

SIMULACIÓN DE LA ROTURA DE BARRAS DE ACERO PERLÍTICO SOMETIDAS A TRACCIÓN MEDIANTE UN MODELO DE FISURA COHESIVA. VALIDACIÓN EXPERIMENTAL

F. Suárez¹, J. C. Gálvez¹, J. M. Atienza², D. A. Cendón², M. Elices²

¹Departamento de Ingeniería Civil-Construcción, Universidad Politécnica de Madrid, E.T.S.I. Caminos, Canales y Puertos, C/ Profesor Aranguren s/n 28040 - Madrid, España.
E-mail: fsuarez@caminos.upm.es; jaime.galvez@upm.es

²Departamento de Ciencia de Materiales, Universidad Politécnica de Madrid, E.T.S.I. Caminos, Canales y Puertos, C/ Profesor Aranguren s/n 28040 - Madrid, España.
E-mail: dcendon@mater.upm.es; jmatienza@mater.upm.es; melices@mater.upm.es

RESUMEN

Las probetas cilíndricas fabricadas con materiales metálicos de elevada ductilidad, como el aluminio o el cobre, sometidas a tracción suelen presentar una rotura comúnmente denominada rotura en *copa y cono*, debido a su geometría. Este tipo de rotura se reproduce numéricamente con éxito mediante el modelo de Gurson-Tvergaard-Needleman, cuya formulación matemática se basa en el fenómeno físico de nucleación, crecimiento y coalescencia de microhuecos. A diferencia de dichos materiales, las barras de acero perlítico, material con una ductilidad apreciable, presentan un frente de rotura plano que no puede simularse correctamente con los modelos antes mencionados, apareciendo una región interior de daño que, en principio, también puede atribuirse a un fenómeno de nucleación y crecimiento de microhuecos, mientras que en el exterior aparece una zona cuya micrografía permite asociar su rotura a un mecanismo de clivaje. En trabajos anteriores los autores han presentado un elemento de intercara cohesivo dependiente de la triaxialidad de tensiones que, incorporado a un código de elementos finitos, permite reproducir de forma razonable el daño que se desarrolla en la región interior mencionada. En este trabajo se presentan los resultados de una campaña experimental que permite validar el modelo desarrollado. Para ello, se ensayan probetas de diferentes diámetros y se comparan los resultados con los obtenidos numéricamente, empleando tres bases extensométricas diferentes en cada uno de los diámetros. Los resultados numéricos se ajustan razonablemente bien a los obtenidos experimentalmente.

ABSTRACT

The cylindrical specimens made of high-ductility metallic materials, such as aluminium and copper, usually fail showing a fracture surface commonly known as *cup-cone* fracture because of its shape. This type of fracture is successfully reproduced using the Gurson-Tvergaard-Needleman model, which is based on the physical process of nucleation, growth and coalescence of microvoids. Unlike these materials, pearlitic steel bars, which are considerably ductile, show a flat fracture surface that cannot be correctly reproduced with the aforementioned models. In this flat fracture surface, a dark region can be observed in the centre of the specimen, which is the result of a process of nucleation and growth of microvoids, while in the rest of the fracture surface a different region can be identified, which a micrographic study reveals to be the result of a process of cleavage. In previous works, the authors presented a triaxiality-dependent cohesive interface element that, implemented in a finite element code, can reproduce in a reasonably accurate manner the damage that takes place in the dark region mentioned before. The results of an experimental campaign designed to validate the model are presented in this paper. For it, different diameter specimens are tested and these results are compared to those obtained with the numerical models, using three different initial lengths for the strain. Numerical results agree reasonably well with those obtained experimentally.

PALABRAS CLAVE: Ensayo de Tracción, Modelo Cohesivo, Fractura, Acero.

1. INTRODUCCIÓN

El acero es, junto con el hormigón, el material más ampliamente empleado en obra civil. Además de su alta resistencia, su ductilidad lo hace particularmente interesante desde el punto de vista de la seguridad estructural, ya que facilita la redistribución de esfuerzos

entre diferentes elementos estructurales permitiendo almacenar una cantidad de energía mayor antes del colapso final de la estructura.

