



**Escuela de Caminos**

Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos  
UPC BARCELONATECH

MODELIZACIÓN NUMÉRICA  
DE ENSAYOS DE  
FRACTURA CONFINADA  
DE PROBETAS DE  
HORMIGÓN

Trabajo realizado por:

Vicente Manuel Rico

Dirigido por:

Ignacio Carol Vilarasau

Carlos María López Gallero

Máster en:

Ingeniería del Terreno

Barcelona, 28 de Septiembre de 2018

Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental

**TRABAJO FINAL DE MASTER**



## Resumen

Los fenómenos de fractura tienen una importancia determinante en el deterioro de los materiales cuasifrágiles como el hormigón y, por lo tanto, en el comportamiento y la durabilidad de muchas estructuras.

Existe una amplia bibliografía donde se caracterizan los diferentes modos de fractura. El comportamiento en modo I es el más habitual modo de rotura del hormigón y el que ha sido más intensamente estudiado y documentado. En cambio, la fractura en modo II está mucho menos estudiada y aún existen controversias respecto a su existencia o no en los materiales cuasifrágiles. Los modos mixtos de fractura con corte y especialmente en casos confinados bajo corte-compresión también han recibido una atención muy limitada.

La presente tesina es una continuación de un trabajo anterior dentro del grupo MECMAT de la UPC, en el que se realizaron ensayos experimentales triaxiales sobre probetas cilíndricas de hormigón que presentan unas entallas también cilíndricas en la parte superior e inferior. Estas muestras se sometieron a cargas cortantes en el plano comprendido entre las entallas bajo diferentes niveles de confinamiento.

El principal objetivo de este trabajo es el desarrollo de un modelo de elementos finitos que represente los ensayos experimentales llevados a cabo años atrás dentro del mismo grupo de investigación, que permita contrastar mediante la simulación numérica los resultados de los ensayos realizados y explicar los fenómenos observados.

Se ha generado una malla de elementos finitos de la probeta de hormigón acompañada de un cabezal en la zona inferior (por razones de simetría, se ha representado una cuarta parte de la geometría ensayada experimentalmente). En la zona comprendida entre las entallas se ha incorporado un plano predefinido donde se producirá la fractura en cortante, y también un plano radial desde las entallas hasta la zona exterior de la probeta donde podrían producirse fracturas de tracción. Al hormigón y el cabezal inferior se les asigna un comportamiento elástico lineal. La no linealidad del modelo viene dada por la interfase de espesor nulo, cuya ley constitutiva está basada en la plasticidad y la mecánica de fractura, con reblandecimiento por trabajo disipado en proceso de fractura, formulada en términos de las tensiones y los desplazamientos relativos entre sus caras.

Se han obtenido resultados numéricos que han permitido ajustar adecuadamente las curvas obtenidas en los experimentos para cada confinamiento, y reproducir los principales aspectos del comportamiento detectado, tales como el aumento de resistencia cortante y la disminución significativa de la dilatación a medida que se incrementa el confinamiento. En el cálculo no confinado la junta radial se desarrolla completamente, efecto que se reduce con el confinamiento, hasta anularse para un confinamiento de 8MPa, tal como ocurre en los experimentos.

## Abstract

The fracture phenomena are particularly important in the deteriorating of the quasi-fragile materials like a concrete and therefore the behavior and durability of structures.

There is a wide bibliography where different modes of fracture are characterized. The mode I behavior is most habitual on the concrete and it has been more intensely studied and documented. However, the fracture in mode II, is less studied and there are still controversies regarding its existence or not in quasi-fragile materials. The mixed modes fracture with shear sliding and specially on confined cases under shear-compression has also received a very limit attention.

The present thesis is a continuation of a previous work within the MECMAT group of the UPC, in which triaxial experimental tests were carried out on cylindrical concrete specimens that also have cylindrical notches in the upper and lower part. These samples were subjected to shear loads in the plane between the notches under different levels of confinement.

The principal aim of this work is the development of finite element model that represents the previous experimental test in the investigation group that could contrast through numeric simulation the test results obtained and explain any phenomena observed.

A finite element mesh of concrete cylinder has been created in conjunction with the bottom head (by symmetry reasons, a quarter of the test tubes has represented). In the zone between the grooves has been incorporated a predefined plane where the shear fracture will be produced, also a radial plane from to inside groove up to external of the test tube where traction cracks could be produced. For the concrete and the head, an elastic lineal behavior is assigned. The no lineal behavior of the model it is given by the zero thickness interface, its law it is based in the plasticity and fracture mechanics, with softening by dissipated work on the cracking process, formulated in terms of stress and related displacement of the fracture faces.

Numerical results have been obtained that have allowed to adequately adjust the curves obtained in the experiments for each confinement, and reproduce the main aspects of the detected behavior, such as increase of shear stress and significant decrease of dilatancy, as lateral pressure increase. In the no confinement case the development of radial crack is completed, this effect is reduced with confinement up to almost disappear in 8 MPa case, as it happens in the experiments.

## Agradecimientos

Quisiera comenzar por darles las gracias a mis padres, que con mucho sacrificio y constancia han sabido ayudarme y guiarme por el buen camino. Gracias por el sacrificio hecho y por todo el apoyo incondicional que me han brindado.

Gracias a Verónica Rumbos por su amor incondicional y su dedicación en todo momento.

Gracias al profesor Ignacio Carol por la oportunidad brindada para la realización de esta tesina.

Gracias a Daniel Garolera por el apoyo prestado para la realización del modelo y por las enseñanzas impartidas.

Gracias de sobre manera a Profesor Carlos López, por todo el esfuerzo que ha dedicado para disipar cualquier duda que haya existido, por la dedicación que puso para llevar adelante este trabajo y por los consejos dados.

Gracias también a familia y amigos que de una u otra manera han aportado en mi formación.

Gracias totales a todos.

# Índice

<b>Capítulo 1: Introducción .....</b>	<b>1</b>
1.1. Motivación .....	1
1.2. Objetivos .....	2
1.2.1. Objetivo general .....	2
1.2.2. Objetivos específicos .....	2
1.3. Metodología .....	2
1.4. Estructura del trabajo .....	3
<b>Capítulo 2: Estado del arte.....</b>	<b>4</b>
2.1. Introducción .....	4
2.2. Comportamiento mecánico del hormigón.....	4
2.3. Mecánica de fractura.....	7
2.3.1. Mecánica de fractura elástica lineal “ <i>linear elastic fracture mechanics</i> ” (LEMF).....	8
2.3.2. Mecánica de fractura no lineal .....	10
2.4. Analisis de la fisuración.....	15
2.4.1. Modelos de fisuración distribuida ( <i>Smearred crack models</i> ).....	15
2.4.2. Modelos de fisuración discreta ( <i>Discrete crack models</i> ).....	16
<b>Capítulo 3: Técnicas experimentales en hormigón. ....</b>	<b>17</b>
3.1. Introducción .....	17
3.2. Métodos de ensayo en modo I.....	17
3.3. Métodos de ensayo en modo II .....	20
3.4. Ensayos experimentales de fractura con modo II dominante .....	21
3.4.1. Equipos de aplicación de carga.....	22
3.4.1.1 Prensa hidráulica .....	22
3.4.1.2 Cámara triaxial de confinamiento .....	23
3.4.2. Mediciones de los ensayos.....	24
3.4.2.1 Medición de desplazamientos verticales.....	24
3.4.2.2 Medición de desplazamientos radiales.....	24

3.4.3. Materiales .....	25
3.4.3.1 Líquido confinante .....	25
3.4.3.2 Membrana protectora .....	25
3.4.3.3 Material de las probetas ensayadas. ....	25
3.4.4. Geometría y preparación de las probetas .....	26
3.4.4.1 Geometría de muestra .....	26
3.4.4.2 Preparación de las probetas .....	28
3.4.5. Aplicación de las cargas .....	28
3.4.5.1 Ensayos sin confinamiento .....	28
3.4.5.2 Ensayos confinados .....	29
3.4.6. Procedimiento de los ensayos .....	30
3.4.6.1 Ensayos sin confinamiento .....	30
3.4.6.2 Ensayos confinados .....	31
<b>Capítulo 4: Modelo numérico .....</b>	<b>32</b>
4.1. Introducción .....	32
4.2. Geometría del modelo .....	32
4.3. Mallado del modelo .....	34
4.4. Ley constitutiva de junta .....	35
4.4.1. Criterio de fractura .....	36
4.4.2. Trabajo disipado en el proceso de fractura. ....	39
4.4.3. Regla de flujo (dilatancia) .....	39
4.4.4. Evolución de parámetros .....	41
4.5. Características del código de elementos finitos .....	44
<b>Capítulo 5: Resultados Numéricos .....</b>	<b>46</b>
5.1. Introducción .....	46
5.2. Resultados experimentales obtenidos por Montenegro et. al (2013b) .....	46
5.3. Resultados numéricos .....	49
5.3.1. Comparaciones del modelo con y sin cabezal inferior .....	52
5.3.1.1 Comparación del modelo con confinamiento de 2MPa .....	53
5.3.1.2 Comparación del modelo con confinamiento de 4MPa .....	55
5.3.1.3 Comparación del modelo con confinamiento de 8MPa .....	56

5.3.2. Resultados numéricos de ajuste con curvas experimentales .....	58
5.3.2.1 Confinamiento de 8 MPa .....	59
5.3.2.2 Confinamiento de 4 MPa .....	64
5.3.2.3 Confinamiento de 2 MPa .....	68
5.3.2.4 Sin confinamiento .....	72
5.3.3. Influencia de la energía de fractura.....	78
<b>Capítulo 6: Conclusiones y futuras líneas de continuidad ..</b>	<b>81</b>
6.1. Conclusiones .....	81
6.2. Trabajos futuros .....	83
<b>Bibliografía.....</b>	<b>84</b>
<b>Anexo .....</b>	<b>89</b>
Resultados complementarios de los casos presentados en el capítulo 5 .....	89
Anexo A-1. Caso de referencia. ....	89
Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso de 8 MPa .....	89
Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso de 4 MPa .....	93
Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso de 2 MPa .....	97
Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso sin confinamiento..	100
Resultados del modelo con $Tan \varphi_{res}=0.7$ para el caso de 2MPa.....	104
Resultados del modelo con $Tan \varphi_{res}=0.7$ para el caso de 4MPa.....	111
Resultados del modelo con $Tan \varphi_{res}=0.7$ para el caso de 8 MPa.....	118

## Capítulo 1: Introducción

### 1.1. Motivación

Desde comienzos de la civilización, se ha llevado a cabo la construcción de múltiples edificaciones, para distintos fines. La resistencia de los materiales que se utilizan para su realización, es un factor primordial para la estabilidad de la estructura.

Un material habitual en las construcciones es el hormigón que destaca por su uso, su resistencia y por lo fácil que resulta construir elementos de formas variadas con él. Se le considera un material homogéneo en ingeniería estructural, si bien no es así en realidad. El hormigón es un material compuesto de varias fases heterogéneas a un nivel mesoestructural, lo cual influye de forma determinante en su comportamiento mecánico. Las principales características de este comportamiento incluyen al hormigón dentro del grupo de los “materiales cuasifrágiles” (ver definición en el apartado 2.2 del siguiente capítulo).

Los fenómenos de fractura tienen una importancia determinante en el deterioro y posterior rotura de los materiales cuasifrágiles como el hormigón y, por lo tanto, en el comportamiento y la durabilidad de muchas estructuras.

Existe una amplia bibliografía donde se caracterizan los diferentes modos de fractura. El comportamiento en modo I es el más habitual modo de rotura del hormigón y el que ha sido más intensamente estudiado y documentado. En cambio, la fractura en modo II está mucho menos estudiada y aún existen controversias respecto a su existencia o no en los materiales cuasifrágiles, ya que diversos ensayos que han tratado de reproducir fisuras en modo II no lo han conseguido debido a que la trayectoria de la fisura no se produce en el plano previsto. Por este motivo muchos investigadores han afirmado que el aparente modo II en realidad corresponde a la concentración de pequeñas fisuras en modo I orientadas en forma oblicua.

Los modos mixtos de fractura con corte y especialmente en casos confinados bajo corte-compresión también han recibido una atención muy limitada. Carol y Prat (1990) introdujeron y luego desarrollaron el concepto de modo mixto asintótico corte-compresión o modo IIa, en el cual una alta compresión evita cualquier dilatación en el plano de fractura y fuerza que la fisura se propague de forma recta cortando indistintamente los áridos y la matriz (ver figura 4.8 más adelante).

La presente tesina es una continuación del trabajo realizado por Montenegro *et al.* (2007, 2013a y 2013b), en el que se realizaron ensayos experimentales triaxiales sobre probetas de hormigón con distintos niveles de confinamiento.

## Introducción

---

### 1.2. Objetivos

#### 1.2.1. Objetivo general

El principal objetivo de este trabajo es el desarrollo de un modelo de elementos finitos que represente los ensayos experimentales llevados a cabo años atrás dentro del mismo grupo de investigación, que permita contrastar mediante la simulación numérica los resultados de los ensayos realizados y explicar los fenómenos observados.

#### 1.2.2. Objetivos específicos

- Comprender el fenómeno de la fractura confinada y los ensayos realizados.
- Familiarizarse con las herramientas del grupo de investigación (Mecmat), para reproducir el caso 3D.
- Probar y calibrar el modelo numérico 3D.
- Ajustar parámetros de la ley de junta y realizar los cálculos para el ajuste de las curvas.
- Analizar la influencia de la energía de dilatación en los resultados numéricos.

### 1.3. Metodología

Para alcanzar los objetivos señalados, se ha generado un modelo de elementos finitos que represente adecuadamente los ensayos triaxiales sobre probetas de hormigón tipo Luong, llevados a cabo dentro del grupo de investigación MECMAT de la ETSECCPB-UPC. Para ello, se ha generado la geometría de la probeta de hormigón acompañada de un cabezal en la zona inferior (por razones de simetría, se ha representado una cuarta parte de la geometría ensayada experimentalmente). En la zona comprendida entre las entallas se ha incorporado un plano predefinido donde se producirá la fractura en cortante, y también un plano radial desde las entallas hasta la zona exterior de la probeta donde podrían producirse fracturas de tracción. Se ha generado una malla en la que la geometría se ha discretizado mediante tetraedros para los elementos del medio continuo de hormigón y el cabezal inferior, y mediante triángulos para los elementos junta. Al hormigón y el cabezal inferior se les asigna un comportamiento elástico lineal. La no linealidad del modelo viene dada por la interface de espesor nulo, cuya ley constitutiva está basada en la plasticidad y la mecánica de fractura, con reblandecimiento por trabajo disipado en proceso de fractura formulada en términos de tensiones y desplazamientos relativos entre sus caras (Carol *et al.*, 1997, 2001).

También se ha incorporado una superficie de junta entre el hormigón y el cabezal inferior, a la cual se le asigna un comportamiento elástico lineal con alto valor del módulo de rigidez normal y un muy bajo valor del módulo tangencial, de modo que se transmitan las cargas normales, pero se permita el deslizamiento entre la probeta y el cabezal.

## Introducción

---

Los distintos casos analizados se realizaron sobre una misma malla de elementos finitos y tienen los mismos datos de entrada. Únicamente cambiará las tensiones de confinamiento.

### 1.4. Estructura del trabajo

El trabajo está compuesto por 6 capítulos.

En el primer capítulo, correspondiente a esta Introducción, se comenta la motivación para el desarrollo del trabajo, se describen los objetivos a alcanzar, la metodología utilizada y la estructura de esta tesina.

En el capítulo 2, se describe brevemente el comportamiento mecánico del hormigón y se revisan las bases teóricas de la mecánica de fractura y de los modelos existentes para el estudio de la fisuración.

En el capítulo 3, en primer término, se detallan los distintos ensayos para la determinación de los parámetros de fractura en materiales cuasifrágiles como el hormigón. Posteriormente, se describen los ensayos experimentales de compresión bajo confinamiento desarrollados dentro del grupo de investigación.

En el capítulo 4 se presenta el modelo numérico y se detallan sus características principales, como la generación de la geometría, el posterior mallado, la ley constitutiva de junta y algunos aspectos del código de cálculo utilizados para analizar los resultados.

En el capítulo 5 se presentan los resultados obtenidos de las diferentes simulaciones numéricas realizadas, por medio de análisis de figuras y gráficos, los cuales son comentados detenidamente. Se prueban y se comparan distintos parámetros para realizar un buen ajuste de los resultados experimentales.

En el capítulo 6, se presentan las conclusiones del trabajo y sus posibles futuras vías de continuidad de la investigación.

Por último, se incluyen las referencias utilizadas.

En el Anexo se completan y detallan resultados presentados en el capítulo 5.

## Capítulo 2: Estado del arte

### 2.1. Introducción

En este capítulo se presenta de forma resumida, en primer lugar, el comportamiento básico del hormigón (y otros materiales cuasifrágiles) bajo diferentes estados de cargas exteriores. A continuación, se resumen los conceptos y modelizaciones de la fisuración del hormigón mediante la mecánica de fractura elástica lineal clásica y la no lineal. Por último, se comentan las aproximaciones a la fisuración en el método de los elementos finitos.

### 2.2. Comportamiento mecánico del hormigón

El hormigón es un material considerado cuasifrágil, esto quiere decir que tiene un comportamiento que podría considerarse intermedio entre dúctil y frágil.

El comportamiento frágil se caracteriza por una caída abrupta de resistencia al llegar al valor de pico, debido a que la ruptura del material es súbita. Roesler *et al.* (2007) explica que la naturaleza de este comportamiento frágil está ligado a los enlaces químicos de su estructura interna. Kailas (2004) menciona que en este tipo de fractura puede tener lugar una pequeña o ninguna deformación plástica, a menudo ocurre bajo niveles de tensión impredecibles por una rápida propagación de la fractura. La fractura se presenta a 90° del eje de tracción uniaxial (figura 2.1.a).

En los materiales dúctiles se produce una continua deformación a una tensión constante. En la figura 2.2, se puede observar la evolución de este comportamiento. Kailas (2004) define que se caracteriza por cambios geométricos los cuales inducen tensiones hidrostáticas, donde las cavidades tienen un crecimiento acelerado creando así una coalescencia de los microporos, formando unas pequeñas fisuras hacia la parte externa del material, perpendicular a la dirección de aplicación de la tensión. Una vez llega a ruptura, la fractura se propaga a una velocidad rápida a través del perímetro externo del material. Se nota una fractura de aspecto fibroso en la parte interna del material y de corte en el borde exterior.

Los materiales cuasifrágiles se caracterizan por presentar un comportamiento de reblandecimiento después de la carga máxima. En la figura 2.3 se presentan curvas representativas de los tres comportamientos: frágil, dúctil y cuasifrágil



Figura 2.1. Comparación del comportamiento frágil y dúctil.

**Estado del arte**

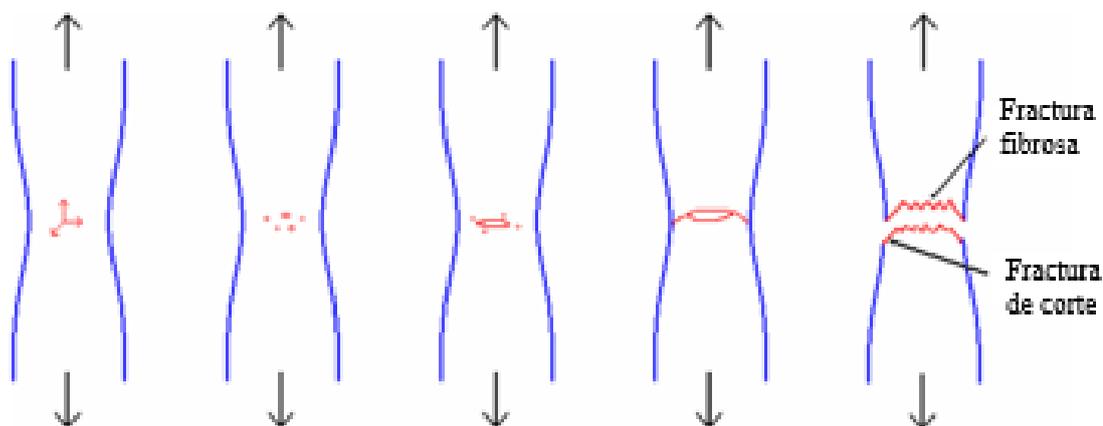


Figura 2.2. Evolución de una fractura en un material dúctil sometido a tracción (Kailas, 2004).

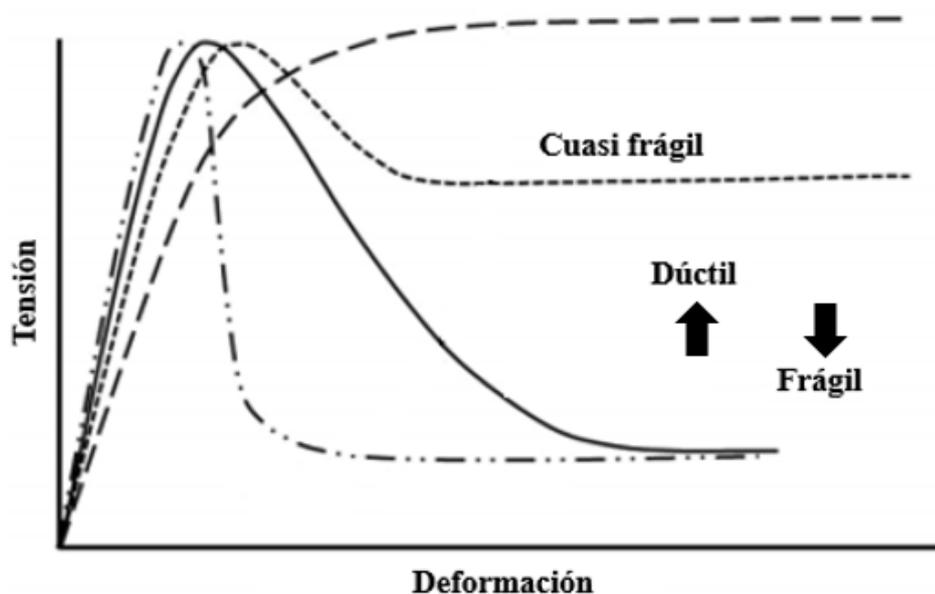


Figura 2.3. Comportamientos de los materiales (Quinn et al, 2012).

La respuesta cuasifrágil del hormigón se aprecia en un ensayo de tracción bajo deformación controlada (figura 2.4). En la región 1, la respuesta es lineal, se producen deformaciones elásticas recuperables. En la región 2, existe una respuesta no lineal, esto es debido a la aparición de micro fisuras distribuidas a partir de microporos y fallas en el material; se producen también cambios en las propiedades mecánicas como la disminución del módulo de Young y el aumento del coeficiente de Poisson, y el comportamiento no lineal se intensifica con el aumento de la carga. En la región 3, después del punto de máxima resistencia, se observa un reblandecimiento (disminución gradual de la resistencia mecánica frente al aumento de la deformación controlada). En algún punto al inicio del reblandecimiento, las microfisuras ubicadas en una banda se conectan entre sí formando una macro fractura en el material, mientras que las microfisuras situadas fuera de la banda de localización, comienzan un proceso de

**Estado del arte**

descarga. En la figura 2.5 se muestran las tres zonas señaladas en la figura 2.4 a lo largo de una fisura en desarrollo.

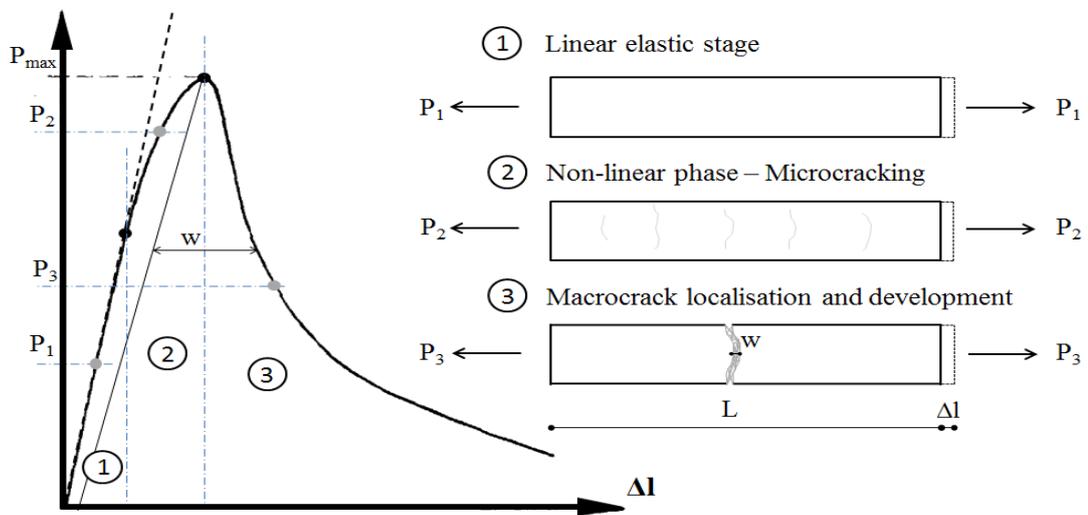


Figura 2.4. Esquema del comportamiento cuasifrágil (López, 2017).

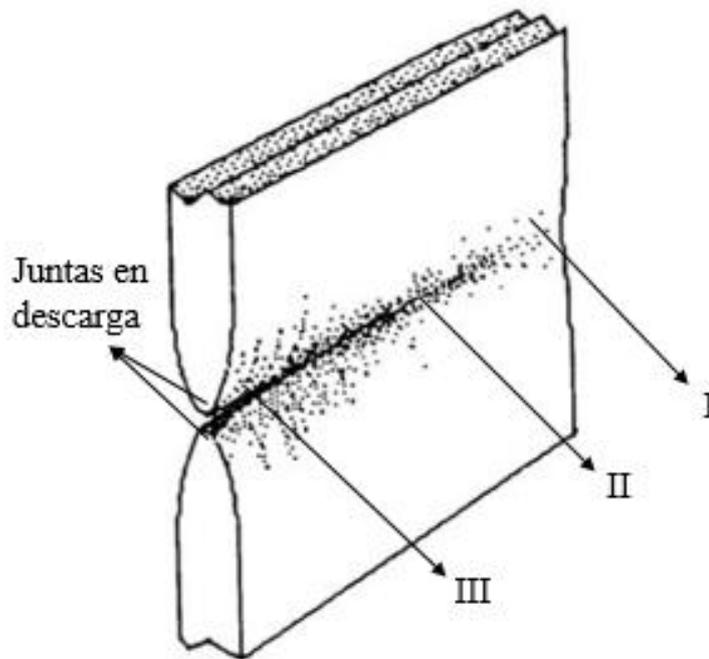


Figura 2.5. Representación de material cuasifrágil sometido a tracción (Hosford, 2009).

El comportamiento del hormigón bajo condiciones triaxiales, depende del nivel de la presión lateral. Cuando las presiones laterales son de compresión, la resistencia aumenta rápidamente con el crecimiento del confinamiento. Además, con el aumento del confinamiento la rama de reblandecimiento pasa de un comportamiento cuasifrágil a dúctil con una disminución visible del daño en la superficie de la probeta (van Mier, 1997).

### 2.3. Mecánica de fractura

Frecuentemente pueden ocurrir fracturas o microfisuras en los materiales. Las cuales pueden ser causadas por diversos mecanismos como se puede observar en la figura 2.6.

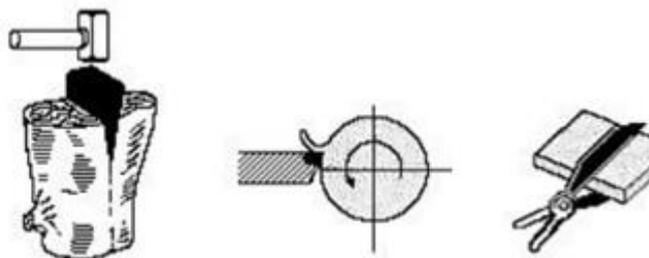


Figura 2.6. Distintos mecanismos que pueden ocasionar fracturas en materiales (Balankin, 2000).

Roesler *et al.* (2007) define la mecánica de fractura como aquella encargada de predecir a que cargas las fracturas pueden llegar a desarrollarse. Por su parte, van Mier (1997) señala que se encarga de estudiar aquellas imperfecciones en la estructura de los materiales que pueden llegar a tener un efecto en la resistencia del mismo. Hosford (2009) habla de un tratamiento cuantitativo de la fractura, lo cual permite mediciones de dureza del material y provee las bases para predecir las cargas que las distintas estructuras soportaran sin llegar a fisurarse.

Se puede generalizar que la mecánica de fractura es el área de estudio de la mecánica encargada de pronosticar, calcular y analizar la probabilidad y posibilidad de que un material pueda fracturarse estando sometido a distintos estímulos externos o internos, e incluso pueda hacerlo una vez este haya fallado.

Dentro de la mecánica de fractura clásica se han definido tres grandes modos de propagación de fracturas, los cuales están caracterizados por el desplazamiento del plano de falla. En la figura 2.7, se observan los distintos esquemas de los modos de fractura.

- Modo I: representado en la figura 2.7a, también llamado modo de apertura. La tensión actúa perpendicular al plano de la grieta (tracción). Dowling (2012) señala que se trata del modo más frecuente en problemas de fractura.
- Modo II: se puede observar en la figura 2.7b, llamado también modo deslizante, ya que los desplazamientos relativos de las superficies de la grieta son paralelos a la dirección de la tensión aplicada.
- Modo III: llamado también modo de torsión, se puede observar en la figura 2.7c. Se produce un deslizamiento en el plano de la fisura en dirección perpendicular a la de propagación.

