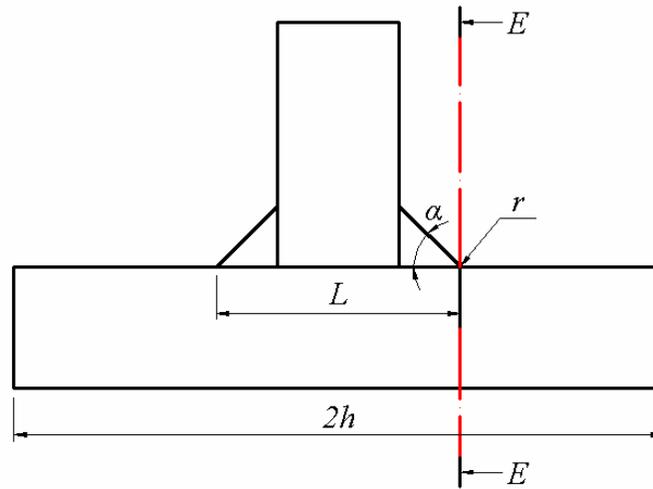


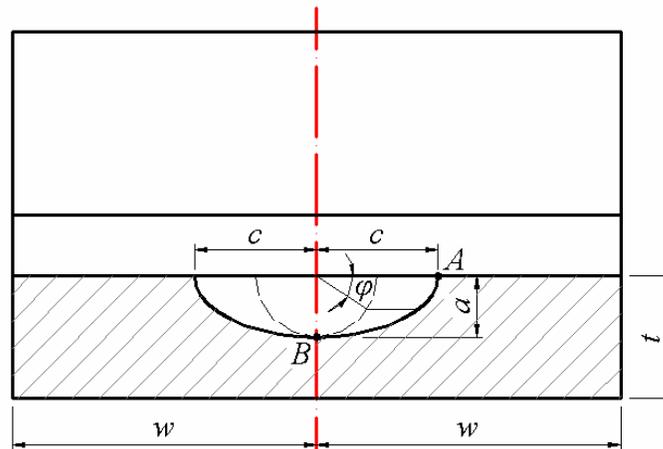
Fig. 3.6-a. Fisura superficial semi-elíptica en unión soldada de filete (vista isométrica).

$L=20\text{ mm}$
 $h=40\text{ mm}$
 $r=0,01\text{ mm}$
 $\alpha=45^\circ$



$a=3, 4, 5, 6, 7\text{ y } 8\text{ mm}$
 $c=7.5, 10, 12.5, 15,$
 $17.5, 20\text{ y } 22.5\text{ mm}$

$w=50\text{ mm}$
 $t=10\text{ mm}$
 $\varphi=0^\circ$ (punto A)
 90° (punto B)



SECCIÓN E-E

Fig. 3.6-b. Fisura superficial semi-elíptica en unión soldada de filete (vistas lateral y en sección).

El modelo definido para el análisis resultó ser la mitad de la configuración geométrica original ya que solo se contaba con un plano de simetría. Las condiciones de contorno son definidas con el mismo criterio que se utilizó en el estudio de la plancha (ver Figura 3.7). Las restricciones son impuestas sobre la cara que coinciden con el plano de simetría. Las cargas son aplicadas adecuadamente sobre los extremos del modelo.

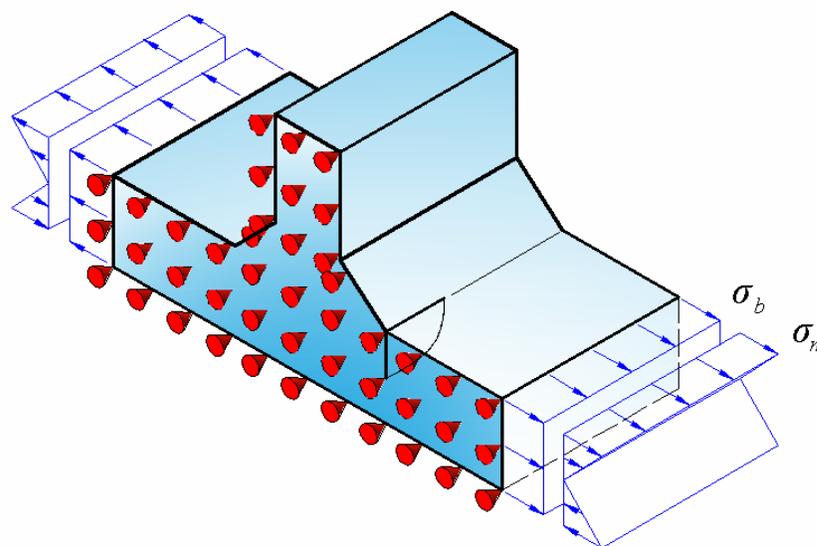


Fig. 3.7. Modelo idealizado de la unión soldada de filete con fisura superficial semi-elíptica y sus condiciones de contorno.

Se utilizó el elemento SOLID 3D de 20 nodos y el enmallado quedó definido como lo ilustra la Figura 3.8.

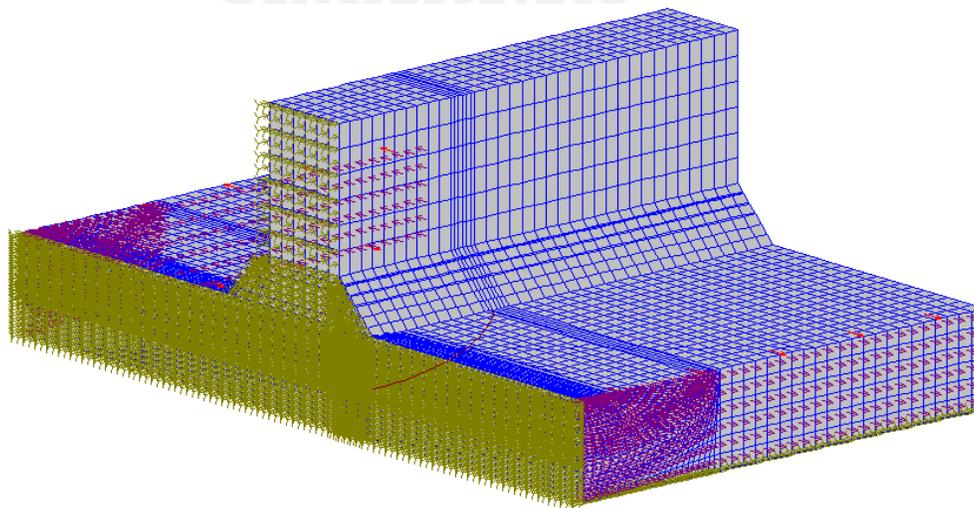


Fig. 3.8. Modelo generado en COSMOS/M del modelo idealizado.

3.4.2. Validación de los resultados de una fisura en una unión de filete.

El tratamiento de la fisura fue igual que el empleado en el estudio anterior, donde se evaluó su comportamiento ante el cambio dimensional al que fue sometida. La Figura 3.9 muestra el resultado de la modelación de una fisura superficial semi-elíptica en una unión soldada de filete. Al igual que en la plancha, los puntos “A” y “B” concentran los mayores esfuerzos.

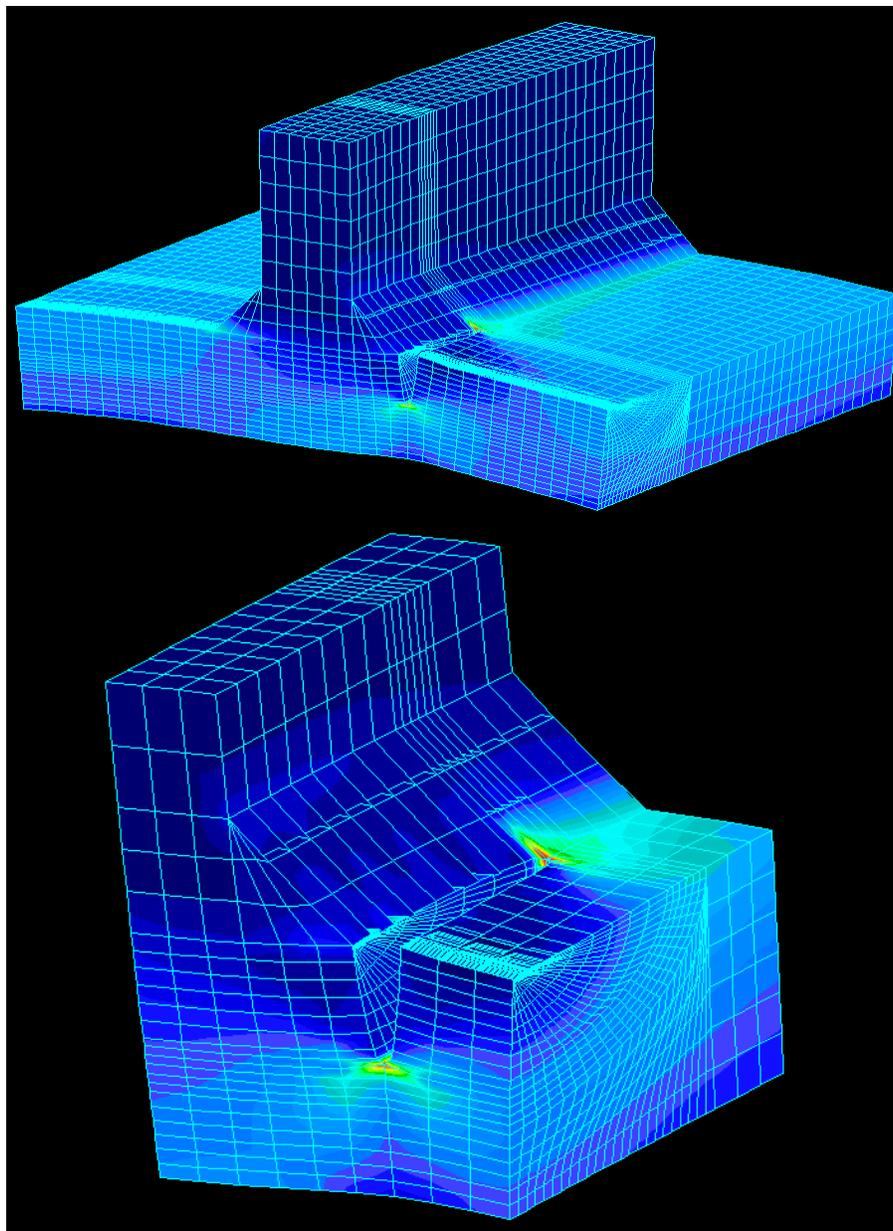


Fig. 3.9. Modelación de fisura superficial semi-elíptica en unión soldada de filete.

La validación de los K obtenidos de la modelación fue hecha comparándolos con los resultados analíticos de la norma API RP 579 – “Fitness for service”. Un resumen de los resultados obtenidos de la modelación y de los cálculos analíticos son mostrados a continuación en las Tablas 3.3 y 3.4, mientras que los gráficos de las Figuras 3.10 y 3.11 ilustran la tendencia que genera el incremento de tamaño de la fisura en los puntos “A” y “B”.

Tabla 3.3. Resultados numéricos punto “A” de fisura semi-elíptica en unión de filete.

Punto A ($\varphi = 0^\circ$)					Punto A ($\varphi = 0^\circ$)				
a (mm)	c (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)	a (mm)	c (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)
3	10	419,600	277,682	-33,8	5	7,5	661,773	393,464	-40,5
4	10	544,013	337,268	-38,0	5	10	666,322	452,453	-32,1
5	10	666,322	402,453	-39,6	5	12,5	638,637	451,052	-29,4
6	10	788,104	438,722	-44,3	5	15	617,329	441,151	-28,5
7	10	909,346	494,577	-45,6	5	17,5	601,252	419,792	-30,2
8	10	1027,708	542,252	-47,2	5	20	589,614	422,524	-28,3

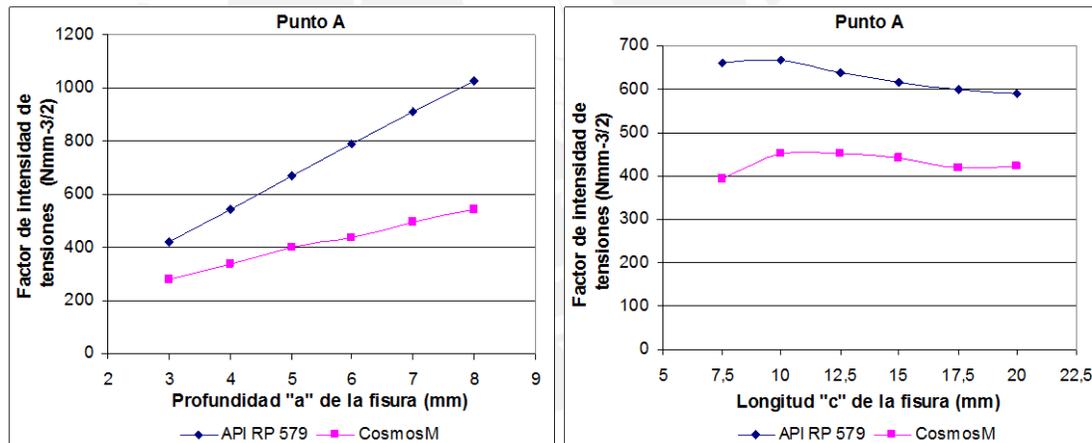
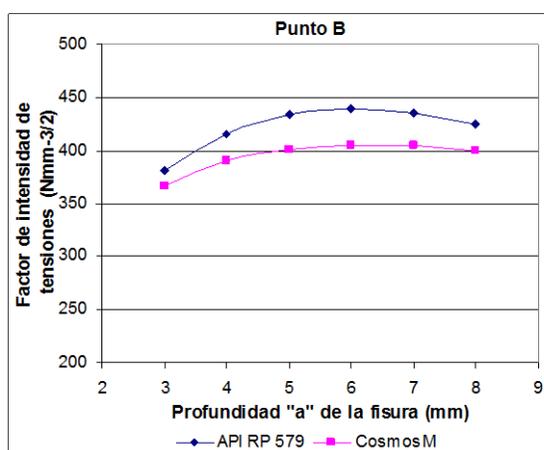


Fig. 3.10. Curvas de comportamiento punto “A” de fisura superficial semi-elíptica en una unión de filete.

