

ESTUDIO DE LA PROPAGACIÓN DE FISURAS EN VAINAS DE COMBUSTIBLES NUCLEARES MEDIANTE MECÁNICA DE FRACTURA ELASTO-PLÁSTICA

Ezequiel Goldberg y Alejandro Soba

Sector Códigos y Modelos, Gerencia Ciclo del Combustible Nuclear, Comisión Nacional de Energía Atómica, <http://www.cnea.gov.ar/>, ezequielgoldberg@cnea.gov.ar, soba@cnea.gov.ar

Palabras Clave: fractomecánica, vainas, Zircaloy, elementos finitos, combustibles nucleares

Resumen. Dentro del Sector Códigos y Modelos de la Gerencia Ciclo de Combustible Nuclear de la Comisión Nacional de Energía Atómica, se ha desarrollado un código denominado DIONISIO que analiza el comportamiento de una barra de combustible nuclear bajo irradiación. El mismo provee información, tanto en casos de operación normal del reactor como en casos de accidente, del comportamiento de las pastillas de UO₂ (combustible usado en el 95% de los reactores del mundo) así como de la vaina que las contiene, en general de Zircaloy. En particular, en el marco de este trabajo, se analiza un modelo de crecimiento de fisuras en vainas de combustibles nucleares bajo irradiación, incluido en el código. Dicho modelo parte de considerar la existencia de un iniciador (tip) suficientemente profundo como para concentrar tensiones y comenzar la propagación. Posteriormente, se estudia la condición de propagación dúctil mediante la función de intensidad de tensiones J , resuelta en múltiples caminos alrededor del tip de la fisura, para después vincular dicho resultado promediado con la curva J_R del material. Los resultados obtenidos de las simulaciones se comparan con resultados analíticos obtenidos de la literatura, con resultados experimentales y contra soluciones numéricas de otros códigos de elementos finitos existentes en el mercado. El modelo analizado se aplica a geometrías en dos y tres dimensiones, usando el método de elementos finitos con mallas estructuradas y no estructuradas, construidas ad-hoc mediante malladores propios o de código libre, tanto con elementos lineales como con elementos de segundo orden. En los casos bidimensionales se considera deformación plana (*plane strain*), incluyendo las componentes elásticas y plásticas.

1 INTRODUCCIÓN

Casi la totalidad de los reactores nucleares que funcionan actualmente en el mundo se valen de pastillas de óxido de Uranio (UO₂) como combustible, encapsulado en vainas de Zircaloy, una aleación de zirconio utilizada principalmente con este propósito (Soba (2007)). Consecuentemente, resulta fundamental estudiar y analizar los procesos en los que se ven involucrados los materiales, en las condiciones de muy alta exigencia a las que se encuentran sometidos en el núcleo de un reactor tanto en operación normal como en situaciones de accidente. Las vainas, específicamente, se ven sometidas mecánicamente a presiones interiores (por los gases liberados internamente) y exteriores (por el refrigerante), así como a la interacción mecánica entre pastilla y vaina (PCMI por sus siglas en inglés) (Soba (2008), Soba (2009)), en un contexto de muy alta temperatura. Por estos motivos, es de gran importancia modelar el comportamiento del material con el objetivo de obtener conocimiento respecto de la resistencia, las posibles fallas, la evolución de fisuras y las deformaciones que pueden ocurrir dadas sus características de la aleación y la geometría correspondiente.

En particular y en circunstancias de rampas de potencia elevadas, situación que suele darse en procesos de anomalías y/o accidentes, las condiciones de respuesta mecánica de las vainas no son suficientemente rápidas llegando a producirse fallas y roturas de las mismas. Estas situaciones son propias de accidentes del tipo LOCA (accidente por pérdida de refrigerante, según sus siglas en inglés) (Ek (2005), Lemes (2017), Lestinen (2004)) aunque en determinadas situaciones experimentales se somete a distintos tipos de vainas a fuertes rampas de cortos minutos de duración, para analizar su respuesta termomecánica (Perez (2008), Stuckert (2011), Djurle (1979), Djurle (1981), Djurle (1983), Djurle (1983), Djurle (1985), Djurle (1985)).

El código DIONISIO, desarrollado íntegramente por el Sector Códigos y Modelos de la Comisión Nacional de Energía Atómica (Gerencia Ciclo del Combustible Nuclear), permite analizar el comportamiento de una barra de combustible, incluyendo la vaina, evaluando una gran variedad de aspectos en conjunto o por separado, mediante distintos modos de ejecución. Una de sus variantes, bajo operación normal, analiza el crecimiento de una fisura sobre la vaina a partir de un iniciador que en general se supone de unos pocos micrones, similar al tamaño de un defecto de pocas distancias atómicas. Este modelo es bidimensional y analiza el crecimiento de la fisura mediante la teoría fractomecánica elastoplástica de la integral J de Rice (1968). Otra de las variantes del código propone analizar la evolución de un elemento combustible bajo condiciones de accidente de tipo LOCA, condiciones en las que la vaina, sometida a fuertes gradientes de temperatura y presión interna, puede llegar a romperse (Ek (2005), Lemes (2017), Lestinen (2004)). Finalmente, existen una serie de situaciones experimentales en donde se somete a las vainas de combustibles a temperatura y aumento de la presión interna hasta que estallan por fisuración rápida.