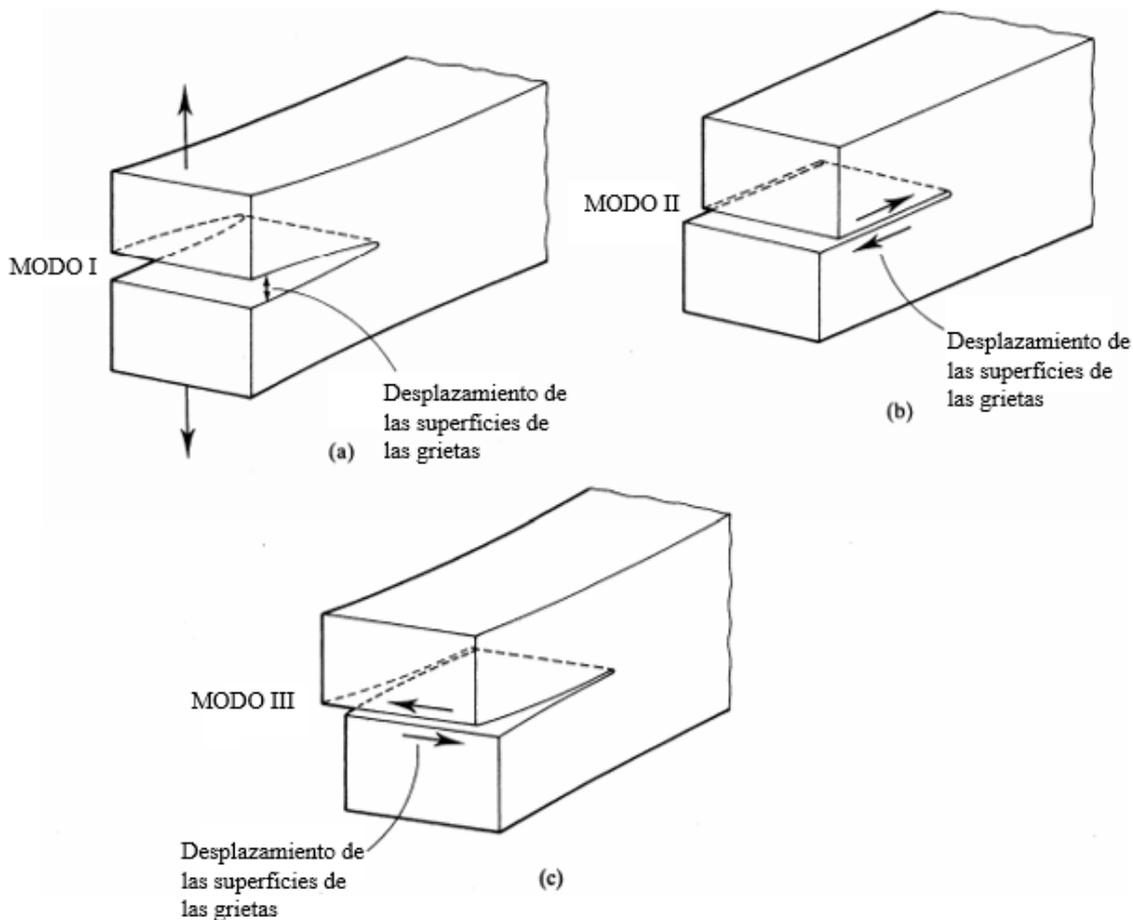


Figura 2.7. Distintos mecanismos de propagación de fractura (Courtney, 2005).

### 2.3.1. Mecánica de fractura elástica lineal “*linear elastic fracture mechanics*” (LEMF)

Los primeros estudios sobre la mecánica de fractura se basan en la fractura lineal, en que el mayor estado tensional se concentra cerca de la punta de la fractura, de tamaño infinitesimal, mientras que el resto de material se mantiene en régimen elástico lineal y la energía disipada ocurre en la punta de la fisura.

Este concepto de LEMF fue descrito en una primera instancia por Inglis (1913), quien realizó una serie de experimentos para analizar el comportamiento de una placa elástica con un agujero elíptico sometida a un estado de tracción homogéneo. Determinó que las tensiones locales alrededor de las esquinas de la elipse acumulaban un valor muchas veces mayor que la tensión aplicada a la placa, esto se puede apreciar en la figura 2.8. Utilizando la teoría de la elasticidad llegó a la conclusión de que el grado de magnificación de la tensión en las esquinas de un agujero en una placa cargada dependía del radio de curvatura de la abertura ( $\rho$ ).

La tensión máxima alcanzada en las esquinas de la elipse viene definida como se puede observar en la ecuación en la figura 2.8 (Courtney, 2005).

**Estado del arte**

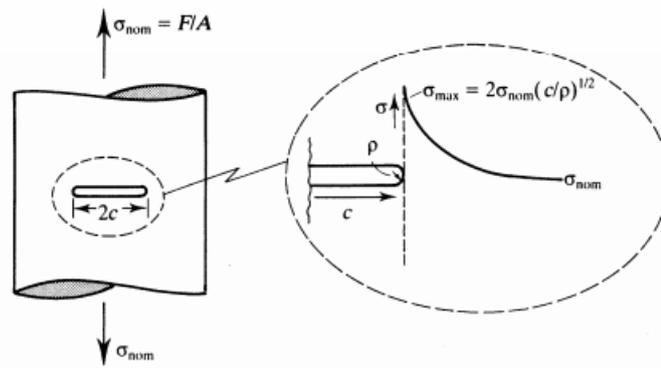


Figura 2.8. Tensión aplicada en la región cerca de una fisura elíptica en un sólido elásticamente cargado (Courtney, 2005).

Años después Griffith (1920) introdujo un criterio energético de falla, debido a que considerando que, si una fisura es como una elipse en la que el semieje menor tiende a 0, la solución de Inglis (1913), da que las tensiones en las puntas de las grietas tienden a infinito por muy pequeña que sea la tensión aplicada, y por lo tanto carecía de sentido utilizar un criterio de propagación de la fisura basado en la resistencia.

Dascalu (2007) menciona la utilización de la primera ley de la termodinámica para formular un enfoque basado en la energía para la fractura, lo que permitió superar la paradoja de la tensión infinita en las puntas de las fracturas agudas.

Demostrando que el incremento de tensión en la punta de una falla dependía solo de la forma geométrica de la misma y no de su tamaño absoluto, Griffith (1920) propuso que la reducción de la energía de deformación debido a la formación de la fractura debería ser igual o mayor que el incremento de energía de superficie requerido por las nuevas caras de las grietas, ver la figura 2.9, donde “ $\sigma_a$ ” es la tensión aplicada y “ $c$ ” el radio de la apertura en la placa.

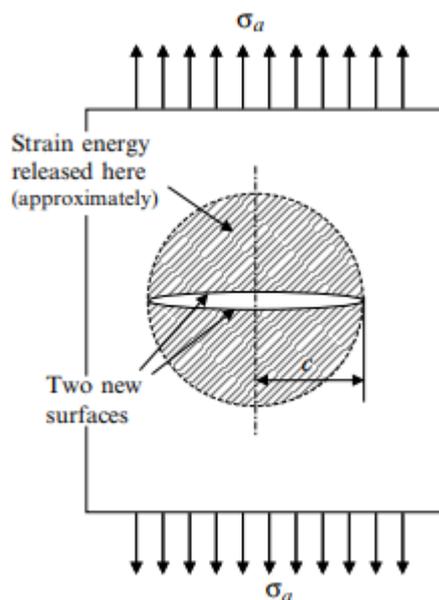


Figura 2.9. Esquema de la teoría de energía de deformación de Griffith (Fischer-Cripps, 2007).

## Estado del arte

Más adelante Irwin (1957), introdujo un concepto llamado “*stress intensity factor*” (factores de intensidad de tensión) representado por “*K*”, el cual es un parámetro numérico que cuantifica la magnitud del efecto de la tensión en las puntas de las fracturas. Estos dependen de la tensión aplicada, la geometría del sólido y de la longitud de la grieta, los cuales relacionó con la velocidad de energía de liberación. Balankin (2000) indica que “la energía necesaria para la creación de nuevas superficies durante la extensión de la grieta provenía de la energía de deformación” y que podía ser determinada del campo de tensiones y desplazamientos en una región cercana a la punta de la grieta. Esto mide la intensidad del campo de tensiones solo en la punta de la fractura, siempre y cuando la deformación plástica quedara restringida en la punta de la fractura. En la figura 2.10, se observa la acción del criterio Irwin, en la parte sombreada una liberación adicional de la energía de deformación debido a la superficie libre del sólido, en comparación a una fractura confinada.

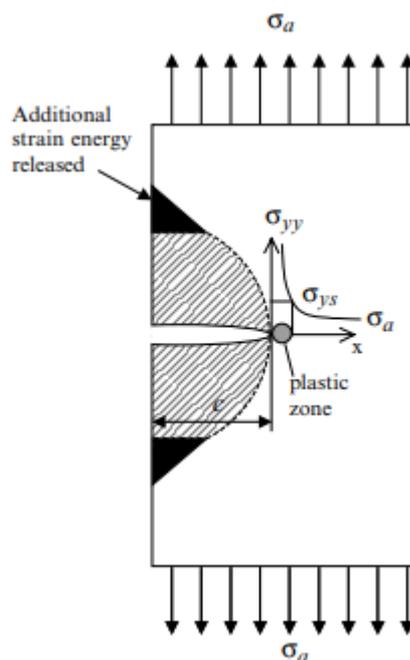


Figura 2.10. Esquema del criterio de fractura de Irwin (Fischer-Cripps, 2007).

La mecánica de fractura elástica lineal, funciona muy bien para análisis básicos sobre todo en materiales frágiles, ya que tiene algunas carencias debido a que supone un comportamiento elástico en todo el material, la disipación de la energía ocurre solo en la punta de la fractura y la zona plástica está limitada. Suele ser poco útil al momento de analizar materiales heterogéneos como el hormigón.

### 2.3.2. Mecánica de fractura no lineal

El proceso de fractura de un material cuasifrágil está gobernado por un comportamiento no lineal, que se desarrolla a lo largo de una zona denominada “*Fracture process zone*” (FPZ) o zona de proceso de fractura, en la cual se produce la

## Estado del arte

disipación de energía y se desarrollan los mecanismos físicos que van desde la microfisuración hasta la formación completa de la fractura. Está relacionada con la heterogeneidad, el tamaño y forma de la estructura interna del material, por ejemplo, en el hormigón, viene determinada por los áridos. Dentro de esta zona se producen procesos de separación de material a diferentes escalas.

Uno de los modelos más importantes fue el de Barenblatt (1962), el cual propuso que, en un material frágil elástico, existía una región en la fractura donde las fuerzas cohesivas atómicas, dependientes de la apertura de la misma eran importantes y que las tensiones variaban con la deformación. Otro modelo similar es el de Dugdale (1960), que a diferencia del anterior, asumió que cerca de la punta de la fractura se encuentra una zona plástica, donde las tensiones eran iguales al límite elástico que actúa a través de la fractura, esto puede observarse en la figura 2.11.

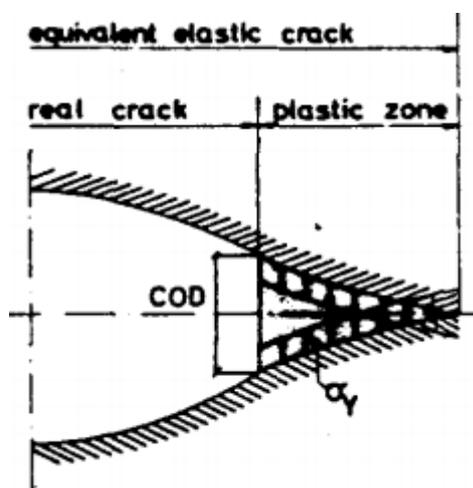


Figura 2.11. Esquema del modelo de Dugdale (Hillerborg *et al.*, 1976)

Shahbazpanahi *et al.* (2013) mencionan que dentro de la zona de proceso de fractura se localizan una serie de características como microfisuras en la matriz de hormigón, grietas por contracción, puenteo y ramificación de grietas a lo largo de las macro fracturas. Hu *et al.* (1992) indican que ocurre una transferencia de tensiones cohesivas y una disipación de energía, por tal motivo esta zona es asociada directamente con la energía de fractura.

De manera general se puede decir que, en el hormigón, la FPZ está caracterizada por varias zonas, que se muestran en la figura 2.12. Una primera zona caracterizada por la existencia de microfisuras, que se van intensificando a lo largo de una grieta macroscópica. Una segunda etapa puede definirse como una zona de transición o de puente entre el proceso de micro fracturas y la fractura real. En la última etapa se encuentra el proceso de apertura o de superficie libre de tracción.

En la figura 2.13, se observa un espécimen sometido a tracción y se puede apreciar como es el proceso de formación de la zona de proceso de fractura, además se incluye

**Estado del arte**

un gráfico característico de materiales cuasifrágiles, donde se observa la zona de reblandecimiento.

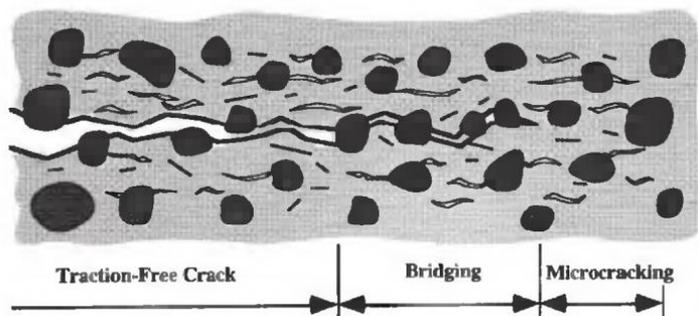


Figura 2.12. Desarrollo de una fractura en el hormigón (Anderson, 2000)

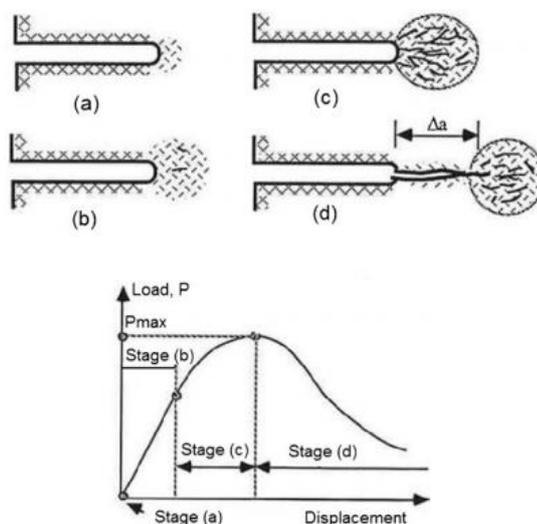


Figura 2.13. Esquema del proceso de formación de la zona de proceso de fractura en una muestra (Erarslan, 2013)

Uno de los modelos más importante en la mecánica de fractura no lineal, es el propuesto por Hillerborg *et al.* (1976), bajo el nombre de “*fictitious crack model*” (FCM), basado en los modelos nombrados anteriormente de Barenblatt-Dugdale. Estos supusieron que la fractura se propaga solo cuando la tensión en la punta alcanza el valor de resistencia a la tracción  $f_t$ , a partir de lo cual la tensión no cae súbitamente a cero, sino que decrece a medida que se incrementa la apertura de la fractura. Jiménez Pique (2002) añade la palabra reblandecimiento, ya que considera que todos los mecanismos de la FPZ, están condensados en una zona cohesiva reblandecida entre las superficies de la fractura, y por tal motivo se extiende hasta el borde del FPZ.

En la figura 2.14a, se aprecian las características de este modelo, se tiene a “ $f_t$ ” como la resistencia a tracción y “ $w$ ” como la apertura. Una vez la fractura alcanza el ancho de “ $w_I$ ” la tensión cae a cero. La zona donde  $w < w_I$  pertenece en realidad a una zona microfracturada ya que todavía se encuentran uniones del material debido a la transferencia de tensiones. En la figura 2.14b se puede ver que a medida que aumenta el

**Estado del arte**

ancho de la fractura, la tensión disminuye, de esta manera se identifica la energía absorbida como el área bajo la curva de esta gráfica. Brincker *et al.* (1989) denominan esta especial correlación constitutiva como la “relación de tensión-desplazamiento de la fractura”. La energía disipada está expresada en la ecuación 2.1.

Por otra parte, Hillerborg (1991) recalca una ventaja de este modelo por encima de los modelos convencionales y es que aparte de poder analizar la estabilidad y crecimiento de fracturas, también puede ser usado para el análisis de su formación.

$$G_f = \int_0^{w_1} f(w) dw \tag{2.1}$$

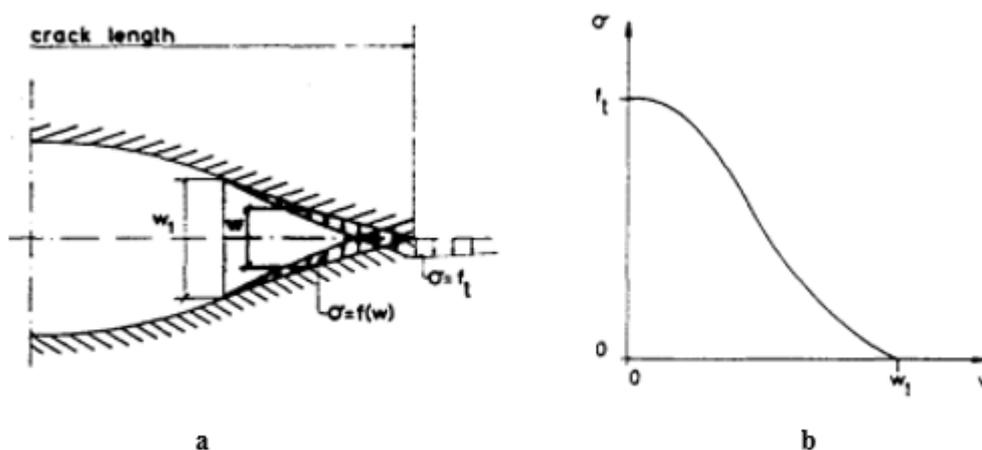


Figura 2.14. a) Esquema del modelo FCM y b) Curvas de variación ( $\sigma$ - $w$ ) (Hillerborg *et al.*, 1976)

Otro modelo aplicado en la mecánica de fractura no lineal del hormigón es el presentado por Bazant *et al.* (1983), los cuales llamaron a esta teoría “*crack band model*” o (CBM), que utiliza una relación constitutiva entre la tensión y la deformación, ya que a diferencia del modelo anterior, la fisura no está localizada en una línea, sino que se desarrolla en una banda de cierto ancho. A diferencia, este modelo requiere un parámetro adicional: un ancho fijo e impuesto en forma de banda, donde ocurren los daños del material. Para evitar una inobjetividad en el mallado y asegurar así que la energía disipada debido a la fractura es constante e igual a la energía de fractura, se vincula este valor con la energía por unidad de volumen (área de la curva tensión-deformación) y el ancho de banda. Este modelo se esquematiza en la figura 2.15, donde el  $\epsilon^f$ , son las deformaciones no elásticas. Torrenti *et al.* (2010) indican que para esto se tiene que asumir el principio de conservación de la energía. También se menciona una dependencia de esta energía disipada al tamaño del espécimen, la cual aumenta a medida que geoméricamente, este es más grande como lo demuestra Bazant (1984) en su Ley de efecto de tamaño.

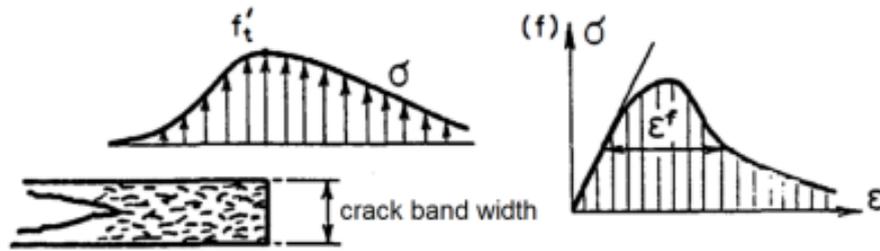


Figura 2.15. Esquema del *Crack Band Model* (Bazant, 1989)

En la figura 2.16 se observa la zona de disipación de la energía, y en la ecuación 2.2, se define esta como función del ancho de banda de fractura “ $w_c$ ”, la tensión uniaxial crítica “ $f_t$ ”, después del régimen postpico (según la ley tensión-deformación, figura 2.17a), el módulo de Young “ $E$ ” y el módulo tensión-reblandecimiento “ $E_t$ ”. Esta se puede relacionar con la densidad de energía de falla “ $W_f$ ” (ecuación 2.3).

En un reporte hecho a la NASA Pineda *et al.* (2012) mencionan que en la CBM, la energía disipada en una fractura viene representada por el área bajo la curva de la ley tracción-separación (la separación indica el espacio entre las caras de la grieta), la cual gobierna la repuesta cohesiva de las caras de la fractura como una propagación de grietas en el material (Figura 2.17b).

$$G_f = w_c \left( 1 + \frac{E}{E_t} \right) \frac{f_t^2}{2E} \quad (2.2)$$

$$G_f = w_c W_F \quad (2.3)$$

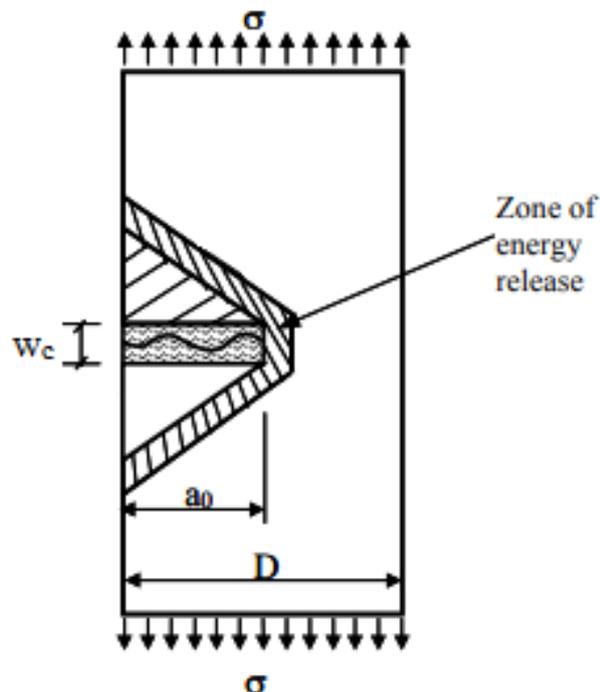


Figura 2.16. Esquema de la zona de disipación de energía (Torrenti *et al.*, 2010)

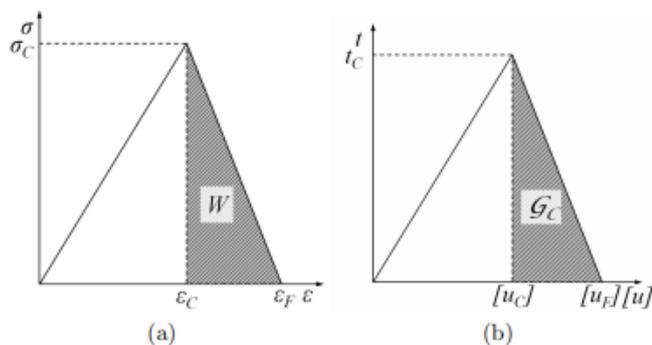


Figura 2.17. a) Ley de tensión deformación y b) Ley de tracción-separación, que gobiernan el material. (Pineda *et al*, 2012)

## 2.4. Analisis de la fisuración

El método de elementos finitos es la aproximación numérica más utilizada en el análisis de fractura del hormigón. Se pueden clasificar estas aproximaciones en dos grupos: por medio de modelos de fisuración distribuida (*Smearred crack models*) y modelos de fisuración discreta (*Discrete crack models*).

Según indica Rots *et al.* (1989), los modelos discretos modelan la fisura como una discontinuidad geométrica, mientras que los modelos distribuidos imaginan un sólido fisurado como un continuo.

### 2.4.1. Modelos de fisuración distribuida (*Smearred crack models*)

En esta aproximación el material se representa como un medio continuo, aún en la zona fisurada. La posibilidad de formación de fisuras dependerá de las propiedades de los elementos finitos por los cuales se desarrolla la fisuración, para lo cual se asume un comportamiento no lineal con reblandecimiento. Las fisuras macroscópicas pueden interpretarse como el conjunto de los puntos de gauss alineados, que conforman los elementos finitos fracturados.

De Borts *et al.* (2004) indican que el modelo de fisuración distribuida está basado en la idea de que el hormigón, debido a su heterogeneidad y la presencia de reforzamiento, presenta muchas pequeñas fisuras las cuales en una etapa posterior de carga se enlazan entre sí, para formar una o más fisuras dominantes. Este modelo captura el proceso de deterioro a través de una relación constitutiva tensión-deformación.

Dentro de los conceptos de la fisuración distribuida, se caracterizan dos tipos: la fisuración distribuida fija (*fixed crack*) y la rotacional (*rotating crack*). En la primera la orientación de la fisura está fijada durante todo el proceso de cálculo, mientras que la siguiente permite que la orientación de la fisura gire de manera que permanezca siempre orientada en dirección perpendicular a la mayor tensión principal de tracción. Existe una opción intermedia definida como fisura fija múltiple (*multiple fixed crack*), la cual permite la posibilidad de varias fisuras que permanecen fijas en su orientación inicial,

## Estado del arte

donde pueden activarse fisuras secundarias si la rotación es significativa con respecto a la dirección en la previamente se ha activado una fisura.

### 2.4.2. Modelos de fisuración discreta (*Discrete crack models*)

Los primeros trabajos fueron presentados por Ngo y Scordelis (1967) y Nilson (1968), que modelaron las fisuras a través del análisis de elementos finitos por medio de la separación entre las puntas de los elementos. Este enfoque sufre de dos desventajas. La primera implica un cambio continuo en la conectividad nodal, lo cual no ajusta bien los desplazamientos de los elementos finitos. Otra desventaja mencionada en De Borts *et al.* (2004), es el mallado, donde se aconseja el remallado automático para disminuir errores en la malla. De Borts *et al.* (2004) mencionan que la fisura se introduce como entidad geométrica, dejando que esta crezca cuando la fuerza nodal en el nodo por delante de la punta de la fisura alcanza el criterio de resistencia a la tracción. En este proceso el nodo se divide en dos y la punta de fractura se propaga hacia el siguiente nodo (ver figura 2.18).

Una opción interesante es el empleo de elementos junta de espesor nulo, pues permiten una aplicación general del concepto de fisura ficticia o “Fictitious Crack Model” (Hillerborg, 1978) mediante modelos constitutivos para la interface con acoplamiento de tipo normal/tangencial y la incorporación de parámetros en términos de energía de fractura.

En principio, la inclusión de elementos junta a medida que la fisura progresa también requiere un remallado, si bien en algunos casos esto puede evitarse cuando la trayectoria de la fisura se conoce por anticipado, ya sea por razones de simetría, mediante resultados experimentales o a partir de ensayos numéricos preliminares.

De manera general ambos métodos de aproximación: de fisuración distribuida y de fisuración discreta, pueden utilizarse, sin embargo, en su estudio De Borts *et al.* (2004), compararon cada uno de estos, concluyendo que ambos métodos tienen su dominio específico de aplicación. El método discreto es apropiado para modelar una o pocas fisuras dominantes o principales, mientras el distribuido simula los patrones de difusión de las fisuras que se generan debido a la heterogeneidad del hormigón y el reforzamiento que contenga.

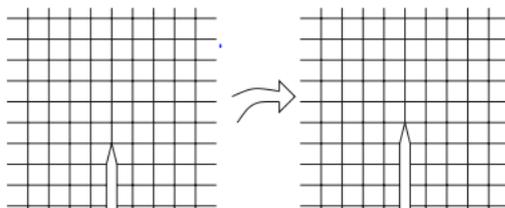


Figura 2.18. Evolución de la fisura en el método de fisura discreta (De Borts *et al.*, 2004).

## Capítulo 3: Técnicas experimentales en hormigón.

### 3.1. Introducción

En este capítulo se describen diferentes aspectos de técnicas experimentales aplicadas al comportamiento en fractura del hormigón. En primer lugar, se comentan distintos métodos propuestos para la determinación de los parámetros de fractura en materiales cuasifrágiles como el hormigón, los cuales dependen de sus propiedades intrínsecas de los modos I y II y en modo mixto.

Posteriormente, se describe la metodología usada para llevar a cabo los ensayos de compresión bajo confinamiento, en modo II predominante (corte-compresión) desarrollados dentro del grupo de investigación, los cuales serán utilizados para contrastar los resultados numéricos (capítulo 5) del modelo que se expone en el capítulo 4. Se describen los equipos, dispositivos de medición, así como las características de los materiales usados.

### 3.2. Métodos de ensayo en modo I

Existen diferentes métodos propuestos para determinar los parámetros materiales de fractura en modo I, de los cuales se describirán a continuación los más importantes.

Un método clásico es el de la viga de flexión en tres puntos o “*three point bend test*” cuyo esquema se puede observar en la figura 3.1. Es un procedimiento sugerido por el Comité Técnico 50-FMC en Mecánica de Fractura del Hormigón, el cual está basado en el FCM de Hillerborg *et al.* (1976). Es utilizado principalmente para obtener la energía de fractura en modo I, “ $G_f^I$ ”. (Shah *et al.*, 1991) indican que mediante este método también se puede obtener parámetros de la fractura del material como el factor de intensidad de tensiones en modo I “ $K_{Ic}^s$ ”; y la apertura crítica de la punta de la grieta “ $w_c$ ”, siempre y cuando se desprecie el efecto del tamaño, el cual es una de sus limitaciones.

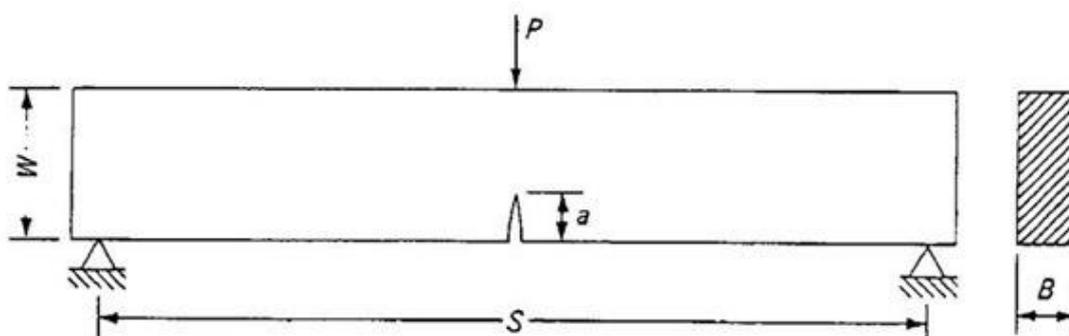


Figura 3.1. Diagrama de la viga de flexión en tres puntos (Daniel *et al.*, 2015).

