

ESTUDIO COMPARATIVO ENTRE LOS MODELOS DE GURSON Y LEMAITRE PARA PREDICCIÓN DE FRACTURA DÚCTIL USANDO EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS

Luis Folch Ariza

*Departamento de Ingeniería en Obras Civiles, Universidad de Santiago de Chile.
Avenida Ecuador 3659, Santiago, Chile – e-mail: lfolch@lauca.usach.cl*

Diego Celentano

*Departamento de Ingeniería Mecánica, Universidad de Santiago de Chile.
Avda. Bdo. O'Higgins 3363 – Santiago de Chile – CHILE, e-mail: dcelenta@lauca.usach.cl*

Alberto Monsalve

*Departamento de Ingeniería Metalúrgica, Universidad de Santiago de Chile.
Avda. Bdo. O'Higgins 3363 – Santiago de Chile – CHILE, e-mail: amonsalv@lauca.usach.cl*

Luis Leiva

*Depto. Ingeniería en Obras Civiles, Universidad de Santiago de Chile
Avenida Ecuador 3659, Santiago, Chile – e-mail: lleiva@lauca.usach.cl*

RESUMEN

Un estudio comparativo de los modelos de Lemaitre y Gurson, para predicción de fractura dúctil, fue realizado con la asistencia del método de elementos finitos. Un procedimiento para calibración de los parámetros internos de los modelos fue utilizado con base en el conocimiento de valores de tenacidad del material y energía de impacto de Charpy para una temperatura de 70° C. El material estudiado es un acero de alta resistencia, cuyas propiedades mecánicas elasto-plásticas son conocidas y son las variables de entrada en los modelos presentados. La tenacidad del material se determina para la condición de iniciación de propagación de fractura. Esto permite calibrar los parámetros de los modelos que producen iniciación y aplicarlos posteriormente en la simulación de iniciación y propagación de fractura dúctil bajo carga de impacto en el ensayo de Charpy. El modelo de Lemaitre presenta mejores resultados que el modelo de Gurson en el contexto de este trabajo, sin embargo ambos modelos pueden predecir iniciación de fractura dúctil con eficiencia. El proceso de redistribución de tensiones pos iniciación de fractura es muy bien reproducido por el modelo de Lemaitre.

ABSTRACT

A comparative study of Lemaitre and Gurson models has been carried out on prediction of ductile fracture assisted by the finite element method. A procedure for calibration of the models internal parameters based on the knowledge of fracture toughness and Charpy energy values was used for the 70° C temperature. A high strength steel which uniaxial tensile mechanical properties were used as the input data in the models, was the object of the study. The material fracture toughness is determined for the crack growth initiation condition. This allows the parameters values that produce crack growth initiation, to be determined and used for prediction of either fracture initiation and fracture propagation under impact loading for the Charpy test. The Lemaitre model produces better results than the Gurson model, however both models can be applied to predict ductile fracture initiation, efficiently. The Lemaitre model very well reproduces the redistribution of stresses around the crack tip after fracture initiation.

INTRODUCCIÓN

La fractura de aceros, metales y aleaciones metálicas presenta tres modos de fisuración: fractura frágil, fractura dúctil y fatiga. La fractura frágil puede, en la mayoría de los casos, ser inestable llevando a vertiginosas fisuras de gran extensión, lo que compromete miembros estructurales o piezas de maquinarias y equipos. Este tipo de fractura se caracteriza por producirse a niveles de tensión muy elevados con pequeñas deformaciones plásticas, lo cual ocurre a temperaturas bajas o en condiciones de carga dinámica. La fatiga es un fenómeno que se produce por cargas cíclicas donde los niveles de tensión son bastante inferiores a los valores de ruptura. El número de ciclos que produce fatiga en aceros, es por lo general bastante elevado, pero también depende de la amplitud del delta tensión (tensión máxima – tensión mínima). La fatiga es común en componentes de estructuras, maquinarias y equipos que están sometidos a carga y descarga frecuente en condiciones de servicio, así como, estructuras que son expuestas a solicitaciones variables como buques, aviones, plataformas de petróleo offshore, etc. Un modo de falla no menos importante es la fractura dúctil la cual se produce a niveles de tensión intermedios con grandes zonas de deformación plástica. Este tipo de fractura es común en aceros a temperaturas ambiente y altas, no obstante presenta un régimen de propagación más estable que las anteriores porque se limita a la extensión de la región plástica. Lamentablemente la mayoría de las estructuras y maquinarias operan a temperaturas para las cuales puede ocurrir fractura frágil y dúctil. Una fisura de tamaño medio, producida por fractura local dúctil, puede propagarse por ruptura frágil debido al incremento del gradiente de tensiones en la punta de la grieta. Por esta razón es importante la simulación de fractura dúctil.