En el marco de la extensión de predictibilidad del código DIONISIO, se pretende desarrollar modelos numéricos para simular las situaciones mencionadas en el párrafo anterior. Siendo el problema fuertemente anisotrópico, un modelo adecuado debe ser tridimensional además de contemplar la presencia de gradientes térmicos en la descripción del proceso de fisuración. En este contexto se presenta este trabajo en donde se da cuenta de las primeras instancias llevadas a cabo en el Sector Códigos y Modelos para modelar el crecimiento y rotura de vainas de Zircaloy sometidas a condiciones normales o de accidente en experimentos controlados. En primer lugar, se propone modelar en dos y tres dimensiones el crecimiento de una fisura mediante la teoría fractomecánica de la integral J. En segundo lugar, y dada la anisotropía de las condiciones de experimentación de este problema, se ha comenzado a estudiar la teoría de elementos cohesivos para analizar el avance de fisuras orientadas azarosamente. En ambos casos, se extendió el desarrollo a tres dimensiones para sumar realismo a la simulación.

En este trabajo se presenta el grado de avance de este estudio, las teorías respectivas de cada tipo de análisis, esto es Mecánica de Fractura Elasto-Plástica (MFEP) y Fractura Cohesiva, y los primeros resultados de validación de los modelos contra software comercial (COMSOL) y distintos resultados obtenidos de la literatura.

2 MÉTODOS

2.1 Integral J o Integral de Rice

Uno de los métodos de análisis utilizados en este trabajo se basa en la MFEP, ya que se trabaja sobre materiales dúctiles en los que puede ocurrir una extensa flexibilización en la cercanía de la punta de la fisura. En este método se aplican dos parámetros fundamentales para evaluar el crecimiento de fisuras: la integral J de Rice (1968) y la separación o apertura de los bordes de la fisura (δ o COD por sus siglas en inglés). Este trabajo en particular se ha centrado en los criterios de la integral J.

Este modelo supone el comportamiento elasto-plástico como elástico no lineal y provee una forma de cuantificar las condiciones en el extremo de la fisura en términos de estrés y desplazamiento a lo largo de un camino suficientemente alejado de la zona de la singularidad.

La integral J se define como:

$$J = \int_{\Gamma} \left(U dy - t_i \left(\frac{\partial u_i}{\partial x} \right) ds \right) \quad (1)$$

en donde U es la densidad de energía de tensión, t_i es el vector de tracción, u_i es el vector de desplazamiento y ds es un elemento del arco a lo largo del contorno de integración Γ .

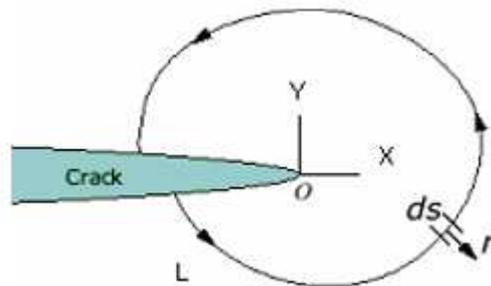


Fig. 1 Camino para la evaluación de la integral J.

El valor de J es independiente del camino elegido (Fig. 1), siempre que los puntos inicial y final del contorno se encuentren en caras opuestas de la fisura y que las caras de la fisura se encuentren libres de estrés.

Al incrementar la carga sobre un material dado con una fisura, la región plástica comenzará a dominar el campo de la fisura. Si continúa incrementándose, el extremo de la fisura se redondea y se alcanza un valor crítico J_{I0} , a partir del cual la fisura crecerá en forma estable y dúctil. J_{I0} es el punto crítico y es una medida conservativa de la tenacidad a la fractura dúctil del material.

2.2 Integral J en tres dimensiones

Análogamente a los enfoques desarrollados para los cuerpos agrietados 2-D, un parámetro J-integral 3-D, se emplea para caracterizar la intensidad de la tensión y del estrés localmente a lo largo de una grieta curvada para condiciones no lineales, (modo I). En particular se utiliza

una extensión de la integral del contorno de Rice para las geometrías 3-D que añaden una serie de términos de integral de área a la Eq. 1. En primer lugar, vale la pena aclarar que la integral en tres dimensiones ya no resulta dependiente del camino, y depende del punto del frente de la fisura en donde se evalué, siendo máxima en el centro del mismo (considerado una situación mecánica simétrica) (Dodds (1990)). En la Fig. 2 se observan tres caminos y sus áreas incluidas, construidos sobre el frente de la fisura. La integral J total se calcula como el promedio de los valores obtenidos sobre cada camino. Los ejes coordenados x_1 , x_2 , x_3 corresponden a un sistema de referencia anclado en el frente de la fisura, con x_1 - x_3 en el plano de la fisura y x_2 normal al mismo.

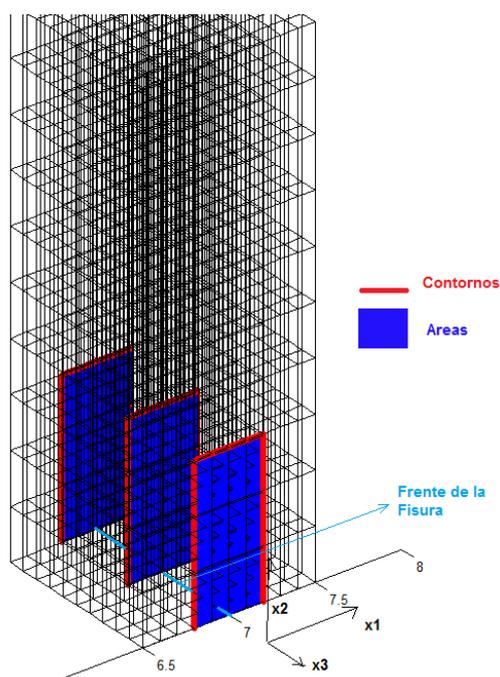


Fig. 2 Caminos para calcular la integral J en tres dimensiones para una malla estructurada (hexaedros de ocho nodos).