Otro método es el propuesto por Li *et al.* (1987), que considera un espécimen pequeño de hormigón (ver figura 3.2), sometido a una tensión uniaxial de tracción y se utiliza para determinar la resistencia a la tracción “ $f'$ ” y la apertura crítica del plano de falla “ $w_c$ ”, con el objetivo de obtener la función de reblandecimiento tensión-apertura de fisura, la cual es función de los parámetros nombrados anteriormente; este ensayo es también llamado “*compact tensile test*”.

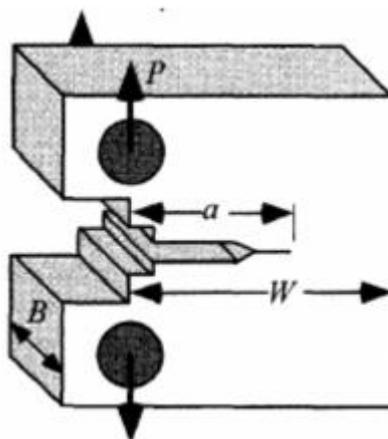


Figura 6. Esquema del ensayo “*compact tensile test*” (Anderson, 2000).

El método de disco brasileño con entalla, adecuado para materiales cuasifrágiles, fue desarrollado por Shetty *et al.* (1985). Consiste en aplicar una carga axial a un disco hasta llegar a rotura (ver figura 3.3). Debido a varias desventajas que tenía este ensayo como bajas cargas para la iniciación de rotura, muchos núcleos de roca en una correcta orientación y complicados accesorios de carga, era muy engorroso obtener un valor para la tenacidad de fractura “ $k_{Ic}$ ” entonces, Fowell *et al.* (1993), convirtieron las dimensiones geométricas de la muestra en formas adimensionales en función del radio, para poder definir la tenacidad de la fractura “ $k_{Ic}$ ”. Tutluoglu *et al.* (2011) indican que se convirtió en un método sugerido por el ISRM para su utilización, debido a su simpleza en cuanto a la preparación de la muestra, configuración de la prueba e interpretación de resultados.

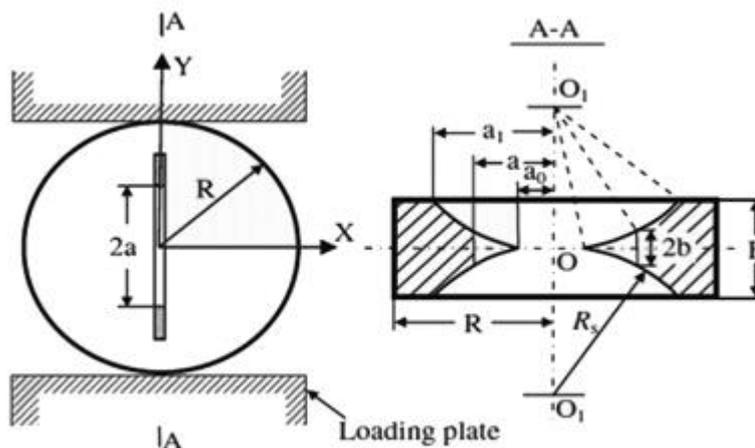


Figura 3.3. Esquema del ensayo brasileño y geometría del espécimen (Tutluoglu *et al.*, 2011).

**Técnicas experimentales en hormigón**

El ensayo más importante dentro de este grupo, es el “*Wedge splitting test*”. Desarrollado por Linsbauer *et al.* (1986) para determinar la energía de fractura en modo I sobre muestras cúbicas, posteriormente fue modificado por Bruhwiler (1988), y luego por Bruhwiler *et al.* (1990). La muestra puede ser de diferentes geometrías. Es necesario que se prepare el espécimen y se realice una entalladura y una ranura en la zona donde se va aplicar la carga, con el fin de que la fractura se propague de manera vertical. Luego se pondrá sobre un soporte lineal (figura 3.4a) y se colocarán en las entalladuras unas semi placas con rolineras en los extremos (figura 3.4b), después se coloca el actuador con dos cuñas idénticas sobre las placas y se aplica una tensión normal (figura 3.4c), donde se miden las fuerzas verticales “ $F_v$ ” y la apertura crítica de la fractura “ $w_c$ ”. La fuerza horizontal sobre las rolineras es “ $F_s$ ” y se define como la fuerza necesaria para poder dividir el espécimen en dos mitades, esto sumado al ángulo de la cuña se puede calcular, por medio de la ecuación 3.1.

$$F_s = \frac{F_v}{(2 \cdot \operatorname{tg} \alpha)} \tag{3.1}$$

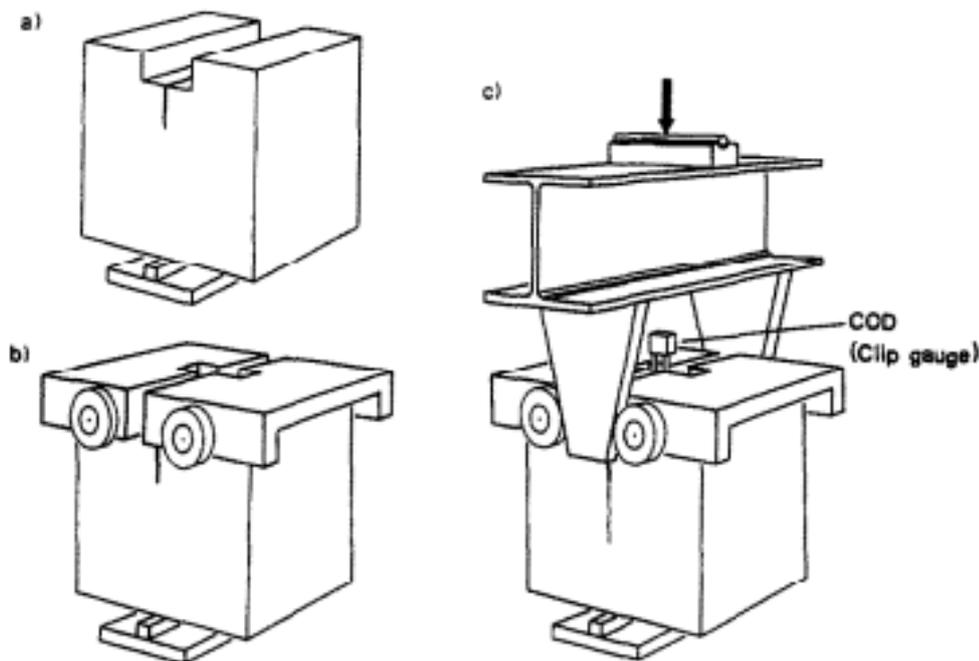


Figura 3.4. Esquema del "wedge splitting test" (Bruhwiler *et al.*, 1990).

El objetivo de este ensayo como se dijo anteriormente es la obtención de la energía de fractura, la cual será el área bajo la curva de  $F_s$ -  $w_c$ . Se recalca este método, ya que fue el utilizado en el trabajo de Montenegro, para la obtención de la energía de fractura en modo I, el cual se adaptó por ser relativamente estable, ya que se alcanzó el trazado completo de la curva carga-desplazamiento. Además, variando el ángulo de inclinación de la curva puede alcanzarse la estabilidad necesaria de la apertura de la fisura.

### 3.3. Métodos de ensayo en modo II

Existen distintos métodos mediante el cual un material puede ser fracturado en modo II. Se han desarrollado diferentes procedimientos para obtener este tipo específico de fractura, que sigue siendo difícil de obtener.

Uno de los primeros ensayos fue el de viga antisimétrica de cuatro puntos propuesto por Ingraffea (1981) para su aplicación en modo mixto I y II y en modo II (figura 3.5a). Luego Bazant *et al.* (1986) llevaron a cabo ensayos en vigas similares con los que llegaron a la conclusión de la existencia de la fractura en corte (modo II) en el hormigón, al menos en la macroescala. Posteriormente, Swartz y Taha (1990) hicieron análisis numéricos de estas vigas y concluyeron que se generarían tensiones de tracción alrededor del extremo de la entalla. Barr y Derradj (1990) propusieron ensayos en cubos antisimétricos de hormigón de flexión en cuatro puntos, con el fin de encontrar la fractura al corte en el hormigón, concluyendo que este método no evita las tensiones por tracción. Este procedimiento consiste en cargar un cubo con una entalladura tanto en la parte superior como en la inferior, en cuatro puntos antisimétricos (figura 3.5b).

Ensayos en cubos de corte-compresión o “*Compression-shear cube test*” (figura 3.5c), fueron planteados en una primera instancia por Jumikis (1979), y desarrollado en su tesis doctoral por Rao (1999), para investigar la influencia de la presión de confinamiento en la tenacidad de fractura en modo II ( $K_{IIc}$ ) en granitos y mármoles. Este observó un incremento lineal de  $K_{IIc}$  con el confinamiento.

Otro método es el de viga corta con entalladuras perpendiculares a la dirección de carga (figura 3.5d) desarrollado por Watkins *et al.* (1985), para determinar el  $K_{IIc}$ . Otro método es el de tipo brasileño, pero esta vez con la entalla con un cierto ángulo respecto a la vertical (figura 3.5e), si bien Abdul (2018) menciona que este ensayo no es práctico debido a que los resultados observados arrojan condiciones de modo mixto.

Por último, se menciona el ensayo de corte bajo corte-compresión, o “*Punch-Through shear test*” (figura 3.5f), el cual maximiza las condiciones de propagación de la fractura en modo II. Este consiste en un espécimen cilíndrico, con dos entalladuras cilíndricas en la parte superior y en la parte inferior de la muestra, dejando un ligamento cilíndrico. Luong (1990, 1992) desarrolló una nueva geometría con muestras cilíndricas con entallas también cilíndricas (figura 3.6).

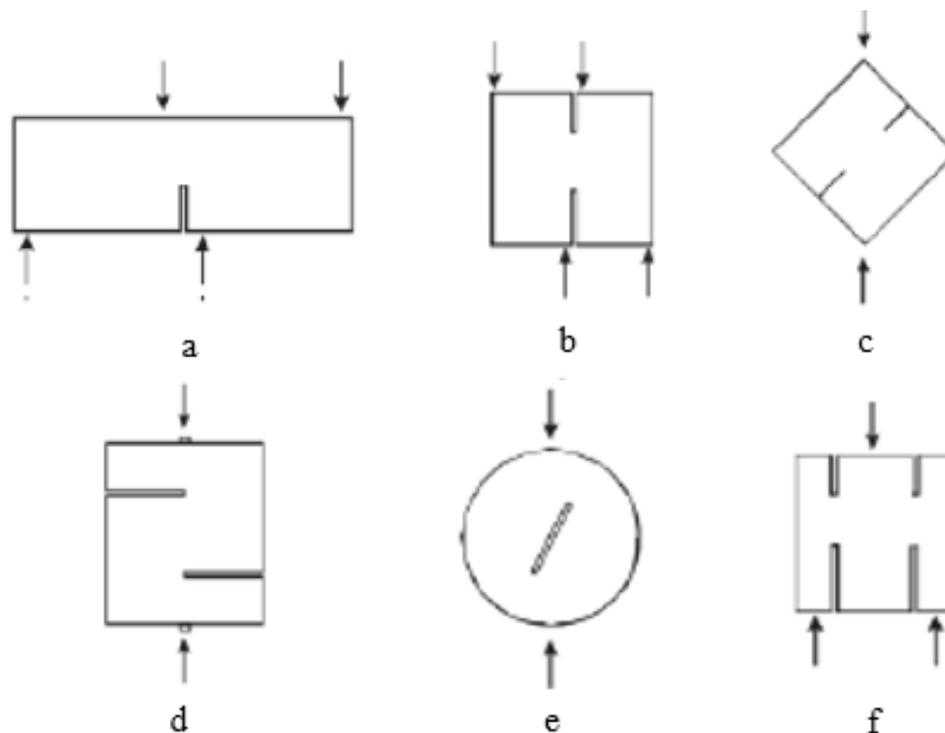


Figura 3.5. Distintos métodos de fractura en modo II (Backers, 2004).

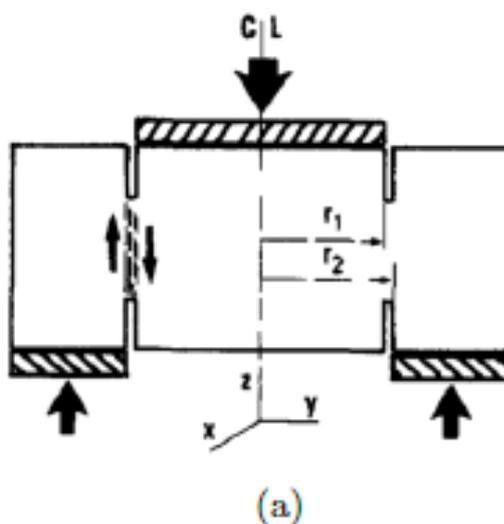


Figura 3.6. Geometría de la zona de corte -(Luong , 1990).

### 3.4. Ensayos experimentales de fractura con modo II dominante

Es muy complejo poder obtener un patrón de fractura en modo II en materiales cuasifrágiles como el hormigón ya que, debido a la heterogeneidad del material a nivel de su mesoestructura, las cargas de corte generan unos desplazamientos de deslizamiento acompañados de una separación en dirección normal conocida como dilatación. Motivo por el cual, en estos materiales se pueden generar modos mixtos de fractura con modo II dominante, pero difícilmente sin efectos de dilatación.

Los ensayos experimentales en modo II de carga utilizados para contrastar el modelo numérico empleado en este trabajo (capítulo 4) fueron desarrollados por Montenegro *et al.* (2007, 2013a, 2013b) en probetas cilíndricas. En un inicio utilizaron las probetas propuestas en Luong (1990), si bien posteriormente la geometría se modificó con el objeto de introducir un plano de fractura más alineado con las cargas (Montenegro *et al.*, 2013a, 2013b). Se realizaron ensayos sin confinamiento y con tres presiones laterales distintas de 2 MPa, 4 MPa y 8 MPa.

A continuación, se describirá el proceso utilizado para llevar a cabo estos ensayos y sus características más destacables. En el capítulo 5, previo a la presentación de los resultados numéricos, se muestran los resultados experimentales obtenidos (Montenegro *et al.*, 2013a, 2013b)

### 3.4.1. Equipos de aplicación de carga

Estos equipos están constituidos fundamentalmente por la prensa hidráulica y la cámara triaxial, las cuales tienen un funcionamiento independiente una de la otra.

#### 3.4.1.1 Prensa hidráulica

La prensa hidráulica es de la marca *INSTRON*® y corresponde al modelo 8500 PLUS. Este equipo funciona a través de un sistema hidráulico, permitiendo realizar ensayos estáticos, dinámicos y cíclicos, por control de cargas desplazamientos. Este equipo cuenta con un marco de carga de elevada rigidez, de manera que esta no afecte a los resultados de los ensayos realizados.

Cuenta con una célula de carga con capacidad máxima de 2000 KN y con un rango de desplazamiento máximo de 100 mm. En la figura 3.7 puede verse una fotografía de este equipo.



Figura 3.7. Prensa hidráulica utilizada en los ensayos.

### 3.4.1.2 Cámara triaxial de confinamiento

Es de la marca *WYKEHAM FARRANCE*®. Se trata de una célula triaxial de gran capacidad con una capacidad máxima de 140 MPa de presión de confinamiento, y fue originalmente diseñada para probetas cilíndricas de hasta 150 x 300 mm.

Esta célula de carga cuenta con dos cámaras (ver figura 3.8), la primera es la principal, donde se colocan las muestras y actúa un fluido confinante, ejerciendo una presión sobre el espécimen. La segunda cámara es secundaria y fue diseñada originalmente para equilibrar la carga vertical con la presión de confinamiento de la cámara vertical y así llegar a un estado de tensión hidrostática. Esto conlleva como resultado que la carga aplicada por el actuador de la prensa hidráulica representa la tensión desviadora efectiva. Esto puede verse esquematizado en la figura 3.9.

Debido a que el procedimiento de este ensayo fue aplicar una presión de confinamiento lateral para luego aplicar la carga vertical de corte, no se hizo uso de la vinculación entre cámaras.



Figura 3.8. Cámara triaxial utilizada en el ensayo.

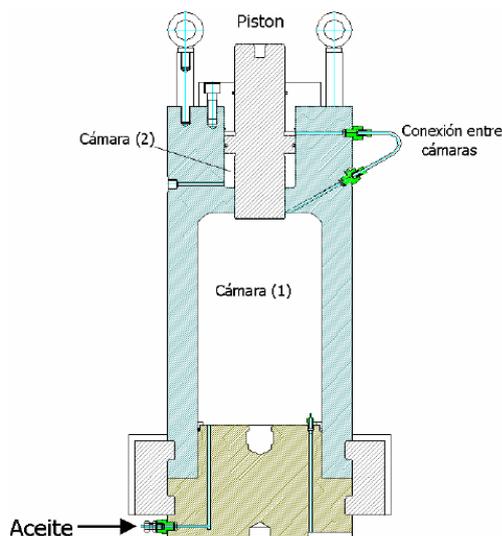


Figura 3.9. Corte de la célula triaxial utilizada.

### 3.4.2. Mediciones de los ensayos

Se instalaron dos sistemas básicos para la medición del ensayo, un primer sistema para la lectura de los desplazamientos verticales producidos directamente en el plano de fractura, y un segundo sistema para la lectura de las deformaciones radiales o circunferenciales. Existe otro sistema para la lectura de la carga aplicada, la cual se mide por medio de la célula de carga de la prensa hidráulica.

#### 3.4.2.1 Medición de desplazamientos verticales

Se adquirieron tres *LVDTs* sumergibles de la marca *RDP®*, los cuales permiten operar en fluidos de baja conductividad eléctrica hasta presiones de confinamiento de 21 MPa. Su rango de medición es de  $\pm 12.5$  mm. Estos van acoplados al cabezal de aplicación de carga (ver figura 3.10).

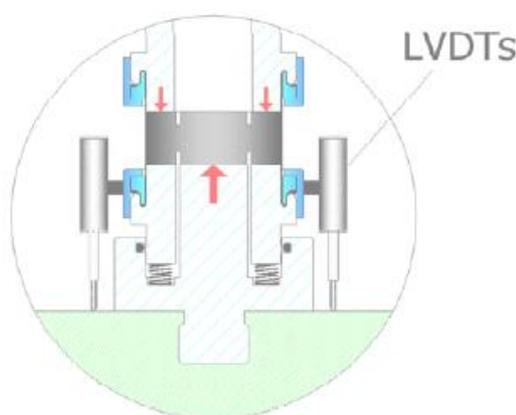


Figura 3.10. Esquema de LVDTs acoplados para la medida de desplazamientos verticales.

Fue necesario llevar a cabo una calibración de los *LVDTs* con sus respectivos acondicionadores de señal, la cual se hizo para un rango de  $\pm 10$  mm, logrando así una buena precisión, por si se deben de recalibrar todavía están dentro de un nivel de desplazamientos adecuado.

#### 3.4.2.2 Medición de desplazamientos radiales.

Para los desplazamientos radiales se utilizó una cadena fija que cuenta entre sus extremos con un dispositivo extensométrico. Está diseñado para funcionar dentro de la cámara triaxial, esto significa estar sumergido bajo el fluido confinante. Se puede apreciar en la figura 3.11a.

El dispositivo extensométrico está instalado en un puente metálico en forma de “Omega”, el cual ha sido calibrado para rangos de desplazamientos positivos y negativos.

Un parámetro importante en este sistema de medida, es la relación entre los desplazamientos medidos y los desplazamientos radiales de la muestra. Para ello se considera la probeta en dos estados. Un primer estado sin deformación lateral donde se

## Técnicas experimentales en hormigón

considera tres factores, “ $R_o$ ” (radio inicial), “ $\theta_o$ ” (ángulo circunscrito inicial) y “ $L_o$ ” (longitud inicial). Un segundo estado en donde la muestra se ha deformado y se tendrá que los parámetros habrán sufrido variaciones, los cuales vienen definidos por “ $\Delta R$ ”, “ $\Delta\theta$ ” y “ $\Delta L$ ”. Cabe destacar que los cambios angulares y longitudinales son medidos en los extremos de la cadena, que son iguales a las medidas del transductor (ver figura 3.11b). Esta relación viene dada de manera empírica en la ecuación 3.2.

$$\Delta R = \frac{R_o \cdot \Delta L}{\left[ R_o \cdot \cos\left(\frac{\theta_o}{2}\right) \cdot (2 \cdot \pi - \theta_o) \cdot L_o \right]} \quad (3.2)$$

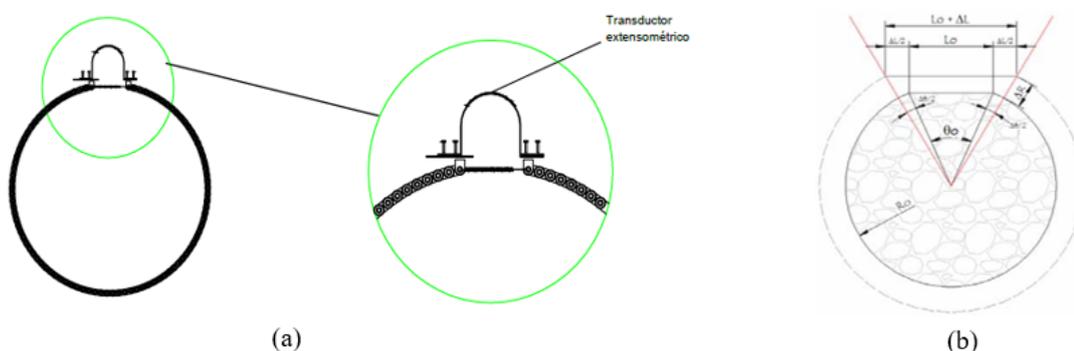


Figura 3.11. a) Detalle de la cadena con el transductor extensométrico. b) Detalle de los parámetros geométricos antes y después de la deformación lateral de la probeta.

### 3.4.3. Materiales

#### 3.4.3.1 Líquido confinante

Se utilizó como líquido confinante un aceite *REPSOL*® tipo “*ISO VG 68*”, con una alta resistencia dieléctrica, lo cual permite sumergir los *LVDTs*, también permite la realización de distintas conexiones eléctricas dentro de la celda. Sin embargo, se debe seguir ciertas recomendaciones como indica Hoek *et al.* (1968), y es que se debe tener cuidado que el fluido no salga de la cámara ya que evitará llegar a la presión de confinamiento requerida y también tener una buena protección sobre la muestra para evitar la entrada de fluido en la misma.

#### 3.4.3.2 Membrana protectora

Este es uno de los elementos más importantes dentro del ensayo, ya que evita el paso de fluido al espécimen, como se mencionó anteriormente. El objetivo de este elemento es evitar que se produzcan presiones de poros lo cual traería como consecuencia lecturas erróneas y hasta un mal desenvolvimiento del ensayo en sí. Se utilizaron membranas de látex, que cubren desde la probeta hasta la rótula de acción del pistón. El uso de este elemento es muy importante en el momento de realizar ensayos con confinamiento.

#### 3.4.3.3 Material de las probetas ensayadas.

En los ensayos realizados por (Montenegro *et al*, 2013b), las probetas se realizaron con distintos materiales, de los cuales se tomo como material definitivo el Hormigon de alta resistencia, en la tabla 3.1 se presenta las características de estos materiales

Tabla 3.1. Datos de los materiales de las probetas ensayadas.

Material	Tamaño Max	Resistencia Máxima	E
Hormigon natural	8 mm	56 MPa	35000 MPa
Hormigon alta resistencia	10 mm	90 MPa	35000 MPa
Mortero (hormigón natural)	-	56 MPa	35000 MPa

### 3.4.4. Geometría y preparación de las probetas

Durante el proceso de planificación y ejecución se probaron distintas geometrías, con el fin de conseguir aquella que se acercara a los resultados esperados. Estos diseños variaron en diámetro y profundidad de la entalladura. De manera práctica se define la geometría inicial y la definitiva de estos ensayos.

#### 3.4.4.1 Geometría de muestra

Se utilizaron probetas cilíndricas de 100 mm de diámetro y 40 mm de altura, las cuales nunca variaron (ver figura 3.12a). Inicialmente se realizó unas entalladuras concéntricas también cilíndricas, tanto en la parte superior como en la inferior de igual diámetro de 52 mm y de 10 mm de profundidad (ver figura 3.12b).

Tras realizar distintos ensayos confinados y sin confinamiento, se apreció que el plano de fractura que se generaba era cualitativamente el deseado (una fisura completamente lineal a través de los áridos y la matriz de cemento) (ver figura 3.13a), pero al estar inclinado esto tridimensionalmente constituía una superficie cónica, como puede observarse en la figura 3.13b.

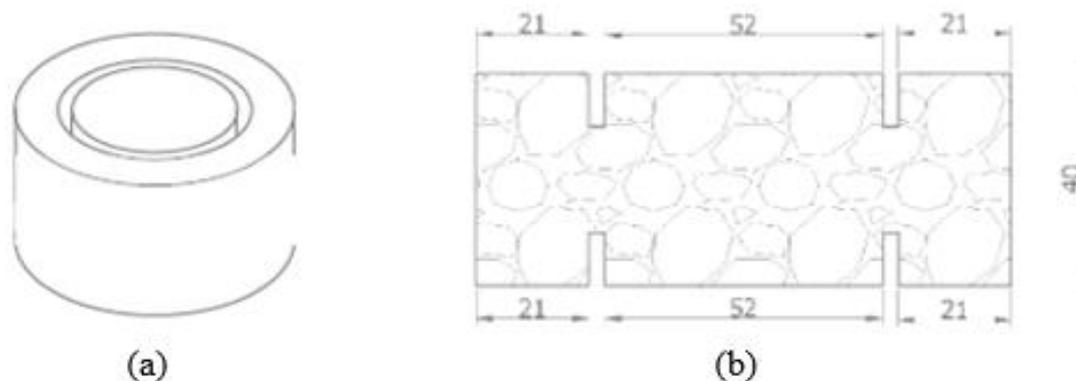


Figura 3.12. a) Geometría de las probetas y b) Esquema de las probetas iniciales.

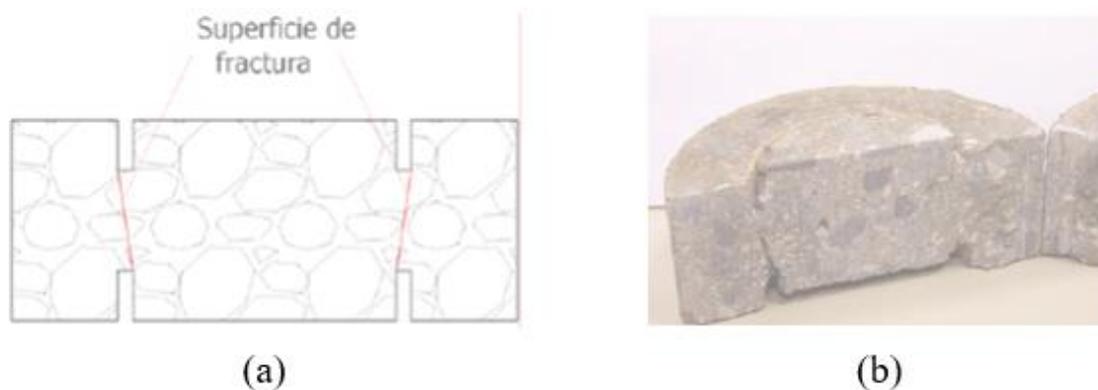


Figura 3.13. a) Superficie de fractura en la geometría inicial y b) Planos de fractura obtenido en ensayos confinados.

Debido a estos resultados, se propuso una nueva modificación, quedando esta como definitiva en los ensayos, con el fin de obtener un plano de fractura mucho más alineado con la vertical. Se procedió entonces a disminuir el diámetro de la entalla superior 5 mm pasando esta de 52 mm a 47 mm, como puede observarse en la figura 3.14a.

Con esta modificación se redujo la inclinación del plano de fractura aproximadamente seis veces con respecto a la geometría anterior (ver figura 3.14b-c).

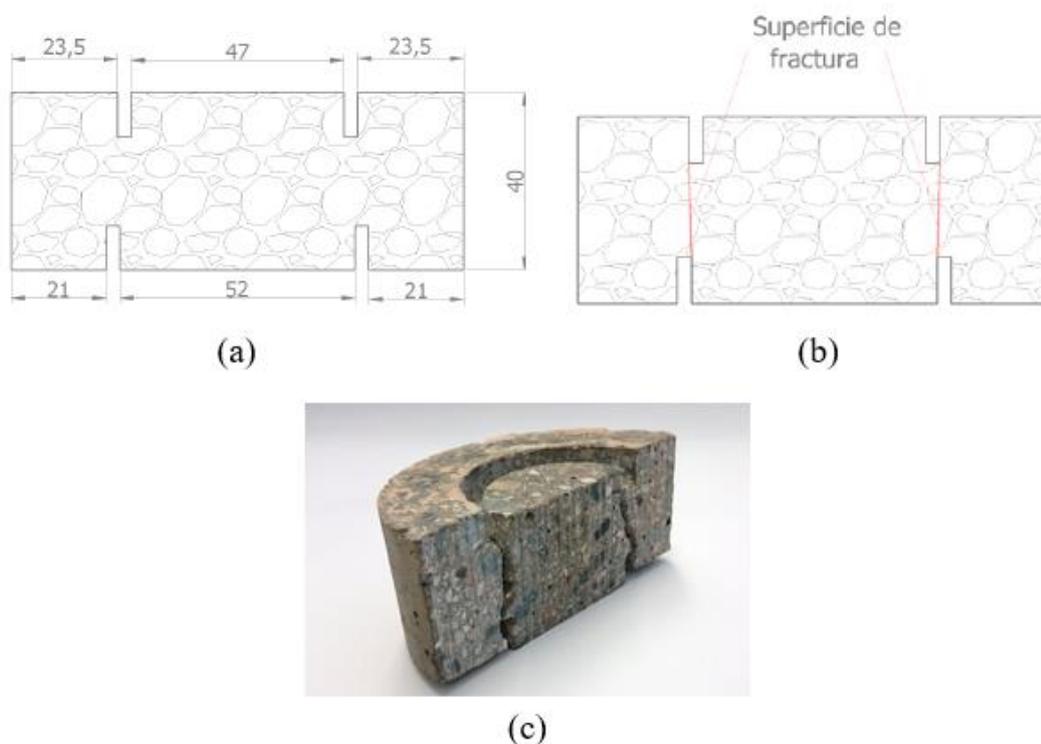


Figura 3.14. a) Esquema de la geometría definitiva, b) Superficie de rotura en la geometría definitiva y c) Planos de fractura obtenidos en ensayos confinados.