El método de la aproximación local de la fractura es una nueva técnica para análisis del proceso micromecánico de ruptura en materiales. Este método se basa en análisis numéricos utilizando elementos finitos, con mallas muy refinadas en regiones donde la intensidad de tensiones y deformaciones locales es muy importante. Este método cuenta con un criterio local de fractura el cual puede ser función de tensiones críticas, deformaciones o una combinación de ambas. También, han sido incorporados parámetros como la constricción en los criterios locales de fractura. Estos parámetros son calibrados según los micromecanismos de ruptura de materiales, los cuales pueden ser frágiles, dúctiles o por fatiga. Se puede distinguir entre los modelos de aproximación local los que utilizan mecánica de medios continuos con daño y aquellos que solo aplican criterios de fractura local. Los modelos de medios continuos presentan la ventaja de reproducir el fenómeno de fractura en forma sucesiva, donde se reconoce una iniciación de ruptura, en función de un criterio de fractura, y luego la propagación de esta por condiciones críticas. Los modelos que utilizan apenas un criterio local de fractura, presentan el inconveniente de no poder simular la propagación de la ruptura en forma continua, lo que demanda una interrupción del análisis de elementos finitos para remoción de elementos fallados o liberación de nodos para simular la nueva fisura.

En este trabajo son presentados dos modelos de predicción de fractura dúctil, los cuales fueron implementados en el programa de elementos finitos VULCAN, para aplicación al problema de simulación de fractura en acero de alta resistencia. Se cuenta con datos experimentales de las propiedades mecánicas del material, y además, medidas de tenacidad y energía de impacto de Charpy para una temperatura de 70°C.

MODELOS DE FRACTURA DÚCTIL

Los modelos de fractura dúctil se basan en el conocimiento del comportamiento micromecánico del material ante un estado de tensión y deformación, el cual produce crecimiento de los microvacíos y defectos. Los microvacíos pueden ser originados por la propia porosidad del material, o por incrustaciones de impurezas que se separan de la matriz del material. Al producirse un estado de deformación plástica los microvacíos crecen y se desarrolla una nucleación, como un proceso de daño irreversible, que deriva en una coalescencia de microdefectos la que se transforma en una macrofisura. Este fenómeno ha sido modelado inicialmente por Rice and Tracey [1], quienes consideraron los microvacíos como esféricos y propusieron una relación de crecimiento de microvacíos como función exponencial del factor de constricción, σ_H / σ_{eq} , y la deformación plástica equivalente, ϵ_{eq}^p . Otros autores han desarrollado modelos como este [2-8], en que la matriz del material contiene vacíos, cilíndricos, elípticos, etc. donde una fractura del cuello formado entre vacíos contiguos da origen a macrofisuras, producto de la deformación plástica. Mas tarde los franceses recogieron estos conceptos y propusieron modelos de mecánica de medios continuos con daño acoplado [9,10]. Un modelo constitutivo propuesto por Gurson [11] para plasticidad de

materiales porosos, introdujo la importancia de la tensión hidrostática en la fluencia del material. Modelos similares al trabajo de Rice and Tracey han sido publicados como criterios locales de fractura dúctil [4-8].

Modelo De Gurson

El modelo de Gurson [11] utiliza un criterio de fluencia aproximado para representar el efecto de la tensión hidrostática, en un material poroso, en la fluencia debido a la dilatación de los microvacíos por crecimiento de estos. La función de fluencia de Von Mises es utilizada para caracterizar la fluencia y flujo de la matriz del material el cual es incompresible. Una forma aproximada es asumida para el campo de velocidades microscópicas la cual permite que los vacíos cambien de volumen mientras la matriz permanece incompresible a nivel macroscópico. El campo de velocidades debe obedecer condiciones de compatibilidad y satisfacer las condiciones de contorno cinemáticas en la superficie de un cubo unitario del material, el cual corresponde a las tasas de deformación macroscópicas predeterminadas. Un elemento diferencial de material incompresible está constituido de pequeñas celdas las cuales contienen un único microvacío, donde los campos de tensiones y deformaciones microscópicas pueden producir dilatación y crecimiento de este. La matriz del material es formada por la agregación de las celdas. La función de fluencia tiene la siguiente expresión:

$$F = \frac{\sigma_{eq}^2}{\sigma_o^2} + 2f \cosh\left(\frac{3\sigma_H}{2\sigma_o}\right) - (1 - f^2) \quad (1)$$

donde:

- F = función de fluencia
- f = fracción de volumen de los microvacíos
- σ_{eq} = Tensión equivalente
- σ_o = tensión de fluencia
- σ_H = tensión hidrostática

El crecimiento de los microvacíos es determinado por la evolución de f y las ecuaciones constitutivas son dadas por las siguientes expresiones:

$$\dot{f}_C = 3(1 - f)\dot{\epsilon}_H^p \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3)$$

Donde ϵ^p representa la deformación plástica e ϵ_H la deformación hidrostática. La expresión (2) representa el crecimiento de los microvacíos, no obstante la nucleación, como un fenómeno independiente, puede ser expresado como:

$$\dot{f}_N = A\dot{\epsilon}_{eq}^p \quad (4)$$

donde ϵ_{eq}^p es la deformación plástica equivalente y A es el factor de intensidad de nucleación de microvacíos, dependiente del modelo utilizado.