La integral J se compone la suma de tres términos de integral de contorno y tres de área, en donde la integral se realiza sobre el área circunscrita por el contorno elegido.

$$J = \sum_k J_{C_k} + \sum_k J_{A_k} \quad (2) \quad J_{C_1} = \int_{\Gamma} W^E n_1 d\Gamma \quad (3)$$

$$J_{C_2} = \int_{\Gamma} W^P n_1 d\Gamma \quad (4) \quad J_{C_3} = - \int_{\Gamma} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} T_i d\Gamma \quad i = 1,2,3 \quad (5)$$

$$J_{A_1} = - \int_A \frac{\partial W^P}{\partial x_1} dA \quad (6) \quad J_{A_2} = \int_A \sigma_{ij} \frac{\partial \varepsilon_{ij}^P}{\partial x_1} dA \quad i = 1,2,3 \quad (7)$$

$$J_{A_3} = \int_A \frac{\partial (\sigma_{i3} \frac{\partial u_i}{\partial x_1})}{\partial x_3} dA \quad i = 1,2,3 \quad (8)$$

W^E y W^P son las energías elásticas y plásticas respectivamente, u_i los desplazamientos, ε_{ij} el tensor de deformaciones y σ_{ij} el de tensiones.

2.3 Propagación de fisuras

Muchos materiales presentan un crecimiento de fisuras no catastrófico. Es decir que una vez que el valor de J supera los valores críticos, la fisura no evoluciona descontroladamente, sino que crece en función del tiempo y de las condiciones de tensión a las que se somete al material a través de una curva denominada resistencia al crecimiento de fisura (J_R o curva R). Un material presenta un crecimiento de fisura estable cuando la función de intensidad J es igual a la curva R y cuando $\frac{dJ}{da} \leq \frac{dJ_R}{da}$. En caso contrario, la fractura crecerá de forma inestable. La pendiente de la curva JR en algún estadio del crecimiento de a , proporciona información acerca de la estabilidad de ese crecimiento. Para que exista un crecimiento estable controlado por J , es necesario que exista deformación controlada en el entorno de la fisura con la posible excepción de una pequeña zona en el vértice, debido a que en estas condiciones son válidos los cálculos incrementales.

2.4 Modelo de Zona Cohesiva (MZC)

El concepto de Zona Cohesiva, concebido por Barenblatt (1962), Dugdale (1960), Rice (1968) y otros, considera la fractura como un fenómeno gradual en el cual se produce una separación entre dos superficies virtuales adyacentes a lo largo de una extensión del extremo de la fisura (zona cohesiva) y es resistido por la presencia de fuerzas cohesivas. Estas fuerzas se plasman en leyes de tracción-separación y vinculan el mecanismo de falla micro estructural al campo de deformación del continuo.

Mientras que una fisura convencional no cuenta con transmisión de estrés entre las superficies correspondientes de la fisura, la “fisura virtual”, tal como es descrita por la zona cohesiva, es un campo activo de estrés interactivo entre un par de superficies virtuales. El proceso de fractura es visto como el decaimiento progresivo de la fuerza del material a lo largo de superficies virtuales adyacentes. Las tracciones cohesivas (Eq. 12 y Eq. 13) entre las potenciales superficies de fisura trabajan como resistencia a la propagación de dicha fisura. Al ser sometido a presiones externas, la estructura atómica del material se modifica y se refleja como variaciones en la tracción cohesiva. Hasta una determinada separación de las superficies virtuales, la tracción cohesiva sigue una tendencia creciente. Después de alcanzar la separación crítica, la tracción cohesiva disminuye hacia cero. Cuando las tracciones entre superficies disminuyen, las superficies cohesivas se separan, definiendo la formación de una fisura macroscópica. El estado de estrés entre las superficies cohesivas evoluciona de acuerdo con una cierta ley de ablandamiento del material, llamada ley cohesiva o ley de tracción-separación. Cuando la tracción cohesiva disminuye a cero, se define el extremo real de la fisura.

Xu (1994) define una ley cohesiva utilizada numerosas veces en la literatura en función del siguiente potencial:

$$\Phi(\Delta_n, \Delta_{ta}) = \Phi_n + \Phi_n \exp\left(-\frac{\Delta_n}{\delta_n}\right) \left\{ \left[1 - r + \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right] \frac{1-q}{r-1} - \left[q + \left(\frac{r-q}{r-1} \right) \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right] \exp\left(-\frac{\Delta_{ta}^2}{\delta_{ta}^2}\right) \right\} \quad (9)$$

De manera que se puede calcular la tensión de tracción normal T_n y tangencial T_{ta} derivando el potencial (Eq. 9) con respecto a la separación:

$$T_n = \frac{\partial \Phi}{\partial \Delta_n} \quad (10) \quad ; \quad T_{ta} = \frac{\partial \Phi}{\partial \Delta_{ta}} \quad (11)$$

$$T_n = \frac{\Phi_n}{\delta_n} \exp\left(-\frac{\Delta_n}{\delta_n}\right) \left\{ \frac{\Delta_n}{\delta_n} \exp\left(-\frac{\Delta_{ta}^2}{\delta_{ta}^2}\right) + \frac{1-q}{r-1} \left[1 - \exp\left(-\frac{\Delta_{ta}^2}{\delta_{ta}^2}\right) \right] \left[r - \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right] \right\} \quad (12)$$

$$T_{ta} = 2 \left(\frac{\phi_n \Delta_{ta}}{\delta_{ta}^2} \right) \left[q + \left(\frac{r-q}{r-1} \right) \frac{\Delta_n}{\delta_n} \right] \exp \left(-\frac{\Delta_n}{\delta_n} \right) \exp \left(-\frac{\Delta_{ta}^2}{\delta_{ta}^2} \right) \quad (13)$$