#### 3.4.4.2 Preparación de las probetas

Primero se moldearon probetas con una altura de 200 mm, manteniendo el diámetro mencionado anteriormente, estas probetas se cortaron con un disco de diamante en varias partes de 42 mm de altura.

Para realizar un ensayo triaxial se necesita que las superficies donde se apoyará la probeta estén perfectamente planas y niveladas con respecto a la horizontal, con el fin de disminuir la fricción entre la muestra y los cabezales de acero, evitando así que se produzcan en los extremos de la probeta un confinamiento interno. Por tal motivo se pulieron las muestras en una pulidora de diamante logrando rebajarlas hasta los 40 mm.

Finalmente se han realizado las entallas sobre las muestras, utilizando brocas de recuperación de testigos especiales marca *HILTI*®, que incorporan una pequeña broca de centrado con el fin de obtener una alineación más precisa en las entallas (pueden observarse en la figura 3.15).



Figura 3.15. Vistas de las brocas de extracción.

#### 3.4.5. Aplicación de las cargas

##### 3.4.5.1 Ensayos sin confinamiento

Aquí las probetas fueron sometidas a cargas verticales que le generan principalmente sollicitaciones de corte en el ligamento de las entallas (ver figura 3.16a).

El sistema de aplicación de cargas cuenta con un sistema de muelles, que trabajan como apoyos flexibles (ver figura 3.16b), los cuales le brindan al dispositivo un amortiguamiento, facilitando el control post-rotura, ya que la fractura en este tipo de ensayo es frágil.

Se han manejado distintas posibilidades para el sistema de muelles de apoyo, con el fin de probar distintos valores de rigidez y alturas de los mismos para adecuarlos a los distintos ensayos, el cual se definió para ocho muelles 19x25 mm y 19x32 mm. Este sistema se ha calibrado en ensayos, para obtener su respuesta elástica, con lo cual se puede comprobar el comportamiento lineal de los muelles utilizados y poder comparar la rigidez obtenida con la mencionada en los catálogos.

Para obtener la carga real sobre el ligamento de la fractura es necesario restar la reacción de los muelles a la carga, a la que registra la célula de carga.

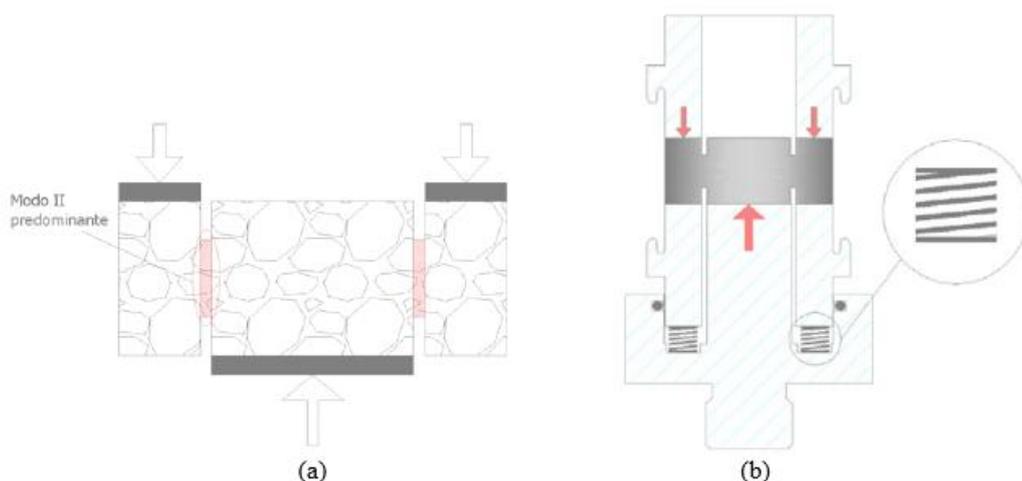


Figura 3.16. a) Esquema de modo II de carga y b) Sistema de aplicación de carga en ensayos sin confinamiento.

### 3.4.5.2 Ensayos confinados

Las probetas son primeramente confinadas a una presión lateral constante, una vez llegado al valor de confinamiento y manteniendo esta presión, se procedió a aplicar una carga vertical a través del pistón de la prensa hidráulica, generando un estado de cargas en los ligamentos de la fractura. Esta zona está sometida a un modo mixto de corte-compresión (ver figura 3.17a).

Este sistema cuenta con dos juntas tóricas que impiden que el fluido confinante ingrese en el sentido vertical del actuador, consiguiendo con esto que las presiones de confinamiento sean estrictamente laterales (ver figura 3.17b). También se protege la muestra y las rótulas con una membrana de látex (ver figura 3.17c), lo cual permite controlar el ensayo hasta cargas inferiores a la misma presión de confinamiento con el fin de llegar a estados residuales de carga.

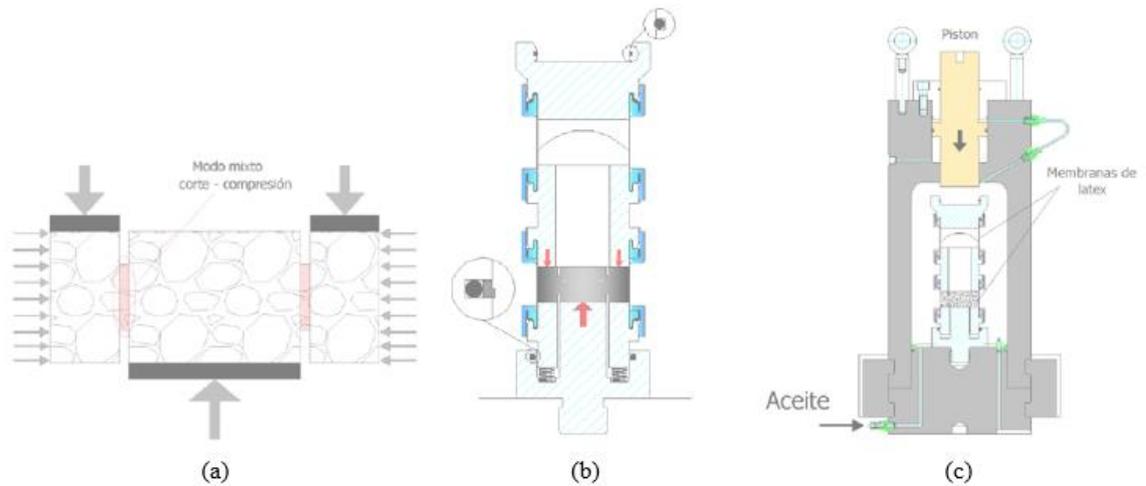


Figura 3.17. a) Modo mixto corte – compresión de cargas, b) Sistema de aplicación de cargas con juntas tóricas y c) Configuración de ensayos con confinamiento.

### 3.4.6. Procedimiento de los ensayos

#### 3.4.6.1 Ensayos sin confinamiento

El procedimiento en este ensayo se dividió en dos distintas fases de control (bloques). En el primer bloque que corresponde al inicio del ensayo, se ha aplicado primeramente una precarga con el objeto de ajustar la muestra. Este bloque inicial se controla por carga y llega hasta un valor de 5 KN. El segundo bloque es controlado por desplazamiento hasta el final. Este corresponde a la totalidad de la gráfica carga-desplazamiento, tal como muestra la figura 3.18. Este ensayo se realiza a una velocidad de desplazamiento de 0.03 mm/min ( $5 \times 10^{-7}$  m/seg).

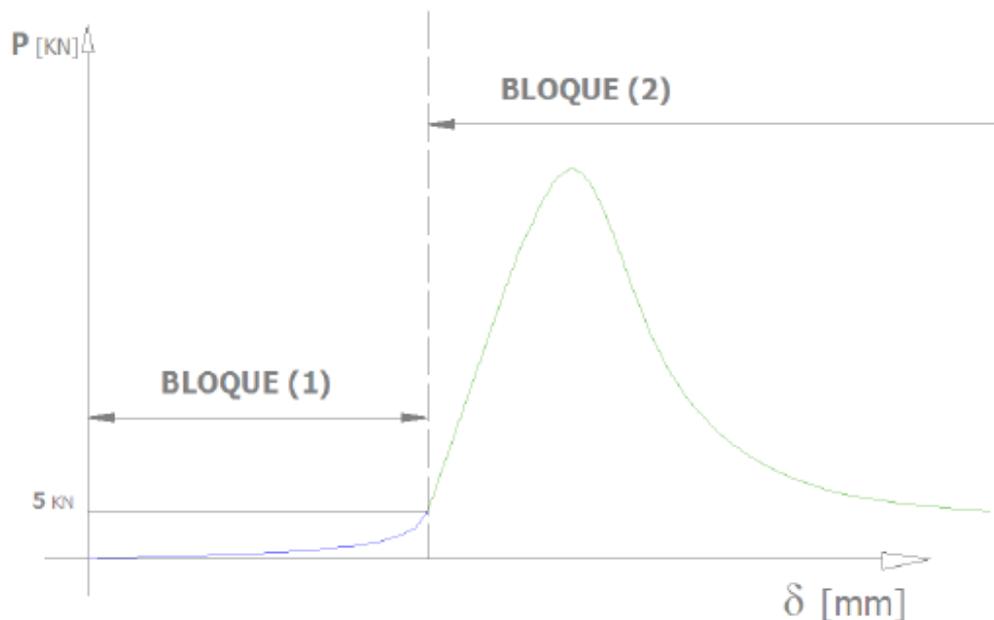


Figura 3.18. Graficas carga-desplazamientos en ensayos sin confinamiento.

### 3.4.6.2 Ensayos confinados

En este ensayo se dividió el procedimiento en tres bloques; se puede observar todo el desarrollo en la figura 3.19.

Un primer bloque que sigue las mismas indicaciones que el ensayo sin confinamiento, pero esta vez la precarga aumenta a 15 KN, con el objetivo de evitar algún espacio entre el pistón y el cabezal superior de la probeta, para restringir la entrada del fluido, ya que esto añadiría una componente indeseable en la carga vertical.

En el segundo bloque se aplican las presiones de confinamiento, mientras el cabezal de carga mantiene su posición fija sin que se produzca ningún movimiento del mismo. Se aplican presiones de carga gradualmente a fin de obtener una rampa de presiones lo suficientemente suave. Se puede detectar si el fluido ha entrado de manera vertical, ya que la carga axial no se mantiene constante, sino que varía.

En el último bloque se aplica desplazamientos verticales en la muestra a una velocidad de 0.05 mm/min ( $8 \times 10^{-7}$  m/seg). Se controla por desplazamiento prescritos, la presión de confinamiento permanece constante y comienza desde el término del bloque dos, terminando junto al ensayo.

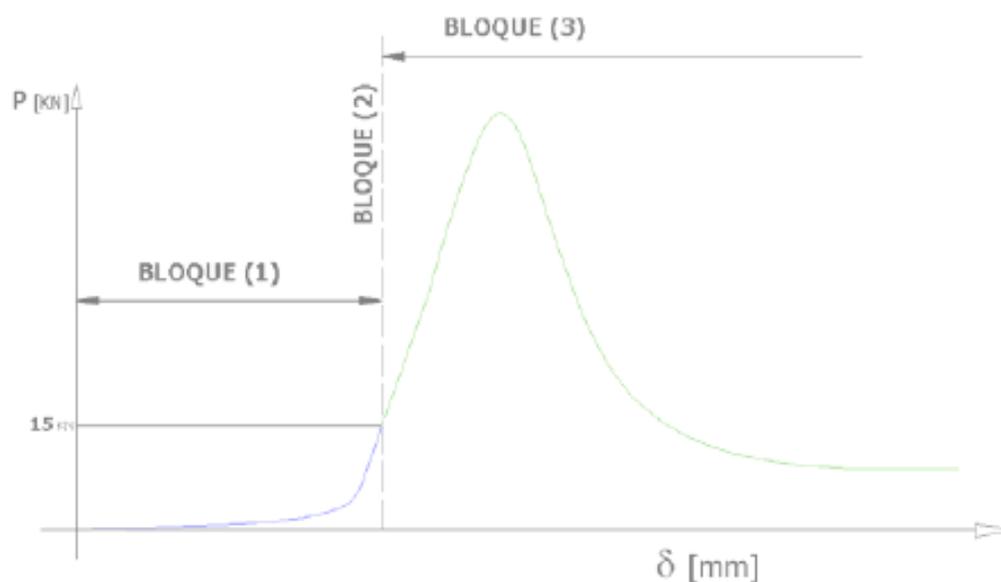


Figura 3.19. Grafica carga-desplazamiento en ensayos confinados.



## Capítulo 4: Modelo numérico

### 4.1. Introducción

En este capítulo se presenta el modelo desarrollado para la simulación numérica de los ensayos experimentales descritos en el capítulo anterior, en el marco del método de los elementos finitos en 3D. En primer lugar, se detalla la geometría empleada, sus características principales, los criterios seguidos para el mallado y la malla final obtenida. Posteriormente, se describe la ley constitutiva de los elementos tipo junta empleados en la discretización del problema. Finalmente, se comentan aspectos de utilidad del código de elementos finitos (DRAC) para el desarrollo de los cálculos.

Tanto para la generación de la geometría como para el mallado, se utilizó el programa GiD perteneciente al CINME, el cual se encarga también de hacer el pre-proceso para el input y el post-proceso de los resultados del cálculo.

### 4.2. Geometría del modelo

Se ha representado la geometría de las probetas ensayadas, cuyas características y medidas se han mostrado en la figura 3.14. Por razones de simetría y de carga se ha representado una cuarta parte de la geometría ensayada experimentalmente, lo cual hace que se reduzcan considerablemente los grados de libertad de la malla resultante y por lo tanto los tiempos de cálculo de cada ejemplo numérico (ver figura 4.1).

La geometría se ha definido en cuatro partes. La primera conformada por el medio continuo de la probeta de hormigón, diferenciado en dos bloques, uno deslizante en la parte exterior y el otro fijo, en la parte interior. En la segunda parte se define un elemento de alta rigidez que es el cabezal en la parte inferior de la probeta. Otra tercera donde se han ubicado interfaces introducidas en dos superficies principales de fractura: una circunferencial (donde se producirá la fractura en modo II) y un plano radial (plano de fractura en modo I). También se ha incorporado una junta de contacto entre la cara inferior de la probeta y el cabezal inferior con la finalidad de representar de forma más realista los ensayos experimentales, de modo que se transmitan las cargas normales, pero se permita el deslizamiento entre la probeta y el cabezal; para ello esta junta tendrá unos coeficientes de rigidez con una componente normal muy alta y una tangencial muy pequeña. En la figura 4.2 se muestran todas las juntas incorporadas en el modelo.

Por último, se han incorporado en la parte inferior dos elementos lineales que simulan la acción de los muelles (ver figura 3.16b).

**Modelo numérico**

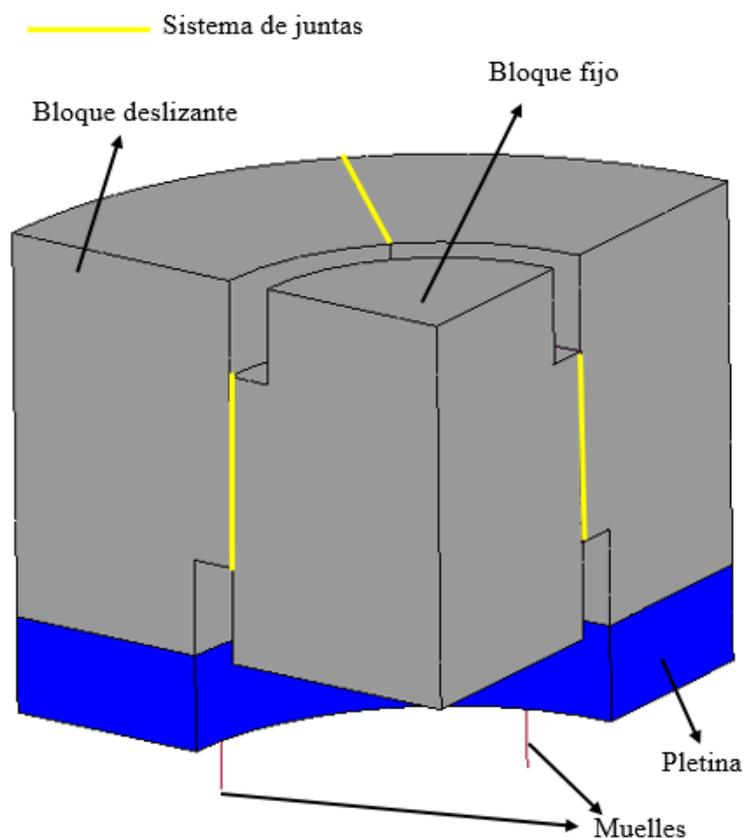


Figura .4.1. Esquema de la geometría generada para el modelo numérico.

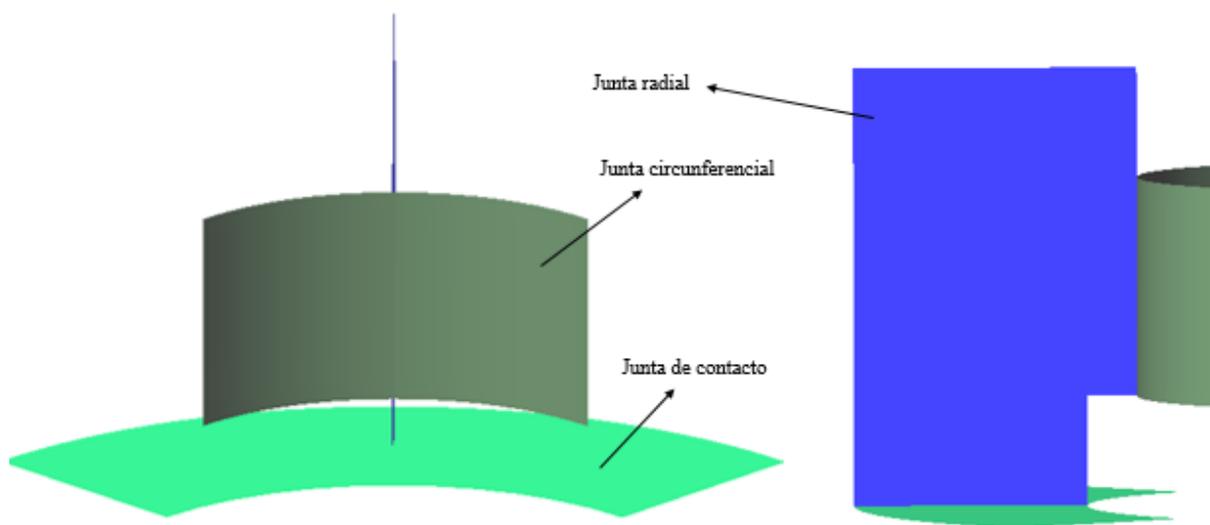


Figura 4.2. Representación del sistema de juntas.

En un primer modelo realizado por (Montenegro *et al.*, 2013b), la geometría no incluía el cabezal inferior. Si bien con esta malla se obtenían resultados aceptables, sin embargo, se producía un comportamiento diferenciado con el experimental debido a que el bloque deslizante giraba en un comportamiento tipo ménsula corta (y no el efecto puramente cortante buscado).

**Modelo numérico**

En el siguiente capítulo se mostrarán resultados de ambas simulaciones y se incidirá en las mejoras conseguidas con la nueva representación del modelo.

4.3. Mallado del modelo

Se ha llevado a cabo mediante el programa GiD. Se ha generado una malla mediante elementos de volumen que conforman las zonas de la probeta y el cabezal inferior, y elementos de superficie como la junta radial, la circunferencial y la de contacto entre probeta y cabezal. Se han utilizado dos tipos de elementos lineales, para superficies triángulos y para los volúmenes tetraedros (se puede observar un ejemplo en la figura 4.3). Para los muelles se han utilizado elementos de barra.

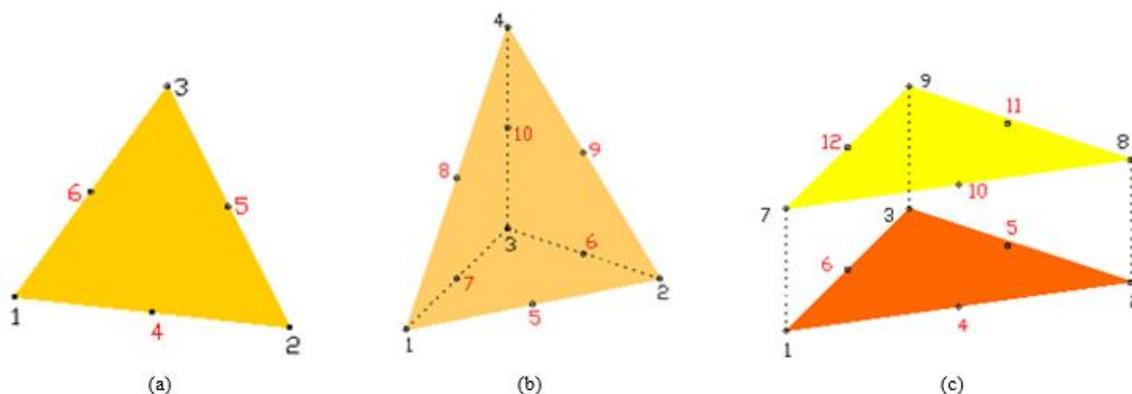


Figura 4.3. Tipos de elementos usados en el modelo a) triángulo, b) tetraedro y c) interface triangular.

Los elementos de interface incluyen nodos de dos geometrías del modelo, por ejemplo, existe un lado de la interface perteneciente al bloque deslizante y otra al bloque fijo, ambos forman parte de la interface de junta circunferencial (ver figura 4.3c).

Se realizaron dos tipos de mallado, uno denominado estructurado, en el cual la distribución de nodos es regular y otro no estructurado donde la distribución es completamente aleatoria. El primero se colocó en la junta circunferencial, como es la zona de mayor interés, se necesita una mayor densidad de elementos, el cual este tipo de mallado es capaz de proporcionar, mientras que el segundo se utilizó para el resto del modelo (ver figura 4.4). Otro tipo de elementos son los tipos *rod*, que están representados por muelles. El total de nodos y elementos utilizados en este modelo se puede observar en la tabla 4.1.

Tabla 4.1. Número total de nodos y tipos de elemento en el modelo.

<b>Total de nodos</b>	3874
<b>Elementos en el continuo</b>	16105
<b>Elementos en la interface</b>	858
<b>Elementos tipo rod</b>	2

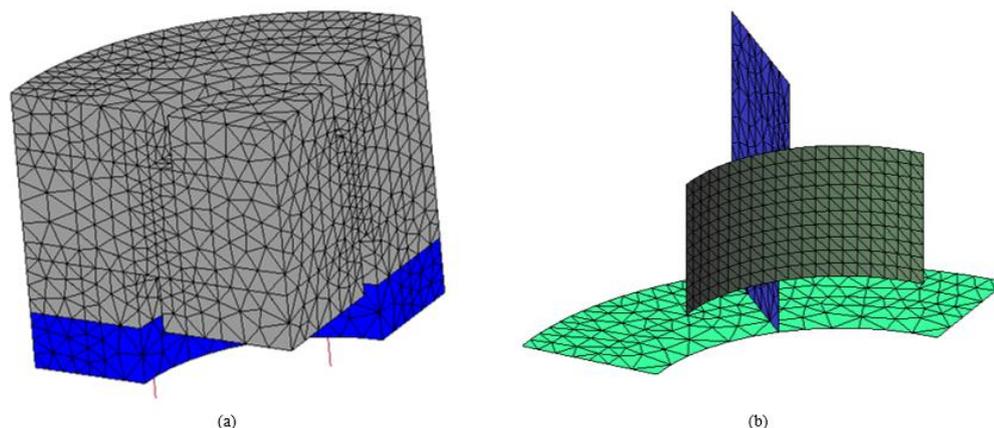


Figura 4.4. Mallado del modelo. a) Mallado no estructurado y b) Mallado estructurado en la junta circunferencial.

#### 4.4. Ley constitutiva de junta

Las estructuras de hormigón fisuradas mantienen alguna capacidad resistente, que puede ser considerable, debido a distintos fenómenos tales como reblandecimiento en tracción, deslizamiento friccionales o entrelazamientos de áridos.

Debido a que el hormigón es un material heterogéneo, la tendencia de fisuración no es plana, sino irregular con ramificaciones y puentes entre los áridos. Estas características dan lugar a un fenómeno llamado dilatancia, el cual es la separación (apertura) entre las caras de la fisura cuando se imponen desplazamientos relativos de corte, con acoplamiento de las tensiones normales y tangenciales.

Por estas razones entre otras, en el análisis numérico de estructuras de hormigón resulta conveniente modelizar el comportamiento de interfaces y discontinuidades.

Este modelo fue desarrollado por Carol *et al.* (1997) y López (1999), a partir de una ley propuesta por Carol *et al.* (1990), basado en la teoría de la elásto-plasticidad, con la incorporación de conceptos de la mecánica y energía de fractura. Fue aplicado primeramente para análisis 2D (Carol *et al.*, 1997) y luego extendido a 3D (Caballero, 2005). Es utilizado como ley constitutiva de elementos juntas que se incluyen en el análisis mediante elementos finitos.

El comportamiento está formulado en términos de tensiones con componentes normales y tangenciales en el plano de la junta:

$$\sigma = [\sigma, \tau_1, \tau_2]^T \quad (4.1)$$

Y en desplazamientos relativos

$$u = [u, v_1, v_2]^T \quad (4.2)$$

Como puede verse en la figura 4.5.

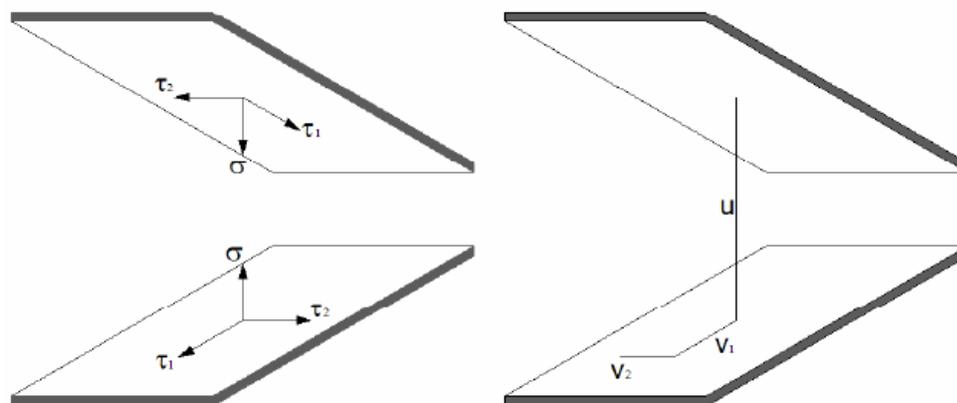


Figura 4.5. Variables de tensión y desplazamientos relativos en los elementos interface.

#### 4.4.1. Criterio de fractura

En la teoría clásica de la plasticidad, se considera que el comportamiento material está controlado por una superficie de fluencia o superficie de carga plástica “*loading surface*”), la cual normalmente se define como:

$$F(\sigma_N, \sigma_T) = 0 \quad (4.3)$$

Esta indica el comienzo de la fisuración, siendo F el criterio de fractura definido por una superficie en el espacio de las tensiones normales y tangenciales.

Para este modelo se ha adoptado una superficie de fractura hiperbólica (Carol *et al*, 1990), la cual se expresa de la siguiente manera:

$$F = \sigma_T^2 - (c - \sigma_N \tan \phi)^2 + (c - \chi \tan \phi)^2 \quad (4.4)$$

Esta función incorpora tres parámetros. El  $c$ , es la cohesión aparente, gráficamente se interpreta como el punto de intersección entre el eje  $\tau$  y la asíntota de la hipérbola. El  $\chi$  es la resistencia a la tracción del material el cual es el punto de intersección entre el eje  $\sigma$  y la hipérbola. Por último  $\phi$  es la pendiente de la asíntota de la hipérbola, que físicamente representa el ángulo de fricción del material. En la figura 4.6, se representa un gráfico “ $\tau$ - $\sigma$ ”, donde se detalla cada uno de estos parámetros. Debido a que el modelo es de plasticidad no asociada existe un potencial Q que indica la dirección de las deformaciones plásticas.