Así, el fenómeno de crecimiento de la fracción de volumen f está compuesto en parte por el crecimiento de microvacíos y en parte por nucleación de nuevos microvacíos, y sumando las expresiones (3) y (4), se obtiene:

$$\dot{f} = \dot{f}_C + \dot{f}_N \quad (5)$$

Modelo de Lemaitre

El modelo de Lemaitre se fundamenta en los principios de termodinámica de procesos irreversibles para postular la función de potencial del material con daño acoplado. La variable de daño está acoplada a la deformación (elástica y

plástica) por considerarse que el crecimiento de microvacíos o microdefectos produce la evolución del daño. La variable de daño incorporada en el modelo es aquella propuesta por Kachanov [12] en 1958, que define un área dañada en un plano de un volumen representativo del material, representada por la variable D . El área efectiva del material que resiste la carga aplicada es dada por la relación del área total de los microvacíos contenidos en el plano con centro en el punto O cuya normal es \vec{n} , y el área del plano sin considerar los microvacíos. La expresión de D es dada por:

$$D(o, \vec{n}) = \frac{\delta S_D}{\delta S} \quad (6)$$

donde

δS_D es el área de microvacíos en el plano situado en O con normal \vec{n} y δS es el área total del plano situado en O con normal \vec{n} . La representación gráfica de la variable de daño, a partir de un volumen característico de material, se presenta en la figura 1.

La variable D se considera para el área más dañada del elemento representativo del material y se asume un escalar para materiales isotrópicos. Luego se introdujo el concepto de tensión efectiva el cual calcula la tensión como la fuerza aplicada en el área efectiva del material ($\delta S - \delta S_D$), corrigiendo el tensor de tensiones por medio de la expresión:

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{(1-D)} \quad (7)$$

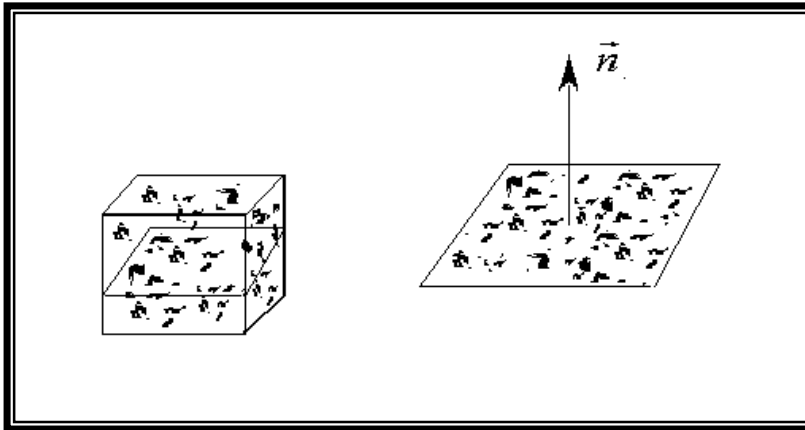


Figura 1. Representación gráfica de daño para cálculo de la variable D .

$\tilde{\sigma}$ es la tensión efectiva, σ es el tensor de Cauchy y D la variable de daño. Lemaitre en 1971 propuso el principio de equivalencia de deformaciones que establece que cualquier ecuación constitutiva de deformaciones para un material dañado puede ser derivada de la misma forma que para un material intacto (sin daño) excepto que la tensión es reemplazada por la tensión efectiva. Este principio es complementario a la variable de daño de Kachanov [12] y el concepto de tensión efectiva, para solución de problemas de comportamiento mecánico de materiales como un proceso de deterioro previo a la fractura. Las ecuaciones constitutivas para evolución de daño se obtienen por medio de un potencial termodinámico, relacionando las variables de estado de mecánica de medios continuos con variables asociadas, las cuales definen un potencial disipativo. En la termodinámica de procesos irreversibles son introducidos dos potenciales identificados dentro del contexto de la teoría de estado cinemático acoplado como; El potencial de estado y el de disipación. ① El potencial de estado, escrito en función de las variables de estado, define las leyes de estado y las variables asociadas con las variables de estado para definir el trabajo efectuado en cada proceso físico. ② El potencial de disipación, escrito en función de las variables asociadas, considera las leyes de evolución cinemática de las variables de flujo disipativo. Una ecuación constitutiva para la variable de daño

entrega la tasa de crecimiento del daño en función de su variable asociada. La energía libre puede ser utilizada para obtener la función de potencial termodinámico en función de las variables de estado (ε^e, T) y (R, X^D, \bar{Y}) :

$$\psi = \psi(\varepsilon, T, \varepsilon^e, \varepsilon^p, r, \alpha, D) \quad (8)$$