Los parámetros cohesivos clave que describen el MZC consisten en la fuerza cohesiva, definida por el valor máximo de la curva tracción-separación; la energía cohesiva, representada por el área bajo la curva de tracción-separación y la longitud característica que suele ser el valor de separación correspondiente a la fuerza cohesiva. Además de la resistencia en el extremo de la fisura, este modelo puede describir el proceso completo de fractura, incluyendo el inicio de la fisura y su propagación, por lo que no precisa un iniciador, que resulta necesario en los modelos convencionales de mecánica de fractura.

Para cada elemento cohesivo en el espacio, se obtiene una superficie media promediando las posiciones de las dos caras triangulares. Se promedian las posiciones de los nodos dando origen a los puntos medios (de aquí en adelante, P_M), 1-4, 2-5 y 3-6. A partir de esta superficie media se obtienen las tracciones en las tres direcciones del espacio. Dado que las tensiones resultantes para cada elemento cohesivo dependen de las orientaciones de esta superficie, incrementar la cantidad de elementos puede resultar en un aumento exponencial de la complejidad de solución para el conjunto. Por este motivo, se decidió desarrollar un módulo en donde cada elemento es rotado hasta una posición ideal, se calculan las tensiones que genera el elemento en función de las separaciones y luego se rotan las tensiones en sentido inverso a la rotación a la que fue sometido el elemento (Fig. 3). En primer lugar, se obtiene el vector normal al plano que forman el vector compuesto por los nodos 1 y 2 (de aquí en adelante vector 1-2), y el eje horizontal, x . Además, se obtiene el coseno director del vector 1-2 respecto del mismo eje x . Así, se rota el elemento de forma tal que el vector 1-2 resulte paralelo y de igual dirección al eje mencionado (Fig. 3, arriba derecha). Posteriormente, se obtiene el ángulo que forman el plano de la cara 1-2-3 (de aquí en adelante plano 1-2-3) y el plano x - y , rotando el elemento de forma que el plano 1-2-3 resulte paralelo al plano x - y , resultando en la normal de la superficie media prácticamente paralela al eje z (Fig. 3, abajo). Una vez calculadas las tensiones en direcciones ideales, se aplican las rotaciones inversas para obtener las correctas direcciones de las fuerzas cohesivas para el elemento.

Debido a la ausencia de MZC en software comerciales de elementos finitos, el desarrollo de estos modelos no ha tenido un gran impacto en la industria. Aquellos códigos comerciales que permiten el uso de elementos cohesivos están basados en modelos altamente genéricos, poco apropiados para la solución de problemas complejos y que resultan de elevada dificultad para adaptar a aplicaciones específicas. Sin embargo, el MZC permite aproximar el proceso no lineal que tiene lugar en la zona de fractura, evitando incurrir a la singularidad tensional de la mecánica de fractura clásica en el medio continuo.

La incursión en MZC nos permite realizar comparaciones de un mismo escenario con dos modelos conceptualmente diferentes, en conjunto con comparaciones respecto de otros códigos comerciales y resultados de la literatura.