El ensayo de tracción simple es el más utilizado para determinar las características de un acero. En estos

ensayos, la ductilidad del material depende en gran medida del comportamiento que exhiba tras alcanzar la carga máxima, momento en el que se forma el cuello de estricción. Es precisamente la aparición del cuello de estricción lo que hace difícil estudiar el comportamiento del material desde dicho instante hasta rotura.

Por otro lado, el fallo de probetas cilíndricas fabricadas con materiales metálicos con un comportamiento dúctil sometidas a un ensayo de tracción simple habitualmente genera una superficie de rotura en forma de *copa y cono*. El proceso de rotura, a su vez se explica con la hipótesis de nucleación, crecimiento y coalescencia de microhuecos. Esta hipótesis ha dado lugar a diversos modelos matemáticos, entre los que cabe destacar los de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) [1].

Los modelos GTN tienen la gran virtud de estar basados en el fenómeno físico que provoca la rotura del material pero, a su vez, adolecen de claros inconvenientes. Por un lado, requieren de un gran número de parámetros para su definición y por otro, precisan de parámetros que no son medibles experimentalmente.

A su vez, no todos los aceros empleados en construcción rompen en forma de *copa y cono* cuando son sometidos a un ensayo de tracción simple. En la Figura 1 se muestran las superficies de rotura de dos probetas cilíndricas sometidas al ensayo de tracción simple fabricadas con dos aceros de construcción diferentes. En la Figura 1a se muestra la superficie de rotura correspondiente a un acero empleado como refuerzo en estructuras de hormigón armado, que exhibe una rotura en forma de *copa y cono*. En la Figura 1b se muestra la superficie de rotura correspondiente al alambroón de partida empleado en la fabricación de alambres de pretensado, con una superficie de rotura plana, perpendicular a la dirección de aplicación de la carga y con una región oscura en su interior.

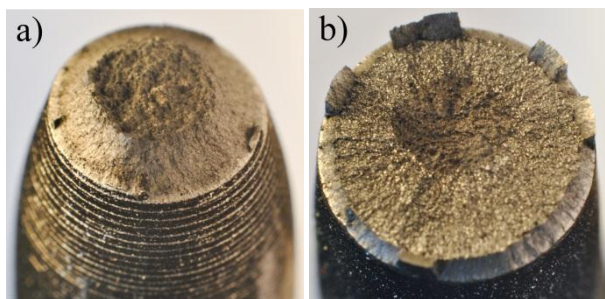


Figura 1: Superficies de rotura de dos aceros de construcción diferentes: a) rotura en forma de *copa y cono*; b) rotura plana perpendicular a la dirección de aplicación de la carga.

De acuerdo con [2], la rotura en el segundo de los casos se produce de forma cuasifrágil, de manera que la mancha central observable en la Figura 1b se debe a una decohesión provocada en el material que crece de dentro hacia afuera hasta alcanzar un tamaño que desencadena la rotura de la misma mediante un mecanismo de clivaje.

En este trabajo se realiza la validación experimental del elemento cohesivo de intercara presentado anteriormente por los autores en [4]. En primer lugar se presenta una campaña experimental realizada con probetas de diferentes diámetros. A continuación se resumen las principales características del elemento de intercara desarrollado y se describe la incorporación de dicho elemento en el modelo de elementos finitos utilizado para reproducir los ensayos llevados a cabo en la campaña experimental. Finalmente se comparan los resultados obtenidos numéricamente con los resultados experimentales y las conclusiones correspondientes.

2. CAMPAÑA EXPERIMENTAL

2.1 Material

El material empleado es acero eutectoide empleado en la fabricación de alambres de pretensado. Se emplea el alambroón de partida, es decir, el material antes de ser sometido al proceso de trefilado. De este modo, el material puede considerarse isótropo, aspecto confirmado en estudios anteriores por Atienza [3]. Los alambres utilizados, de 12mm de diámetro, fueron suministrados en rollos por la fábrica EMESA-Trefilería (Arteixo-La Coruña) y sometidos a un proceso de enderezado.

2.2 Probetas

Se ensayaron probetas cilíndricas con tres diámetros diferentes:

- $\phi = 3\text{mm}$
- $\phi = 6\text{mm}$
- $\phi = 9\text{mm}$

Las dimensiones principales de cada una de las probetas se muestran en la Figura 2.