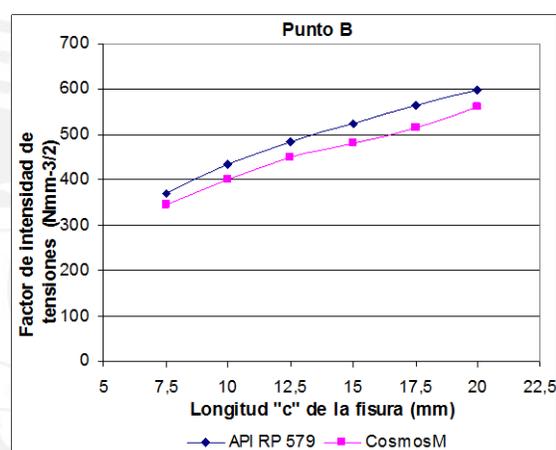
a) Cuando crece verticalmente, b) Cuando crece horizontalmente.

Tabla 3.4. Resultados numéricos punto “B” de fisura semi-elíptica en unión de filete.

Punto B ($\varphi = 90^\circ$)					Punto B ($\varphi = 90^\circ$)				
<i>a</i> (mm)	<i>c</i> (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)	<i>a</i> (mm)	<i>c</i> (mm)	API RP 579 ($Nmm^{-3/2}$)	COSMOS/M ($Nmm^{-3/2}$)	Error (%)
3	10	381,075	366,759	-3,8	5	7,5	369,082	346,198	-6,2
4	10	415,744	389,717	-6,3	5	10	433,749	400,265	-7,7
5	10	433,749	400,265	-7,7	5	12,5	484,391	449,552	-7,2
6	10	438,957	404,761	-7,8	5	15	525,412	481,298	-8,4
7	10	435,118	404,584	-7,0	5	17,5	563,932	516,505	-8,4
8	10	425,214	399,880	-6,0	5	20	598,285	559,912	-6,4



a)



b)

Fig. 3.11. Curvas de comportamiento punto “B” de fisura superficial semi-elíptica en una unión de filete.

a) Cuando crece verticalmente, b) Cuando crece horizontalmente.

Al observar las curvas generadas, se puede deducir que el error entre ellas no son despreciables, pero la tendencia de las curvas de los resultados de la modelación responden de forma muy parecida a la tendencia de los valores analíticos. Es posible que la norma API dentro de las expresiones analíticas considere un factor adicional con la finalidad de dar un margen de seguridad para la determinación de los valores de K .

3.5. Metodología para el estudio del comportamiento de fisuras en uniones soldadas usando software de Elementos Finitos.

Se ofrece una metodología de modelación como una guía a seguir para un análisis de fractura elástico lineal mediante el programa COSMOS/M que trabaja con el método de los elementos finitos.

1. Creación de la geometría: El modelo idealizado del problema que se desea analizar debe ser plasmado en un modelo geométrico creado en GEOSTAR o importado desde un sistema CAD mediante la opción *Control > CAD_System*.

2. Definición del elemento finito: Es necesario definir un tipo de elemento y seleccionar sus características de acuerdo con el estudio que se desea practicar, y esto se consigue a través de la opción *PropSets > Element Grupo*.

3. Definición de las propiedades del material: Es posible seleccionar un material de la librería del programa a través de la opción *PropSets > Pick Material Lib* o ingresar solo las propiedades que sean necesarias para el estudio mediante la opción *PropSets > Material Property*.

4. Definición de la constante real: Cuando se realizan modelaciones en dos dimensiones, por ejemplo una plancha plana, el interés se centra en dos de sus dimensiones más representativas, a pesar de esto la tercera dimensión debe ser definida también; para el ejemplo de la plancha, el espesor debe ser definido como una constante real mediante la opción *PropSets > Real Constant*.

5. Generación de la malla: La discretización del componente continuo consiste en dividirlo en los pequeños elementos finitos del tipo que se ha seleccionado previamente. Este conjunto de elementos finitos que conforman la geometría del componente le dan la apariencia que estuviera enmallado. Entonces cuando se refiere a la creación de la malla, no es otra cosa que la discretización del componente, lo cual se logra mediante la opción *Meshing > Parametric_Mesh*.

6. Mezclar y comprimir los nodos: En caso de que la malla es creada a partir de varias entidades geométricas que se unen entre sí, es posible considerar que en un mismo lugar coexistan más de un nodo, entonces es necesario utilizar la opción *Meshing > Nodes > Merge* para mezclar los nodos y *Meshing > Nodes > Compress* para comprimirlos.

7. Definición de las condiciones de contorno: Mediante la opción *LoadsBC* es posible definir las restricciones y cargas para aplicarlas al modelo geométrico sobre los nodos, elementos, curvas, etc. que lo conforman.

8. Definición de la fisura: Para lograr que el programa identifique la fisura se necesita una aproximación geométrica propia de una discontinuidad de este tipo y seleccionar dos o tres nodos de un mismo elemento cuya finalidad es representar a la fisura. El primer nodo representa la cabeza, el segundo con ayuda del primero definen la dirección de la propagación de la fisura y el tercero que conjuntamente con los dos anteriores define el plano de la fisura. Si se trabaja en un análisis en el plano (2D), bastará con definir a los dos primeros nodos, reservando al tercero para una modelación 3D. La opción necesaria para definir la fisura es *Análisis > Static > Crack > Define crack*.

9. Realización del análisis: Un estudio de fractura puede ser resuelto con la opción *Analysis > Static > Run > Static Analysis*.

10. Visualización de los resultados: A través de la opción *Results* se logran visualizar los resultados numéricos y gráficos de un problema analizado.

11. Determinación de la propagación de la fisura del modelo: Para determinar la estabilidad o inestabilidad de la fisura de un componente es necesario comparar el K_I con la tenacidad crítica o el factor de intensidad crítico del material K_{IC} . El factor K_I caracteriza la tenacidad a la fractura de un componente que posee una particular condición de trabajo, y está en función del tamaño de la fisura, la geometría del componente y la carga a la cual esta sometido. El K_{IC} es una propiedad del material determinado a partir de ensayos de laboratorio cuyos procedimientos son descritos por las normas como por ejemplo la ASTM E399-06 [9], la que es actualmente de aceptación general. El espécimen o probeta necesario para los ensayos cuenta con una geometría

estándar, por lo cual el K_{IC} depende del tamaño de fisura, la carga aplicada y el material de la probeta. La Tabla 3.5 proporciona valores de la tenacidad crítica de algunos aceros y aleaciones de aluminio.

Tabla 3.5 Valores de K_{IC} de aceros y aleaciones Al-Cu

Materiales	Descripción	Tenacidad K_{IC} ($N m^{-3/2}$)
AISI 1144	Acero al carbono: Resulfurizado de fácil mecanizado.	66×10^6
AISI 4130	Acero aleado: Cr Mo.	110×10^6
18Cr 8Ni	Inoxidable Austenítico: AISI 304.	200×10^6
1 ¼ Ni Cr Mo	Acero aleado: AISI 43XX.	92×10^6
18%Ni,8%Co,4%Mo	Acero Marangig: Alta resistencia y tenacidad.	74×10^6
2014-T651	Aleación Al-Cu: Estructuras para camión.	24×10^6
2024-T351	Aleación Al-Cu: Estructuras para avión.	34×10^6

Si al comparar resulta que K_I es mayor que K_{IC} , entonces es eminente la propagación inestable de la fisura bajo las condiciones en que se encuentre el componente en estudio, pero si por lo contrario K_I es menor que K_{IC} es posible afirmar que no hay extensión de la fisura (estable) y el componente no fallará.

A continuación se describen los pasos seguidos para alcanzar la evaluación de la tenacidad de fractura elasto-lineal (K) de una plancha plana fisurada, y de una unión en T que presentan una fisura. La metodología descrita anteriormente será aplicada para el trabajo de modelación de estos dos casos.

3.5.1. Caso 1: Determinación del factor de intensidad de tensiones del espécimen CCT.

El problema consiste en determinar factor de intensidad de tensiones modo-I de fractura de una plancha plana de acero inoxidable austenítico 18Cr 8Ni que contiene una fisura en la parte central que atraviesa todo el espesor y está sometida a una carga distribuida remota. La Figura 3.12 brinda información dimensional del espécimen en estudio.

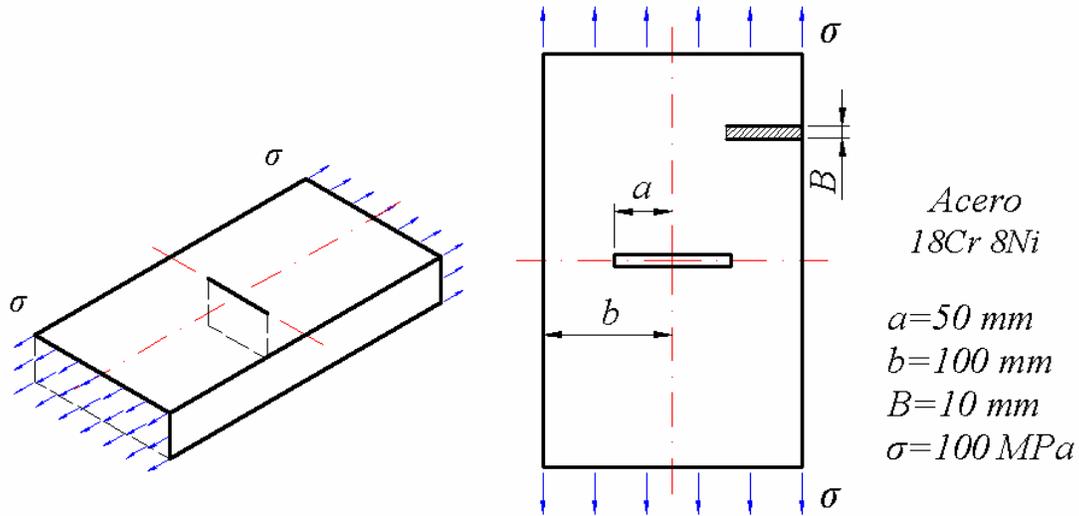


Fig. 3.12. Plancha fisurada de acero 18Cr 8Ni.

Consideraciones del caso

La doble simetría del CCT genera un modelo que puede ser simplificado a un cuarto del tamaño original. Las propiedades del material son: módulo de elasticidad igual a 0.21×10^{12} N/m² y coeficiente de Poisson igual a 0.28. El enmallado del modelo deber ser tal que la fisura contenga a 3 elementos PLANE2D 8 nodos.

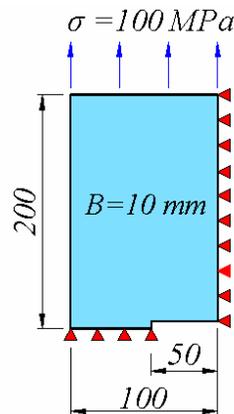


Fig. 3.13. Modelo idealizado del caso

Vista y ejes de coordenadas

Cambiar la vista para trabajar en el plano utilizando el icono **View** (Binocular) de Geo Panel y seleccionar la vista X-Y.

Click en el icono **View** (Binocular) y seleccionar **2D X-Y**

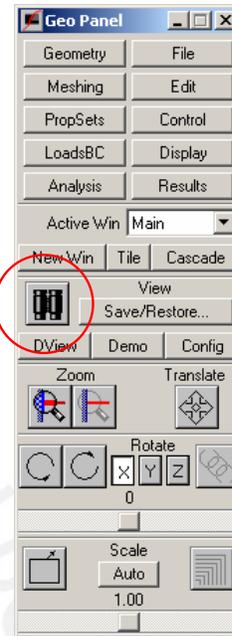


Fig. 3.14. Icono **View** de Geo Panel.

Geometría

Crear cuatro puntos para generar cuatro curvas, las cuales a su vez delimitarán la superficie del modelo.

Geo Panel:

Geometry > *Surfaces* > **Draw w/ 4 Coord**

Surface > **1**

XYZ-Coordinate of Keypoint 1 > **0,0,0**

XYZ-Coordinate of Keypoint 2 > **0.1,0,0**

XYZ-Coordinate of Keypoint 3 > **0.1,0.2,0**

XYZ-Coordinate of Keypoint 4 > **0,0.2,0**

Click en el icono **Scale – Auto**

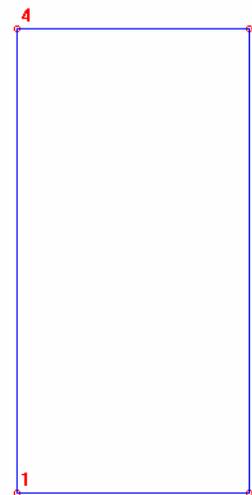


Fig. 3.15. Superficie generada por 4 coordenadas.

Elemento finito

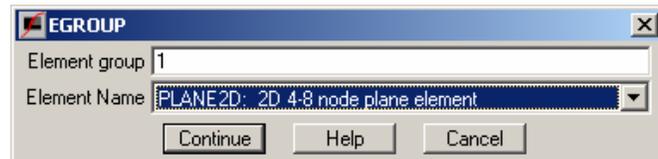
Definir el elemento PLANE2D.

Geo Panel:

Propsets > **Element Group**

Element Group > **1**

Element Name > **PLANE2D**



Aceptar por defecto.

Fig. 3.16. Selección del elemento PLANE2D.

Propiedades del material

Definir las propiedades del material mencionadas anteriormente en Consideraciones del caso.

Geo Panel:

Propsets > **Material Property**

Material set > **1**

Material Property Name > **EX**

Property value > **0.21E12**

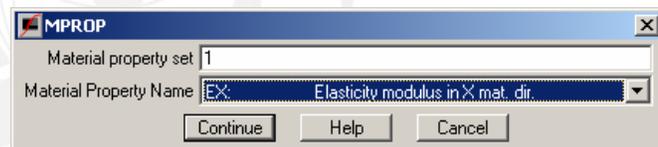


Fig. 3.17. Definición del módulo de elasticidad.

Material set > **1**

Material Property Name > **NUXY**

Property value > **0.28**



Fig. 3.18. Definición del coeficiente de Poisson.

Constante Real

Definir el espesor de la plancha como una constante real.