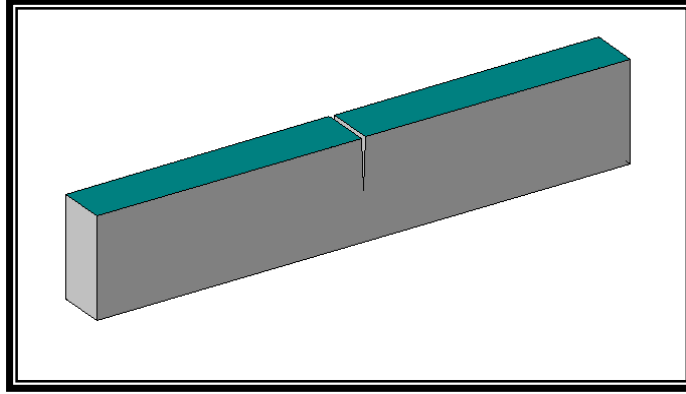


Figura 2 Probeta de ensayo de tenacidad, Largo 275 mm, espesor 25 mm, alto 50 mm, profundidad de la fisura 25 mm.

donde:

$$\varepsilon^e = \varepsilon - \varepsilon^p, \text{ y}$$

$$R = \rho \frac{\partial \psi}{\partial r}, \quad X^D = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \alpha}, \quad \bar{Y} = \rho \frac{\partial \psi}{\partial D}$$

en esta función de potencial termodinámico los fenómenos de elasticidad y plasticidad son desacoplados. Lo que se puede expresar como sigue:

$$\psi = \psi_e(\varepsilon^e, T, D) + \psi_p(T, r) \quad (9)$$

En el caso de plasticidad independiente del tiempo y endurecimiento isotrópico, el flujo plástico puede ser caracterizado por el potencial de Von Mises:

$$f(\sigma, R, D) = \tilde{\sigma}_{eq} - R - k < 0 \quad (10)$$

donde:

$$\tilde{\sigma}_{eq} = \frac{\sigma_{eq}}{(1-D)} \quad (11)$$

ε , ε^e , ε^p , ρ , r , T y α son la deformación total, deformación elástica, deformación plástica, densidad, deformación de endurecimiento isotrópico, temperatura y variable de endurecimiento cinemático, respectivamente.

APLICACIÓN AL CÁLCULO DE TENACIDAD Y ENERGÍA DE IMPACTO

Los modelos de Gurson y Lemaitre implementados en el programa de elementos finitos VULCAN, fueron aplicados a la obtención de la tenacidad del material y energía absorbida en el ensayo de impacto de Charpy. Los cálculos numéricos de flexión de las probetas, consistieron en análisis estáticos (quasi-estáticos), con elementos sólidos bidimensionales considerando estado plano de deformaciones. Los elementos sólidos 2D utilizados tienen 4 nodos y 2 grados de libertad por nodo (desplazamientos en X e Y). Teoría de grandes deformaciones y propiedades

del material no lineales fueron considerados en todos los análisis. Los análisis de las geometrías de las probetas de Charpy y de tenacidad consistieron en la aplicación de un desplazamiento de flexión con un sistema de apoyo simple. Debido a la simetría de carga y geométrica, la mitad de la probeta fue modelada para economizar tiempo de CPU, ya que, la imposición de las condiciones de contorno adecuadas permite simular el comportamiento de la geometría completa. En el caso particular del cálculo de la energía de impacto de Charpy, una simplificación fue introducida para evitar realizar análisis dinámicos, la cual consiste en una corrección de las propiedades mecánicas estáticas, por un factor dinámico aplicado a la tensión de fluencia como función de la tasa de deformación. Las mallas de elementos finitos usadas para los cálculos de flexión de las probetas son presentadas en las Figuras 2 y 3.

Los ensayos de tenacidad del material son una medida estándar para determinar la resistencia a la fractura del acero, la cual se utiliza en todo el mundo como una forma de clasificación de acero y control de calidad. El ensayo de impacto de Charpy ha sido utilizado como un parámetro para clasificar acero desde mediados de la década de los cuarenta, y fue diseñado como una medida para proteger el acero de la fractura frágil a consecuencia de la experiencia de los buques Liberty, producidos masivamente durante la segunda guerra mundial, los cuales experimentaron fractura frágil inestable que produjo la ruptura de la sección transversal de estas naves. El ensayo de Charpy tiene características muy particulares que lo hacen interesante y vigente, como son su simplicidad, bajo costo y la visualización del rango de temperatura de transición entre los mecanismos de fractura frágil y dúctil, en función de la temperatura.

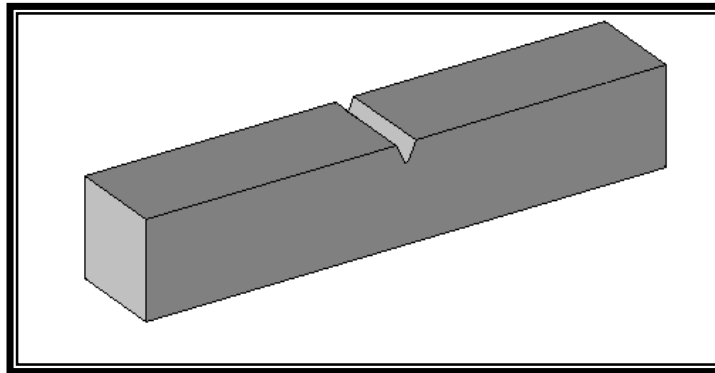


Figura 3 Probeta de ensayo de impacto de Charpy, Largo 55 mm, sección transversal 10x10 mm, ángulo del biselado 45°, profundidad del biselado 2 mm, radio de curvatura del biselado 0.25 mm.