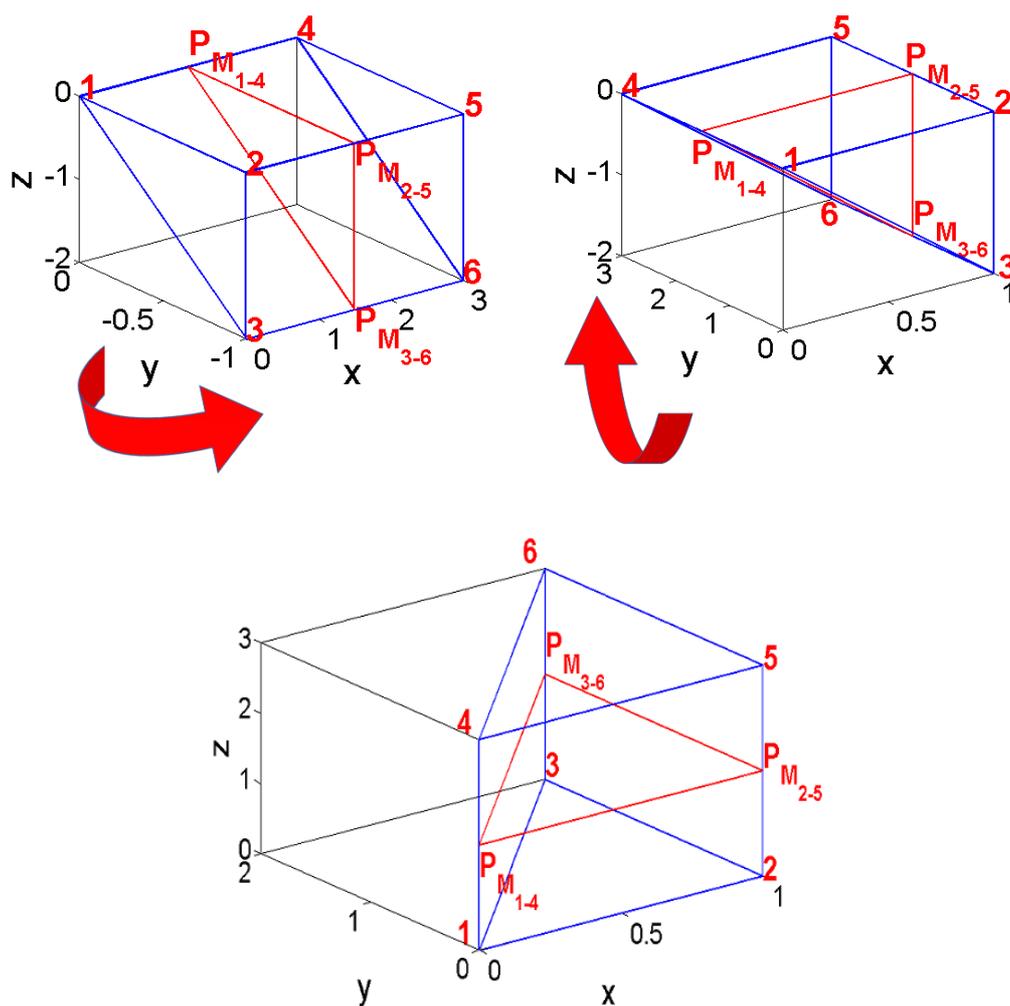


Fig. 3 Elemento cohesivo de 6 nodos. Arriba izquierda: posición original en el espacio. Arriba derecha: primera rotación. Abajo: posición final e ideal. Se exagera la distancia entre las caras triangulares para mayor claridad. Las flechas rojas indican el sentido de cada rotación.

3 RESULTADOS

3.1 Integral J

Una de las geometrías modeladas en dos dimensiones es el de una muestra rectangular con una fisura media y tensión en ambos sentidos en dirección vertical, mallada en forma no estructurada con elementos triangulares cuadráticos (Shewchuk (1996), Shewchuk (2002)) (Fig. 4). Utilizamos la mitad del ancho y la mitad del alto por simetría. Consideramos un material plástico perfectamente elástico, con un módulo de Young de $100 \sigma_y$, relación de Poisson de 0.3 y estado de tensión plana (*plain strain*), con una tensión máxima aplicada de $0.6 \sigma_y$. Las dimensiones de la muestra están dadas por las relaciones $a/W = 0.1$ y $h/W = 2.5$, donde W es la mitad del ancho de la placa, h es la mitad del alto y a es la mitad de la longitud de fisura. Se tomaron de referencia los valores obtenidos por De Araújo (2000) y los utilizados de referencia en ese mismo trabajo, en Bittencourt (1995). A su vez, se construyó un modelo utilizando el software comercial COMSOL, con el objetivo de validar nuestros resultados numéricos. Tal como se observa en las gráficas (Fig. 5), aplicando hasta un 50% de la tensión de *yield*, las curvas prácticamente no presentan diferencias. Manteniendo pendientes y

curvaturas de una alta similitud.

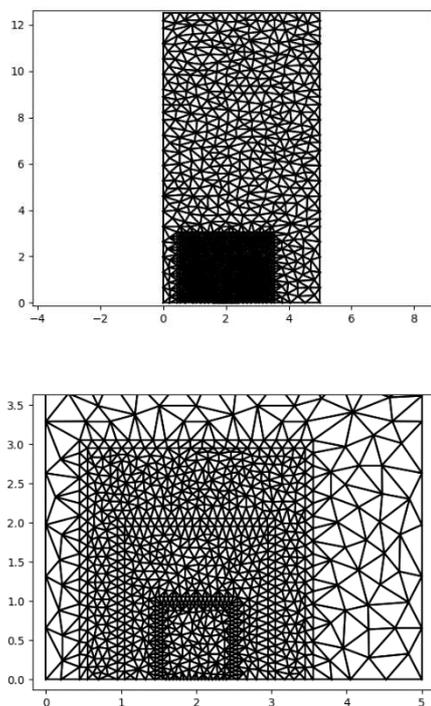


Fig. 4 Espécimen de tensión de fisura media. Arriba: malla completa. Abajo: acercamiento a la parte inferior, detallando la zona del extremo de la fisura y los caminos de integración.

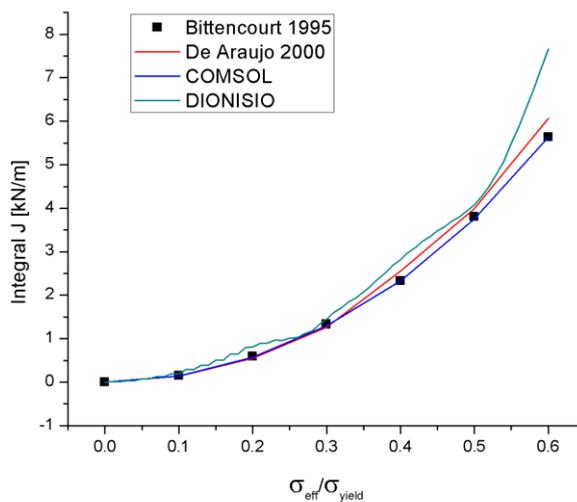


Fig. 5 Integral J calculada con DIONISIO y COMSOL, comparada contra los valores en De Araujo (2000) y Bittencourt (1995).