Geo Panel:

Propsets > **Real Constant**

Associated Element group > **1**

Real Constant set > **1**

Start loc. of the real const > **1**

No. of real const to be entered > **2**

RC1: Thickness > **0.01**

RC2: Material angle (Beta) > **0.0**



Fig. 3.19. Definición del espesor.

Enmallado

Definir 6 elementos en la base y 12 elementos en la altura para dar cumplimiento a la tercer punto planteado en las Consideraciones del caso.

Geo Panel:

Meshing > Parametric Mesh > **Surfaces**

Beginning surface > **1**

Ending surface > **1**

Increment > **1**

Number of nodes per element > **8**

Number of elements on the 1st curve > **6**

Number of elements on the 2nd curve > **12**

Aceptar por defecto.

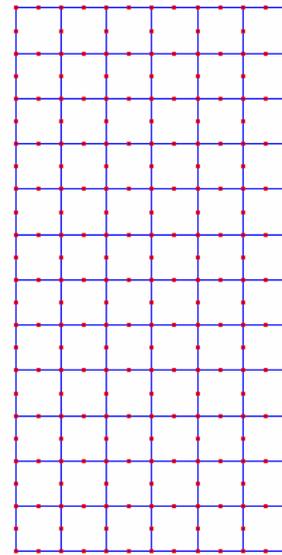


Fig. 3.20. Modelo enmallado por elementos PLANE2D 8 nodos.

Condiciones de contorno

Etiquetar a cada curva del modelo para definir las condiciones de contorno (restricciones y cargas) sobre ellas.

Geo Panel:

Control > Active > **Entity Label**

Entity > **CR: Curve**

Number plotting flag > **On: 1**

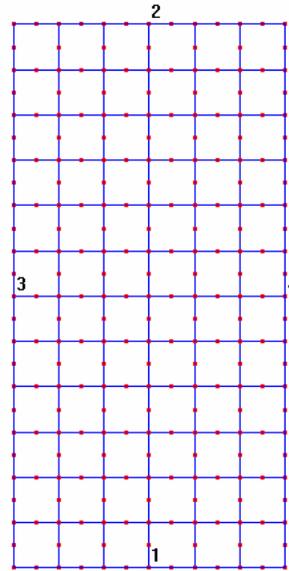


Fig. 3.21. Curvas etiquetadas.

Impedir el desplazamiento X e Y a lo largo de las curvas 4 y 5 respectivamente.

Geo Panel

LoadsBC > Structural > Displacement > **Define**

by Curves

Beginning Curve > **1**

Displacement Label > **UY: Y translation**

Value > **0**

Ending Curve > **1**

Increment > **1**

Beginning Curve > **4**

Displacement Label > **UX: X translation**

Value > **0**

Ending Curve > **4**

Increment > **1**

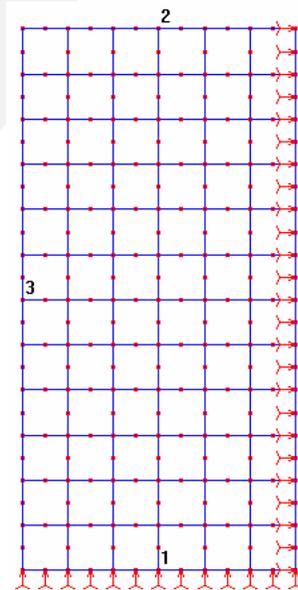


Fig. 3.22. Restricciones del modelo

Definir la carga distribuida remota sobre la curva 2.

Geo Panel

LoadsBC > Structural > Pressure > **Define by**

Curves

Beginning Curve > **2**

Pressure magnitude > **-100**

Ending Curve > **2**

Increment > **1**

Pressure at the end of direction 1 > **-100**

Pressure Direction > **4: Normal Direction**

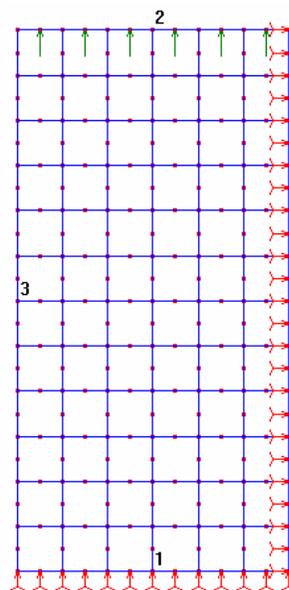


Fig. 3.23. Definición de la carga distribuida remota.

Fisura

Etiquetar los nodos de la malla para definir la fisura sobre el modelo creado.

Geo Panel:

Control > Active > **Entity Label**

Entity > **ND: Node**

Number plotting flag > **On: 1**

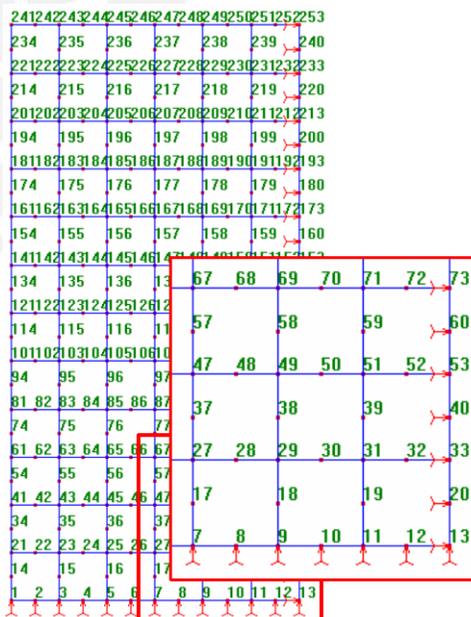


Fig. 3.24. Nodos etiquetados.

Seleccionar y liberar de restricciones a los nodos que están contenidos a lo largo de la fisura.

Control > Select > **by Labels**

Entity Name > **ND: Node**

Beginning Entity > **8**

Ending Entity > **13**

Increment > **1**

Selection set number > **1**

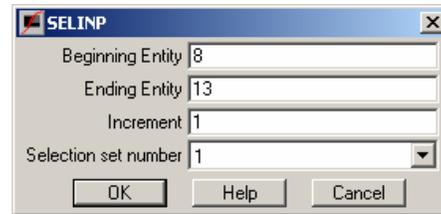


Fig. 3.25. Selección de nodos contenidos en la fisura.

LoadsBC > Structural > Displacement > **Delete by Node**

Beginning Node > **1**

Displacement Label > **UY: Y translation**

Ending Curve > **NDMAX**

Increment > **1**

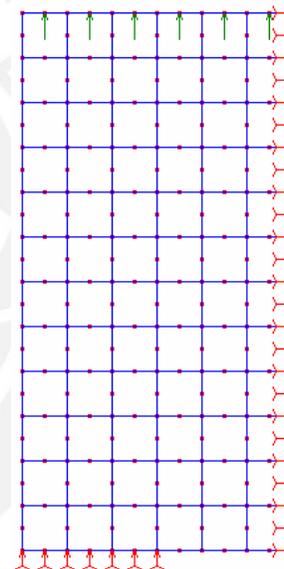


Fig. 3.26. Fisura libre de restricciones.

Definir la cabeza y la dirección de propagación de la fisura.

Geo Panel:

Analysis > Static > Crack > **Define Crack**

Crack number > **1**

Node 1 > **7**

Node 2 > **9**

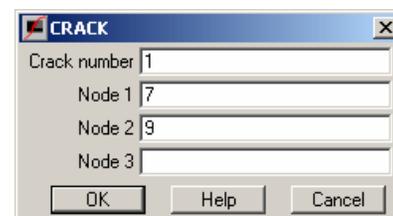


Fig. 3.27. Nodos que definen a la fisura.

Análisis

Analizar el caso bajo un estudio elástico lineal.

Geo Panel:

Analysis > Static > **Run Static Analysis**

Resultados

Visualizar los resultados gráficamente como un campo de esfuerzos resultantes (von Mises) de diferentes intensidades sobre el modelo distorsionado por la tensión aplicada.

Geo Panel:

Results > Plot > **Stress**

Component > **VON: von Mises stress**

Shape flag > **1: Deformed**

Deformed scale factor > **100**

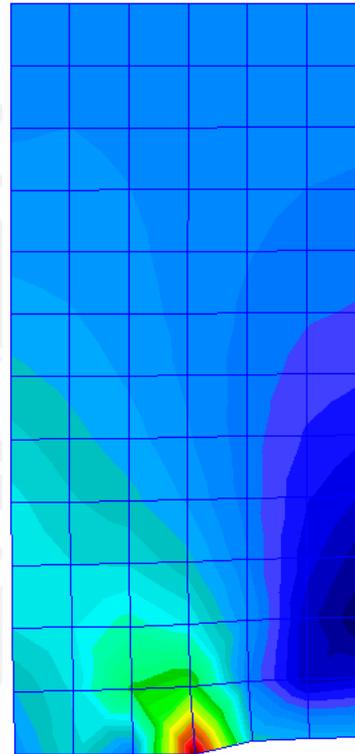


Fig. 3.28. Esfuerzos Von Mises del modelo deformado bajo una escala 100.

Buscar los resultados del factor de intensidad de tensiones que caracterizará la tenacidad de la fractura del caso analizado.

Geo Panel:

File > **Edit file**

Filename > **"name".out**

<p>CRACK STRESS INTENSITY FACTORS FOR CRACK 1 (using displacement method) KI = 0.469620E+08</p>

Fig. 3.29. K modo-I del espécimen CCT modelado.

Tabla 3.6. Valor de tenacidad crítica de un acero 18Cr 8Ni y K_I calculado por COSMOS/M.

Material	Tenacidad crítica $K_{IC} (N m^{-3/2})$	COSMOS/M $K_I (N m^{-3/2})$
18Cr 8Ni	200×10^6	46.9×10^6

Al comparar los resultados de la modelación con el valor de la tenacidad crítica de un acero 18Cr 8Ni (ver Tabla 3.6), se puede afirmar que la fisura contenida en la plancha del mismo tipo de acero, no se propagará bajo las condiciones a las que se encuentra sometida. Para hablar de una inestabilidad de la fisura, el valor de la tenacidad calculada por el programa debería por lo menos alcanzar el valor crítico de $200 \times 10^6 \text{ Nm}^{-3/2}$.



3.5.2. Caso 2: Determinación del factor de intensidad de tensiones de una fisura superficial semi-elíptica en una unión de filete.

El caso puede ser descrito como una unión en filete con una típica fisura superficial ubicada entre el cordón de soldadura y el material base, sometida a un campo de esfuerzos de membrana σ_m igual a 100 MPa y a un campo de esfuerzos de flexión σ_b , igual a 30 MPa como se puede apreciar en la Figura 3.30-a. La forma semi-elíptica de la fisura ilustrada en la Figura 3.30-b, resulta ser una aproximación geométrica que responde de forma coherente con la realidad, proporcionando dos frentes de propagación en la dirección horizontal (punto A) y en la vertical (punto B).

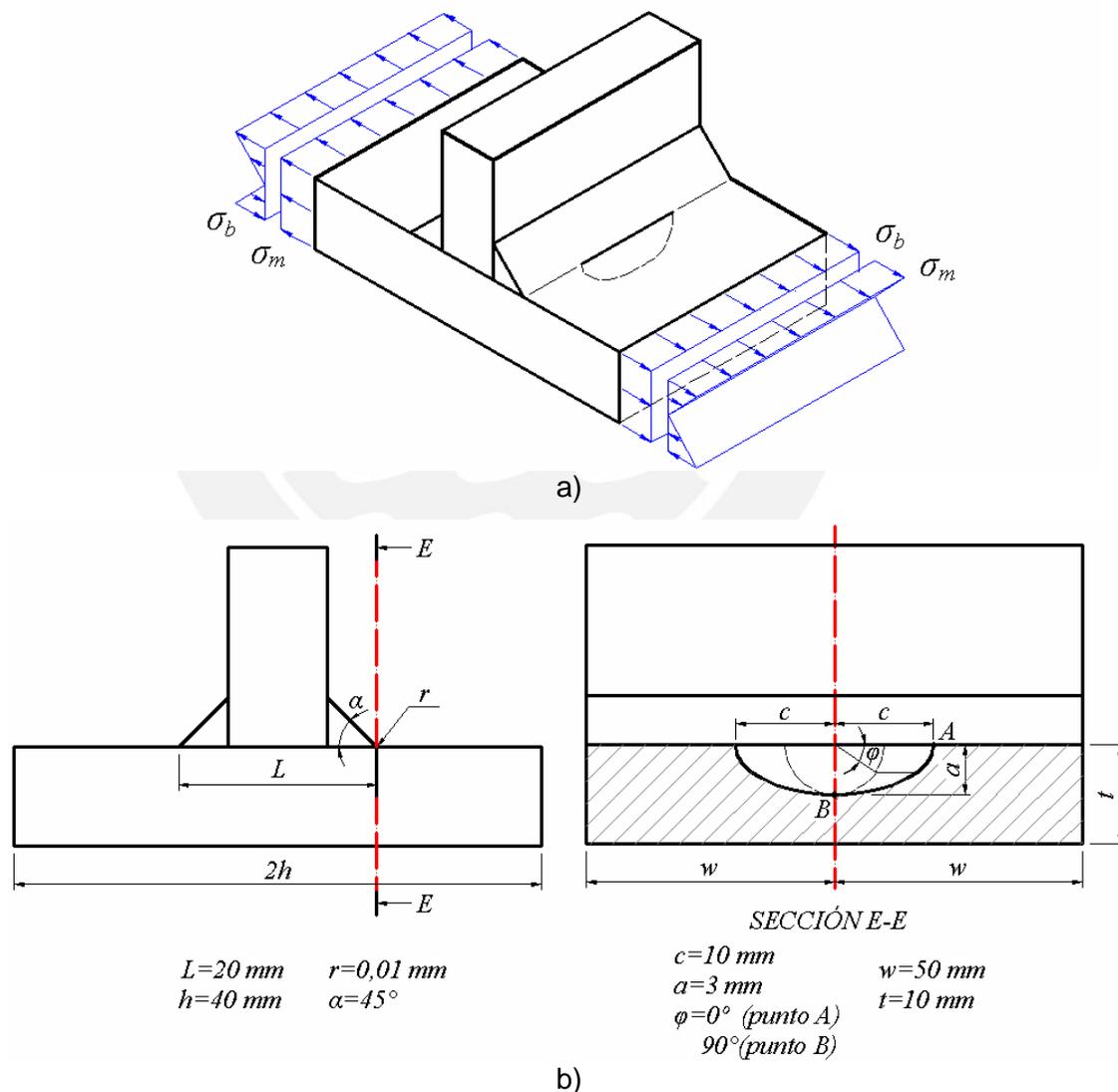


Fig. 3.30. Fisura superficial semi-elíptica en unión soldada de filete a) vista isométrica y b) vista en sección.