**Modelo numérico**

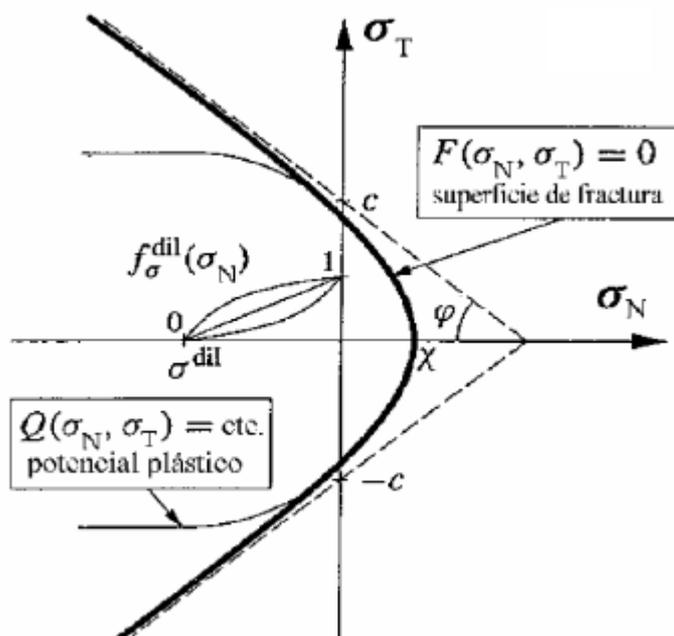


Figura 4.6. Esquema del modelo de junta (López C. M., 1999).

Cuando se produce la fisuración la superficie de fractura se contrae y las tensiones disminuyen de tal manera que el estado actualizado de las mismas viene siempre representado por un punto sobre la superficie. A medida que la fractura evoluciona, existe una liberación de energía  $W^{cr}$ . La forma de evolución de la superficie dependerá del modo de fractura que se desarrolle.

En tracción pura (modo I de fractura), el desarrollo completo de la fractura necesita como única condición cinemática que se produzca la separación de ambos lados de la junta en dirección normal. Se caracteriza por una forma rugosa en los bordes debido a la heterogeneidad (figura 4.7). A partir del vértice de la hipérbola 1, el trabajo disipado  $W^{cr}$ , se incrementa a medida que la superficie se contrae y evoluciona la fractura, hasta alcanzar el valor de  $G_f^I$  (energía en modo I); la superficie se aproximará a la hipérbola 2 en el origen (ver figura 4.7).

La otra situación límite se produce bajo corte y alta compresión sin dilatación, denominada en este modelo como modo IIa. En esta condición se produce un deslizamiento en la dirección tangencial y se alcanza la superficie de fractura final definida por las rectas de fricción pura que se aprecian en la curva 4 de la figura 4.8 (en la figura se puede apreciar la evolución de la superficie desde la hipérbola inicial hasta las rectas finales).

Para controlar el proceso de fisuración el modelo tiene dos parámetros,  $G_f^I$ , que representa la energía en modo I, y  $G_f^{IIa}$  que representa modo denominado modo IIa.

**Modelo numérico**

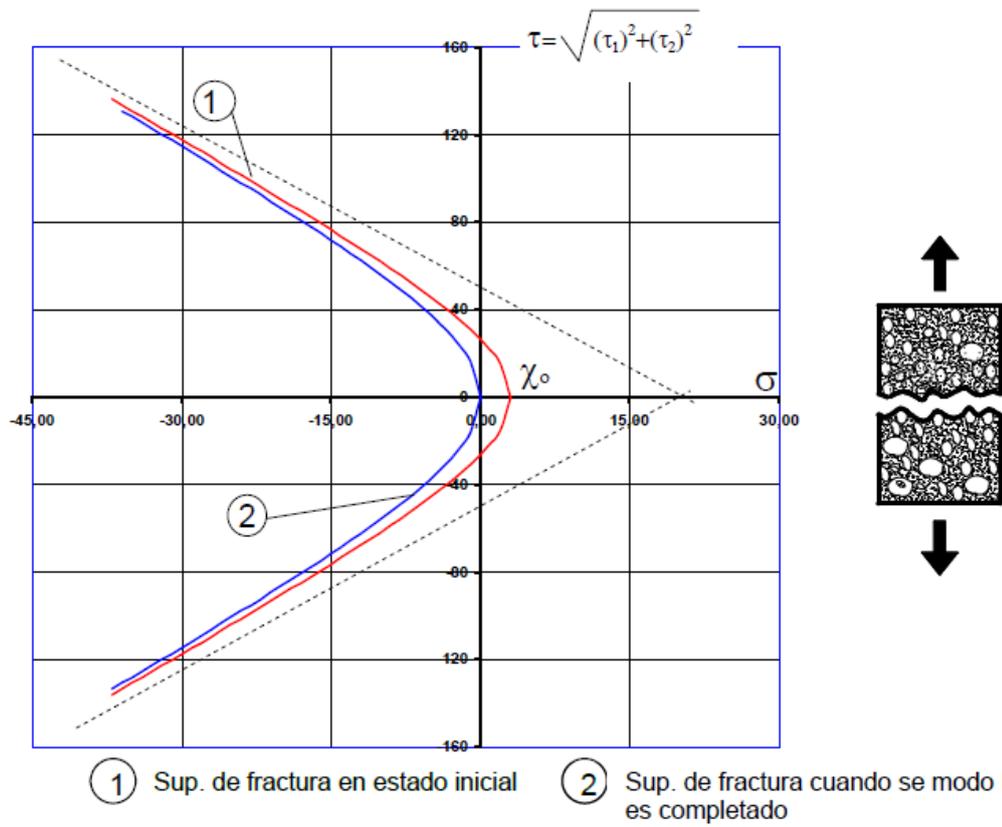


Figura 4.7. Evolución de la superficie de fractura en modo I.

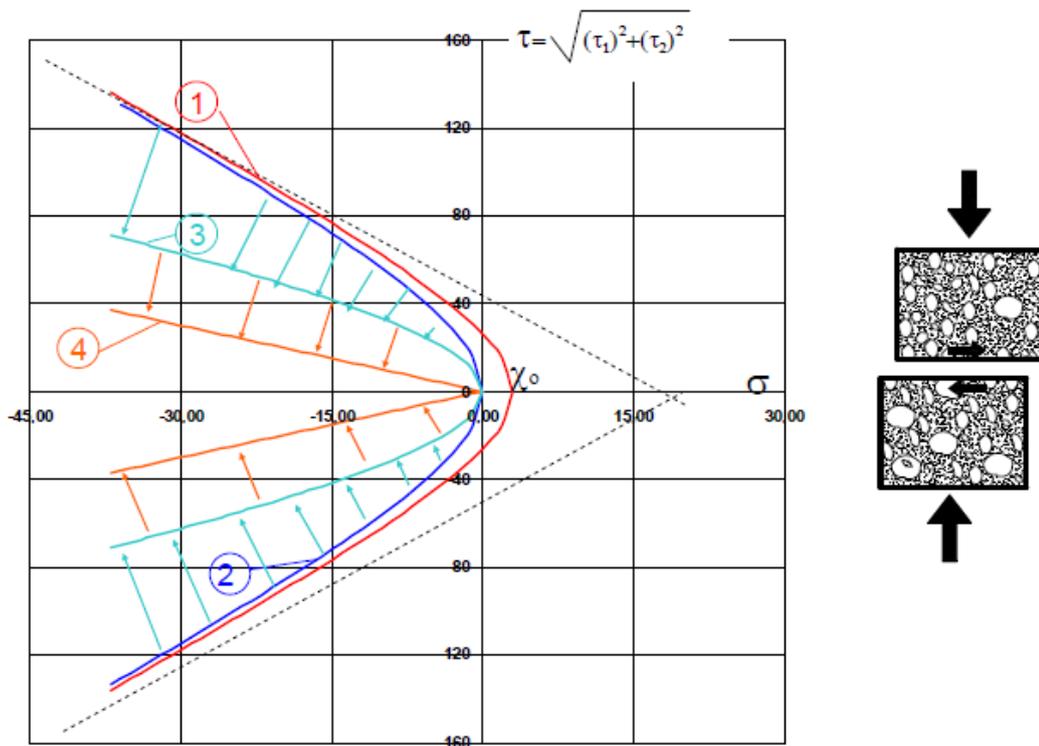


Figura 4.8. Evolución de la superficie de fractura (a la derecha esquema del modo IIa).

## Modelo numérico

### 4.4.2. Trabajo disipado en el proceso de fractura.

Cuando el proceso de fisuración se inicia, se produce un decrecimiento de los parámetros de la hipérbola trayendo una contracción de la superficie de fractura. Este proceso está en función de leyes basadas en el trabajo consumido durante la creación de la fisura. De esta manera el proceso de evolución de la superficie de fractura se encuentra controlado por una sola variable de historia  $W^{cr}$ , la cual indica el trabajo consumido durante la fisuración.

Según la propuesta de Carol *et al.* (1990) el trabajo disipado se expresa de la siguiente manera, cuando las cargas son de tracción  $\sigma \geq 0$  se tiene:

$$dW^{cr} = \sigma_N \delta u_N^{cr} + \sigma_T \delta u_T^{cr} \quad (4.5)$$

Y para cargas de compresión  $\sigma < 0$ , en este caso corte-compresión:

$$dW^{cr} = \sigma_T \delta u_T^{cr} \left( 1 - \left| \frac{\sigma_N \tan \phi}{\sigma_T} \right| \right) \quad (4.6)$$

$$\delta u_T^{cr} = \sqrt{(\delta v_1^{cr})^2 + (\delta v_2^{cr})^2} \quad (4.7)$$

Donde  $\delta u_T^{cr}$ ,  $\delta v_1^{cr}$  y  $\delta v_2^{cr}$  son los incrementos de los desplazamientos relativos normales y tangenciales, de la fractura.

La expresión 4.5, implica que, en tracción, todo el trabajo disipado, es utilizado para la formación de la fisura. Mientras la expresión 4.6, implica que el trabajo disipado incluye una importante contribución del proceso friccional por lo tanto se resta al trabajo de corte.

### 4.4.3. Regla de flujo (dilatancia)

Ya se ha comentado anteriormente, el concepto de dilatancia, donde las tensiones en la fisura además de generar desplazamientos tangenciales, también inducen desplazamientos de apertura. Sin embargo, para determinar la dirección de este fenómeno, puede utilizarse el espacio tensional de manera similar a la plasticidad clásica, en la cual la dirección de las deformaciones plásticas (regla de flujo) en cada punto, resulta perpendicular a una función denominada potencial plástico. El ángulo viene definido por:

$$\tan i = \frac{\delta u_N^{cr}}{\delta u_T^{cr}} \quad (4.8)$$

Esto puede interpretarse como el ángulo entre la normal a la superficie potencial  $Q$  en un punto determinado y el eje vertical (corte). Una dirección paralela al eje vertical

**Modelo numérico**

indica ausencia de dilatación mientras una paralela al eje de tensiones normales significa una apertura.

Existen varios efectos que ocurren cuando en la fractura de materiales cuasifrágiles y juntas dilatantes, se someten a compresión como lo es la disminución del efecto dilatante y la degradación del estado de la junta. Debido esto la dilatación variará con la intensidad de la tensión de compresión hasta anularse cuando llega al valor de un parámetro  $\sigma^{dil}$ . Así como la disminución de la dilatación a medida que la superficie se va degradando hasta anularse cuando alcanza el estado de fricción residual (ver figura 4.9).

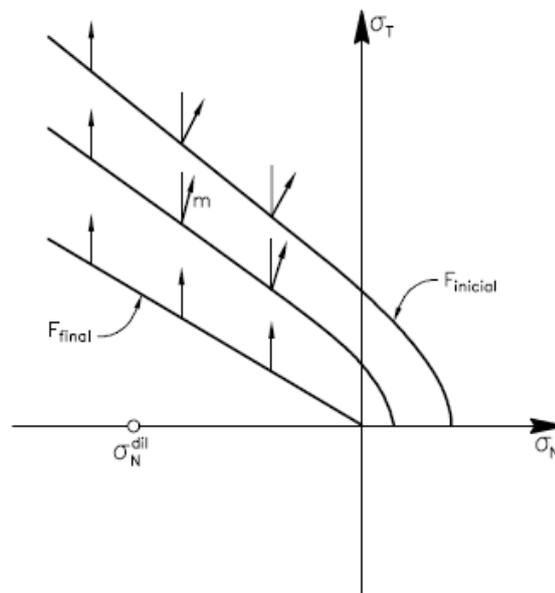


Figura 4.9. Regla de flujo no asociada en compresión (López C. M., 1999)

La función potencial plástico puede definirse en función de  $F$  mediante una función de transformación  $\mathbf{A}$ , que se expresan de la siguiente manera:  $\mathbf{m} \mathbf{n}$

$$\mathbf{m}=\mathbf{A} \cdot \mathbf{n} \quad \text{donde} \quad \mathbf{n}=\frac{\partial F}{\partial \sigma} \quad \text{y} \quad \mathbf{m}=\frac{\partial Q}{\partial \sigma} \tag{4.9}$$

$$\mathbf{A}=\begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{si } \sigma \geq 0 \text{ (tracción; plasticidad asociada)} \tag{4.10}$$

$$\mathbf{A}=\begin{bmatrix} f_{\sigma}^{dil} & f_c^{dil} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad \text{si } \sigma < 0 \text{ (compresión; plasticidad no asociada)} \tag{4.11}$$

Estas expresiones indican que para estados de compresión, los efectos de la dilatación son tenidos en cuenta mediante la reducción de la componente normal por medio de los factores  $f_{\sigma}^{dil}$  y  $f_c^{dil}$ . La función  $f_{\sigma}^{dil}$  en la versión más general del modelo tiene una

**Modelo numérico**

variación lineal en términos de una función de escala; sin embargo, para este trabajo se ha visto más conveniente definir una tendencia polinómica. Esta expresión viene dada como:

$$S(\xi) = \frac{e^{-\alpha} \xi}{1 + (e^{-\alpha} - 1) \xi} \tag{4.12}$$

$$\xi = -2 \left( \frac{\sigma_N}{\sigma_{dil}} \right)^3 + 3 \left( \frac{\sigma_N}{\sigma_{dil}} \right)^2 \tag{4.13}$$

Esta función proporciona varias curvas de diferente evolución según el valor del parámetro  $\alpha$  que se adopte (ver figura 4.10).

La regla de flujo puede expresarse de la siguiente manera:

$$\delta u_N^{cr} = \delta \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma_N}, \quad \delta u_T^{cr} = \delta \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma_T} \tag{4.14}$$

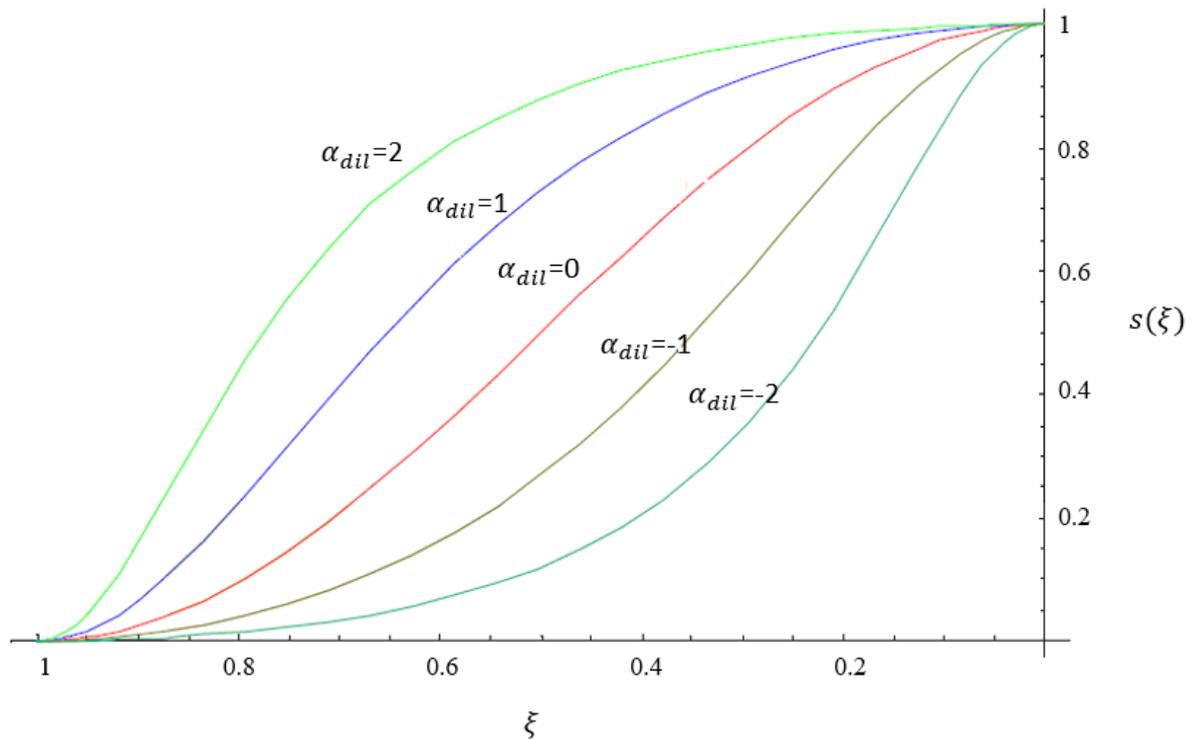


Figura 4.10. Evolución de la función  $f_{\sigma}^{dil}$  variando  $\alpha$ .

**4.4.4. Evolución de parámetros**

Las variables de estado  $\chi$ ,  $c$  y  $\tan \phi$ , decrecen a partir de sus valores iniciales en función del trabajo disipado durante la apertura de la fisura,  $W^{cr}$ . Estos parámetros pueden disminuir siguiendo una tendencia de distintas curvas mediante el uso de la expresión 4-12, definida anteriormente.

**Modelo numérico**

La evolución del parámetro  $\chi$  viene controlada por una única variable de historia que es el trabajo total disipado durante la formación de la fisura  $W^{cr}$ .

La evolución viene dada por la expresión:

$$\chi = \chi_0 \left( 1 - S(\xi_\chi) \right) \tag{4.15}$$

donde  $\xi_\chi$  es un parámetro definido por  $\xi_\chi = W^{cr} / G_f^I$ .

Por su parte, el valor de  $c$  se vincula con el parámetro “ $a$ ”, el cual es la distancia horizontal entre el vértice de la hipérbola y sus asíntotas, y los otros dos parámetros de la hipérbola, de modo que:

$$c = (\chi + a) \tan \phi \tag{4.16}$$

Esto se puede observar gráficamente en la figura 4.11.

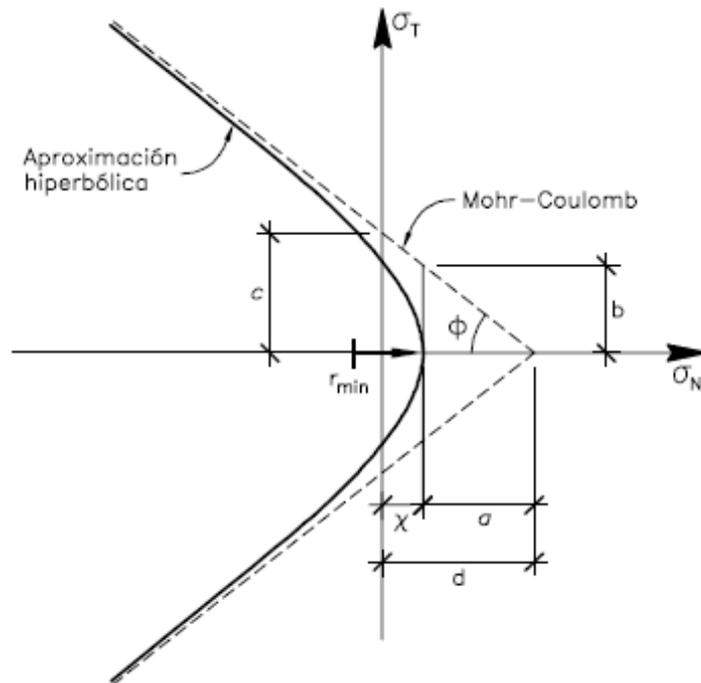


Figura 4.11. Parámetros de la superficie de fractura (López C. M., 1999).

Tomando una evolución de  $a$  desde su valor inicial  $a_0$  (obtenido mediante la expresión 4-16 a partir de los valores iniciales de  $\chi$ ,  $c$  y  $\tan \phi$ ) hasta anularse cuando  $W^{cr} = G_F^{IIa}$ , los parámetros de la función de escala  $S(\xi_a)$  vendrán dados por  $\xi_a = W^{cr} / G_F^{IIa}$  y  $\alpha = \alpha_a$ . El decrecimiento de  $c$  puede expresarse de la siguiente forma:

$$c = \left[ \chi_0 \left( 1 - S(\xi_\chi) \right) + a_0 \left( 1 - S(\xi_a) \right) \right] \tan \phi \tag{4.17}$$

El ángulo de fricción interna generalmente varía entre el estado inicial y la fractura completamente formada. Si este ángulo se mantiene constante su incidencia sobre

**Modelo numérico**

estados avanzados de fisuración puede generar una fricción residual alta sobrevalorando la resistencia final.

En este modelo se considera una disminución del ángulo de fricción interna dado por la siguiente expresión (ver figura 4.12):

$$\tan \phi = \tan \phi_0 - (\tan \phi_0 - \tan \phi_r) S(\xi_\phi) \tag{4.18}$$

en la cual  $\phi_0$  es el ángulo de fricción inicial,  $\phi_r$  es el ángulo de fricción residual (ángulo de la superficie de fractura final) y  $S(\xi_\phi)$  es la función de escala para la cual, en este caso, sus coeficientes vienen dados por  $\xi_\phi = W^{cr} / G_F^{IIa}$  y  $\alpha = \alpha_\phi$ .

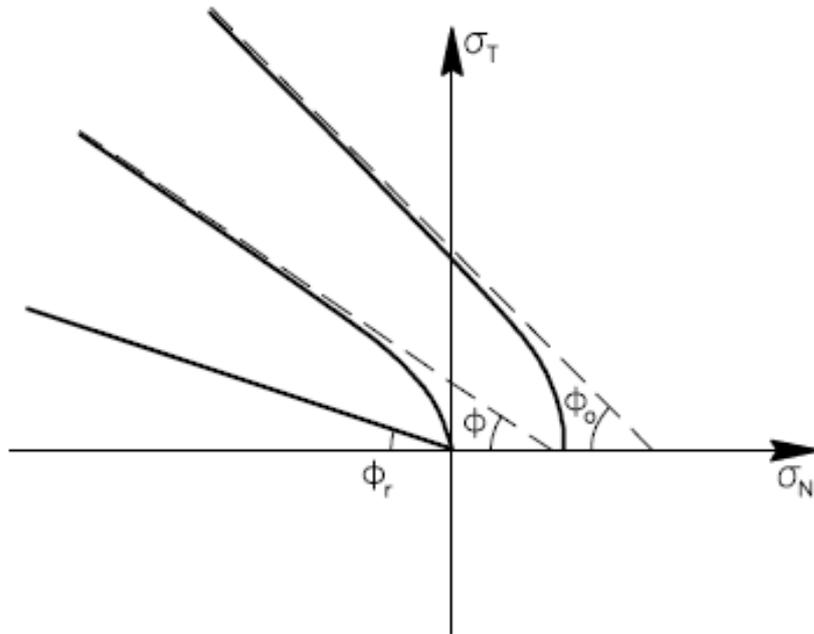


Figura 4.12. Evolución del ángulo de fricción interna (López C. M., 1999).

Las curvas de evolución de los distintos parámetros del modelo se pueden observar en la figura 4.13. Una información más detallada del modelo se puede consultar en López (1999).

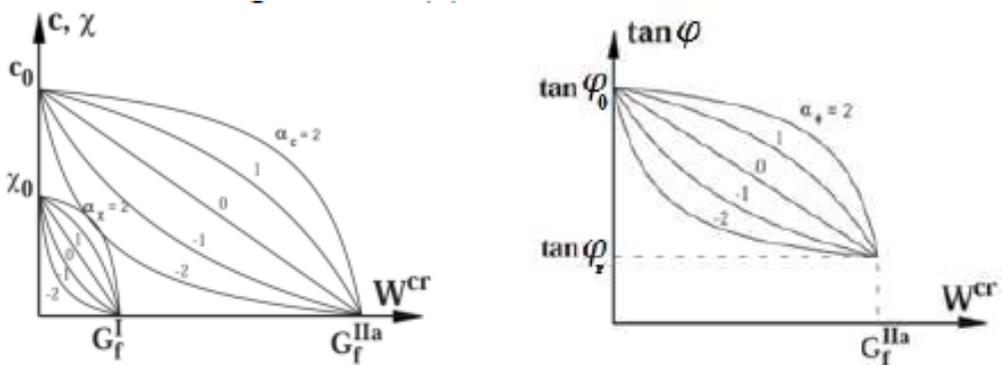


Figura 4.13. Curvas de evolución de los distintos parámetros utilizados en la ley de junta.

#### 4.5. Características del código de elementos finitos

Los diferentes cálculos con la malla presentada, se han llevado a cabo mediante un código basado en el método de los elementos finitos desarrollado íntegramente en el grupo de investigación del MECMAT, llamado Drac. Entre diversas capacidades, este código permite cálculos en 2D, 3D y axisimetría, simulación de etapas de construcción o excavación, soluciones avanzadas, una extensa librería de distintos elementos como las interfaces, y distintos comportamientos basados en diferentes leyes constitutivas.

Mediante un archivo de salida, proporcionado por el GiD, después de realizar el pre proceso, se genera el archivo de entrada para el cálculo numérico, que cabe destacar que este documento es editable. Una vez realizado el cálculo, se obtienen diversos archivos de resultados, incluidos también los archivos de post proceso para poder visualizar y representar los resultados del cálculo.

En nuestros cálculos resultan de gran utilidad los resultados registrados dentro del DRAC en planos determinados, llamados placas de carga.

Estas placas se definen mediante los nodos incluidos en una superficie específica. Se encargan de reunir información de las reacciones o fuerzas y desplazamientos, de todos los nodos asignados a la placa, con la finalidad de realizar un promedio de estas variables en cada incremento de carga durante el cálculo. Para este estudio se utilizaron cinco placas de cargas distribuidas en distintas zonas como se muestra en la figura 4.14.

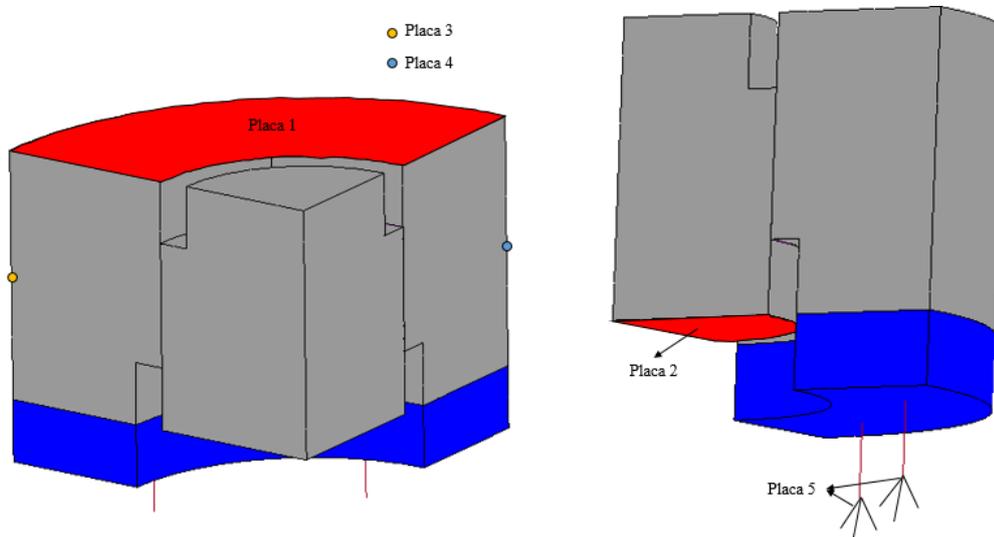


Figura 4.14. Ubicación de las distintas placas de carga en el modelo.

Como se puede observar en la figura 4.14, la primera placa se introduce para la lectura del promedio de todos los nodos pertenecientes a la superficie superior del bloque deslizante, aquí se obtienen los desplazamientos verticales y las cargas inducidas por los desplazamientos prescritos. La segunda placa es aquella formada por todos los nodos pertenecientes a la superficie inferior del bloque fijo, se obtienen las cargas efectivas aplicadas a la superficie de fractura circunferencial. La tercera y cuarta placa están

### **Modelo numérico**

---

conformadas por dos nodos ubicados en la altura media de la probeta, para poder obtener los desplazamientos radiales, que en magnitud son muy similares, en dirección son distintas, ya que la tercera placa toma los desplazamientos en el “z” y la otra en el eje “x”. Por último, la placa 5 se encuentra formada por los nodos de los muelles, y proporcionarán la fuerza ejercida por los muelles. La diferencia entre las cargas de la placa 1 y la placa 5, será igual a la carga efectiva ejercida en la placa 2, que es la que se transmite directamente en la superficie de fractura.

## Capítulo 5: Resultados Numéricos

### 5.1. Introducción

En este capítulo se presentan los resultados numéricos obtenidos con el modelo descrito en el anterior capítulo. Previamente, en el apartado 5.2, se muestran los resultados experimentales obtenidos en los ensayos realizados por Montenegro *et al.* (2013a, 2013b).

Posteriormente se pasa a mostrar diferentes resultados: en primer lugar, se comparan resultados de cálculo del modelo actual con cabezal inferior con un modelo previo desarrollado en Montenegro *et al.* (2013a, 2013b) que no incluía el cabezal inferior (apartado 5.3.1); luego se presentan las curvas numéricas de los ajustes obtenidas para diferentes valores de parámetros de junta para los distintos confinamientos, que se comparan con los respectivos resultados experimentales. Para el más adecuado de los ajustes se muestran resultados gráficos de tensiones, energía disipada y configuraciones deformadas (apartado 5.3.2).

Finalmente, en el apartado 5.3.3 se estudia la influencia que tiene en los cálculos la consideración de la energía de dilatación en la ley de junta.