La energía de impacto de Charpy es obtenida por integración numérica de la curva de carga aplicada versus desplazamiento del punto de aplicación de la carga. La respuesta de la probeta a la energía cinemática entregada por el martillo de impacto, está compuesta del trabajo efectuado en la flexión pura hasta la iniciación de la ruptura, y de la energía absorbida en la fractura de la probeta. Los efectos de la vibración y ruido producidos por la onda de tensión que viaja en la probeta fueron despreciados, porque estos son importantes durante los primeros microsegundos del ensayo. Una simplificación adicional la constituye la hipótesis de simular las condiciones dinámicas de la flexión de la probeta por medio de la elevación de la tensión de fluencia del material, como función de la velocidad de deformación al momento del impacto [13-15]. Perrone [13] propuso una relación empírica entre la tensión de fluencia dinámica y estática, dada por:

$$\frac{\sigma_y^d}{\sigma_y^s} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{D} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (12)$$

donde:

$\dot{\epsilon}$ = tasa o velocidad de deformación

σ_y^d = tensión de fluencia dinámica

σ_y^s = tensión de fluencia estática

D, n = constantes del materia, para aceros de mediana resistencia $n = 5$ y $D = 40.4 \text{ s}^{-1}$

De los análisis de elementos finitos considerando propiedades estáticas se obtuvo una tasa de deformación en la raíz del biselado de 413.5 s^{-1} , calculado con la expresión:

$$\frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{d\varepsilon}{du} \frac{du}{dt} \tag{13}$$

donde $\frac{du}{dt}$ es la velocidad del martillo al momento del impacto (5 m/s), du y $d\varepsilon$ variaciones de desplazamiento y deformación locales. Substituyendo los valores en la expresión (11) se obtuvo un aumento de la tensión de fluencia de 2.59 ($\sigma_y^d = 2.59 \sigma_y^s$). Las propiedades mecánicas postfluencia fueron mantenidas iguales a las condiciones estáticas.

La tenacidad del material fue medida a partir de la integral J no lineal. Este valor de J fue calculado de la curva de carga aplicada versus desplazamiento del punto de aplicación de la carga, considerando la iniciación del crecimiento de la fisura en la probeta de la Figura 2, y la descarga a partir de ese punto como muestra la Figura 6. La expresión para determinar la integral J es:

$$J = \frac{\eta A_J}{B(W - a)} \tag{14}$$

donde A_J es el área bajo la curva de Fuerza versus desplazamiento, B es el espesor de la probeta (25 mm), W es la altura de la probeta (50 mm) y a es el largo de la fisura (25 mm). Los valores de la integral J pueden ser traducidos a valores del factor de intensificación de tensiones, K_{IC} , por medio de la expresión de mecánica de la fractura lineal elástica, para estado plano de deformación:

$$G = J = \frac{K^2(1 - \nu^2)}{E} \tag{15}$$

donde G es la tasa de energía de deformación liberada durante el crecimiento de una fisura, según Griffith [16], ν es el coeficiente de Poisson, K es el factor de intensificación de tensiones. La expresión (15) es valida estrictamente para condiciones lineales elásticas, sin embargo, el cálculo de la integral J es no lineal y toma en cuenta el efecto de la región plástica implícitamente.

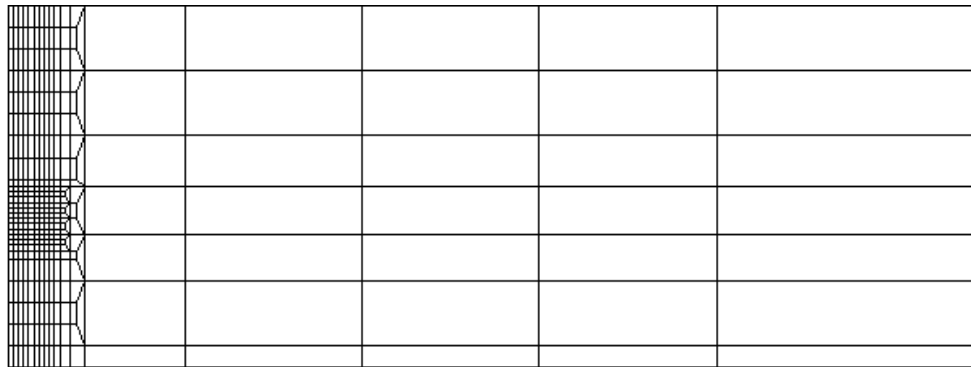


Figura 4 Malla de elementos finitos para la probeta de ensayos de tenacidad. Por condiciones de simetría sólo se modela la mitad de la geometría.