El material del cual están conformadas las planchas es un acero aleado AISI 4130 el cual posee un módulo de elasticidad igual a 0.21×10^{12} N/m² y un coeficiente de Poisson igual a 0.28.

Consideraciones del caso

La existencia de un plano de simetría genera la posibilidad la idealización cuyo tamaño es la mitad del original.

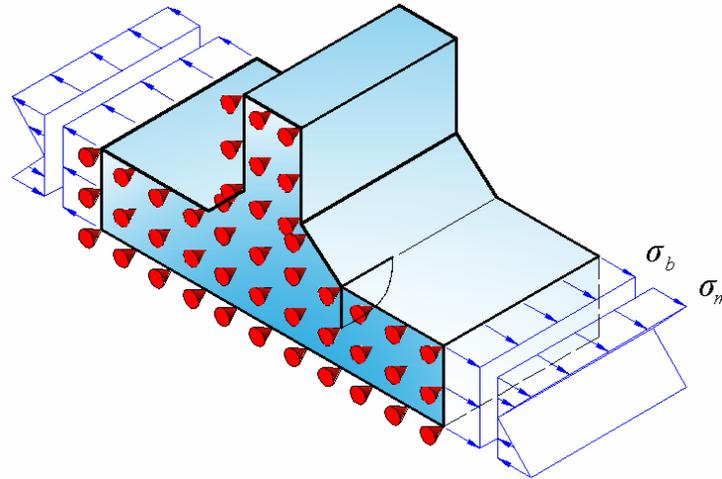


Fig. 3.31. Modelo idealizado con sus respectivas cargas y restricciones a considerar.

El modelo geométrico del modelo idealizado será llevado a cabo en tres partes como lo ilustra la Figura 3.32 y la malla de cada uno estará constituido por elementos sólidos (SOLID3D 20 nodos) resultado de la extrusión de PLANE2D 8 nodos.

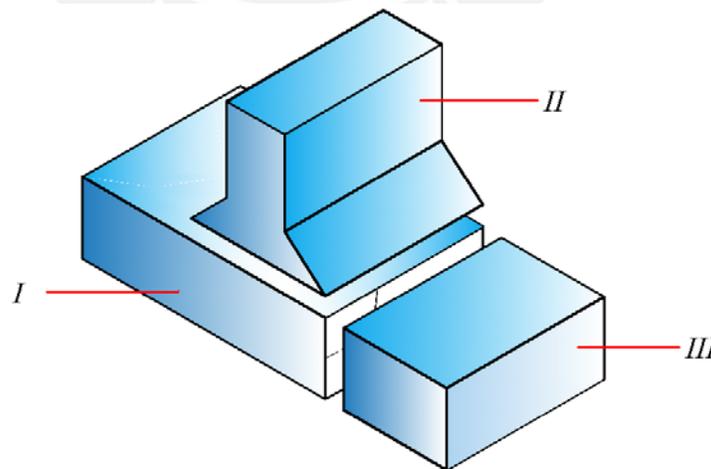


Fig. 3.32. Modelo geométrico dividido en tres etapas para su desarrollo.

Geometría – Parte I

Cambiar la vista utilizando el icono **View** (Binocular) de Geo Panel y seleccionar la vista **2D X-Y** para dar inicio a la creación de la geometría del modelo.

Crear los trece puntos, mediante la opción *Geometry > Points > Define*, ilustrados en la Figura 3.33 para conseguir generar 18 curvas, *Geometry > Curves > Ellipse* o *Line with 2 Pts*, las cuales a su vez darán origen a 6 superficies, *Geometry > Surfaces > Define by 3 ó 4 Cr*. La finalidad de dividir una superficie en otras es para obtener la posibilidad de un mejor manejo de la discretización ya que la definición de la fisura demanda un especial cuidado para obtener los mejores resultados. La curva 1 de la Figura 3.34 representa la cresta de la fisura y las superficies 1 y 6 de la Figura 3.35 representan la superficie de la fisura.

Geo Panel:

Geometry > Points > Define

Geometry > Points > Define

Keypoint > **1**

Keypoint > **2**

XYZ Coordinate Value > **0, 0, 0**

XYZ Coordinate Value > **0, -10, 0**

[Repetir para los ptos 3,...,13].



Fig. 3.33. Definición de los trece puntos.

Geometry > Curves > **Ellipse**

- Curve > **1** [*Cresta de la fisura*]
- Keypoint at end of Major axis > **4**
- Keypoint at the end of Minor axis > **3**
- Keypoint at center of ellipse > **1**
- Number of quadrants > **1**

[Repetir para las curvas 2, 3 y 4].

Geometry > Curves > **Line with 2 Pts**

- Curve > **5**
 - Keypoint > **1**
 - Keypoint > **5**
- [Repetir para las curvas 5,...,18].

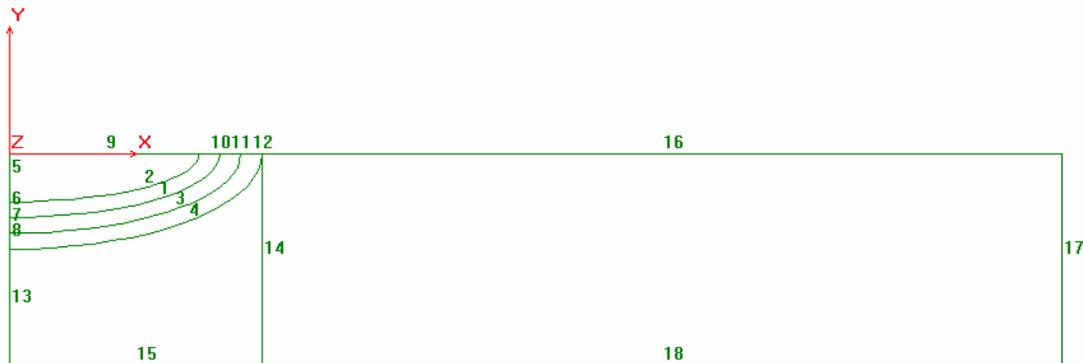


Fig. 3.34. Definición de las dieciocho curvas.

Geometry > Surfaces > **Define by 4 Cr**

- Surface > **1**
- Curve > **1**
- Curve > **10**
- Curve > **2**
- Curve > **6**

Geometry > Surfaces > **Define by 3 Cr**

- Surface > **6**
- Curve > **2**
- Curve > **9**
- Curve > **5**

[Repetir para las superficies 2,...,5]

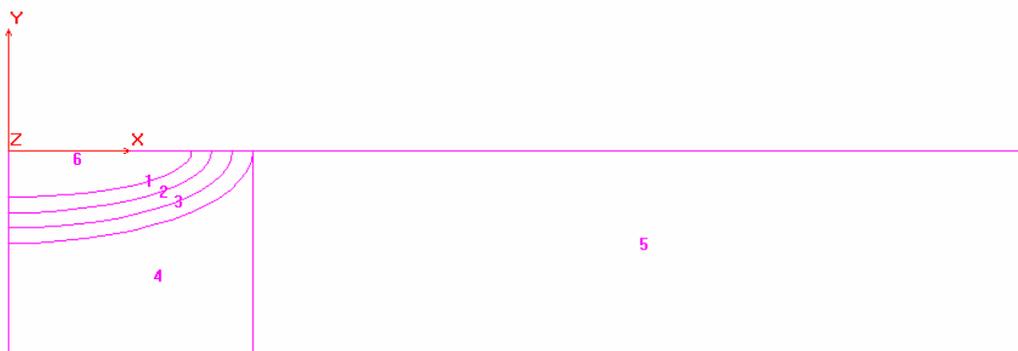


Fig. 3.35. Definición de las seis superficies.

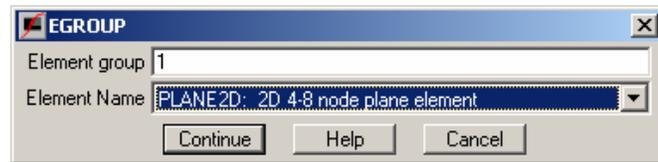
Elemento finito

Definir el elemento PLANE2D de acuerdo a las consideraciones hechas en el inicio del caso.

Propsets > **Element Group**

Element Group > **1**

Element Name > **PLANE2D**



Aceptar por defecto.

Fig. 3.36. Selección del elemento PLANE2D.

Propiedades del material

Definir las propiedades del material anteriormente mencionadas en la descripción del caso.

Propsets > **Material Property**

Material set > **1**

Material Property Name > **EX**

Property value > **0.21E6**

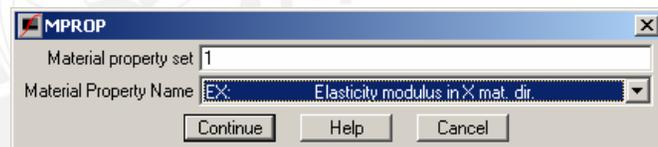


Fig. 3.37. Definición del módulo de elasticidad.

Material set > **1**

Material Property Name > **NUXY**

Property value > **0.28**



Fig. 3.38. Definición del coeficiente de Poisson.

Al definir por única vez el tipo de elementos y las propiedades del material, éstas variables quedarán asignadas para toda la geometría del modelo.

Asignar un determinado número de elementos por superficie. La superficie 1, 2 y 3 se definen cada una con 20x2 elementos, así también la superficie 4 con 20x6, la superficie 5 con 24x6 y la superficie 6 con 20x6 elementos. Para todas las mallas se debe seleccionar el número de 8 como la cantidad de nodos por elemento.

Meshing > Parametric Mesh > **Surfaces**

Beginning surface > **1**

Ending surface > **3**

Increment > **1**

Number of nodes per element > **8**

Number of elem. on the 1st Cr > **20**

Number of elem. on the 2nd Cr > **2**

Aceptar por defecto.

Meshing > Parametric Mesh > **Surfaces**

Beginning surface > **4**

Ending surface > **4**

Increment > **1**

Number of nodes per element > **8**

Number of elem. on the 1st Cr > **6**

Number of elem. on the 2nd Cr > **20**

Aceptar por defecto.

[Repetir para las curvas 5 y 6]

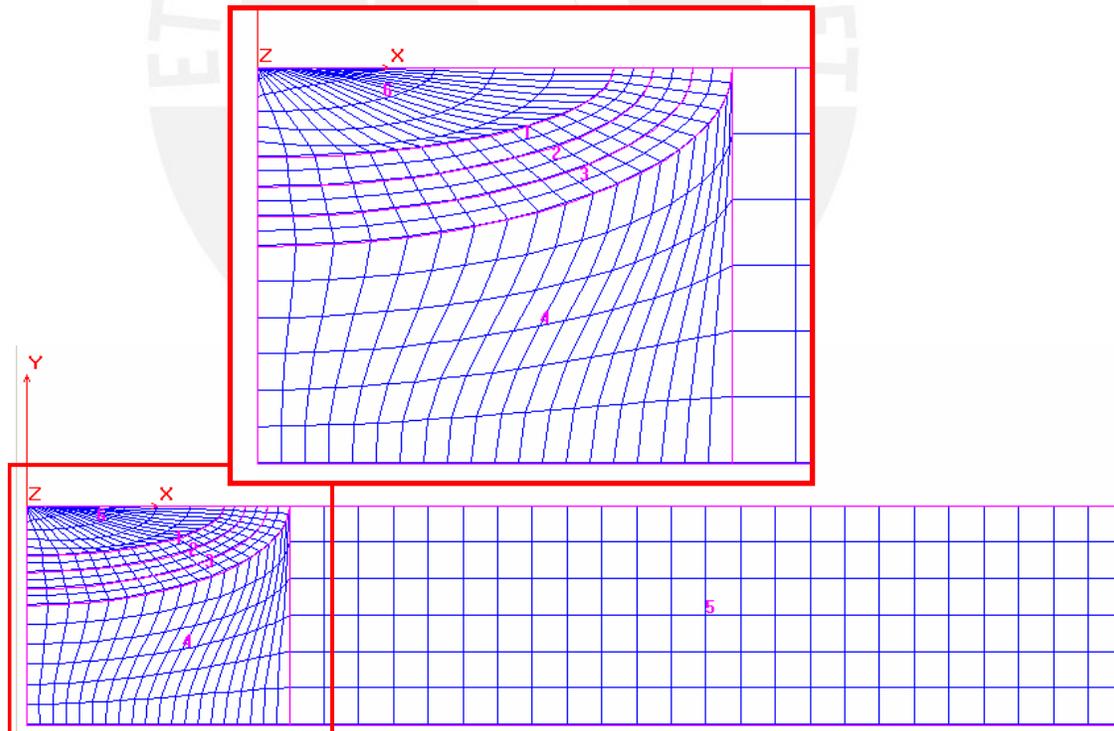


Fig. 3.39. Superficies enmalladas por elementos PLANE2D 8 nodos.

La extrusión de los elementos generados en 2D ofrece la posibilidad de un enmallado más versátil, sino la culminación geométrica de la primera parte del modelo. La dirección de la operación de extrusión es a lo largo del eje Z hasta una longitud de -50 mm que contendrá 30 elementos sólidos. Al finalizar la operación es necesario fusionar los nodos que coexisten en un mismo lugar mediante los comandos de *Merge* y *Compress*.

Meshing > Elements > Generation >
Extrusion

Beginning Element > **1**

Ending Element > **ELMAX**

Increment > **1**

Axis symbol > **Z**

Total length of extrusion > **-30**

Number of layers of elements > **30**

Aceptar por defecto.

Meshing > Nodes > **Merge**

Beginning Node > **1**

Ending Node > **NDMAX**

Increment > **1**

Tolerance > **0.001**

Aceptar por defecto.