### 5.2. Resultados experimentales obtenidos por Montenegro *et al.* (2013b)

Previamente a la presentación de resultados numéricos, se muestran los resultados experimentales obtenidos en los ensayos realizados por Montenegro. Estos ensayos triaxiales se llevaron a cabo sobre probetas de hormigón cilíndricas bajo diferentes estados de confinamiento de 0, 2, 4 y 8 MPa. Las principales características de estos ensayos se han descrito en el apartado 3.4 del capítulo 3.

En la figura 5.1 se presentan los resultados experimentales en términos de las tensiones tangenciales en la junta circunferencial y los desplazamientos tangenciales de dicha junta. La evolución de las tensiones tangenciales se obtuvo de dividir la carga aplicada (medida por medio de la célula de carga de la prensa hidráulica) por el área de cada probeta ensayada (ver tabla 5.1), a lo cual se le resta la fuerza resistente de los muelles utilizados. Los desplazamientos tangenciales de la junta se tomaron directamente como los desplazamientos verticales impuestos (LVDTs que van acoplados al cabezal de aplicación de carga). En la figura 5.2 se presentan los resultados experimentales en función de los desplazamientos verticales y los desplazamientos radiales (estos medidos como se explica en el apartado 2.4.2.2).

En la figura 5.1 se pueden apreciar dos tipos de gráficas correspondientes a cada uno de los valores de confinamiento: las de trazo continuo corresponden a las curvas

**Resultados**

presentadas en Montenegro *et al.* (2013a, 2013b). Sin embargo, recientemente se ha detectado un error en el procesamiento de los datos experimentales registrados en su momento, motivo por el cual, realizadas las correcciones, las gráficas serían como se muestran en las curvas a trazos de la figura 5.1.

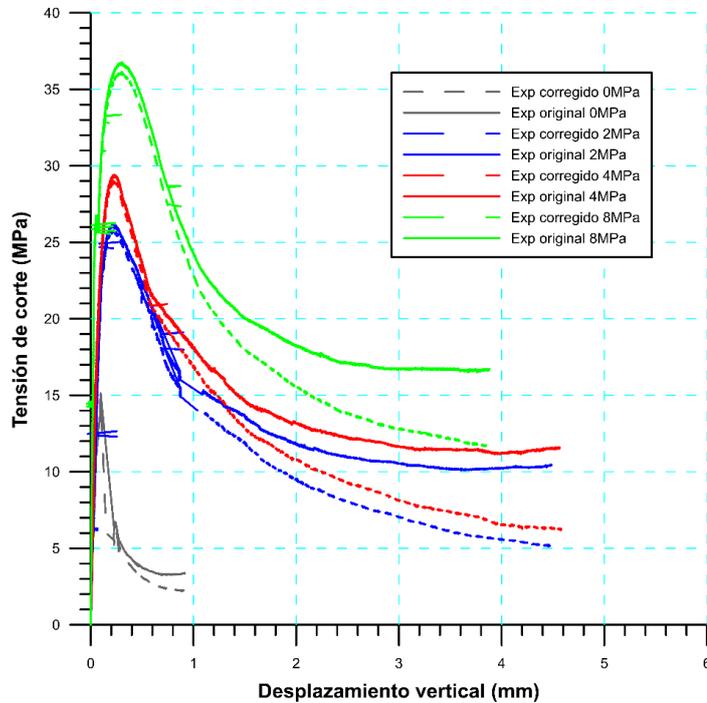


Figura 5.1. Comparación entre resultados experimentales originales y corregidos.

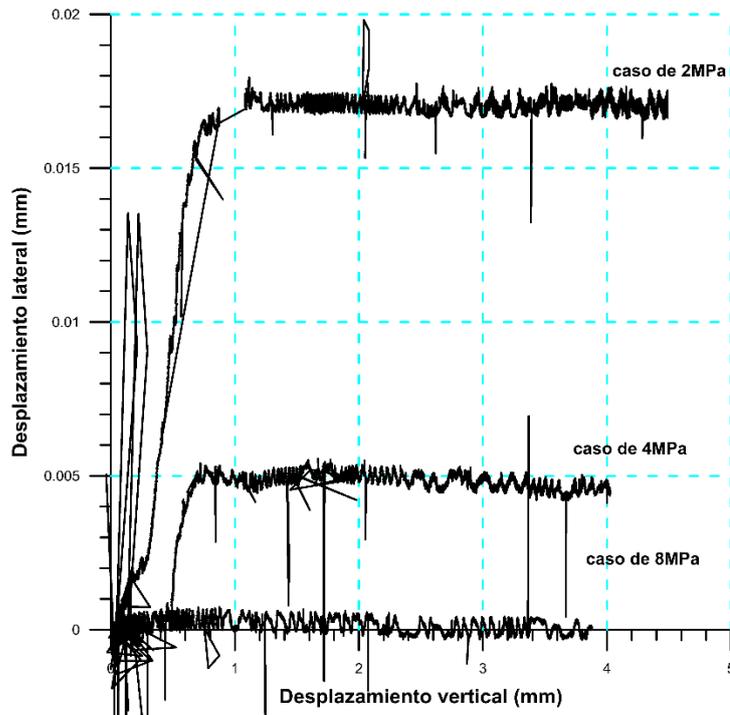


Figura 5.2. Resultados experimentales de desplazamientos verticales-radiales (Montenegro *et al.* 2013b).

**Resultados**

Tabla 5.1. Datos de las áreas de los ensayos realizados por (Montenegro *et al.*, 2013b)

Probeta (Identificación)	Ensayo	Área	Valor
P2D	0 MPa	3170.1	mm <sup>2</sup>
P3M1	2 MPa	3101.28	mm <sup>2</sup>
P2M1	4 MPa	3122.19	mm <sup>2</sup>
P1M1	8 MPa	2904.65	mm <sup>2</sup>

Las diferencias entre los dos tipos de curvas de la figura 5.1 son menores en la rama de carga y hasta los valores máximos, aunque sin son más notables en las curvas de reblandecimiento y sobre todo en el tramo final en donde las curvas originales presentan un valor residual constante, mientras que las corregidas siguen disminuyendo al final de los valores registrados. Tomaremos como referencia las curvas corregidas.

Las curvas de la figura 5.2 corresponden a las originales. Solo se muestran las correspondientes a los confinamientos de 2, 4 y 8 MPa dado que el caso sin confinamiento presenta una mayor magnitud y se muestra más adelante en la figura 5.29 derecha.

Las curvas de tensiones de corte vs desplazamientos relativos de corte (curvas a trazos de la figura 5.1) muestran una respuesta inicial elástica, seguida de un valor de pico y una posterior rama de reblandecimiento que continúa aún al término de los ensayos. Como cabía esperar, a medida que el confinamiento es mayor las curvas presentan un mayor valor de pico y pareciera que tienden a un mayor valor residual.

La figura 5.2 muestra que la deformación radial (representativa de la dilatación) decrece a medida que aumenta el confinamiento, desapareciendo en el caso del máximo confinamiento de 8 MPa (valores máximos de 0.017mm para el caso de 2 MPa, de 0.005 mm para 4 MPa y en el caso sin confinamiento llega a 0.54 mm al final del ensayo y seguiría creciendo como se aprecia en la figura 5.29 derecha).

En las figuras 5.3 y 5.4 se puede apreciar el estado de muestras después del ensayo. En la figura 5.3a se observan las fisuras radiales de tracción producidas en el espécimen no confinado (que se encuentran totalmente desarrolladas y de hecho la muestra puede separarse físicamente en trozos), mientras que en la figura 5.3b se aprecia que para un confinamiento alto la muestra no presenta fisuras radiales y el núcleo interior desliza a lo largo de la corona exterior.

La figura 5.4 presenta la imagen de una muestra luego de una de las pruebas preliminares con una presión de confinamiento de alrededor de 4 MPa, que fue cortada en dos mitades. En la sección de corte expuesta puede verse claramente que el plano de fractura se produce a lo largo de una línea aproximadamente recta que corta a los áridos

## Resultados

que encuentra, cuyas partes se encuentran desplazadas. En esta muestra no se apreciaron fisuras radiales de tracción.

Estas observaciones sugieren que con el aumento del confinamiento el comportamiento tiende al del modo IIa propuesto en la ley de junta presentada en el capítulo anterior. Esta interpretación también se apoya en que como se aprecia en la figura 5.2 la dilatancia tiende a desaparecer para confinamientos altos.



Figura 5.3. a) Estado de la muestra después del ensayo sin confinamiento con grandes fisuras radiales completamente desarrolladas; b) fisuras circunferenciales con desplazamiento vertical del núcleo (sin fisuras radiales) en una muestra ensayada bajo un confinamiento de 8 MPa.



Figura 5.4. Plano de fractura en un ensayo confinado en el que se aprecian áridos desplazados que han sido cortados en dos piezas por una fisura aproximadamente recta.

### 5.3. Resultados numéricos

En la tabla 5.2 se presentan los parámetros de las juntas de comportamiento no lineal, definidos en la descripción de la ley presentada en el apartado 4.4.

En la tabla 5.3 se muestran los parámetros de los materiales elásticos del medio continuo y de la junta de contacto entre la probeta y el cabezal inferior.

**Resultados**

Tabla 5.2. Parámetros materiales de las juntas no lineales

Material	Parámetro	Valor	Unidades
Junta de Fractura	$Kn$ (rigidez normal)	$1 \times 10^6$	N/mm <sup>3</sup>
	$Kt$ (rigidez de corte)	$1 \times 10^6$	N/mm <sup>3</sup>
	$Tan \varphi$ (ángulo de fricción)	1.0	
	$\chi_o$ (resistencia a la tracción)	2.8	MPa
	$c_o$ (Cohesión)	40	MPa
	$G_f^I$ (energía de fractura modo I)	$8 \times 10^{-2}$	N/mm
	$G_f^{IIa}$ (energía de fractura modo II)	12.0	N/mm
	$\sigma^{dil}$ (tensión de dilatancia)	15.	MPa
	$\alpha_{\chi_o}$	0.0	
	$\alpha_a$	0.0	
	$\alpha_{Dil}$	-2.5	
	$Tan \varphi_{res}$ (ángulo de fricción residual)	0.6	

Tabla 5.3. Parámetros de elementos elásticos.

Material	Parámetro	Valor	
Junta de contacto	$Kn$ (rigidez normal)	$9 \times 10^7$	N/mm <sup>3</sup>
	$Kt$ (rigidez normal)	1.0	N/mm <sup>3</sup>
Probeta	$E$ (módulo elástico)	35000	MPa
	$\nu$ (coeficiente de Poisson)	0.2	
Cabezal	$E$ (módulo elástico)	350000	MPa
	$\nu$ (coeficiente de Poisson)	0.2	
Muelles	$EA$ (coeficiente de rigidez)	2240.0	N/ mm
	$\sigma_y A$	14366.0	N

En cuanto a las condiciones de contorno, por un lado, se restringen los desplazamientos verticales (dirección “y”) de la cara inferior del núcleo interior de la probeta de hormigón (cuyas reacciones se registran mediante la placa 2, ver sección 4.5). También se restringen los desplazamientos verticales del nodo inferior de los elementos lineales que simulan la acción de los muelles.

## Resultados

Dada la simetría axial del problema se ha representado la cuarta parte de la probeta, lo cual requiere entonces las restricciones de contorno mostradas en la figura 5.5 (tanto en la probeta como en el cabezal inferior). En la zona A se ha restringido el movimiento en la dirección “x”, y por su parte en la zona B, se ha restringido el movimiento en la dirección “z”. También se han restringido los desplazamientos radiales del cabezal inferior, de modo que solo pueda desplazarse en dirección vertical.

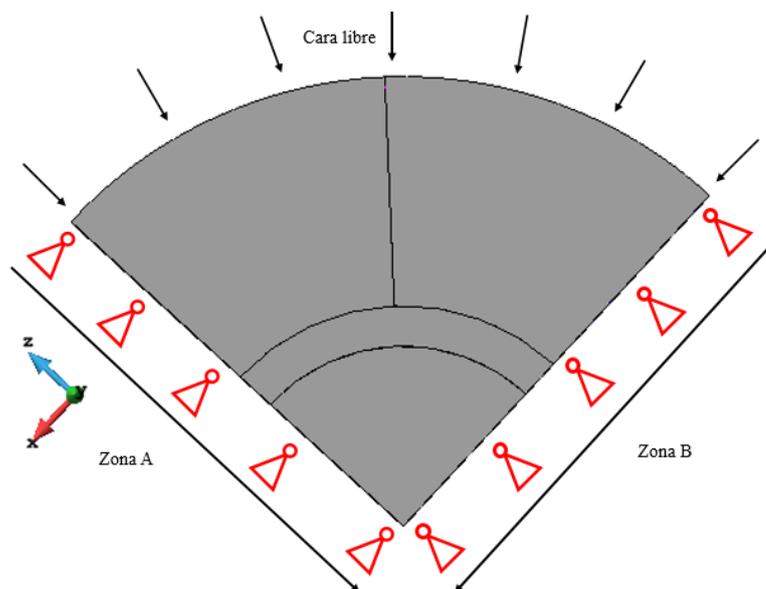


Figura 5.5. Vista en planta de las condiciones de contorno laterales.

Teniendo en cuenta el desarrollo de los ensayos, en un primer “step” se aplica una presión lateral mediante una carga distribuida en la cara libre de la probeta (ver figura 5.5) que simula las diferentes presiones de confinamiento de 0, 2, 4 y 8 MPa.

En el segundo *step 2* se aplican desplazamientos prescritos en dirección del eje vertical, en la cara superior del bloque deslizante (los desplazamientos y reacciones generadas se registran mediante la placa 1 indicada en la sección 4.5), manteniendo la presión de confinamiento constante.

En los siguientes apartados se presentan los diferentes resultados obtenidos del análisis. Se incluyen gráficos de tensiones normales y tangenciales y de energía de disipada, tanto en la junta circunferencial como en la radial, en los diferentes puntos del gráfico “ $\tau$ -v” que se indican en la figura 5.6.

Para la junta circunferencial, el diagrama de las tensiones normales y tangenciales que se grafican en los diferentes puntos señalados en la figura 5.6, se realizaron en la línea indicada en la figura 5.7.

## Resultados

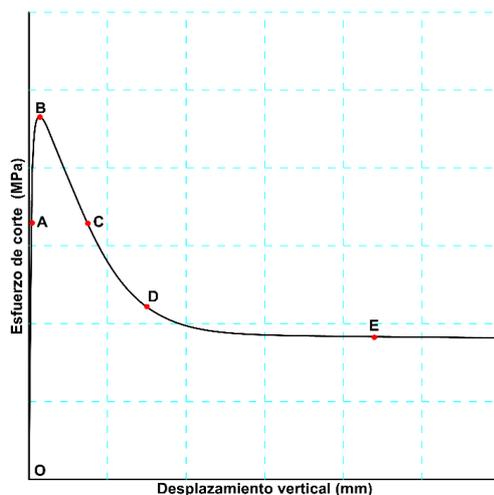


Figura 5.6. Puntos seleccionados de la curva tensión de corte-desplazamiento relativo de corte.

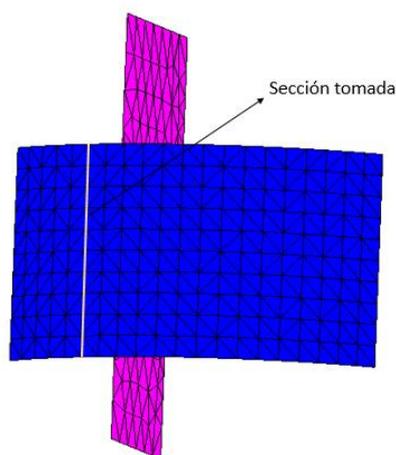


Figura 5.7. Sección vertical tomada de la junta circunferencial.

### 5.3.1. Comparaciones del modelo con y sin cabezal inferior

La primera modelización de los ensayos experimentales se realizó sólo con la probeta de hormigón, sin incluir el cabezal inferior (Montenegro *et al.*, 2013, 2013b). Si bien con esta malla se lograron resultados aceptables, sin embargo, se producía un comportamiento diferenciado con el experimental debido a que el bloque deslizante giraba en un comportamiento tipo ménsula corta (y no el efecto puramente cortante buscado). Motivo por el cual se desarrolló la nueva modelización con el cabezal inferior con las características descritas en el capítulo 4.

Antes de mostrar los resultados de la nueva malla, en este apartado se presentan ejemplos de comparación de ambas simulaciones. Cabe mencionar que se utilizan los mismos parámetros de Montenegro *et al.* (2013, 2013b) seleccionados para ajustar las curvas experimentales originales que presentan el error ya señalado en las tensiones de corte.

## Resultados

### 5.3.1.1 Comparación del modelo con confinamiento de 2MPa

En la figura 5.8 se presenta la comparación de resultados mediante los diagramas de tensiones-desplazamientos relativos tangenciales en la junta circunferencial (izquierda) y en función de los desplazamientos tangenciales y radiales (derecha). Se aprecian en la figura 5.8 izquierda, pequeñas diferencias, prácticamente sólo en los valores máximos. Mayores diferencias se observan en la figura 5.8 derecha, en la que se aprecian unos valores superiores del desplazamiento radial en el caso sin cabezal.

En la figura 5.9 se muestra la evolución de la deformación de la probeta en ambos casos, con un factor de amplificación de 100. Se aprecia claramente en la probeta sin cabezal, que mientras avanza el deslizamiento del bloque deslizante exterior este movimiento vertical va acompañado de un giro de este bloque, que se observa sobre todo en la parte inferior. Por el contrario, en la probeta con cabezal el deslizamiento se produce de forma marcadamente vertical, sin giro, debido a la presencia del cabezal. Se observa en la primera figura del caso sin cabezal, que la junta circunferencial se abre en la parte superior mientras se cierra en compresión en la parte inferior en un efecto tipo ménsula, mientras que en el caso con cabezal este efecto es mucho más atenuado y acorde, tanto con el efecto cortante buscado como con la disposición de los ensayos experimentales. En la figura 5.9d se aprecia también una mayor apertura de la junta radial en la malla sin cabezal.

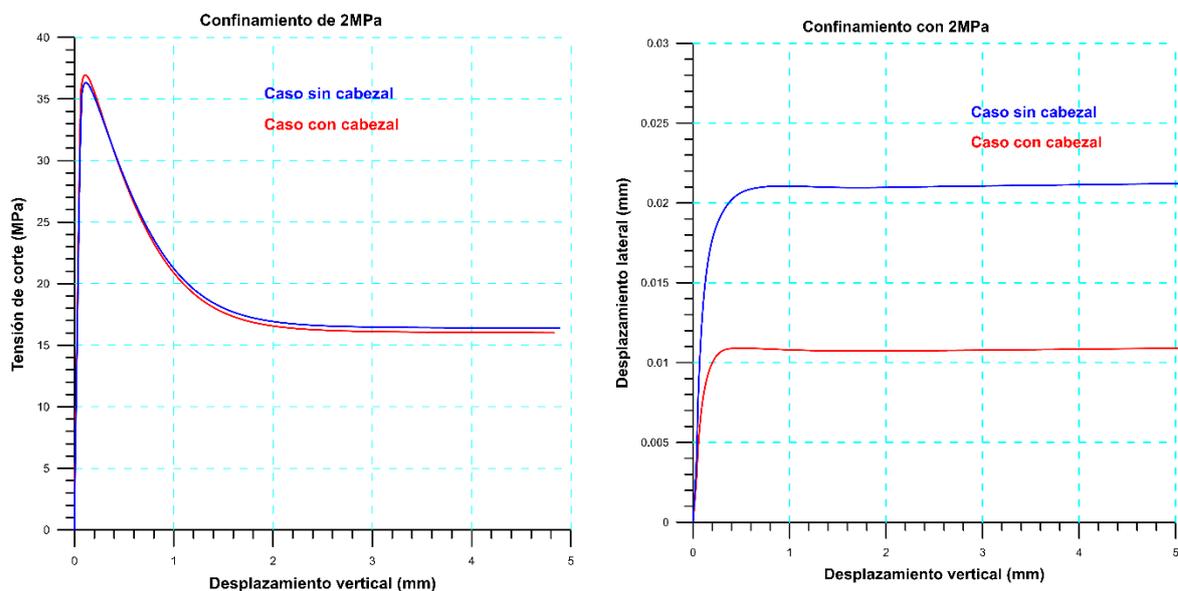


Figura 5.8. Comparación “ $\tau$ - $v$ ” (izq.) y “ $u$ - $v$ ” (der.) para confinamiento de 2MPa.

**Resultados**

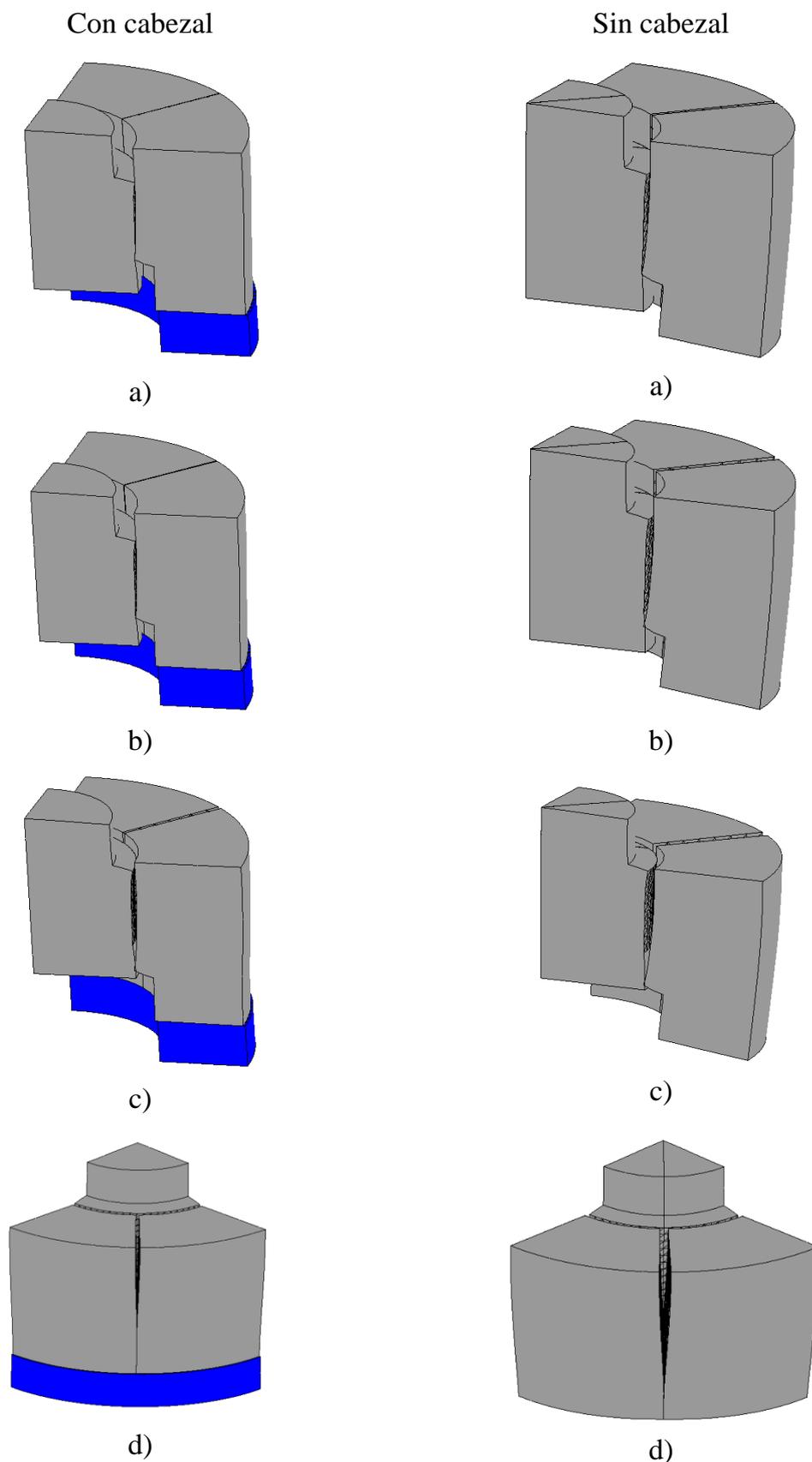


Figura 5.9. Evolución de la deformación de la muestra: con cabezal (izq.) y sin cabezal (der.), para confinamiento de 2 MPa.

**Resultados**

5.3.1.2 Comparación del modelo con confinamiento de 4MPa

En la figura 5.10 se presenta la comparación de resultados mediante los diagramas de tensiones-desplazamientos relativos tangenciales en la junta circunferencial (izquierda) y en función de los desplazamientos tangenciales y radiales (derecha).

Como en el caso anterior, se observan menores diferencias en la figura 5.10 izquierda (aunque mayores que en el caso de 2 MPa) y mayores diferencias en figura 5.10 derecha, si bien más atenuadas que en el caso de 2 MPa.

En la figura 5.11 se muestra la evolución de la deformación de la probeta en ambos casos, con un factor de amplificación de 100. Se pueden hacer las mismas apreciaciones que en el caso anterior, pero los efectos son más atenuados a causa de un mayor confinamiento. En la probeta sin cabezal, el deslizamiento del bloque deslizante exterior va acompañado de un giro de este bloque, mientras que en la probeta con cabezal el deslizamiento se produce de forma marcadamente vertical, sin giro. En la figura 5.11d se aprecia una apertura más reducida de la junta radial en la malla sin cabezal, mientras que en el caso con cabezal la fisura radial permanece cerrada.

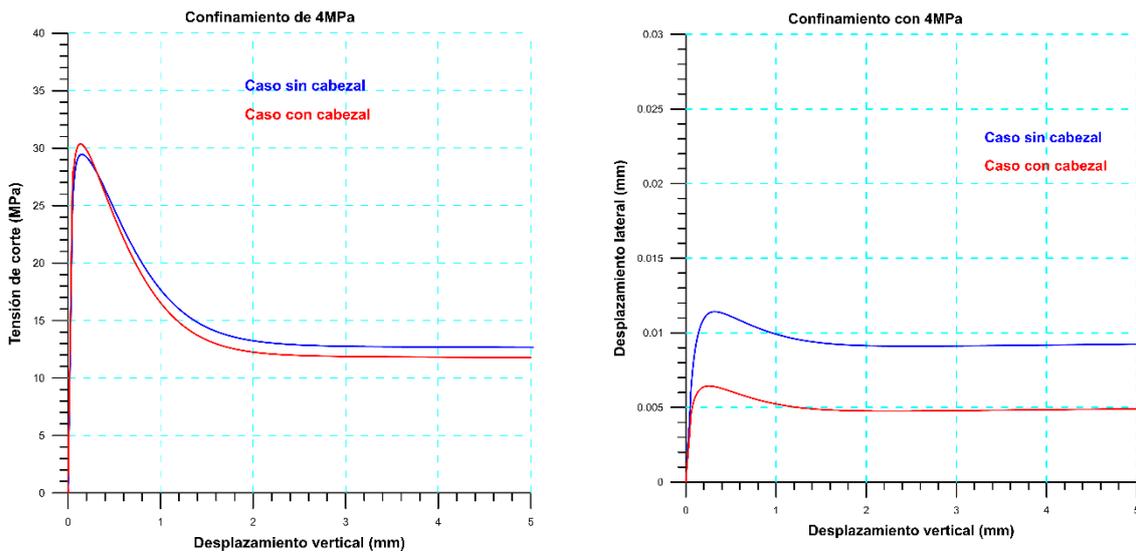
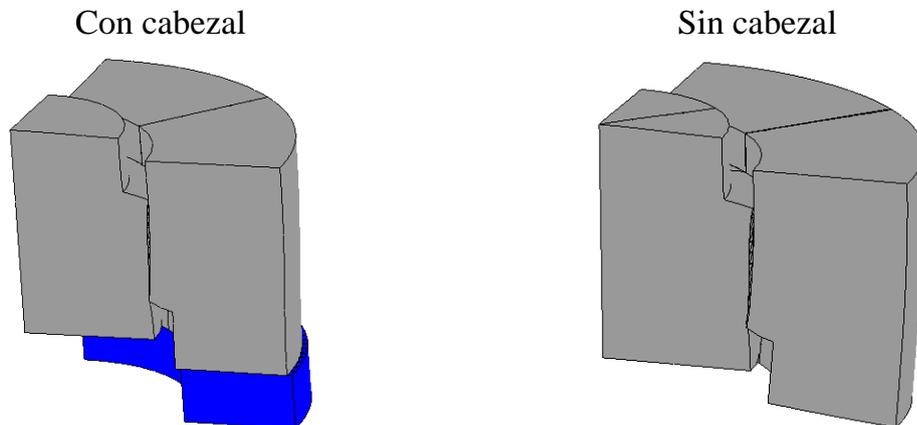


Figura 5.10. Comparación “τ-v” (izq.) y “u-v” (der.) para confinamiento de 4MPa.