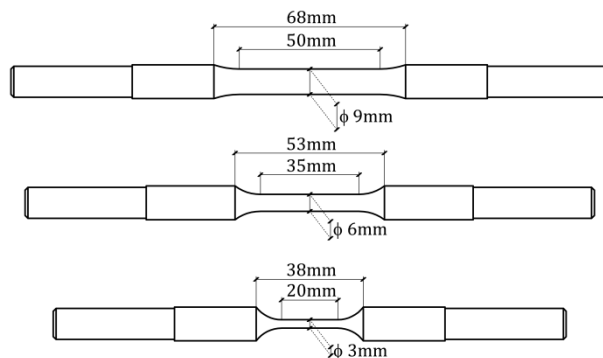


Figura 2: Dimensiones principales de las probetas empleadas en los ensayos.

2.3 Ensayos

Cada una de las probetas fue sometida a un ensayo de tracción, realizado con una máquina universal estática marca Suzpecar con control en desplazamiento. La carga fue medida con una célula de carga de 100kN y las deformaciones fueron obtenidas mediante un sistema de extensometría óptica, registrando imágenes del

ensayo cada segundo y procesándolas con el software específico VIC-2D de Correlated Solutions.

3. SIMULACIÓN NUMÉRICA

Los ensayos experimentales fueron reproducidos numéricamente empleando un elemento de intercara cohesivo y dependiente de la triaxialidad de tensiones desarrollado por los autores [4].

3.1 Elemento de intercara cohesivo dependiente de la triaxialidad de tensiones

El elemento de intercara desarrollado reproduce una rotura por decohesión en el plano YZ. De esta manera, el elemento de intercara es un cuadrilátero situado en el plano YZ coincidente con una cara de uno de los elemento paralelepípedos que forman parte del modelo. La tracción es aplicada en el sentido del eje X y, por lo tanto, es perpendicular al elemento de intercara. La decohesión está definida por una curva de ablandamiento que depende de la triaxialidad de tensiones (σ_H/σ_{VM}) del elemento paralelepípedo al que está conectado. En la Figura 3 se muestra un esquema del funcionamiento de dicho elemento.

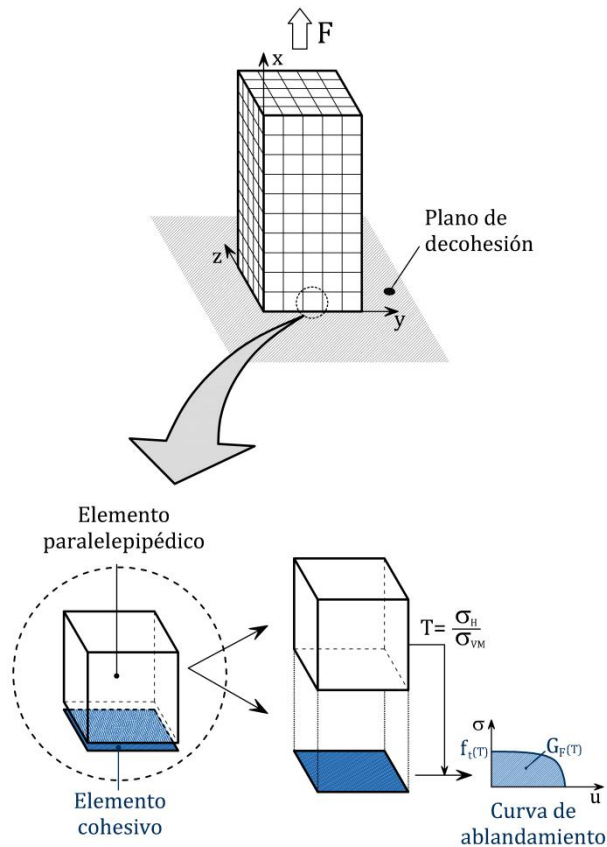


Figura 3: Esquema del funcionamiento del elemento de intercara cohesivo desarrollado.

La formulación de este elemento ha sido desarrollada para el programa ABAQUS mediante una subrutina de usuario UEL y una explicación más detallada puede consultarse en [4].

3.2 Incorporación a un programa de Elementos Finitos

Se han desarrollado tres modelos, uno para cada uno de los diámetros ensayados. Cada modelo reproduce el comportamiento de una veinticuatroava parte de la probeta, tal y como muestra la Figura 4, siendo el plano YZ el plano de rotura y la carga aplicada en la dirección del eje X.