Meshing > Nodes > **Compress**

Beginning Node > **1**

Ending Node > **NDMAX**

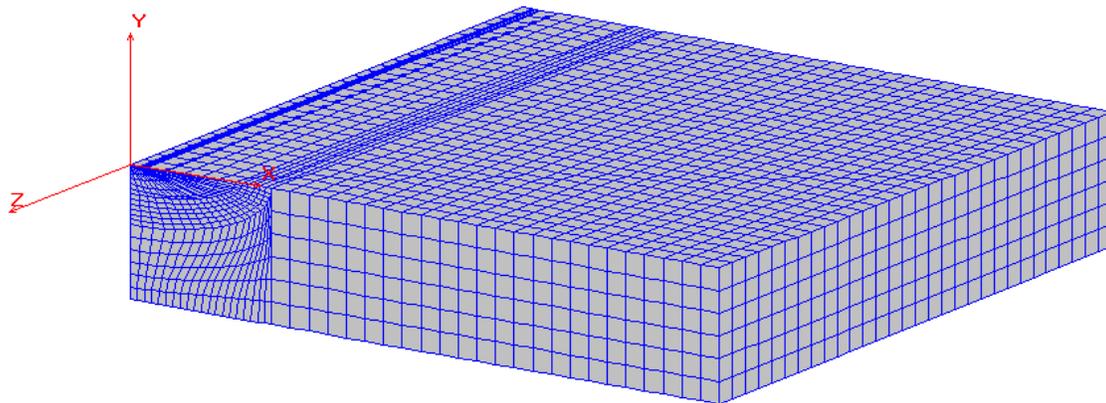


Fig. 3.40. Generación de elementos tridimensionales a partir de la extrusión de las superficies enmalladas con elementos PLANE2D 8 nodos.

Geometría - Parte II

La segunda parte del modelo necesita de la creación de los nuevos puntos, curvas y superficies ilustrados en la Figura 3.41.

Geometry > Points > **Define**

Keypoint > **14**

XYZ Coordinate Value > **0, 0, -5**

Geometry > Points > **Define**

Keypoint > **15**

XYZ Coordinate Value > **0, 0, -15**

[Repetir para los 16,...,20 puntos].

Geometry > Curves > **Line with 2 Pts**

Curve > **20**

Keypoint > **1**

Keypoint > **14**

[Repetir para las curvas 21,...,30].

Geometry > Surfaces > **Define by 4 Cr**

Surface > **7**

Curve > **26**

Curve > **30**

Curve > **22**

Curve > **29**

[Repetir para la superficie 8,...,10].

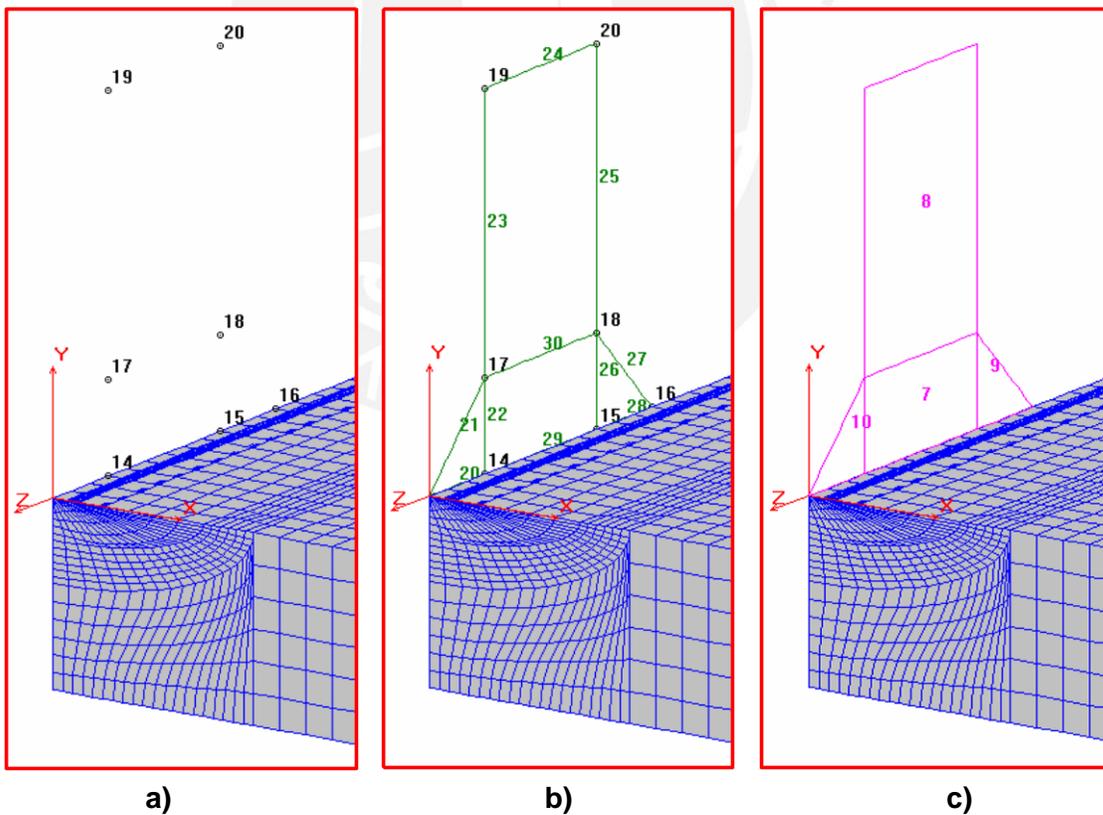


Fig. 3.41. Secuencia de la creación geométrica de los cordones y la plancha vertical.

a) Puntos, b) curvas y c) superficies.

Se debe prestar un especial cuidado al realizar la extrusión de las superficies enmalladas ya que los nodos de los elementos generados por dicha operación deben coincidir con los nodos de la malla del modelo de la primera parte, es por ello que la operación de creación geométrica y posterior extrusión son reproducidas en tres ocasiones: Desde el origen ($x=0$) hasta el punto 6 ($x=9$ mm), desde el punto 6 hasta el punto 9 ($x=12$ mm) y desde el punto 9 hasta el punto 12 ($x=50$ mm).

Meshing > Parametric Mesh > Surfaces	<i>Geometry > Points > Define</i>
...	...
<i>[Para las superficies 7,...,10].</i>	<i>Geometry > Curves > Line with 2 Pts</i>
	...
Meshing > Elements > Generation > Extrusion	<i>Geometry > Surfaces > Define by 4 Cr</i>
	...
Beginning Element > 1	<i>Meshing > Elements > Generation > Extrusion</i>
Ending Element > ELMAX	<i>... [Desde el pto. 6 al pto. 10].</i>
Increment > 1	
Axis symbol > X	<i>[Repetir la secuencia de creación:</i>
Total length of extrusion > 9	<i>Points, Curves, Surfaces y Extrusion;</i>
Number of layers of elements > 6	<i>desde el pto. 10 al pto. 12].</i>
Aceptar por defecto.	

Una vez finalizada la geometría de la parte II, se debe inspeccionar que los lados de los elementos coincidan y posteriormente realizar la fusión de los nodos que ocupan un mismo lugar en el espacio garantizando la convergencia entre ellos.

Meshing > Nodes > Merge	Meshing > Nodes > Compress
Beginning Node > 1	Beginning Node > 1
Ending Node > NDMAX	Ending Node > NDMAX
Increment > 1	
Tolerance > 0.001	
Aceptar por defecto.	

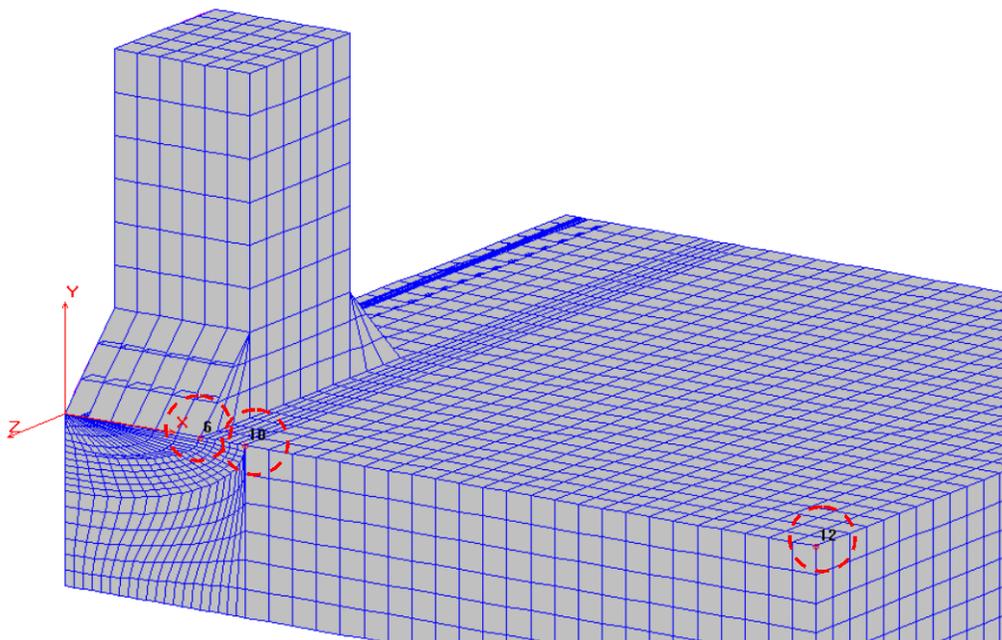


Fig. 3.42. Extrusión a lo largo del eje x en tres etapas delimitadas por las coordenadas x de los puntos 6, 10 y 12.

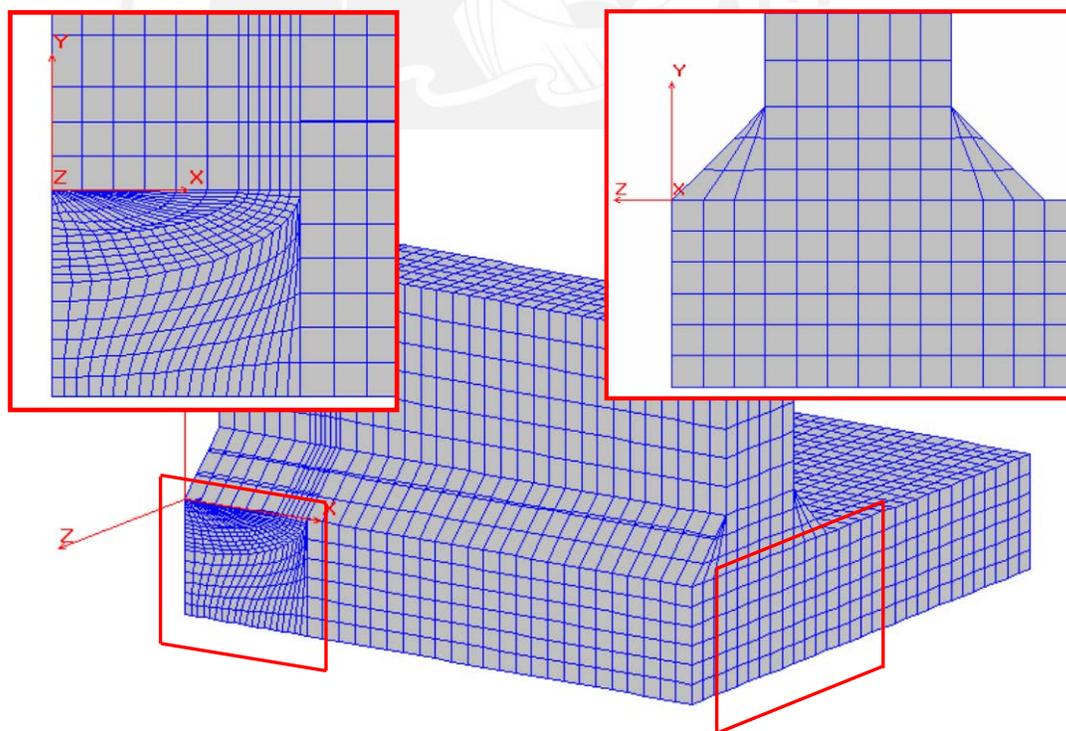


Fig. 3.43. Vistas de la unión soldada donde se puede apreciar la coincidencia entre los bordes de los elementos.

Geometría - Parte III

Crear una geometría similar a la del modelo de la parte I, cuya extrusión finaliza en el $z=30$ mm en cuya longitud se pueden contabilizar 18 elementos. Los puntos creados para la parte III tienen las mismas coordenadas x e y de los puntos creados para la parte I de la Figura 3.44, y una coordenada z igual a 0.0001 mm.

Geometry > Points > **Define**

Keypoint > **35**

XYZ Coordinate Value > **0,0,0.0001**

Geometry > Points > **Define**

Keypoint > **36**

XYZ Coordinate Value > **9,0,0.0001**

[Repetir para los puntos 37,...,47].

Geometry > Curves > **Ellipse**

...

Geometry > Curves > **Line with 2 Pts**

...

Geometry > Surfaces > **Define by 4 Cr**

...

[Generar las superficies 19,...,24].

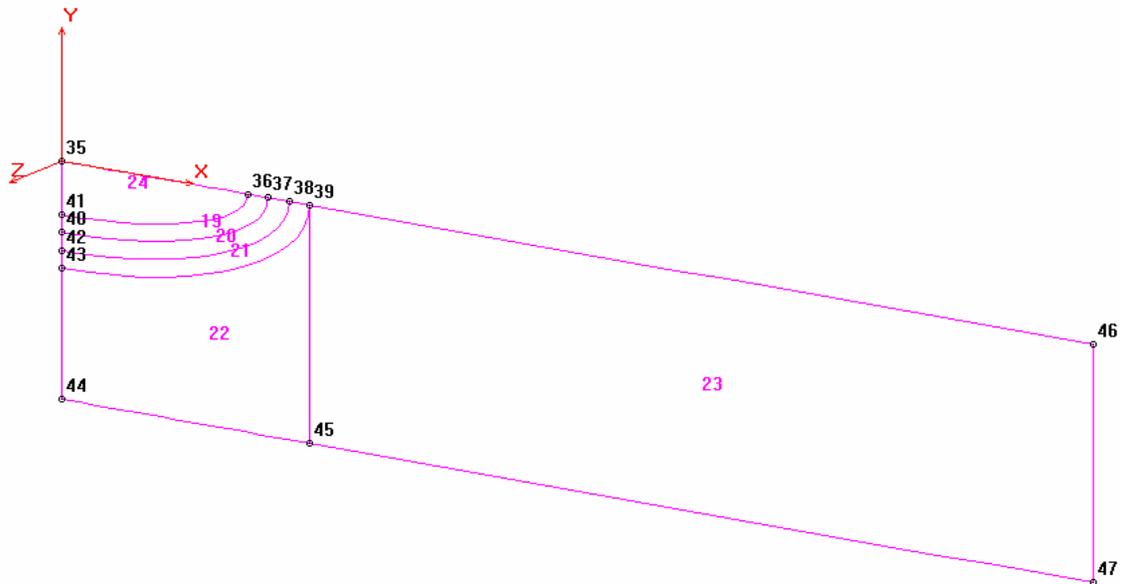


Fig. 3.44. Superficies generadas para el desarrollo geométrico de la parte III.