La segunda muestra modelada en dos dimensiones representa geometría tubular, como son las vainas de tubos de presión de una central del tipo CANDU, mallada en forma no estructurada, con elementos triangulares de segundo orden (Fig. 6). Debido a la simetría, solo se utiliza un cuarto de la sección de la vaina. Las características del material aplicado son $E = 2.08 \times 10^5$ MPa, $\nu = 0.26$, $\sigma_0 = 256$ MPa. La vaina cuenta con un radio interior de 6.5 cm, un radio exterior de 7.5 cm y un ancho de fisura a de relación $a/t = 0.566$, donde t es el espesor del material, 1 cm. Se considera una curva de estrés-tensión con una larga meseta de flexibilización (Eq. 14):

$$\begin{aligned}
 \varepsilon &= \sigma/E & \sigma < \sigma_0 \\
 \varepsilon_0 \leq \varepsilon \leq 8.44\varepsilon_0 & & \sigma = \sigma_0 \\
 \varepsilon/\varepsilon_0 &= \sigma/\sigma_0 + 7.44(\sigma/\sigma_0)^{3.93} & \sigma > \sigma_0
 \end{aligned}
 \tag{14}$$

Los resultados (Fig. 7) muestran que aún con pequeñas diferencias, tanto la curva generada por DIONISIO como aquella obtenida a partir de COMSOL siguen muy de cerca la curva de Feng (1993) hasta los 260×10^5 Pa y continúan con curvaturas similares hasta altas presiones internas aplicadas.

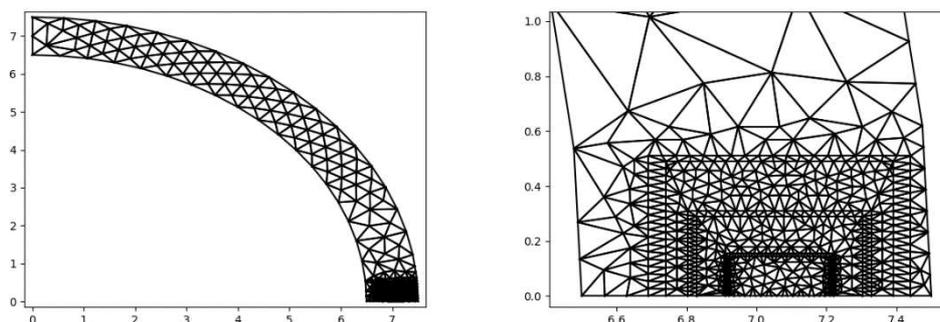


Fig. 6 Malla utilizada para cuarto de sección de vaina. Izquierda: malla completa. Derecha: acercamiento a la parte inferior, detallando la zona del extremo de la fisura y los caminos de integración.

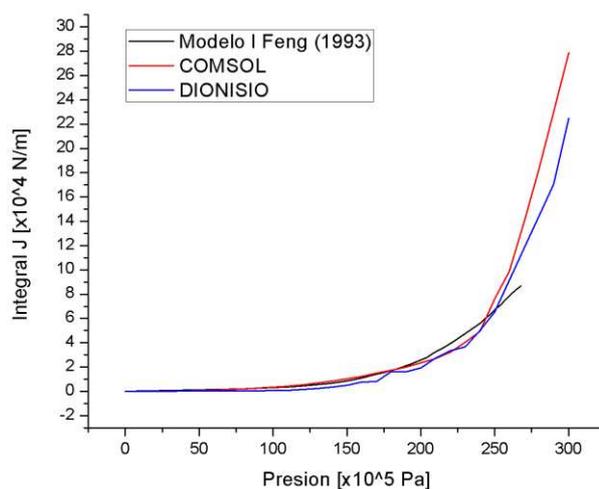


Fig. 7 Resultados de Integral J calculada con DIONISIO para la muestra en forma de vaina, comparada contra el resultado obtenido por Feng (1993) y los resultados producidos por COMSOL.

3.2 Modelos de Zona Cohesiva

A modo de realizar un primer modelo con elementos cohesivos para dominar su aplicación y posteriormente adaptarlo a las geometrías pretendidas, reprodujimos numéricamente un ensayo de flexión de viga en tres puntos que nos permite realizar gran cantidad de comparaciones con resultados experimentales y de la literatura. Se sujeta la viga en los dos extremos inferiores, y se impone un desplazamiento en la parte media superior, en dirección vertical, con sentido descendente, hasta alcanzar los 0.2 cm (Fig. 8). El dominio es mallado en forma no estructurada con tetraedros de 4 nodos (Si (2015)). Posee 200 cm de ancho, 20 cm de alto y 5 cm de profundidad. La muestra cuenta con un extremo de fisura desde la base hasta la mitad del alto, ubicado exactamente en la mitad del ancho. Desde la mitad del alto hasta la altura de la viga, cuenta con 20 elementos cohesivos de 6 nodos, que se asemejan a un prisma. Supusimos una separación inicial para los elementos cohesivos de 10^{-7} cm.

Como características del material, el módulo de Young es de $E = 30$ GPa, la relación de Poisson $\nu = 0.15$, la resistencia a la tracción es de $\sigma_t = 3.33$ MPa y una separación normal crítica

$\delta_n = 0.00345345$ cm, determinada como la relación entre la energía de fractura ($GF = 1.15$ N/cm) y la resistencia a la tracción σ_t . Al utilizar el modelo en tres dimensiones, las tracciones cohesivas pasan a ser tres, ya que habrá tracción tangencial en dos direcciones, además de la tracción normal. Para este modelo, se aplicó la misma ley de tracción para las dos fuerzas tangenciales.