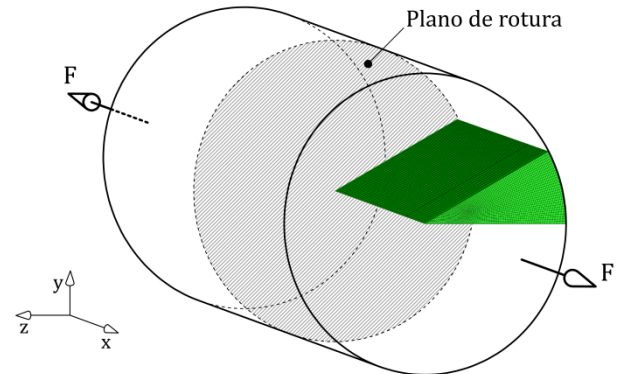


Figura 4: Malla empleada en la simulación de los ensayos de probetas con 6mm de diámetro.

Las condiciones de contorno aplicadas son las siguientes:

- En la cara coincidente con el plano XZ se impiden los desplazamientos perpendiculares a sí mismas, permitiendo los desplazamientos de los nodos dentro del plano XZ.
- En la cara inclinada 30° respecto al plano XZ se procede de la misma manera, impidiendo los desplazamientos nodales fuera del plano inclinado.

No se impone ninguna condición adicional a las citadas. En la cara coincidente con el plano YZ el propio comportamiento cohesivo de los elementos de intercara impide el desplazamiento de los nodos hasta que no se alcanza la tensión de decohesión f_t .

Material fuera de la zona de rotura

Se definen dos materiales diferentes fuera de la zona de rotura, representados con colores diferentes en la Figura 5 y que se describen a continuación:

- Los elementos más próximos al extremo de aplicación de la carga, representados en color gris en la Figura 4, se definen con un material elástico cuyo módulo de elasticidad tiene un valor muy elevado para evitar que posibles deformaciones locales en torno al punto de aplicación de la carga puedan influir en el resto de la probeta.
- El resto de elementos paralelepípedos del modelo, representados en color verde en la Figura 4, se definen con un material elastoplástico poroso. El comportamiento elastoplástico se define con la curva σ - ϵ del material obtenida experimentalmente y el

comportamiento poroso mediante un modelo de Gurson original, esto es, un modelo que solo reproduce los fenómenos de nucleación y crecimiento de huecos, pero no contempla un criterio de rotura. El modelo de Gurson se ha introducido mediante un modelo GTN que el programa ABAQUS tiene implementado, estableciendo una densidad relativa de 0,997 (es decir, una porosidad inicial del 0,3%) y un valor igual a la unidad para los parámetros q_1 , q_2 y q_3 , restaurando así el modelo a la formulación original de Gurson. La Tabla 1 muestra el valor de los parámetros empleados en el modelo GTN.

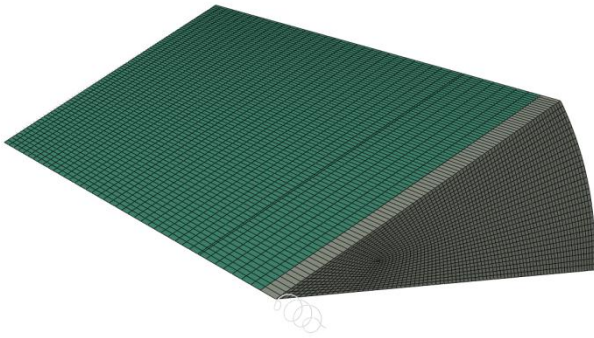


Figura 4: Zonas del modelo con diferentes materiales asignados. Éstas se identifican con distinto color.

q_1	q_2	q_3	ε_N	σ_N	f_N
1,0	1,0	1,0	0,3	0,1	0,04

Tabla 1. Valores de los parámetros utilizados en el modelo GTN [1].