Meshing > Parametric Mesh > **Surfaces**

...

Meshing > Elements > Generation >

Extrusion

Beginning Element > **1**

Ending Element > **ELMAX**

Increment > **1**

Axis symbol > **Z**

Total length of extrusion > **30**

Number of layers of elements > **18**

Aceptar por defecto.

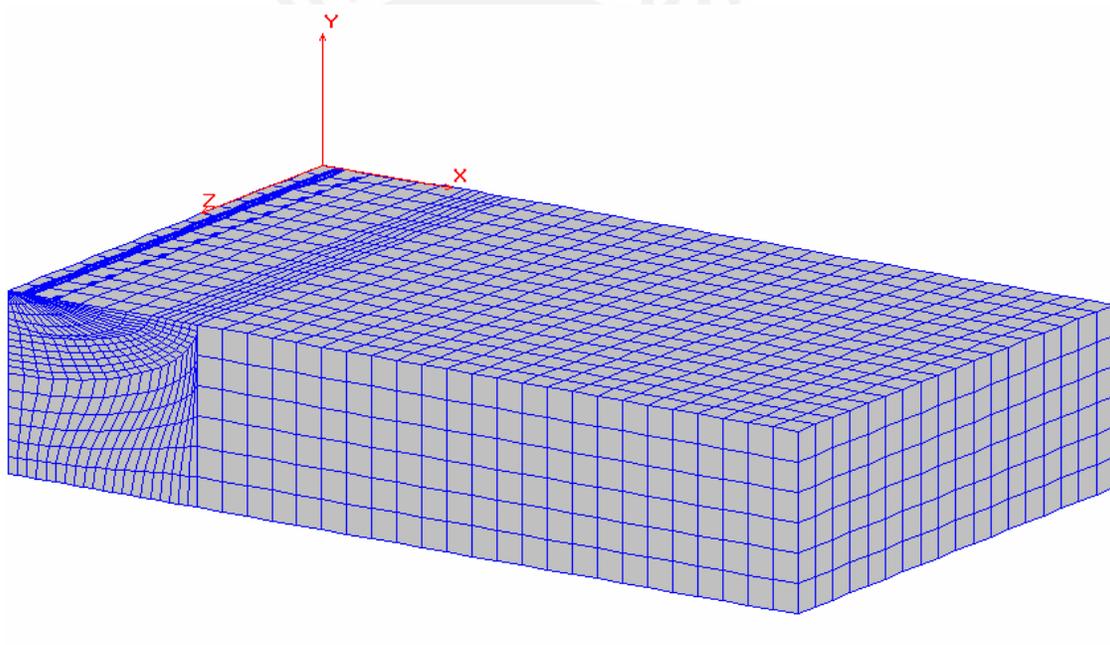


Fig. 3.45. Extrusión de las superficies enmalladas a lo largo del eje Z.

Culminada la operación de extrusión se necesita que la parte III forme un único modelo con el resto de la geometría creada (parte I y II), lo cual será alcanzado con la fusión de los nodos contenidos en las superficies comunes sin tomar en consideración a los nodos de las superficies de la fisura (superficie 1, 6, 19 y 24). Es recomendable limpiar la pantalla con el icono **Clear screen** de Geo Panel con la finalidad de facilitara el trabajo del usuario.

Control > Select > **by Reference**

Selection Entity > **ND: Node**

Reference Entity > **SF: Surface**

Beginning Surface > **2**

Ending Surface > **20**

Increment > **18**

Meshing > Nodes > **Merge**

Beginning Node > **1**

Ending Node > **NMAX**

Increment > **1**

Tolerance > **0.001**

Meshing > Nodes > **Compress**

Beginning Node > **1**

Ending Node > **NMAX**

[Repetir la secuencia:

*Control > Select > **by Referente,***

*Meshing > Nodes > **Merge,***

*Meshing > Nodes > **Compress;***

para alcanzar la fusión de los nodos de las combinaciones de las superficies: 3-21, 4-22 y 5-23].

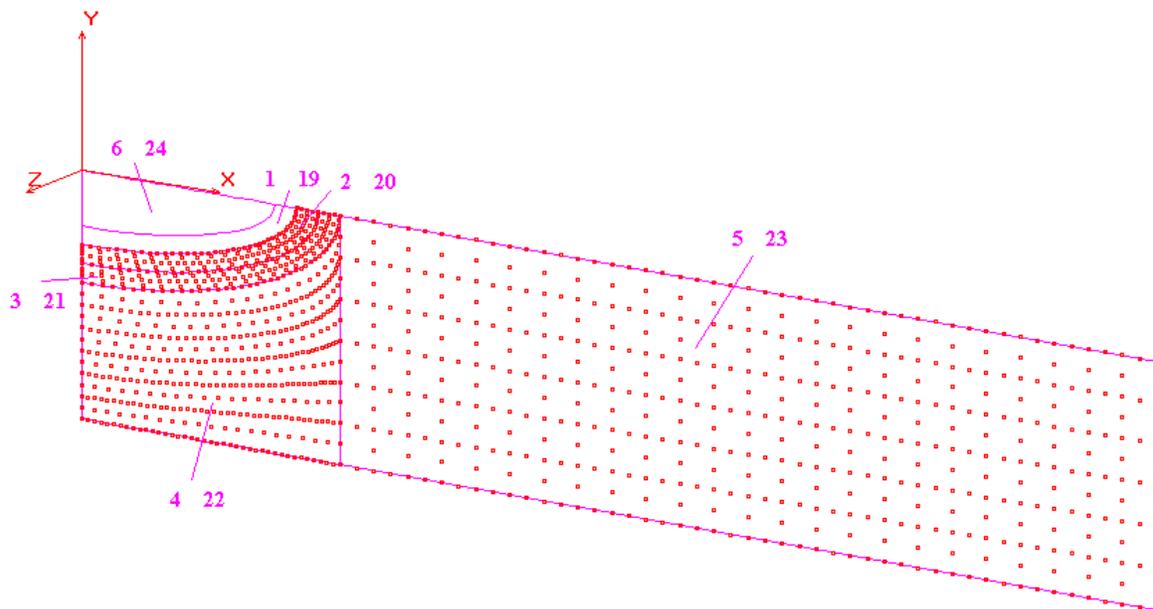


Fig. 3.46. Nodos fusionados con el objetivo de generar la fisura entre las superficies 1, 6, 19 y 24.

Fisura

Definir los puntos A y B como cabezas de fisura para que el programa considere la singularidad de esfuerzos involucrado en un análisis de fractura. Limpiar la pantalla, plotear la curva 1 para identificar la ubicación de la fisura. Es preciso identificar los

elementos cuyos nodos representarán los puntos A y B, mediante el comando *Edit > Identify > Elements*. Después de identificarlos se debe plotear y etiquetar sus nodos para facilitar la tarea de definir las fisuras. Para visualizar el modelo geométrico se debe limpiar la pantalla, inicializar cualquier selección y plotear todos los elementos.

Geometry > Curves > Editing > Plot

Control > Active > Entity Label

Beginning Curve > **1**

Entity > **ND: Node**

Ending Curve > **1**

Number plotting flag > **On: 1**

Increment > **1**

Control > Select > by Range

Analysis > Static > Crack > Define Crack

Coordinate system > **EL: Element**

Crack number > **1 [Punto A].**

Coordinate active. flag for X, Y, Z > **1**

Node 1 > **1**

X Coordinate lower range > **0**

Node 2 > **63**

X Coordinate higher range > **50**

Node 3 > **3**

Y Coordinate lower range > **-10**

Crack number > **2 [Punto B].**

Y Coordinate higher range > **0**

Node 1 > **41**

Z Coordinate lower range > **-1.7**

Node 2 > **103**

Z Coordinate higher range > **0**

Node 3 > **39**

Edit > Identify > Elements

[Click sobre el elemento de interés para determinar su numeración]

Control > Select > Initialize

Entity Name > **ALL**

Control > Select > by Reference

Aceptar por defecto.

Selection Entity > **ND: Node**

Geometry > Element > Editing > Plot

Reference Entity > **EL: Element**

Beginning Surface > **505**

Beginning Element > **1**

Ending Surface > **1075**

Ending Element > **ELMAX**

Increment > **570**

Increment > **1**

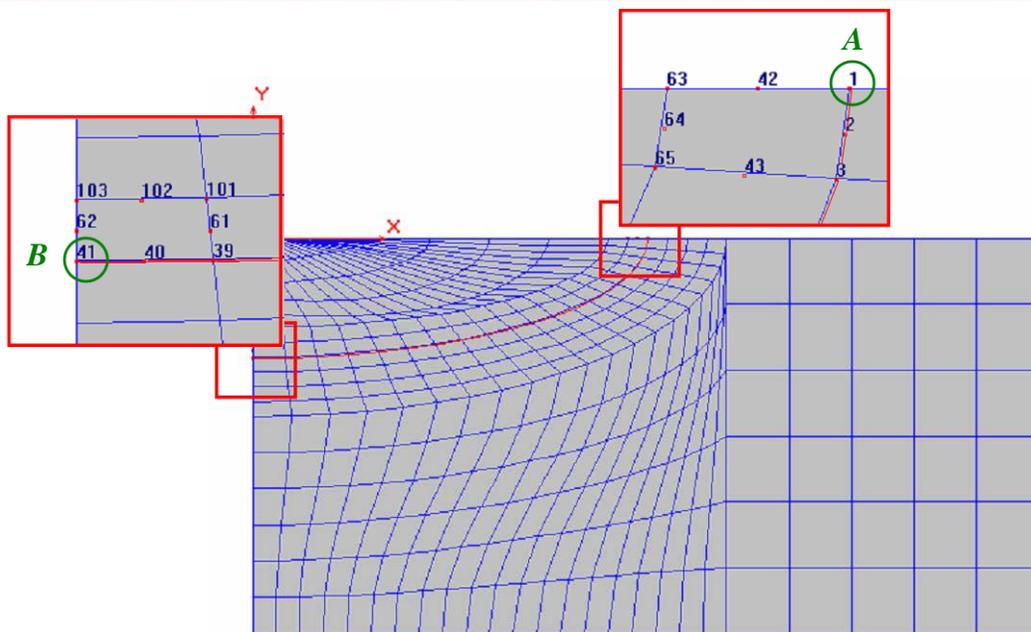


Fig. 3.47. Identificación de los nodos y su posterior definición de los puntos A y B.

Para obtener la vista completa del modelo bajo la perspectiva que muestra la Figura 3.3, es necesario utilizar el icono **Rotate** de Geo Panel y activar el icono **Y** para producir el giro del modelo sobre su eje Y.

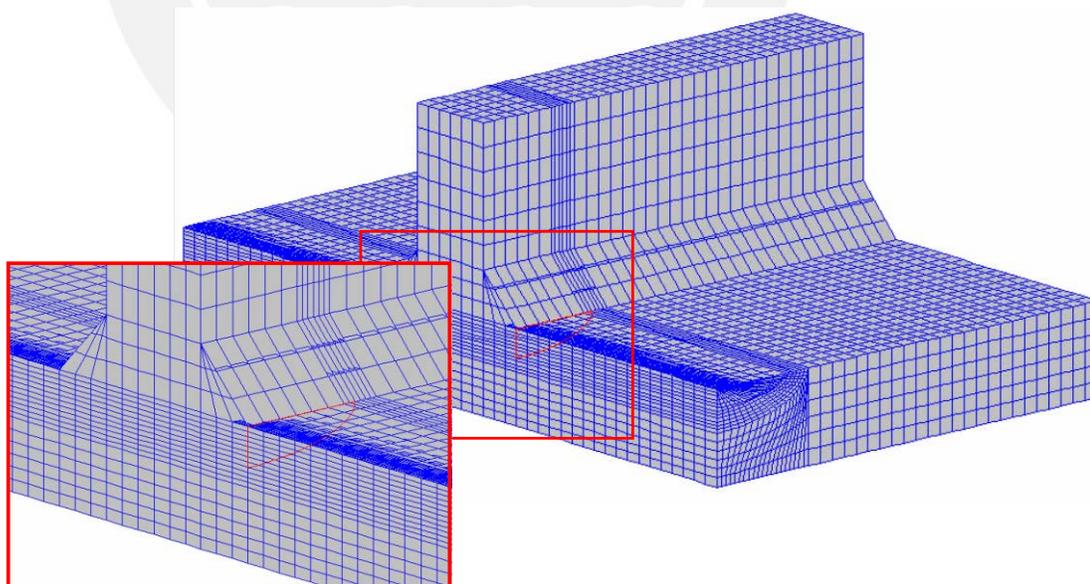


Fig. 3.48. Modelo geométrico completo con la fisura definida.

Condiciones de contorno

Impedir el desplazamiento X (UX) a todos los nodos contenidos en el plano de simetría mediante la opción *LoadsBC > Structural > Displacement > Define by Nodes*, como son ilustradas en la Figura 3.3. Aplicar restricción UY sobre los nodos contenidos sobre las dos aristas de la base que son paralelas a la fisura, además sobre los nodos contenidos sobre una de estas aristas definir también restricciones en UZ. La selección de nodos resulta ser una tarea fácil si éstos estarían contenidas en una curva previamente creada, pero los nodos fueron generados por extrusión así es que deben ser seleccionados mediante rangos.