Se realizaron dos tipos de simulaciones con esta estructura. En la segunda de ellas, se agregó un impedimento a los desplazamientos para los elementos cohesivos en el límite superior de la fisura, de modo tal que se imposibilita la completa separación del espécimen. En la primera iteración no se impuso esta condición, con lo cual se permite el avance de la fisura hasta su rotura final. En las gráficas (Fig. 9) podemos ver que, en ambos casos, las curvas de tracción en dirección normal (horizontal) de casi todos los elementos se superponen con la curva teórica, exceptuando los elementos que más cerca están del límite superior de la viga. Al imponer la condición de no desplazamiento, (Fig. 9, derecha), hay dos elementos que permanecen con desplazamiento y tracción en cero, mientras que el resto continúan avanzando en la curva de tracción, alcanzando un desplazamiento final menor que en el primer caso (Fig. 9, izquierda) debido al mayor condicionamiento en su movilidad.

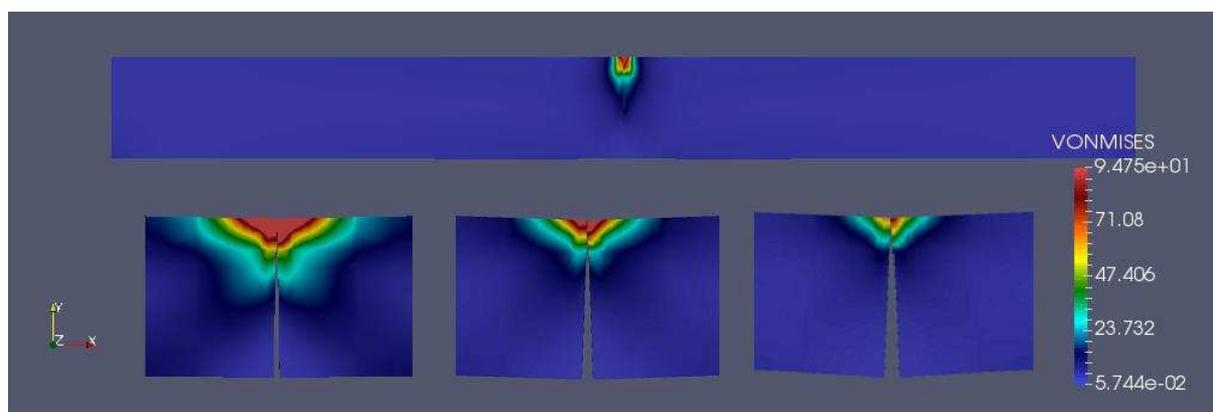


Fig. 8 Flexión de viga en tres dimensiones con cuantificación de estrés efectivo en escala de colores. Arriba: 0.00 cm desplazados. Abajo izquierda: 0.066 cm desplazados, zoom al centro. Abajo medio: 0.133 cm desplazados, zoom al centro. Abajo derecha: 0.20 cm desplazados, zoom al centro. Los desplazamientos están incrementados en un factor de 25 para hacerlos perceptibles.

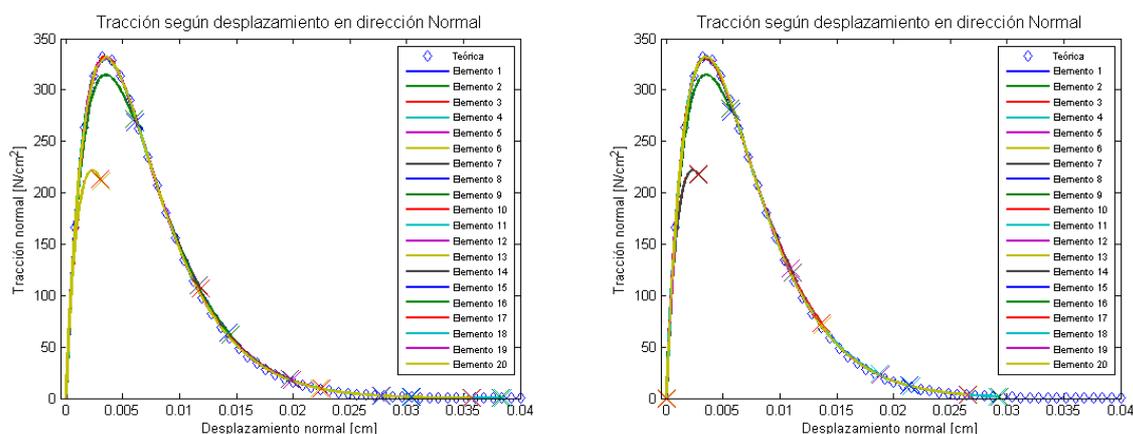


Fig. 9 Curvas de tracción-desplazamiento en dirección normal para cada elemento cohesivo. Se indica con una cruz el final de cada curva. Izquierda: no se aplica la condición de no desplazamiento para los elementos cohesivos en el límite superior de la viga. Derecha: se aplica la condición de no desplazamiento.

4 CONCLUSIONES

Los modelos de Integral J desarrollados y presentados en este trabajo nos han permitido generar resultados con gran fiabilidad en comparación tanto con modelos desarrollados en códigos comerciales como aquellos obtenidos a partir de la literatura. En ambos casos, la respuesta mecánica, producto de las presiones internas, externas y de contacto, y la evaluación de las tensiones y el estrés producidos en las diversas geometrías, con foco en la zona del extremo de la fisura, presentan valores altamente similares a los utilizados como referencia.