**Resultados**

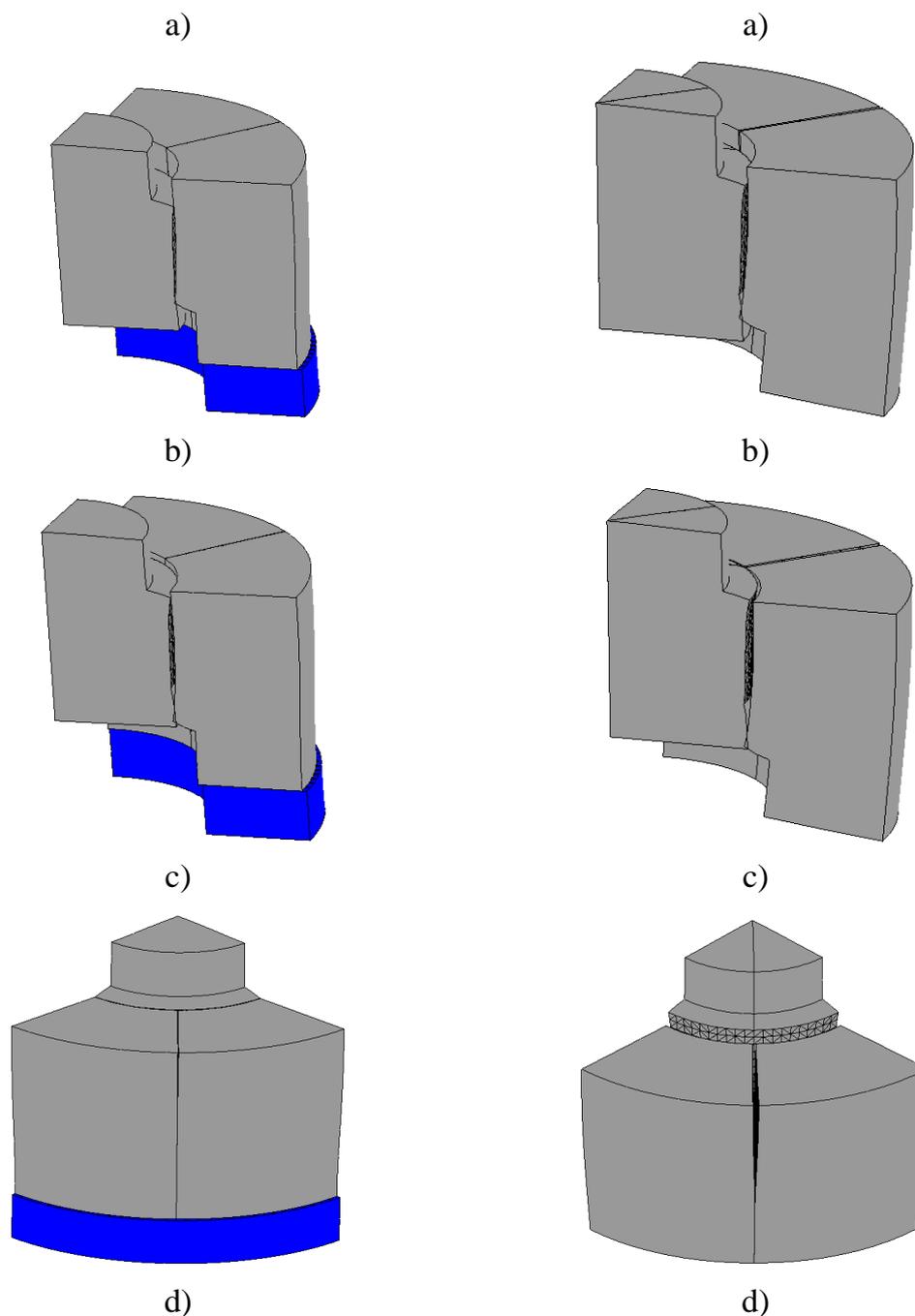


Figura 5.11. Evolución de la deformación de la muestra: con cabezal (izq.) y sin cabezal (der.), para confinamiento de 4 MPa.

**5.3.1.3 Comparación del modelo con confinamiento de 8MPa**

En la figura 5.12 se presenta la comparación de resultados mediante los diagramas de tensiones-desplazamientos relativos tangenciales en la junta circunferencial (izquierda) y en función de los desplazamientos tangenciales y radiales (derecha).

Se observan diferencias menores en la figura 5.12 izquierda y mayores diferencias en figura 5.12 derecha.

## Resultados

En la figura 5.13 se muestra la evolución de la deformación de la probeta en ambos casos, con un factor de amplificación de 100. Se pueden hacer las mismas consideraciones que en los dos casos anteriores, si bien los efectos son más atenuados a causa de un mayor confinamiento. Se observa en este caso, un comportamiento más similar de la junta circunferencial con y sin cabezal. En la figura 5.11d se aprecia que en ninguno de los dos casos se produce apertura de la junta radial.

En resumen, los resultados numéricos ponen de manifiesto el comportamiento más adecuado de la malla con cabezal inferior a fines de representar unas condiciones más similares a las experimentales y obtener un compartamiento de deslizamiento sin giros del bloque exterior de la muestra. Esta influencia es mayor en el caso sin cabezal a medida que el confinamiento decrece e incluso presenta mayores problemas en la resolución numérica, tal como se ha apreciado en el caso sin confinamiento, cuya comparación no se ha incluido por problemas numéricos en la resolución del caso sin cabezal.

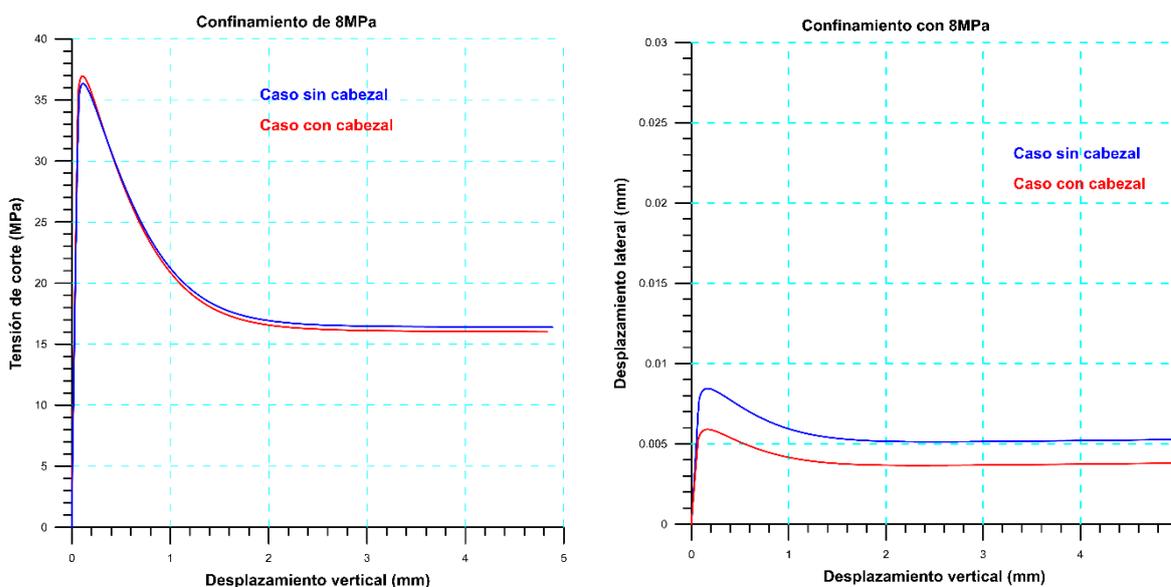
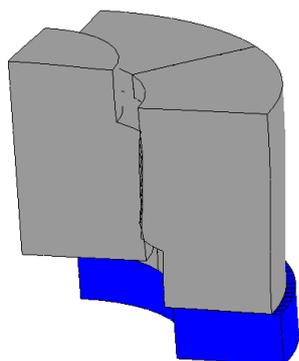
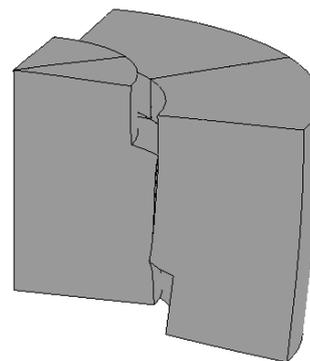


Figura 5.12. Comparación “ $\tau$ -v” (izq.) y “u-v” (der.) para confinamiento de 8MPa.

Con cabezal



Sin cabezal



**Resultados**

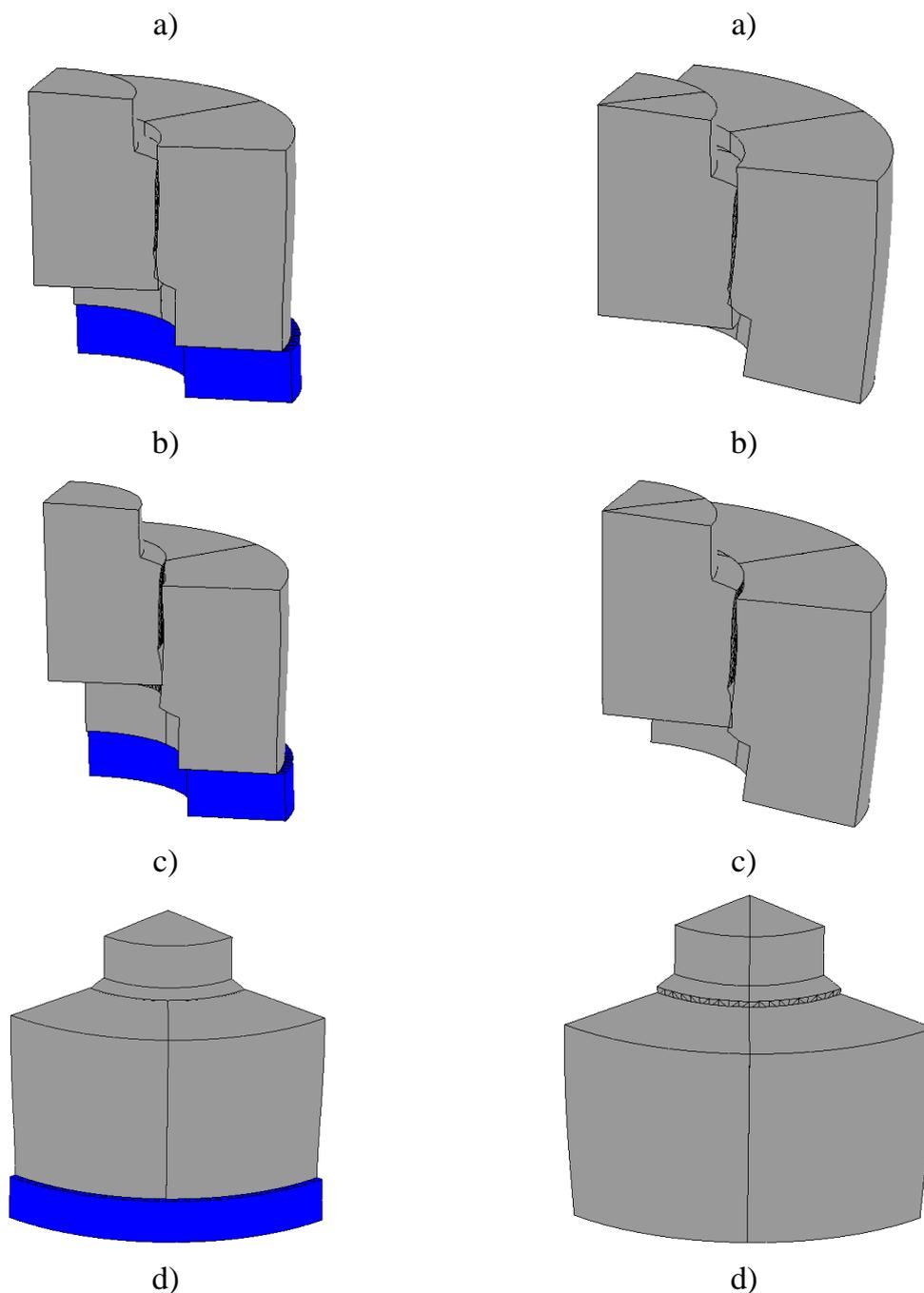


Figura 5.13. Evolución de la deformación de la muestra: con cabezal (izq.) y sin cabezal (der.), para confinamiento de 8 MPa.

**5.3.2. Resultados numéricos de ajuste con curvas experimentales**

En este apartado se presentan los resultados numéricos del modelo. Para cada nivel de confinamiento se muestran las curvas de ajuste obtenidas variando algunos parámetros de la ley de junta, que se comparan con los respectivos resultados experimentales. Se partió del conjunto de parámetros empleados para el ajuste en Montenegro *et al.* (2013a, 2013b), que coinciden con los presentados en la tabla 5.2,

## Resultados

---

salvo en los valores  $\tan\phi_{res}$  y  $\alpha_{Dil}$  que eran 0.9 y -3.5, respectivamente. Estos valores se utilizaron en la malla original sin cabezal inferior para ajustar unas curvas experimentales “ $\tau$ - $v$ ” que presentaban los errores comentados. Teniendo en cuenta los cambios producidos con la corrección (ver figura 5.1), en primer lugar, se corrigió el valor de  $\tan\phi_{res}$  que se bajó a 0.7. Como los valores residuales seguían siendo altos y además la nueva malla con cabezal inferior modificaba los valores del desplazamiento radial (ver las figuras 5.8, 5.10 y 5.12 de la columna derecha), se bajó  $\tan\phi_{res}$  a 0.6 y se llevó  $\alpha_{Dil}$  al valor de -2.5. Así se han obtenido los mejores ajustes que corresponden a los parámetros de referencia presentados en la tabla 5.2. Teniendo en cuenta que el parámetro  $\sigma^{dil}$  habitualmente se relaciona con la resistencia a compresión, la elección inicial de 15 MPa (tabla 5.2) puede resultar baja, por lo cual también se probó subirlo al valor de 30 MPa, lo cual requirió modificar el valor de  $\alpha_{Dil}$  que se probó con dos nuevos valores de -5 y -4.5. Por lo tanto, se llevaron a cabo 4 tipos de ajustes variando los parámetros señalados. En los siguientes apartados se presentan para cada nivel de confinamiento, en primer lugar, una comparación de los ajustes con los resultados experimentales y, posteriormente, diferentes resultados gráficos de tensiones, energía disipada y deformadas en los puntos señalados en la figura 5.6, para el segundo de los ajustes comentados. En este capítulo se incluyen los principales resultados, los restantes se muestran al final del documento en un anexo

### 5.3.2.1 Confinamiento de 8 MPa

En la figura 5.14 se presentan los diagramas de tensiones-desplazamientos relativos tangenciales en la junta circunferencial (izquierda) y en función de los desplazamientos tangenciales y radiales (derecha), correspondientes a los cuatro ajustes junto con los resultados experimentales.

En la figura de la izquierda se pueden apreciar resultados similares de los ajustes. Con respecto al experimento, los resultados numéricos muestran una mayor rigidez en la rama ascendente, unos valores máximos que concuerdan con lo obtenido de forma experimental y una rama de reblandecimiento que si bien concuerda cualitativamente muestra un área menor bajo la curva y un valor residual constante que los experimentos no alcanzan al final de los valores registrados. En la figura de la derecha las curvas de los ajustes presentan una similar evolución, la rama ascendente crece hasta un valor máximo, luego decrecen en parte (esto podría deberse a efectos elásticos del coeficiente de Poisson en el continuo ya que el pico se produce para un desplazamiento de corte que coincide aproximadamente con el máximo valor de tensión de corte) y a partir de un desplazamiento de corte de alrededor de 1.5 mm se mantienen constantes. Por su parte, el resultado experimental presenta una ausencia de desplazamiento radial que en este caso podría ser consecuencia de alguna situación del anillo que registra esta medición.

## Resultados

De todos modos, estos resultados se comentarán luego más detalladamente, en conjunto con los demás ajustes correspondientes a todos los niveles de confinamiento.

En la figura 5.15 se muestra la configuración deformada de la muestra, en la parte superior luego de cargar con el confinamiento y en la parte inferior al final de la simulación numérica. En la figura superior se observa el desplazamiento relativo entre probeta de hormigón y cabezal propiciado por la casi nula rigidez tangencial adoptada para la junta entre ambos materiales. Por su parte, en la figura inferior lo más destacable es que el deslizamiento del bloque deslizante exterior se produce sin ninguna apertura de la junta radial. Este comportamiento concuerda con las observaciones experimentales apreciadas en la figura 5.3b.

En la figura 5.16 se presentan los perfiles de tensiones a lo largo de la altura de la junta circunferencial en la línea señalada en la figura 5.7 para los distintos puntos de la curva indicados en la figura 5.6, correspondientes a las tensiones normales (izquierda) y tangenciales (derecha). En la figura de la izquierda se aprecian unos valores de tensiones normales constantes en la mayor parte de la junta, mayores que el valor de confinamiento de 8 MPa (en los extremos mayormente se tienen valores más altos que se reducen en una franja de unos 2 mm hasta los valores constantes centrales)

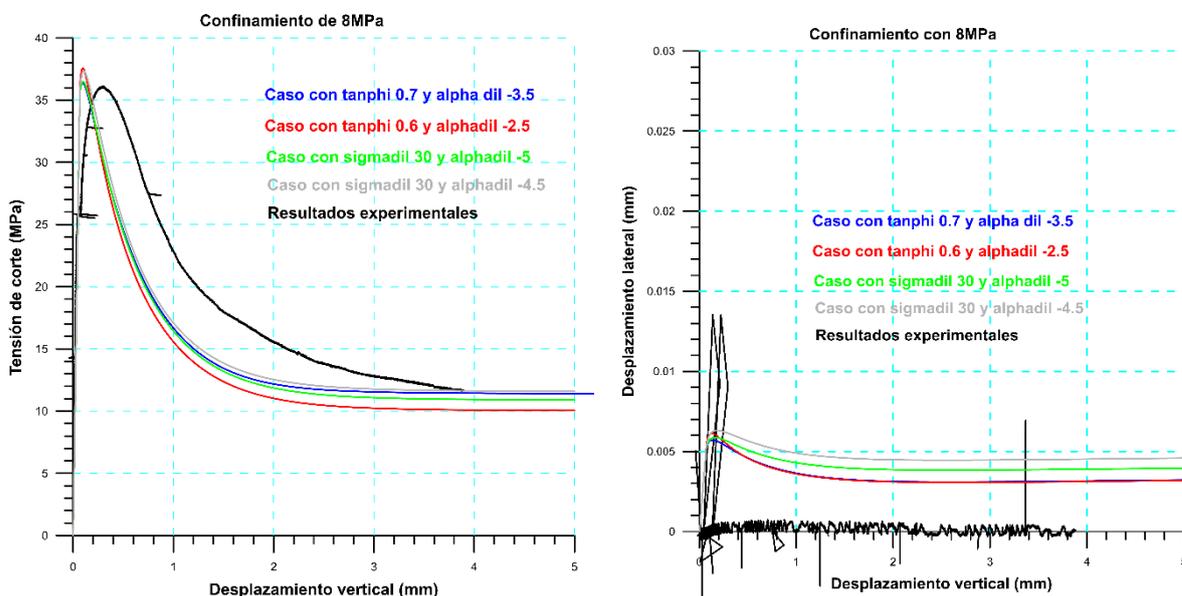


Figura 5.14. Graficas “ $\tau$ -v” (izq.) y “u-v” (der.) para confinamiento de 8MPa.

**Resultados**

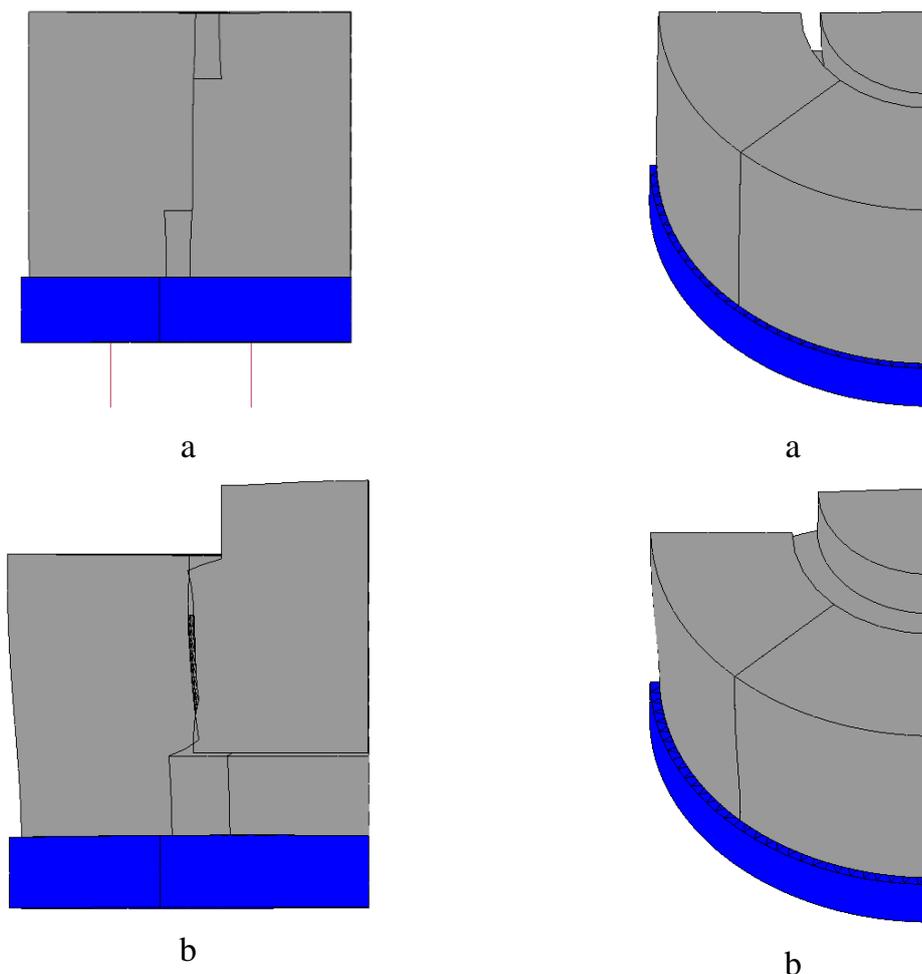


Figura 5.15. Evolución de la deformación de la muestra: para la junta circunferencial (izq.) y radial (der.), para confinamiento de 8 MPa. (factor de magnificación de 100)

Se observa que las tensiones normales en una franja central de valor constante, se mantienen en un valor de alrededor de 10 MPa para la rama ascendente hasta el pico (punto B), y en la rama de reblandecimiento los valores crecen sensiblemente. Este crecimiento se produce cuando se desarrolla la dilatación de la junta (que viene representada por la figura 5.14 derecha) motivada seguramente por la limitación de dicha apertura debido a un confinamiento de 8 MPa. En la figura 5.16 derecha se observan las tensiones tangenciales que muestran una distribución a lo largo de la junta similar a la de tensiones normales, con valores que crecen en la rama ascendente y decrecen en el reblandecimiento, como cabía esperar, con valores en el centro de valor similar a los del gráfico 5.16 izquierda en los puntos correspondientes.

En la figura 5.17 se muestran gráficos de la energía disipada en la junta circunferencial en los puntos de la rama de reblandecimiento. Se puede apreciar que los valores evolucionan de manera muy uniforme en toda la junta desde el inicio de la disipación hasta los valores finales correspondientes a  $G_f^{IIa}$ , dado que la disipación se produce en condiciones de corte-compresión.

**Resultados**

Dado que en este caso no se produce ningún deterioro de la junta radial (no se alcanza en ningún punto la resistencia a tracción), en la figura 5.18 se presenta la evolución de las tensiones normales en la junta radial.

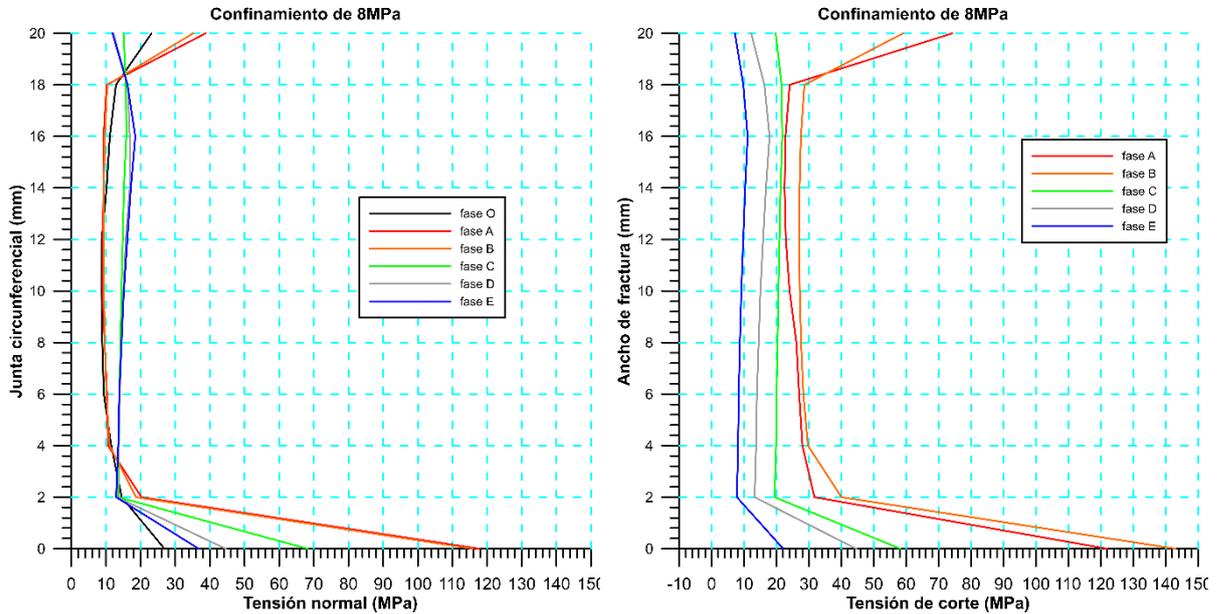


Figura 5.16. Comparación de los perfiles de tensiones normales (izq.) y de corte (der.) para confinamiento de 8MPa.

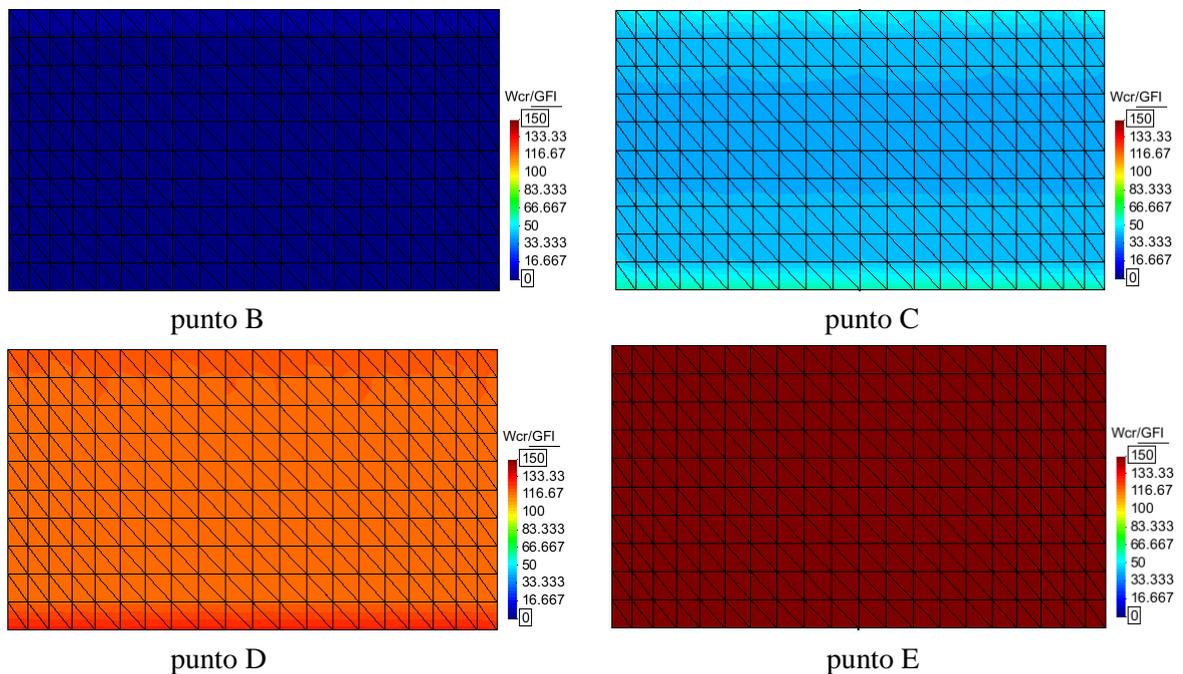


Figura 5.17. Evolución de la energía disipada en la junta circunferencial para confinamiento de 8 MPa.

En la figura 5.18 se aprecian tanto tensiones de tracción (en la zona superior de la junta) como de compresión (en la zona inferior) que van evolucionando a lo largo del ensayo sin alcanzar en ningún momento y en ningún punto la resistencia a tracción de la junta.

## Resultados

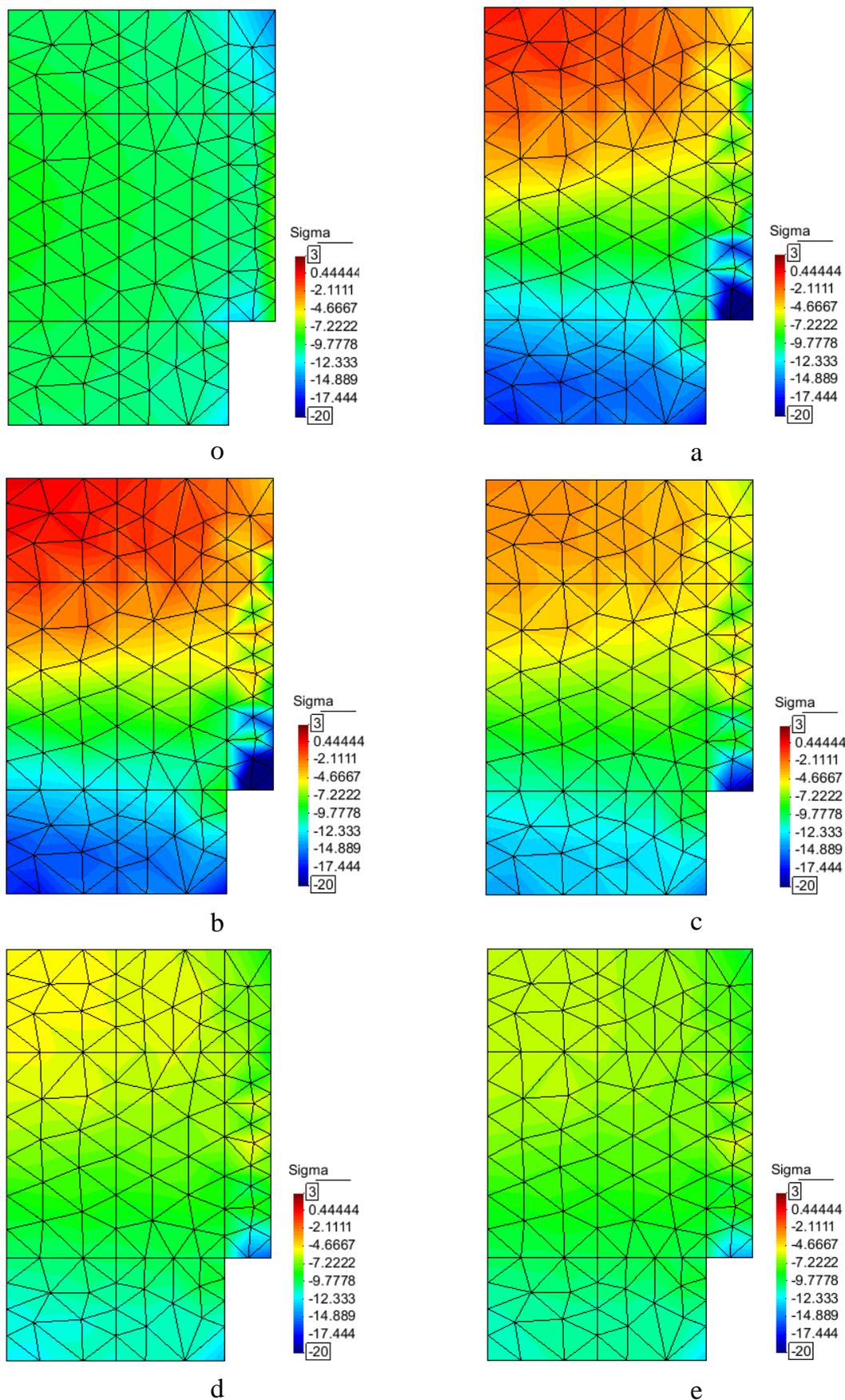


Figura 5.18. Evolución de las tensiones normales del modelo de 8 MPa de la junta radial.