Material en la zona de rotura

En el plano de rotura se introduce el criterio de daño mediante el elemento de intercara descrito anteriormente. Tal y como señala Hillerborg en unos de los primeros trabajos realizados con modelos de fisura cohesiva [5], la curva de ablandamiento rectangular resulta adecuada para materiales metálicos. Debido a que la curva rectangular plantea problemas de convergencia de cálculo, se ha optado por una curva parabólica de segundo grado que, al presentar una función derivada continua, facilita la convergencia en el cálculo del modelo. La curva de ablandamiento empleada se muestra en la Figura 5 y se define con unos valores iniciales de $f_t = 1525 \text{ MPa}$ y $G_F = 10 \text{ N/mm}^2$, siendo éste último valor obtenido experimentalmente mediante ensayos de flexión en tres puntos.

Tal y como se ha mencionado, la curva de ablandamiento varía a lo largo del ensayo en función del valor de la triaxialidad de tensiones del elemento paralelepédico al que el elemento de intercara está asociado. Para ello se define un factor que multiplica a los valores iniciales de f_t y G_F , de manera que éstos se actualizan adoptando los valores modificados f_t^* y G_F^* .

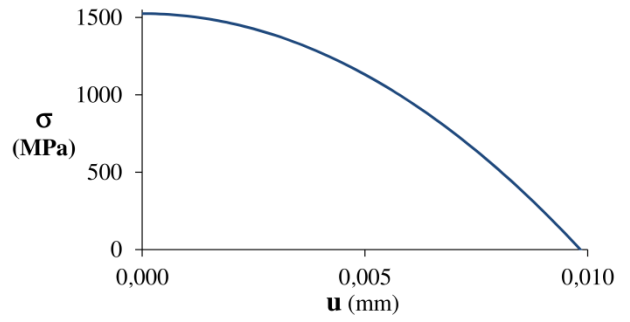


Figura 5: Curva de ablandamiento empleada para el material en la zona de rotura.

Para la definición de este factor se ha tomado como referencia el trabajo de Siegmund y Brocks [6], estableciendo finalmente una función que asigna un valor determinado del factor en función del valor de la triaxialidad de tensiones según la siguiente expresión:

$$\begin{cases} \text{Si } \frac{\sigma_H}{\sigma_{VM}} \leq \frac{1}{3} & \rightarrow \text{factor} = 1 \\ \text{Si } \frac{1}{3} < \frac{\sigma_H}{\sigma_{VM}} < \frac{2}{3} & \rightarrow \text{factor} = 1 + \frac{\left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{VM}} - \frac{1}{3}\right)}{80} \\ \text{Si } \frac{2}{3} \leq \frac{\sigma_H}{\sigma_{VM}} & \rightarrow \text{factor} = 1 + \left(\frac{1}{240}\right)^{1/3} \end{cases}$$

donde σ_H es la tensión hidrostática y σ_{VM} la tensión de Von Mises.

4. COMPARACIÓN DE RESULTADOS

4.1 Criterios de comparación

El elemento de intercara desarrollado únicamente reproduce el fenómeno de decohesión, pero no identifica por sí mismo el instante en el que el tamaño de la fisura interior alcanza el valor límite que desencadena la rotura frágil. Para identificar el instante en el que se produce la rotura de la probeta se procede de la siguiente manera:

1. Se toma como referencia el tamaño de las regiones oscuras medidas experimentalmente en probetas ensayadas. En la Tabla 2 se muestran estos valores.
2. Una vez efectuado el cálculo numérico, se identifica en el modelo el instante en el que comienza la decohesión en los puntos situados a una distancia del eje igual a la del radio de la región oscura medido experimentalmente.

4.2 Resultados

Se han comparado los resultados experimentales con los obtenidos numéricamente considerando tres bases extensométricas diferentes: dos proporcionales a los diámetros de las probetas, iguales a una y dos veces el diámetro respectivamente, y una de longitud fija igual a 12,5mm (ver Figura 6).