Control > Select > **by Range** LoadsBC > Structural > Displacement > **Define by Nodes**

Coordinate system > **ND: Node**

Coordinate active. flag for X, Y, Z > **1**

X Coordinate lower range > **-1**

X Coordinate higher range > **0.001**

Y Coordinate lower range > **-11**

Y Coordinate higher range > **21**

Z Coordinate lower range > **-51**

Z Coordinate higher range > **31**

Beginning Node > **1**

Displacement Label > **UX**

Value > **0**

Ending Node > **NDMAX**

Increment > **1**

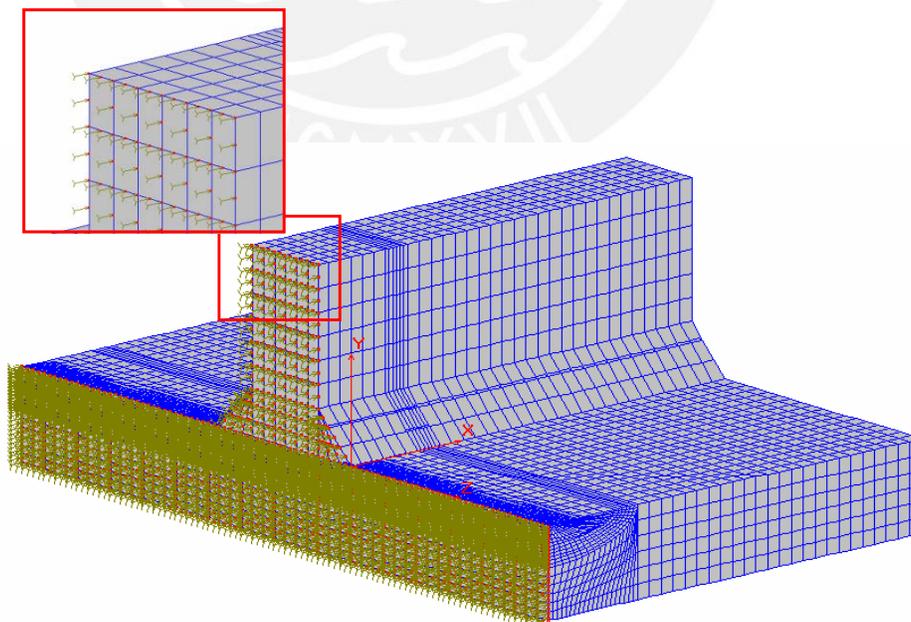


Fig. 3.49. Restricción UX sobre los nodos contenidos en el plano de simetría.

Para el primer grupo de nodos que tendrán restringido el desplazamiento en Y e Z

Control > Select > **Initialize**

Entity Name > **ND: Node**

Aceptar por defecto.

Control > Select > **by Range**

Coordinate system > **ND: Node**

Coordinate active. flag for X, Y, Z > **1**

X Coordinate lower range > **-1**

X Coordinate higher range > **51**

Y Coordinate lower range > **-11**

Y Coordinate higher range > **-9.8**

Z Coordinate lower range > **29.8**

Z Coordinate higher range > **31**

LoadsBC > Structural > Displacement >
Define by Nodes

Beginning Node > **1**

Displacement Label > **UY**

Value > **0**

Ending Node > **NDMAX**

Increment > **1**

Beginning Node > **1**

Displacement Label > **UZ**

Value > **0**

Ending Node > **NDMAX**

Increment > **1**

Segundo grupo de nodos que tendrán restringido el desplazamiento en Y.

Control > Select > **Initialize**

Entity Name > **ND: Node**

Aceptar por defecto.

Control > Select > **by Range**

Coordinate system > **ND: Node**

Coordinate active. flag for X, Y, Z > **1**

X Coordinate lower range > **-1**

X Coordinate higher range > **51**

Y Coordinate lower range > **-11**

Y Coordinate higher range > **-9.8**

Z Coordinate lower range > **-51**

Z Coordinate higher range > **-49.8**

LoadsBC > Structural > Displacement >
Define by Nodes

Beginning Node > **1**

Displacement Label > **UY**

Value > **0**

Ending Node > **NDMAX**

Increment > **1**

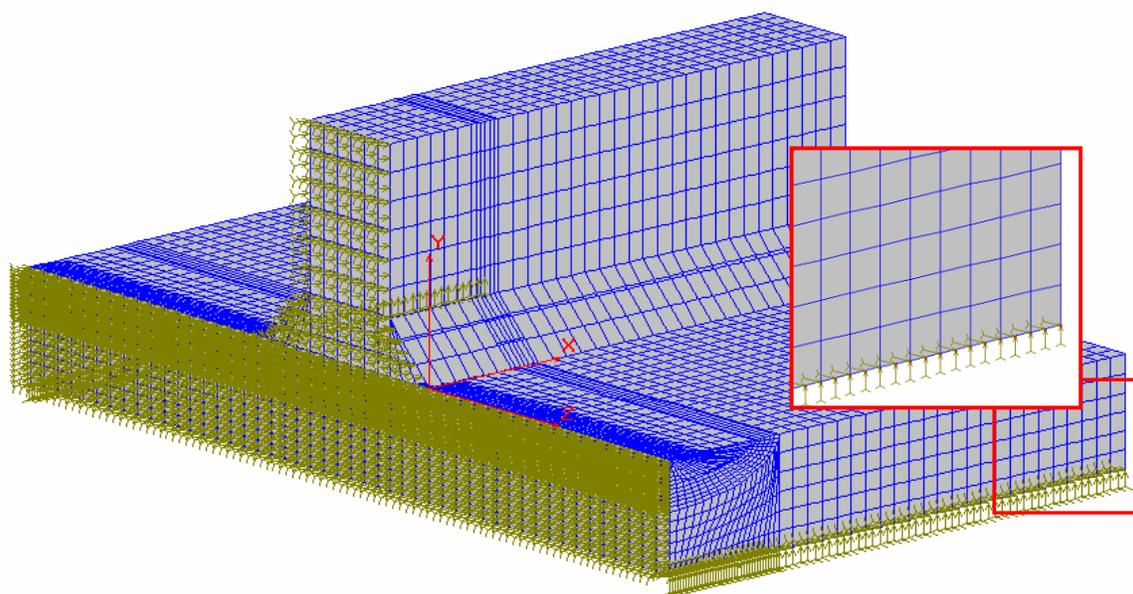


Fig. 3.50. Restricción UY y UZ sobre los nodos contenidos en una de las aristas de la base.

Para aplicar los esfuerzos de membrana sobre el modelo, se debe seleccionar los elementos ubicados en los extremos de la plancha horizontal y definir la carga sobre la cara externa. Para contar con un mejor ambiente de trabajo se recomienda limpiar la pantalla (Clear Screen) e inicializar cualquier selección hecha previamente, a continuación seleccionar el grupo de elementos ubicado en uno de los extremos mediante un rango (*Control > Select > by Range*), para luego imponer la carga en forma de presión sobre éstos mediante la opción *LoadsBC > Structural > Pressure > Define by Elements*. Cuando la carga es aplicada sobre una de las caras seleccionada de los elementos, se debe verificar que la fecha, que simboliza la presión ejercida sobre el nodo, tiene una dirección normal a la superficie del elemento y que su sentido sea el correcto.

Control > Select> **Initialize**

...

Control > Select > **by Range**

Coordinate system > **EL: Elements**

Coordinate active. flag for X, Y, Z > **1**

X Coordinate lower range > **-1**

X Coordinate higher range > **51**

Y Coordinate lower range > **-11**

Y Coordinate higher range > **1**

Z Coordinate lower range > **28**

Z Coordinate higher range > **31**

Control > Select> **Initialize**

...

Control > Select > **by Range**

Coordinate system > **EL: Elements**

Coordinate active. flag for X, Y, Z > **1**

X Coordinate lower range > **-1**

X Coordinate higher range > **51**

Y Coordinate lower range > **-11**

Y Coordinate higher range > **1**

Z Coordinate lower range > **-51**

Z Coordinate higher range > **-48**

LoadsBC > Structural > Pressure > **Define by Elements**

Beginning Element > **1**

Pressure magnitude > **-100**

Face number [1,6] > **6**

Ending Element > **ELMAX**

Increment > **1**

Pressure direction > **4 Normal**

LoadsBC > Structural > Pressure > **Define by Elements**

Beginning Element > **1**

Pressure magnitude > **-100**

Face number [1,6] > **6**

Ending Element > **ELMAX**

Increment > **1**

Pressure direction > **4 Normal**

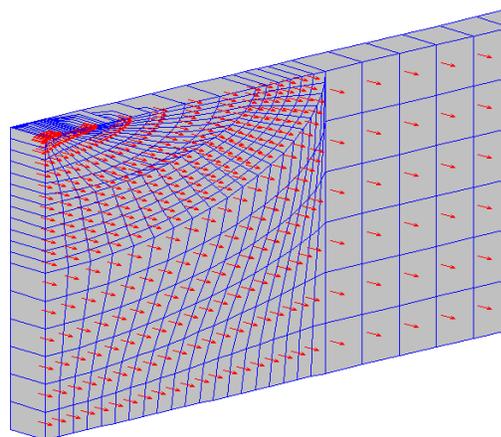


Fig. 3.51. Elementos seleccionados por rango en cuya cara externa es aplicado el esfuerzo de membrana.

El esfuerzo de flexión será aplicado bajo su equivalente de un par de fuerzas y a su vez cada fuerza puntual es distribuida en diez nodos, como lo ilustra la Figura 3.3. Una vez calculada la fuerza por nodo, debe ser aplicada en tracción sobre cinco nodos equidistantes entre sí y de igual forma en compresión.

Momento flector

$$M_b = \frac{\sigma_b 2w t^2}{6}$$

Donde:

$$\sigma_b = 30 \frac{N}{mm^2},$$

$$w = 50mm \text{ y}$$

$$t = 10mm,$$

entonces

$$M_b = \frac{(30)(100)(10^2)}{6} = 50,000 Nmm$$

Par de fuerzas

$$F_b = \frac{M_b}{t} = \frac{50,000}{10} = 5,000 N$$

$$F_b^* = \frac{F_b}{\text{número de nodos}} = \frac{5,000}{10} = 500 N$$

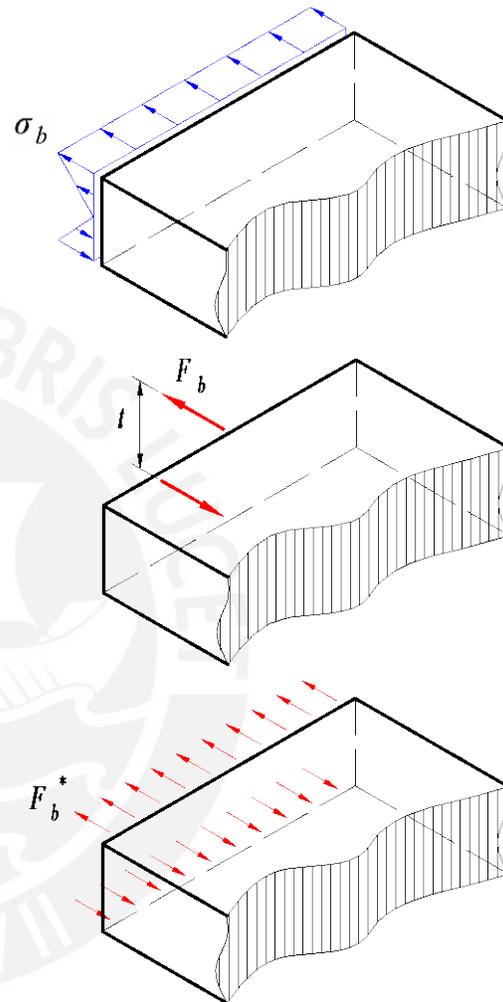


Fig. 3.52. Equivalencia del esfuerzo flector a fuerzas puntuales.

Plotear los nodos que se encuentra contenidos en los elementos anteriormente seleccionados, es preciso identificar los nodos mediante la opción Edit > Identify > Nodes para extraer información sobre su ubicación y numeración, logrando de esta forma que la tarea de imponer las cargas puntuales sea más ágil.

Control > Select > **by Reference**

Selection Entity > **ND: Node**

Reference Entity > **EL: Element**

Beginning Surface > **1**

Ending Surface > **ELMAX**

Increment > **1**

Edit > Identify > **Nodes**

[Click sobre el nodo de interés para determinar su ubicación y numeración].

LoadsBC > Structural > Force > **Define by Nodes**

Beginning Node > **1**

Force label > **FZ: Force in Z**

Value > **500**

Ending Node > **1**

Increment > **1**

[Repetir la operación para los cinco nodos a tracción y para los cinco nodos en compresión considerar -500].

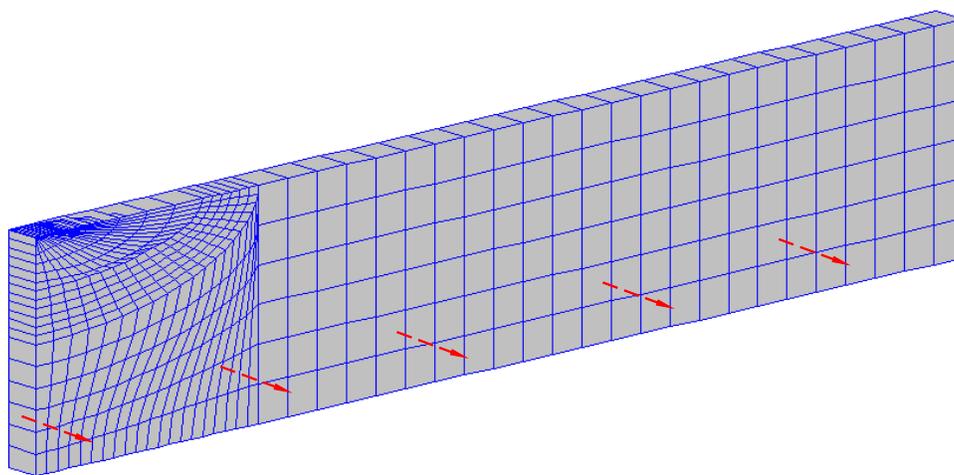


Fig. 3.53. Fuerza por nodo aplicada en tracción y en compresión.

Análisis

Analizar el caso bajo un estudio elástico lineal.

Geo Panel:

Analysis > Static > **Run Static Analysis**

Resultados

Visualizar los resultados gráficamente como un campo de esfuerzos resultantes (von Mises) de diferentes intensidades sobre el modelo distorsionado por la tensión aplicada.