Material

El material escogido para aplicar el método de comparación de los modelos de Lemaitre y Gurson, es un acero de alta resistencia utilizado para construir los anillos que forman la pared de los tanques de agua presurizada de reactores nucleares en Inglaterra. Este acero es catalogado como BPL A508 Class 3 y tiene una tensión de fluencia

a temperatura ambiente de 340 MPa y tensión de ruptura de 510 MPa. La temperatura seleccionada para la presente aplicación fue de 70° C para garantizar que no ocurra interferencia de fractura frágil. La tensión de fluencia a 70° C es de 340 MPa, la tensión de ruptura es de 580 MPa, el exponente de endurecimiento es 0.1544, el modulo de elasticidad es 197920 MPa, la deformación de ruptura 0.5265, la tenacidad K_{IC} es de 530 MPa \sqrt{m} y la energía de Charpy es de 160 Joules.

Discusión

Los resultados de los análisis numéricos son presentados en las Figuras 6 y 7, donde se incluye las curvas de fuerza versus desplazamiento del punto de aplicación de la carga, para análisis de elementos finitos con función de fluencia de Von Mises, el modelo de Lemaitre y el modelo de Gurson. Estos resultados corresponden a análisis estáticos preliminares, en ambos casos, los cuales muestran el efecto del daño y el crecimiento de los microvacíos en la respuesta del material. La Figura 6 muestra la curva de descarga para cálculo de la integral J , que correspondería a la iniciación de crecimiento de la fisura. Se puede apreciar que los valores iniciales de los parámetros de los modelos de fractura dúctil produjeron una iniciación prematura del crecimiento de la fisura, por el notorio ablandamiento (softening) del material cuando se compara con el valor de Von Mises, que corresponde al material sin daño. El procedimiento de calibración de los parámetros para predecir la iniciación de la fractura, al valor que corresponde a 530 MPa \sqrt{m} , es lento y consiste en tentativas y errores (trial and error). Cuando los valores de los parámetros han sido debidamente calibrados, estos valores se pueden utilizar para simular fractura en el test de Charpy. En el presente trabajo fue posible realizar el procedimiento completo para el modelo de Lemaitre solamente, el cual arrojó un resultado de energía de impacto de 138 Joules. Este resultado es muy satisfactorio considerando que se está realizando análisis estático en dos dimensiones y el error es de menos del 14%. Esto no se puede atribuir a una casualidad puesto que este modelo de Lemaitre en particular ha mostrado buenos resultados en previas aplicaciones, Folch and Burdekin [17]. El modelo de Gurson presenta un buen desempeño para predicción de iniciación de fractura dúctil, como se puede apreciar en los resultados de la Figura 6, pero presenta problemas para la aplicación de simulación de propagación de falla. El ablandamiento del material como producto de la porosidad es suave y lento lo que hace el cálculo de la energía de Charpy dificultoso.

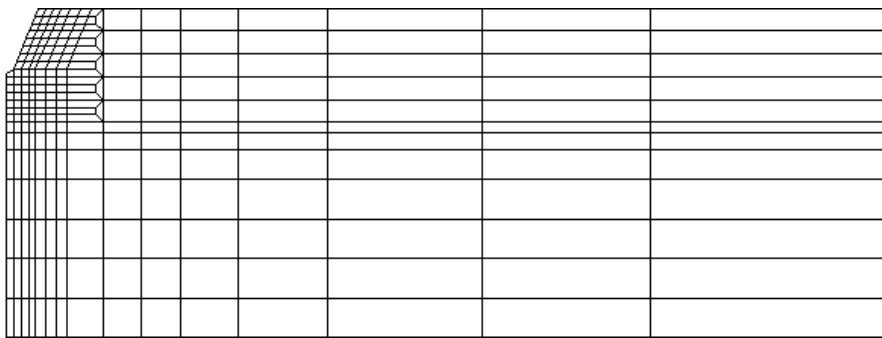


Figura 5 Malla de elementos finitos para la probeta de ensayos de impacto de Charpy. Por condiciones de simetría sólo se modela la mitad de la geometría.

Figura 8 Variable de daño

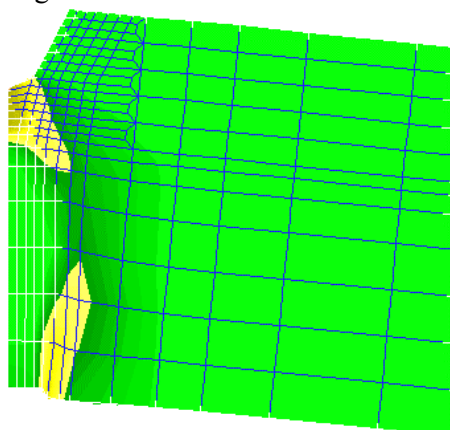
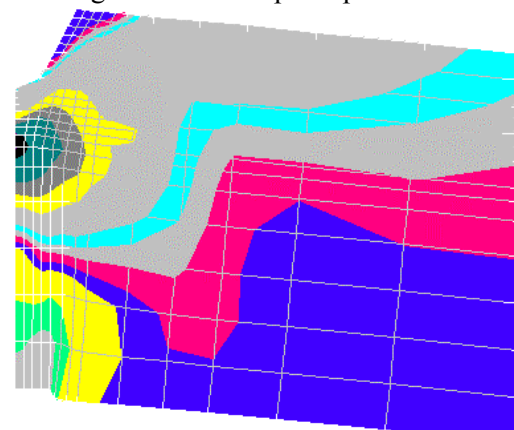