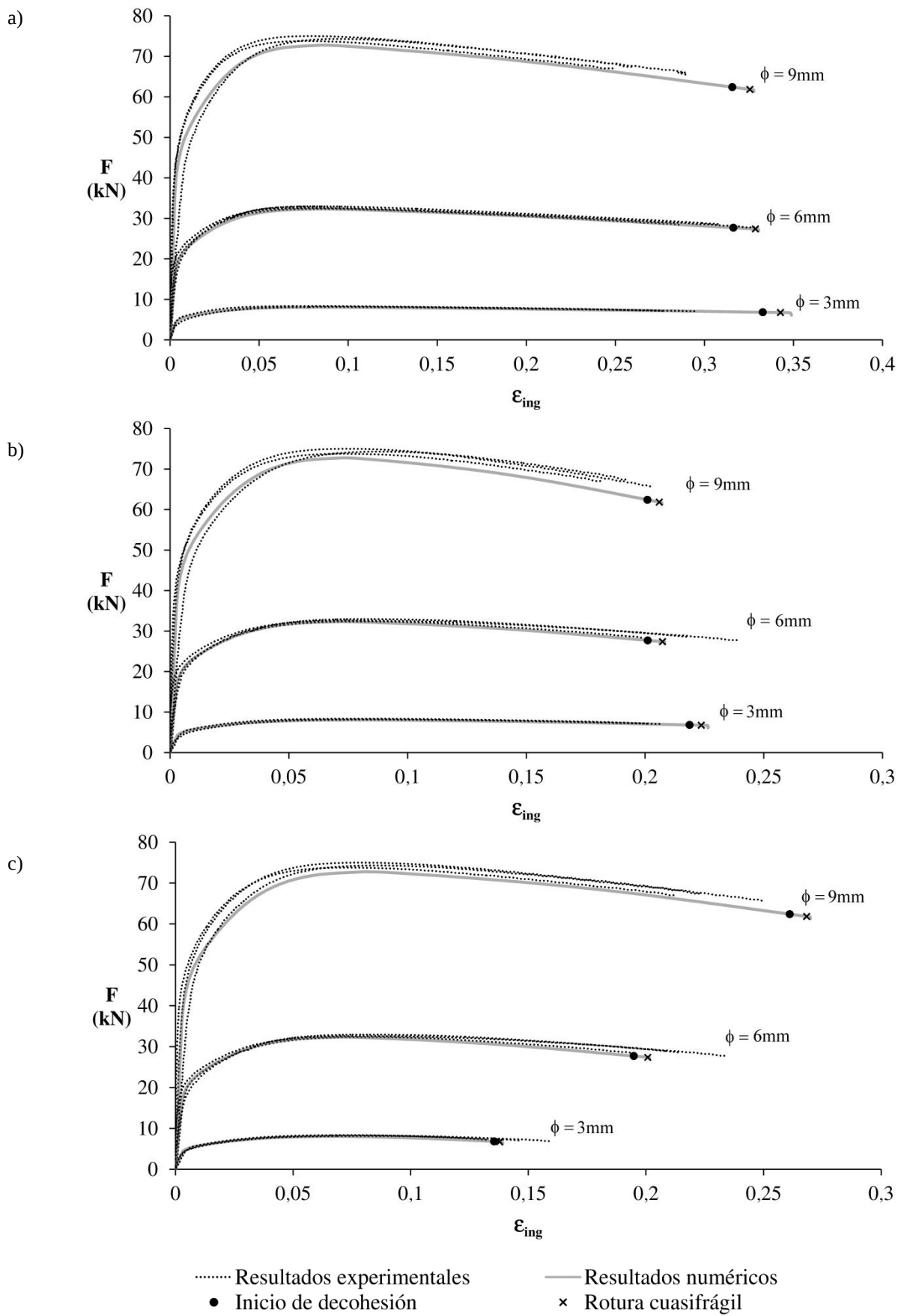


Figura 7: Comparación de las curvas F - ϵ_{ing} obtenidas experimentalmente con los resultados obtenidos numéricamente:
 a) Base extensométrica = 1ϕ ; b) Base extensométrica = 2ϕ ; c) Base extensométrica = $12,5mm$.

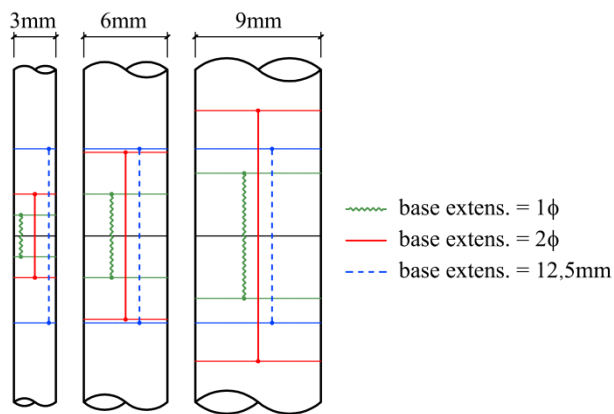


Figura 6: Bases extensométricas empleadas para cada diámetro de probeta.