A su vez, los modelos de fisura cohesiva construidos hasta el momento presentan excelentes resultados en comparación con las curvas teóricas en función de las características del material aplicadas. Con la posibilidad de modificar las leyes de cohesión que rigen el comportamiento de los elementos, el modelo es más versátil que los anteriores, además de que incluye intrínsecamente la posibilidad de evaluar el inicio y la evolución de la fisura sin necesidad de una entalla impuesta previamente al material o de cálculos adicionales. Si bien hasta el momento el código DIONISIO venía utilizando el primer modelo en el marco de estudios realizados en condiciones normales de operación, dada la complejidad e impredecibilidad de las roturas que se producen en el marco de un accidente, el modelo de fisura cohesiva es el más adecuado para nuestro desarrollo.

Se espera aplicar el modelo cohesivo a geometrías tubulares sin una entalla previa, para evaluar las condiciones y el momento de inicio de la fisura, así como su evolución ante condiciones normales de operación y de accidente.

5 REFERENCIAS

Barenblatt, G. I. (1962). The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Advances in applied mechanics*, 7, 55-129.

Bittencourt, T. N. and Sousa, J.L.A.O. (1995) "A numerical implementation of J-integral for elasto-plastic fracture mechanics", *XVI CILAMCE*, 1, 263-272.

COMSOL Modeling Software. COMSOL.com. Comsol, Inc.

De Araújo, T., Bittencourt, T., Roehl, D., & Martha, L. (2000). Numerical estimation of fracture parameters in elastic and elastic-plastic analysis. In *European Congress on Computational Methods in Applied Sciences and Engineering*, Barcelona.

Djurle, S. (1979). The Studsvik Inter-Ramp Project. *Final Report STUDSViK-STIR-53, Studsvik AB Atomenergi, Sweden*.

Djurle, S. (1981). THE STUDSVIK DEMO-RAMP II Project. *Final Report, STUDSVIK-STDRII-13*.

Djurle, S. (1983). Final Report of the STUDSVIK DEMO-RAMP I Project, *STUDSVIK-STDRI-18*.

Djurle, S. (1983). *Studsvik Over-Ramp Project. Final report. [PWR]* (No. EPRI-NP-3007). Studsvik Energiteknik AB, Nykoeping (Sweden).

Djurle, S. (1985). Final Report of the Super-Ramp Project. *US Department of Energy, Washington, DOE/ET/34032-1*.

Djurle, S. (1985). *Final Report of the TRANS-RAMP I Project*, STUDSVIK-STTRI-10; NEA-1648 IFPE/TRANS-RAMP-I, II and IV (2003); STUDSVIK/SITRIV-25 (1994).

Dodds, R. H., & Read, D. T. (1990). Experimental and numerical studies of the J-integral for a surface flaw. *International Journal of Fracture*, 43(1), 47-67.

Dugdale D.S. Yielding of Steel Sheets Containing Slits. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 1960; 8: 100-104.

Ek, M. (2005). *LOCA testing at Halden; The second experiment IFA-650.2* (No. HWR--813). Institutt for energiteknikk.

- Feng, D. Z., Zhang, K. D., & Xu, G. F. (1993). Finite element numerical evaluation of J-integral for cracked ductile cylinders. *Engineering fracture mechanics*, 46(3), 481-489.
- Lemes, M., Soba, A., Daverio, H., & Denis, A. (2017). Inclusion of models to describe severe accident conditions in the fuel simulation code DIONISIO. *Nuclear Engineering and Design*, 315, 1-10.
- Lestinen, V. (2004). *LOCA testing at Halden, first experiment IFA-650.1* (No. HWR--762). Institutt for energiteknikk.
- Perez-Feró, E., Gyori, C., Matus, L., Vasáros, L., Hózer, Z., Windberg, P., ... & Novotny, T. (2008). Experimental database of E110 claddings under accident conditions. *NEA-1799 IFPE/AEKIEDB-E110*.
- Rice J.R. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *Journal of Applied Mechanics* 1968; 35: 379-386.
- Rice J.R. Mathematical analysis in the mechanics of fracture. *Fracture: An Advanced Treatise* 1968; 2: 191-311.
- Shewchuk, J. R. (1996). Triangle: Engineering a 2D quality mesh generator and Delaunay triangulator. In *Applied computational geometry towards geometric engineering* (pp. 203-222). Springer, Berlin, Heidelberg.
- Shewchuk, J. R. (2002). Delaunay refinement algorithms for triangular mesh generation. *Computational geometry*, 22(1-3), 21-74.
- Si, H. (2015). TetGen, a Delaunay-based quality tetrahedral mesh generator. *ACM Transactions on Mathematical Software (TOMS)*, 41(2), 11.
- Soba, A. (2007). *Simulación del comportamiento termomecánico de una barra combustible en operación* (Doctoral dissertation, Tesis de doctorado, FCEyN, UBA).
- Soba, A., & Denis, A. (2008). Simulation with DIONISIO 1.0 of thermal and mechanical pellet-cladding interaction in nuclear fuel rods. *Journal of Nuclear Materials*, 374(1), 32-43.
- Soba, A., & Denis, A. (2009). Contacto intermitente y localizado entre dos superficies. Aplicación al caso de la interacción pastilla-vaina (PCI) en un combustible nuclear de potencia. *Revista Internacional de Métodos Numéricos*, 25(1), 79-89.
- Stuckert, J., Große, M., Rössger, C., Steinbrück, M., Walter, M. (2011) Results of the LOCA reference bundle test QUENCH-L0 with Zircaloy-4 claddings, *KIT-SR 7651*.
- Xu, X. P., & Needleman, A. (1994). Numerical simulations of fast crack growth in brittle solids. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 42(9), 1397-1434.