Figura 9 Tensión principal máxima



En las Figuras 8 y 9 se muestran los diagramas de contour de la variable de daño para el modelo de Lemaitre y la tensión principal máxima, respectivamente. Se puede apreciar en la Figura 8 que la variable de daño presenta sus valores máximos en la región de la raíz del biselado y en los elementos inmediatamente abajo, que son los que fallaron hasta ese punto del análisis. En la Figura 9 consecuentemente, la tensión presenta su valor máximo el elemento inmediatamente abajo del ultimo elemento fallado. Esta redistribución de tensiones muestra la extensión de la fisura a una posición más profunda en la dirección de la propagación de la fisuración. Este efecto de redistribución del gradiente de tensiones es muy importante en la predicción de fractura en aceros porque reproduce el fenómeno en forma realista y racional.

Debe ser dicho que los resultados presentados en este trabajo no son suficientes para hacer una comparación racional de la respuesta de ambos modelos, pero las dificultades presentadas por el modelo de Gurson hace evidente para los autores sus limitaciones en el proceso de propagación de fractura. La variable de daño incorporada en el modelo de Gurson no produce el efecto correctivo del tensor de tensiones para la punta de la nueva fisura, de la forma como lo hace el modelo de Lemaitre, no obstante algún algoritmo corrector de las

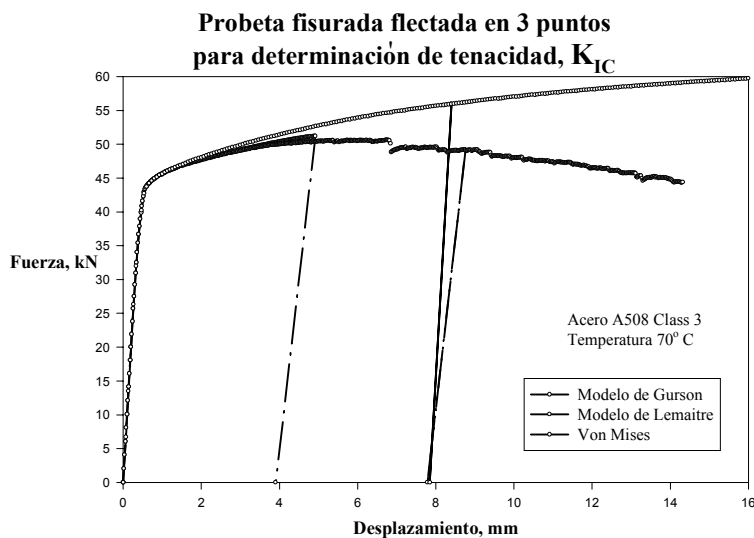


Figura 10 Curvas de Carga aplicada versus desplazamiento para la probeta de Tenacidad analizada con los modelos de Lemaitre, Gurson y con la función de fluencia de Von Mises.

propiedades del material cuando este falla podría ser implementado en el modelo para superar esta limitación.

CONCLUSIONES

Se desprende del estudio que ambos modelos de fractura dúctil pueden ser utilizados para predecir iniciación de falla. Sin embargo el proceso pos fractura inicial es mejor reproducido por el modelo de Lemaitre. La simulación de iniciación de fractura depende del criterio local y de la calibración de los valores críticos de los parámetros internos de cada modelo. Los datos experimentales utilizados en este estudio son insuficientes para evaluar la respuesta de ambos modelos en forma exhaustiva y se hace evidente la necesidad de realizar ensayos experimentales instrumentados, para medición de parámetros relevantes en ambos modelos. Información fractográfica sería de inestimable valor para la evaluación estrictamente científica de la respuesta de los modelos. Ambos modelos son sumamente útiles para simulación de fractura dúctil y la relevancia de la tensión hidrostática, tensión equivalente y deformación equivalente es enfatizada en los dos modelos.