En la Figura 7 se presentan las curvas $F-\varepsilon_{ing}$ obtenidas para cada una de las bases extensométricas descritas. Se superponen las curvas obtenidas experimentalmente con las obtenidas con los modelos numéricos para su comparación. En las curvas obtenidas con los modelos numéricos un círculo identifica el instante de inicio de la decohesión y una equis el instante en el que se produce la rotura.

Todos los modelos numéricos han sido desarrollados definiendo las mismas características para cada uno de los materiales integrantes, descritas anteriormente. En vista de los resultados obtenidos se puede afirmar que el modelo reproduce de manera razonablemente adecuada la rotura del material. Los resultados experimentales se reproducen particularmente bien cuando se considera una base extensométrica de 12,5mm y una proporcional al diámetro de la probeta igual a 2ϕ , sin embargo, muestra resultados más discutibles en el caso de la base extensométrica igual a 1ϕ . En este sentido, cabe tener en cuenta que la formación del cuello de estricción provoca un gradiente de deformaciones mayor cuanto más próximo está el estrechamiento máximo. De este modo, es razonable que los resultados obtenidos para esta base extensométrica, tanto numéricos como experimentales, estén sujetos a una mayor variabilidad.

5. CONCLUSIONES

- Se ha realizado la validación experimental un elemento cohesivo de intercara dependiente de la triaxialidad de tensiones desarrollado por los autores. Dicho elemento permite modificar el comportamiento a rotura del material en función del valor de la triaxialidad de tensiones, valor que se actualiza en cada incremento temporal del cálculo.
- El elemento desarrollado permite reproducir con éxito la rotura a tracción simple de probetas cilíndricas fabricadas con el alambcón de partida empleado en la fabricación de alambres de pretensado. Numéricamente, la rotura tiene lugar en los últimos instantes del

ensayo, cuando la deformación es muy cercana a la de rotura, lo cual coincide con otras observaciones experimentales previas de los autores [4].

- En comparación con otros modelos de fallo clásicos, como el modelo GTN, la utilización de un modelo cohesivo precisa fundamentalmente de dos valores para su calibración, G_F y f_b , pudiéndose obtener el primero de ellos de manera experimental y siendo el segundo más fácilmente interpretable que los parámetros requeridos por el modelo GTN.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al Ministerio de Ciencia e Innovación la financiación parcial de este trabajo a través de las ayudas DPI 2011-24876 e IPT-420000-2010-31. Asimismo, desean mostrar su agradecimiento a Luis del Pozo y a Luisa Villar, de Emesa Trefilería, S.A. (Arteixo, La Coruña), por el suministro del material así como sus útiles comentarios. F. Suárez además desea agradecer a la Fundación Agustín de Betancourt por la financiación proporcionada a través de una beca de investigación.

REFERENCIAS

- [1] Tvergaard V., Needleman A., "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar", Acta Metallurgica, Vol. 32, nº1, pp.157-169 (1984).
- [2] Suárez F., Cendón D.A., Atienza J.M., Gálvez J.C., Elices M., "Análisis de la deformación de rotura en el ensayo de tracción en probetas cilíndricas de acero perlítico", Anales de Mecánica de la Fractura, 28, Vol. I, pp.205-210 (2011).
- [3] Atienza, J.M., "Tensiones residuales en alambres de acero trefilados", Ph.D. Thesis, 299pp., Universidad Politécnica de Madrid (2001).
- [4] Suárez F., Cendón D.A., Gálvez J.C., Atienza J.M., Elices M., "Simulación del proceso de rotura por tracción de alambres de acero perlítico con un modelo de fisura cohesiva", Anales de Mecánica de la Fractura, 29, Vol. I, pp.207-212 (2012).
- [5] Hillerborg A., Modéer M., Petersson P.-E., "Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements", Cement and Concrete Research, Vol. 6, nº6, pp.773-781 (1976).
- [6] Siegmund T., Brocks W., "A numerical study on the correlation between the work of separation and the dissipation rate in ductile fracture", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 67, nº2, pp.139-154 (2000).