Control > Select > **Initialize**Results > Plot > **Stress**Entity Name > **ND: Node**Component > **VON: von Mises stress**

Aceptar por defecto.

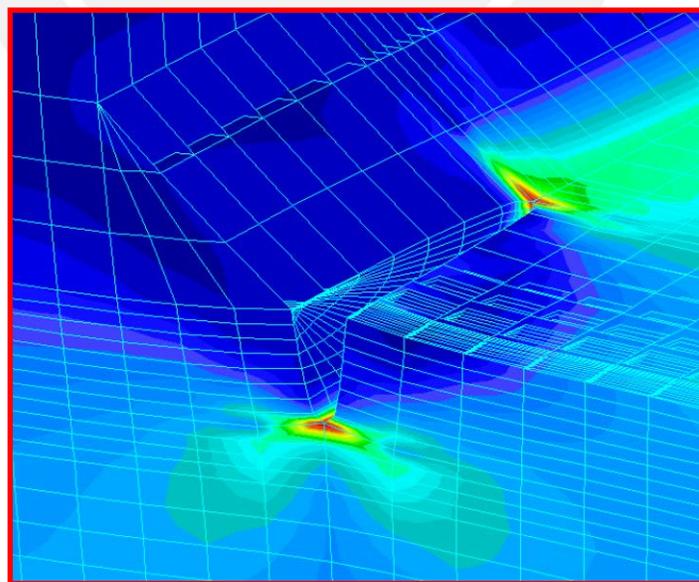
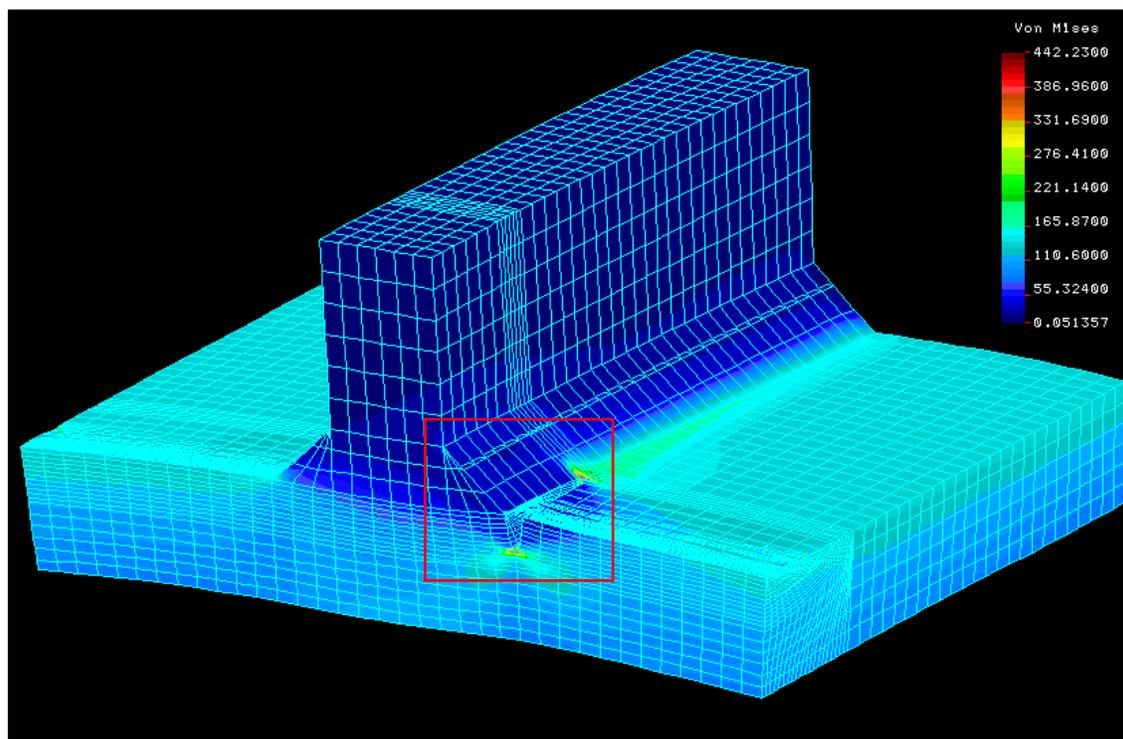
Shape flag > **1: Deformed**Deformed scale factor > **120**

Fig. 3.54. Esfuerzos von Mises del modelo deformado bajo una escala 120.

Los resultados del factor de intensidad de tensiones que caracterizará la tenacidad de la fractura de los puntos A y B están registrados en un archivo de extensión **.out** y puede ser encontrado mediante la opción *File > Edit file*

Geo Panel:

File > **Edit file**

Filename > **"name".out**

CRACK STRESS INTENSITY FACTORS FOR CRACK 1
(using displacement method)

KI = 0.277682E+03

CRACK STRESS INTENSITY FACTORS FOR CRACK 2
(using displacement method)

KI = 0.366759E+03

Fig. 3.55. K modo-I de fractura evaluado en los puntos A (Crack 1) y B (Crack 2) de una fisura superficial semi-elíptica ubicada en una unión de filete

Los resultados de la modelación tienen como unidades $Nmm^{-3/2}$, para ser comparada con la tenacidad crítica del material AISI 4130 (ver Tabla 3.7) es necesario realizar la conversión a $Nm^{-3/2}$. Al comparar los valores críticos del acero con los resultados de la modelación, se puede afirmar que la fisura contenida en la plancha, no se propaga bajo las condiciones en que se encuentra. La inestabilidad de la fisura se produce cuando el valor de la tenacidad se aproxima peligrosamente al valor crítico de $110 \times 10^6 Nm^{-3/2}$.

Tabla 3.7. Valor de tenacidad crítica de un acero AISI 4130 y los K_I calculados por COSMOS/M en el punto A y B.

Material	Punto	Tenacidad crítica	COSMOS/M	
		$K_{IC} (Nm^{-3/2})$	$K_I (Nmm^{-3/2})$	$K_I (Nm^{-3/2})$
AISI 4130	A (Crack 1)	110×10^6	277.682	8.8×10^6
AISI 4130	B (Crack 2)	110×10^6	366.759	11.6×10^6

CONCLUSIONES.

- Conclusiones de la modelación bidimensional:

Los resultados de la modelación de los especímenes CCT, DENT y SENT han generado mínimas diferencias al ser comparados con los valores analíticos de las respectivas referencias. El análisis del espécimen CCT arroja los mejores resultados para la malla 3 y si se comparan las curvas generadas por los resultados de la modelación y de los valores analíticos en un diagrama K vs a , es posible apreciar que ambas tienen la misma tendencia y que el error entre ellas es despreciables (promedio -0.01%). El análisis de los especímenes DENT y SENT arroja los mejores resultados cuando son evaluados bajo una la malla 2. Al comparar los resultados en un diagrama K vs a , las curvas de la modelación y de los valores analíticos tienen la misma tendencia, y los valores de error son bajos, cuyo promedio es igual a -2.5% para DENT y de -3.4% para SENT.

Los resultados de la modelación de los especímenes CCT, DENT y SENT son satisfactorios, confirman que la metodología empleada para el análisis de un problema de fractura elasto-lineal es adecuada, permitiendo afirmar la factibilidad de la modelación bidimensional con el programa seleccionado.

- Conclusiones de la modelación tridimensional:

La modelación practicada a la plancha que contiene una fisura superficial semi-elíptica, ofrece resultados muy similares a los valores calculados mediante expresiones analíticas. Para la validación de los resultados del punto "A", cuando la fisura crece verticalmente, se generó curvas en un diagrama K vs a , donde es posible apreciar que los resultados analíticos y de la modelación tienen la misma tendencia y son similares, cuyo error promedio es igual a $0,9\%$. Cuando la fisura crece horizontalmente, la tendencia de las curvas en un diagrama K vs c es similar con un error promedio de $1,4\%$ entre sus valores. La tarea de validación del punto "B" encontró tendencia similares y errores bajos, cuando la fisura crece verticalmente el error promedio es igual a $-3,1\%$ y cuando la fisura crece horizontalmente el error promedio es igual a $-0,7\%$.

Los resultados obtenidos de K para una fisura superficial semi-elíptica en una unión soldada de filete manifiestan tendencias similares a los resultados analíticos, concluyendo que el comportamiento de la fisura es correctamente interpretado por el software. La evaluación del punto “A” cuando la fisura crece de forma vertical y horizontal se obtuvieron errores promedio de -41,4% y de -31,5%, respectivamente, siendo estos valores muy altos que no posibilitan la validación para este caso. A diferencia del punto “A”, el análisis del punto “B” generó errores bajos, cuyos valores son de -6,4% cuando la fisura crece de forma vertical y de -7,4% cuando la fisura crece de horizontal.

Después de realizar el análisis de los resultados del estudio de la fractura elasto-lineal en una unión de filete, se puede indicar que la tarea de validar no se pudo concretar, quedando dicha tarea en una comparación de resultados. Se recomienda continuar con el estudio del caso con la intención de encontrar el origen de las diferencias entre los valores analíticos y los resultados de la modelación.

- Conclusiones generales:

La comparación de los resultados obtenidos por el programa y los valores analíticos, fue un método muy eficaz para alcanzar la validación de los resultados de la modelación. Las expresiones contenidas en la bibliografía de H. Tada, *“The stress analysis of cracks handbook”*, y en la norma API, *“Recommended practice 579 Fitness for service”*, cuentan con un fuerte sustento teórico y pueden ser tomadas como referencias.

Se puede considerar la inexistencia de particularidades desde el punto de vista de las propiedades del material para efectos de la caracterización de la tenacidad a la fractura elasto-lineal de una unión soldada (uniones soldadas no disímiles), ya que el material base y el cordón de soldadura comparten valores de módulo de elasticidad y de coeficiente de Poisson muy similares. El esfuerzo de fluencia de un material base y de un cordón de soldadura poseen una significativa diferencia, pero esta propiedad tiene repercusión en la caracterización de la tenacidad de la fractura elasto-plástica con la J -Integral o con CTOD.

Se puede afirmar la factibilidad del análisis de la fractura elástica lineal apoyado de herramientas computacionales, lo cual nos da la gran posibilidad de tratar problemas

concretos de la industria con ayuda de un software de elementos finitos en dos dimensiones. La posibilidad de tratar problemas tridimensionales requiere de más estudios y será de tema de posteriores investigaciones.



BIBLIOGRAFÍA

1. American Petroleum Institute API *“Recommended practice 579 Fitness for service”*. Washington, D.C., 2000.
2. Anderson, T. L. *“Fracture Mechanics. Fundamentals and Applications”*. CRC Press. 1991.
3. ASTM E1681-03. *“Standard Test Method for Determining a Threshold Stress Intensity Factor for Environment-Assisted Cracking of Metallic Materials”*.
4. ASTM E647-05. *“Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates”*.
5. Ávila Álvarez, Guillermo. *“Estudio de la retracción y el agrietamiento de arcillas”*. Aplicación a la arcilla de Bogotá. Tesis Doctoral. INGENYERIA DEL TERRENY CARTOGRÁFICA I GEOFÍSICA. UPC. Barcelona. 2005.
6. Blauel J. G. *“The Fracture Mechanics of Welds”*. 12th Plenary Fracture Mechanics of the European Group on Fracture. September 26-27, 1985.
7. Chandrupatta, Tirupathi R. / Belengundu, Ashok D. *“Introducción al estudio del elemento finito en ingeniería”*. Segunda Edición. Prentice Hall, México. 1999.
8. COSMOS/M. *“Online Manual”* (PDF). Structural Research and Analysis Corporation. California. EEUU. 2002.
9. E399-06 *“Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness K_{Ic} of Metallic Materials”*. American Society for Testing of Materials. 2006.
10. E1820-06 *“Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness”*. American Society for Testing of Materials. 2006.
11. Elices Calafat, Manuel. *“Mecánica de la fractura” Aplicada a sólidos elásticos bidimensionales*. Departamento de Ciencias de Materiales de la Escuela de Caminos de la Universidad Politécnica de Madrid, Diciembre de 1995.
12. Franco R. Rosendo. *“Aplicación del método de los elementos finitos en ingeniería mecánica”*. Centro de Educación Continua. PUCP. Lima. Marzo 2003.
13. Laird, George, II, Epstein, Jonathan S. *“Mechanical Engineering”* New York. Nov 1992. Tomo 114, N° 11.
14. Mayugo Majó, Joan Andreu. *“Estudio constitutivo de materiales compuestos laminados sometidos a cargas cíclicas”*. RESISTÈNCIA DE MATERIALS I ESTRUCTURES A L'ENGINYERIA. UPC. Barcelona. 2003.
15. Morhain, Cédric. *“Microestructura y propiedades mecánicas de compuestos de polipropileno con hidróxido de magnesio y aluminio moldeados por inyección”*.

- Tesis Doctoral. CIÈNCIA DELS MATERIALS I ENGINYERIA METAL·LÚRGICA. UPC. Barcelona. 2001.
16. Oliver Olivella, Xavier. *“Mecánica de medios continuos para ingenieros”*. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona 2002.
 17. Oller, Sergio. *“Fractura mecánica” Un enfoque global*. Primera Edición. CINME. Barcelona, España. Enero 2001.
 18. Samaniego Alvarado, Esteban. *“Contributions to the continuum modelling of strong discontinuities in two-dimensional solids”*. RESISTÈNCIA DE MATERIALS I ESTRUCTURES A L'ENGINYERIA. UPC. Barcelona. 2003.
 19. Sánchez Soto, Miguel Ángel. *“Comportamiento mecánico y fractura de mezclas de poliestireno y microesferas de vidrio”*. Tesis Doctoral. CIÈNCIA DELS MATERIALS I ENGINYERIA METAL·LÚRGICA. UPC. Barcelona. 2000.
 20. Saxena, Ashok. *“Nonlinear fracture mechanics for engineers”*. July 1997
 21. Tada, Hiroshi. *“The stress analysis of cracks handbook”*. The American Society of Mechanical Engineers. 2000.
 22. Zinkham, Robert E. *“Fracture Toughness of Weldments”*. The American Society of Mechanical Engineers. The 1984 Pressure and Piping Conference and Exhibition San Antonio, Texas. June 17-21,1984.