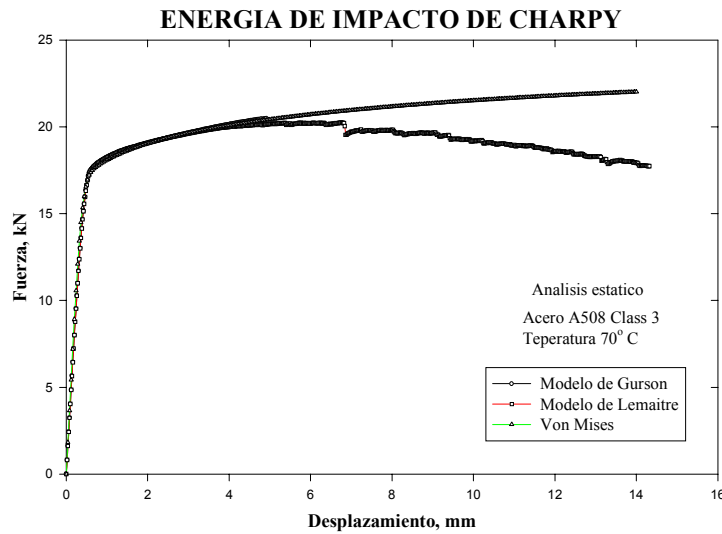


Figura 11 Curvas de Carga aplicada versus desplazamiento para la probeta de Charpy analizada con los modelos de Lemaitre, Gurson y con la función de fluencia de Von Mises.

El procedimiento utilizado aquí para calibración de parámetros internos de los modelos puede ser mejorado con análisis dinámicos de la probeta de Charpy, sin embargo, como aplicación práctica del método de aproximación local a la fractura es una valiosa contribución. Los modelos micromecánicos desarrollados para mecánica de medios continuos con daño acoplado son, sin duda, el presente y futuro de la mecánica de la fractura moderna. La utilización de valores experimentales de parámetros de mecánica de la fractura clásica para los fines del estudio comparativo, tiene el doble propósito de realizar una aplicación de una técnica moderna de simulación numérica y integrar valores que han sido utilizados por décadas en la práctica de la ingeniería y diseño.

REFERENCIAS

- [1] Rice, J.R. and Tracey, D.M., (1969) "On Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields", *Journal of Mechanics Physics of Solids*, Vol. 17, pp 201 to 217.
- [2] McClintock, F., (1968), "A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes", *ASME Journal of Applied Mechanics*, June 1968.
- [3] Thomason, P.F., (1968), "A Theory for Ductile Fracture by Internal Necking of Cavities", *Journal of the Institute of Materials*, Vol. 96, pp 360.
- [4] Jun, S. (1991), "Effect of Stress Triaxiality on Micro-Mechanisms of Void Coalescence and Micro-Fracture Ductility of Materials", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 39, No. 5, pp. 799-805.
- [5] Reuter, W.G., Lloyd, W.R., Epstein, J.S., (1992), "Relationship Between Constraint and Fracture Toughness or Effective Plastic Strain for Crack Growth Initiation", 1992 OMAE - Volume III-B, *Materials Engineering*, ASME.
- [6] O'Dowd, N.P., (1996), "The Effect of Constraint on Ductile Tearing", *Advances in Fracture Mechanics*, TAGSI symposium, Abington, Cambridge, UK, January 1996.
- [7] Griffiths, J.R., (1971), "An Elastic-Plastic Stress Analyses for a Notched Bar in Plane Strain Bending", *J. Mech. Phys. Solids*, Vol.19, pp.419 to 431.
- [8] Bayoumi M.R., (1994), "Micromechanisms and Topographical Features During Fatigue Fracture of Center Cracked Plain Carbon Steel Plates Having Different Thickness Ratios", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 47, No. 5, pp. 753-768.
- [9] Lemaitre, J. (1985), "A Continuous Damage Mechanics Model for Ductile Fracture", *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 107, pp 83.

-
- [10] Rousselier, G. (1987), "Ductile Fracture Models and Their Potential in Local Approach of Fracture", Nuclear Engineering and Design, North-Holland, Vol. 105, pp 97-111.
- [11] Gurson, A.L., (1977), "Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I- Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media", Journal of Engineering Materials and Technology, Trans. ASME, Vol. January 1977.
- [12] Kachanov, L.M. (1958), "Time of the Rupture Process Under Creep Conditions ", IVZ Akad Nuak, S.S.R., Otd Tech Nuak, N° 8.
- [13] Perrone, N., (1965), "On a Simplified Method for Solving Impulsively Loaded Structures of Rate-Sensitive Materials", Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics, Sep. 1965, pp. 489.
- [14] Krafft, J.M. and Sullivan, A.M., (1963), "Effects of Speed and Temperature on the Crack Toughness and Yield Strength in Mild Steel", Transactions of the ASM, Vol. 56, pp 160.
- [15] Vargas, P.M. and Dodds Jr., R.H., (199), "Inelastic Response of the Deep Crack Single-Edge Notch Specimen Under Impact Loading", Paper in connection with Vargas Ph.D. dissertation at the Univ. of Illinois.
- [16] Griffith, A.A.(1920), "The Phenomena of Rupture and Flow in Solids" Transactions of the Royal Society A. 221, 1920, pp 163.
- [17] Folch L.C.A. and Burdekin, F.M., (1999), "Application of the Coupled Brittle-Ductile Model to Study Corelation Between Charpy Energy and Fracture Toughness Values", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 63, Issue 1, pp. 57-80, ISSN 0013-7944.