## Resultados

---

### 5.3.2.2 Confinamiento de 4 MPa

En la figura 5.19 se presentan los diagramas de tensiones-desplazamientos relativos tangenciales en la junta circunferencial (izquierda) y en función de los desplazamientos tangenciales y radiales (derecha), correspondientes a los cuatro ajustes junto con los resultados experimentales.

En la figura de la izquierda se pueden apreciar resultados similares de los ajustes y su comportamiento en comparación con el experimental, que los obtenidos para el anterior confinamiento. Lógicamente, los valores máximos muestran un valor inferior, una rama de reblandecimiento que concuerda mejor con la experimental, si bien el valor residual final constante se produce más arriba del experimental (en el caso anterior se producía a un nivel más bajo que el valor inferior del experimento, ver figura 5.14 izquierda).

En la figura 5.19 derecha las curvas de los ajustes presentan una similar evolución que, en el caso anterior, pero ahora si ajustan bien los valores experimentales de la dilatación (salvando el inicio de los valores experimentales casi nulos y que estos no presentan el pico y posterior pequeño descenso).

En la figura 5.20 se muestra la configuración deformada final de la muestra, donde se aprecia el deslizamiento del bloque deslizante exterior y una cierta apertura de la junta radial solo en la parte superior.

En la figura 5.21 se presentan los perfiles de tensiones a lo largo de la altura de la junta circunferencial, correspondientes a las tensiones normales (izquierda) y tangenciales (derecha). Se aprecia un comportamiento general similar al caso anterior, si bien con magnitudes inferiores como cabía esperar. Se observa como en el caso anterior, que las tensiones normales crecen sensiblemente a partir del pico y en la rama de reblandecimiento coincidiendo con el desarrollo de la dilatación, que vería limitada su progresión debido al confinamiento.

En la figura 5.22 se muestran los gráficos de la energía disipada en la junta circunferencial en los puntos de la rama de reblandecimiento. Como en el caso anterior, los valores evolucionan de manera muy uniforme en toda la junta desde el inicio de la disipación hasta los valores finales correspondientes a  $G_f^{IIa}$ .

En la figura 5.23 se muestran los gráficos de la energía disipada en la junta radial en los diferentes puntos de referencia (el primero corresponde a un valor inicial de la carga vertical). Se puede apreciar en la figura que desde un inicio comienza a abrirse la junta radial solo en la zona superior izquierda, luego avanza hacia el centro hasta completar todo el ancho de la junta en el punto de carga máxima. En la zona de reblandecimiento la fisuración no avanza demasiado manteniéndose solo en la mitad superior al final de este cálculo. En cuanto a la magnitud, los gráficos usan como referencia el valor de  $G_f^I$  dado que esta junta se abre prácticamente en tracción pura. Se puede apreciar que se trata de valores bajos que no superarían el 20% de  $G_f^I$ .

**Resultados**

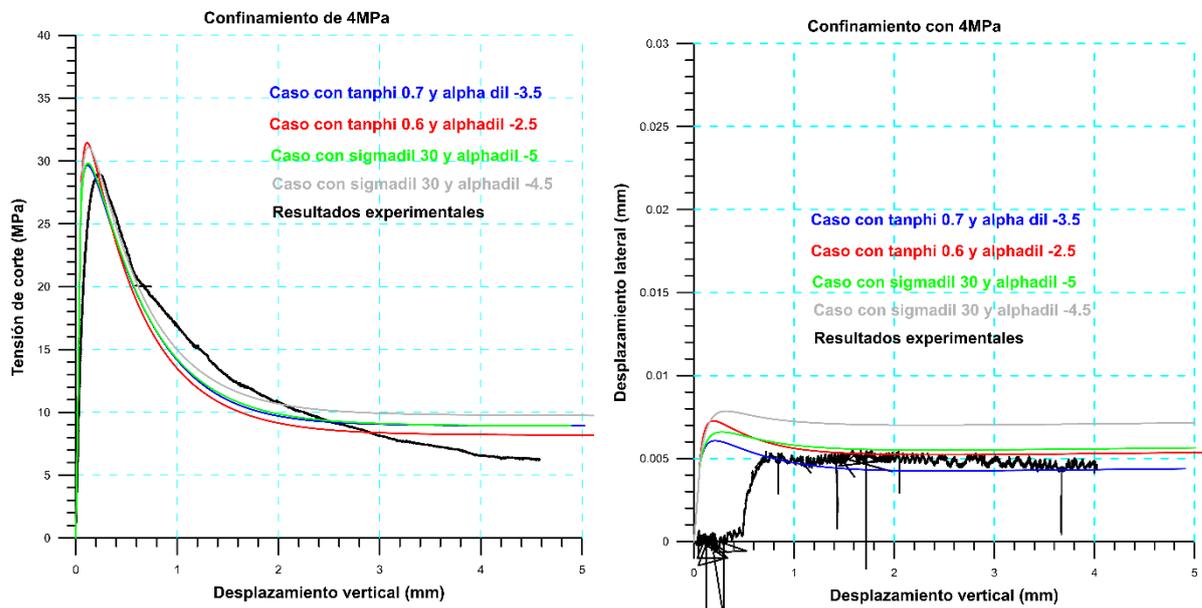


Figura 5.19. Graficas “ $\tau$ -v” (izq.) y “u-v” (der.) para confinamiento de 4MPa.

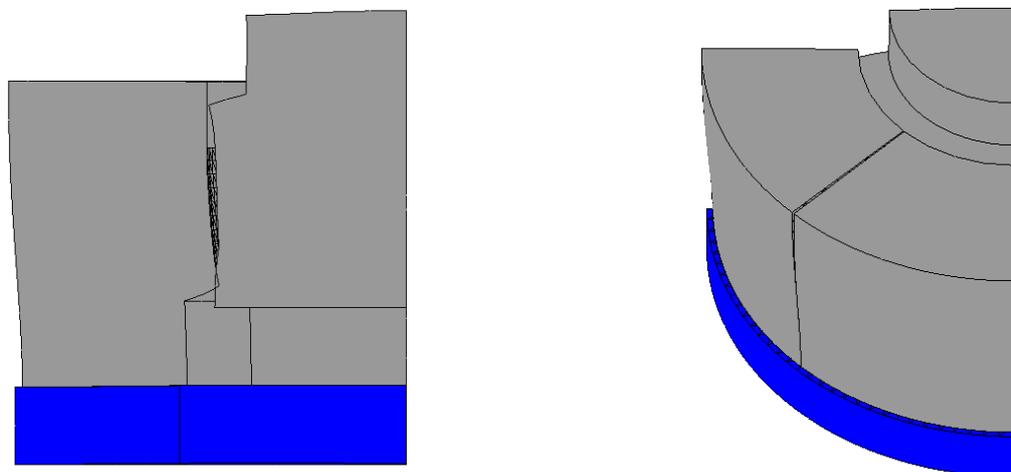


Figura 5.20. Deformación final de la muestra: para la junta circunferencial (izq.) y radial (der.), para confinamiento de 4 MPa

**Resultados**

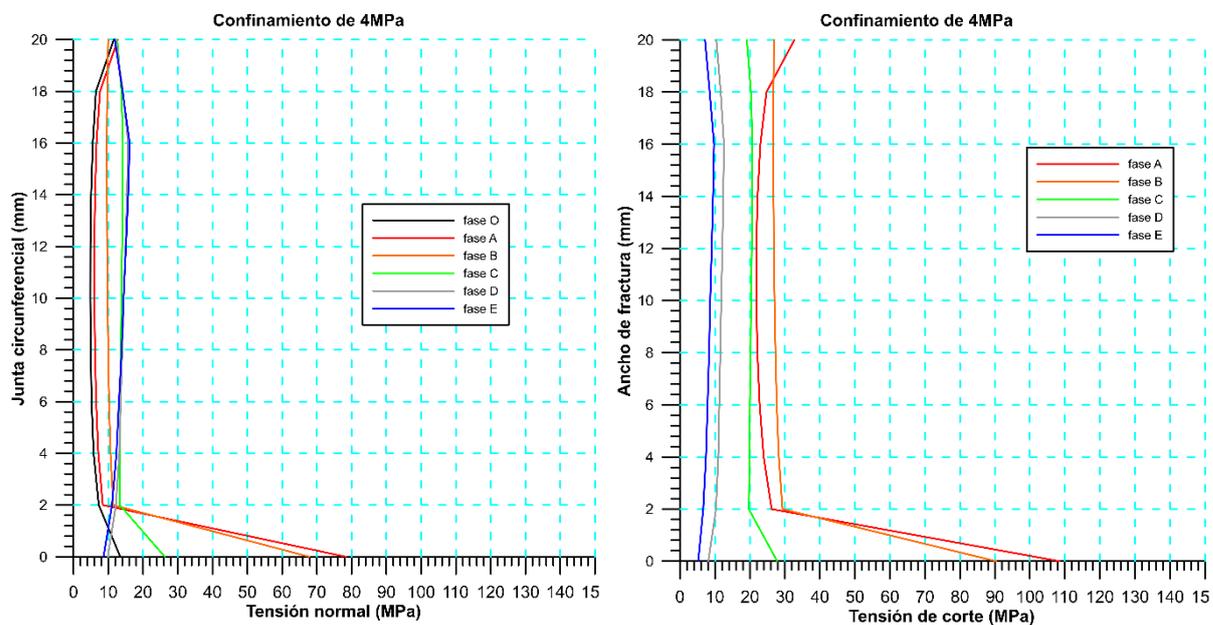


Figura 5.21. Comparacion de los perfiles de tensiones normales (izq.) y de corte (der.) para confinamiento de 4MPa.

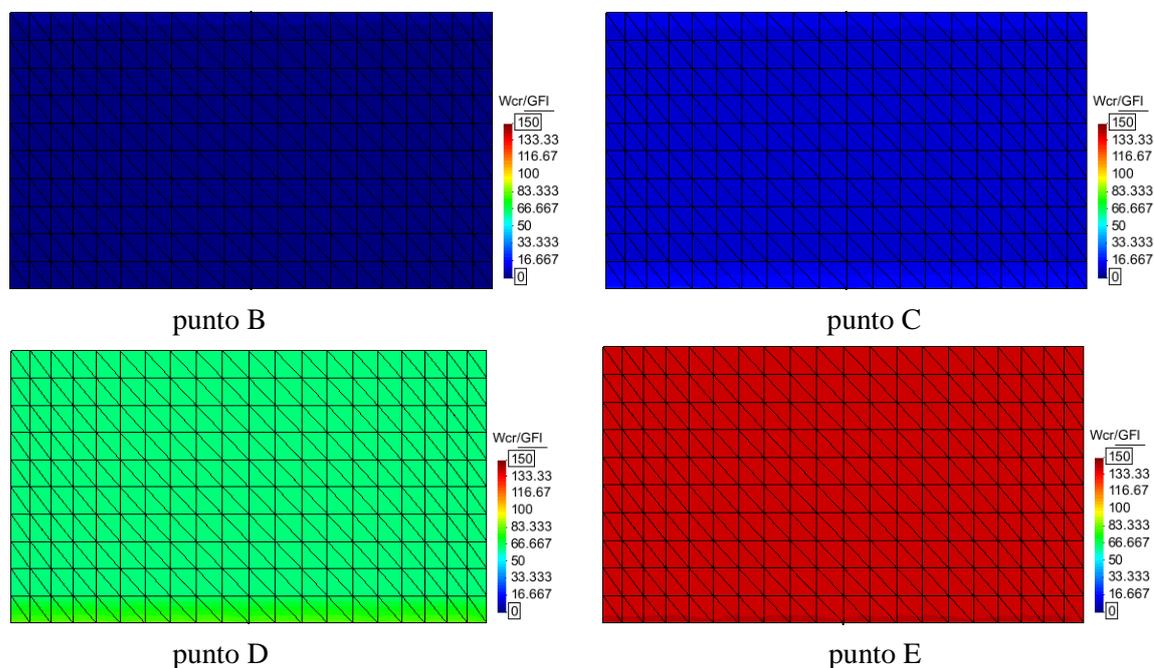


Figura 5.22. Evolución de la energía de fractura en la junta circunferencial en el modelo de 4 MPa.

Resultados

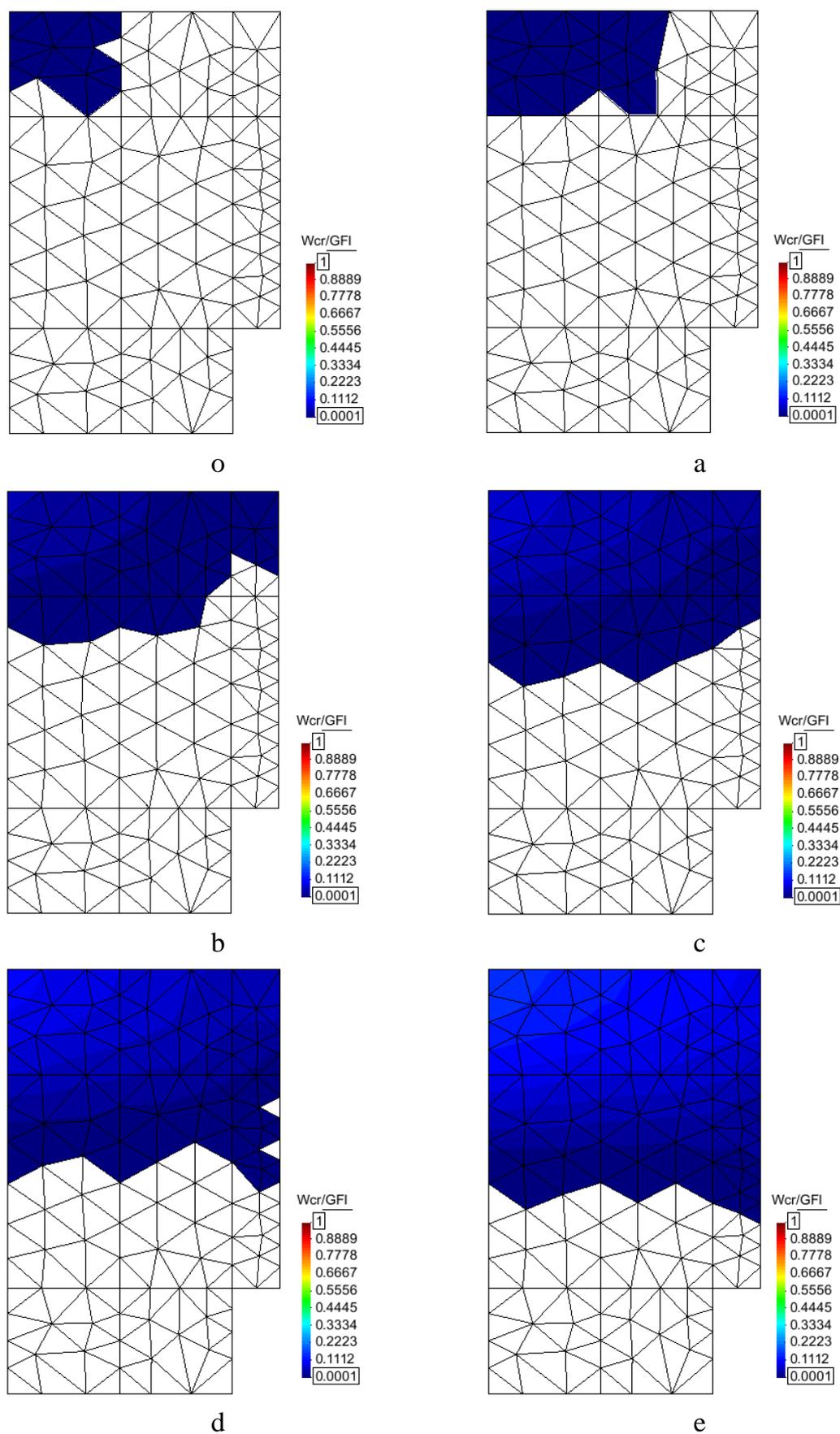


Figura 5.23. Evolución de la energía de fractura en la junta radial en el modelo de 4 MPa.

## Resultados

---

### 5.3.2.3 Confinamiento de 2 MPa

En la figura 5.24 se presentan los diagramas de tensiones-desplazamientos relativos tangenciales en la junta circunferencial (izquierda) y en función de los desplazamientos tangenciales y radiales (derecha), correspondientes a los cuatro ajustes junto con los resultados experimentales.

En la figura de la izquierda se pueden apreciar resultados similares de los ajustes y su comportamiento en comparación con el experimental, que los obtenidos para el anterior confinamiento de 4 MPa (los valores máximos muestran un valor inferior, una rama de reblandecimiento que concuerda mejor con la experimental, si bien el valor residual final constante se produce más arriba del experimental).

En la figura 5.24 derecha las curvas de los ajustes presentan mayores diferencias entre sí y en estos casos no presentan el pico y posterior pequeño descenso. La diferencia entre los ajustes se debe a que la forma de variación de  $f_{\sigma}^{dil}$  se hace más sensible con la elección de  $\alpha_{dil}$  en este nivel de confinamiento. En este caso se ve con la mayor claridad que el mejor ajuste se obtiene con el conjunto de parámetros de referencia presentado en la tabla 5.2 (que dan las curvas de color rojo de la figura 5.24).

En la figura 5.25 se muestra la configuración deformada final de la muestra, donde se aprecia el deslizamiento del bloque deslizante exterior y la apertura de la junta radial que parece solo en la parte superior, pero que como se verá se extiende en este caso en toda la junta.

En la figura 5.26 se presentan los perfiles de tensiones a lo largo de la altura de la junta circunferencial, correspondientes a las tensiones normales (izquierda) y tangenciales (derecha). Se aprecia un comportamiento general similar al de los casos anteriores de mayor confinamiento, si bien con magnitudes inferiores como cabía esperar.

En la figura 5.27 se muestran los gráficos de la energía disipada en la junta circunferencial en los puntos de la rama de reblandecimiento. Como en los casos anteriores, los valores evolucionan de manera muy uniforme en toda la junta desde el inicio de la disipación hasta los valores finales correspondientes a  $G_f^{IIa}$ .

En la figura 5.28 se muestran los gráficos de la energía disipada en la junta radial en los diferentes puntos de referencia (el primero corresponde a un valor inicial de la carga vertical). Se puede apreciar en la figura que desde un inicio comienza a abrirse la junta radial solo en la zona superior izquierda, pero luego avanza más rápidamente que el caso de 4 MPa, hacia toda la junta que se alcanza en la situación final. En cuanto a la magnitud, se observa que los valores de disipación son superiores al caso anterior, aunque con valores bajos en zona inferior, lo cual no permite apreciar apertura en esta zona en la figura 5.25 derecha.

**Resultados**

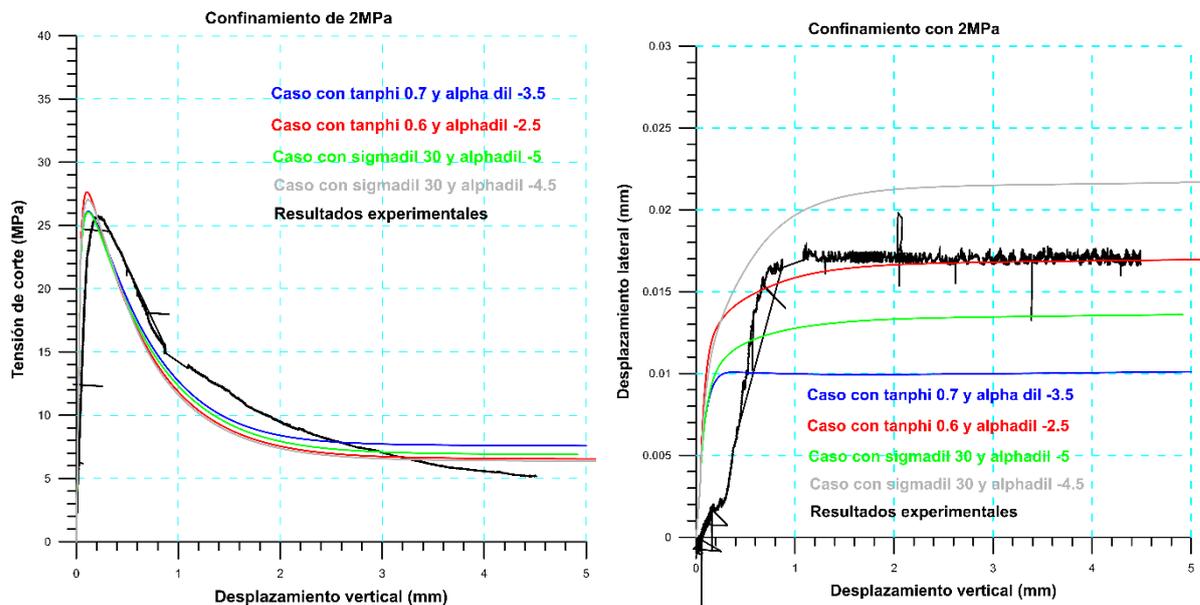


Figura 5.24. Graficas “ $\tau$ -v” (izq.) y “u-v” (der.) para confinamiento de 2MPa.

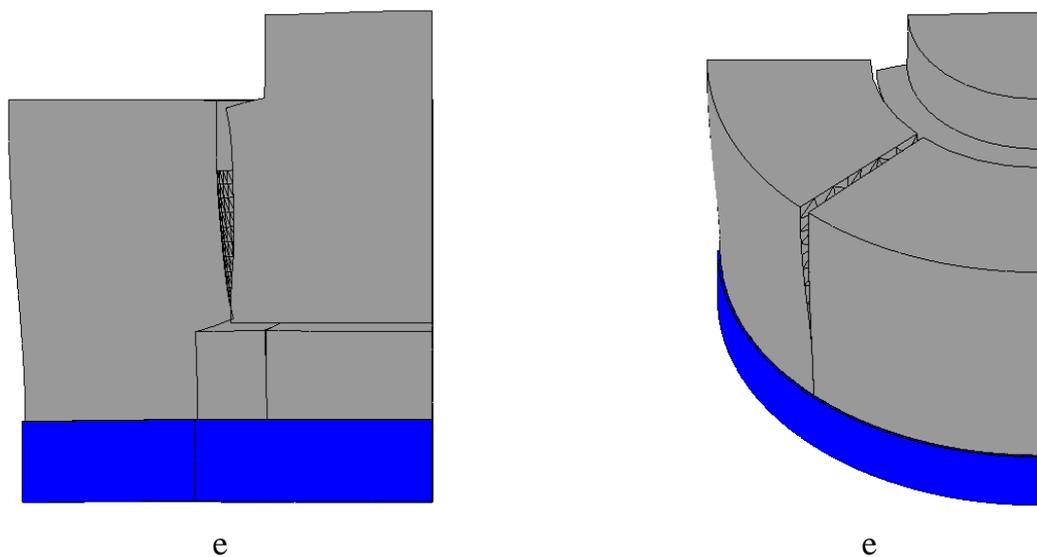


Figura 5.25. Deformación final de la muestra: para la junta circunferencial (izq.) y radial (der.), para confinamiento de 2 MPa

**Resultados**

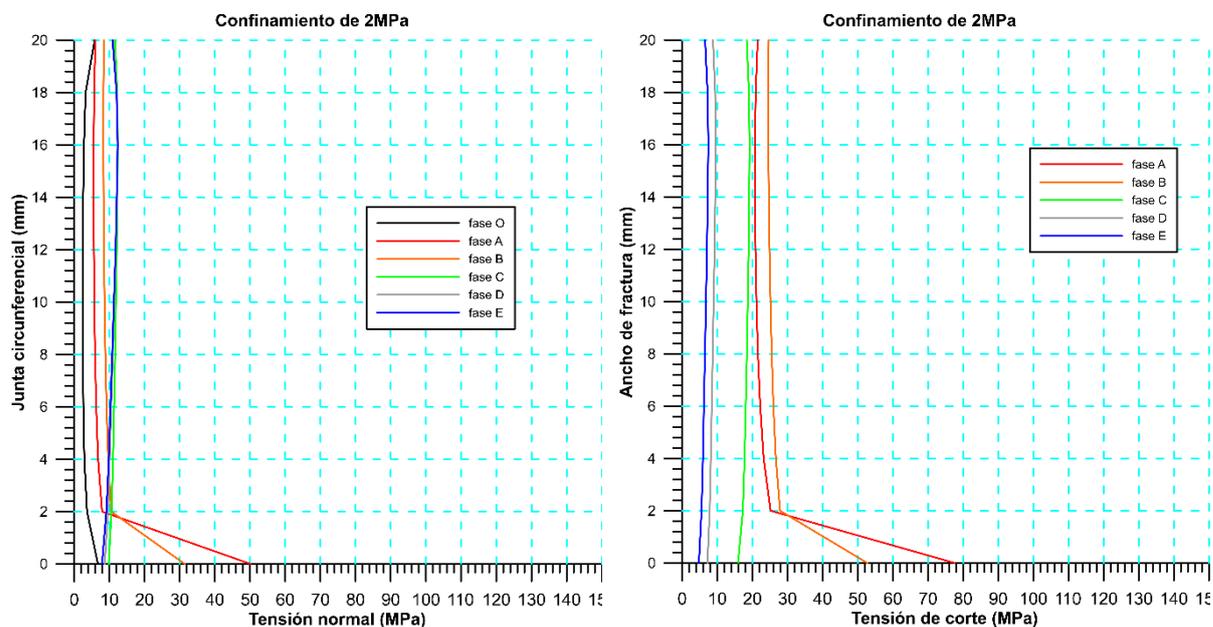


Figura 5.26. Comparación de los perfiles de tensiones normales (izq.) y de corte (der.) para confinamiento de 2MPa.

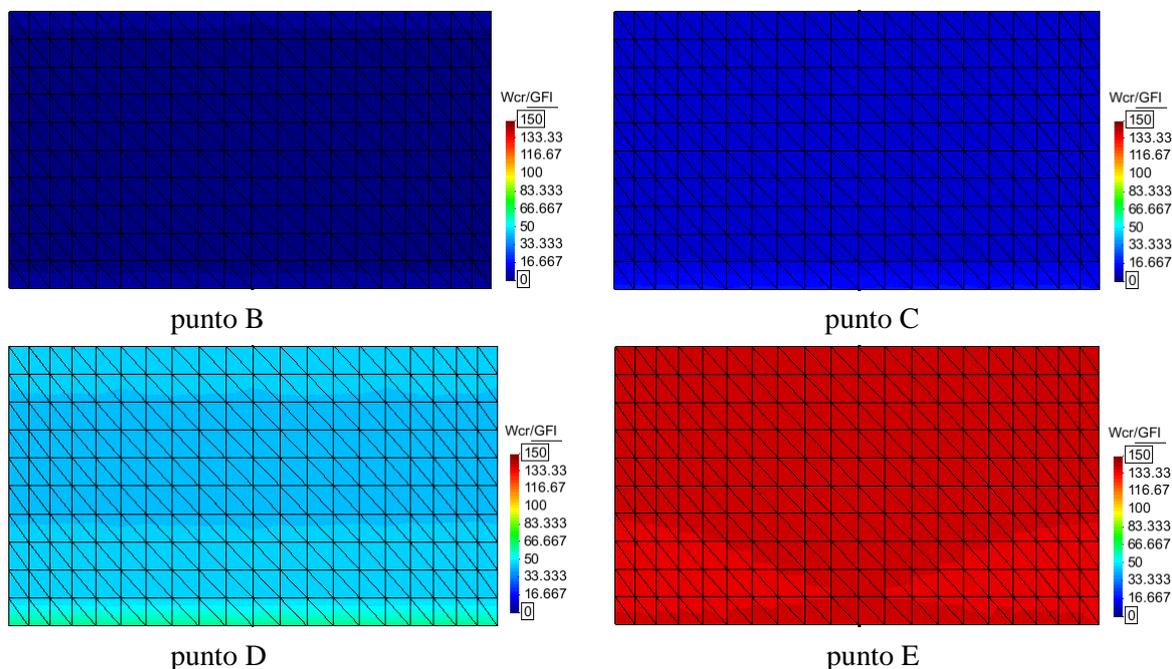


Figura 5.27. Evolución de la energía de fractura en la junta circunferencial en el modelo de 2 MPa.

**Resultados**

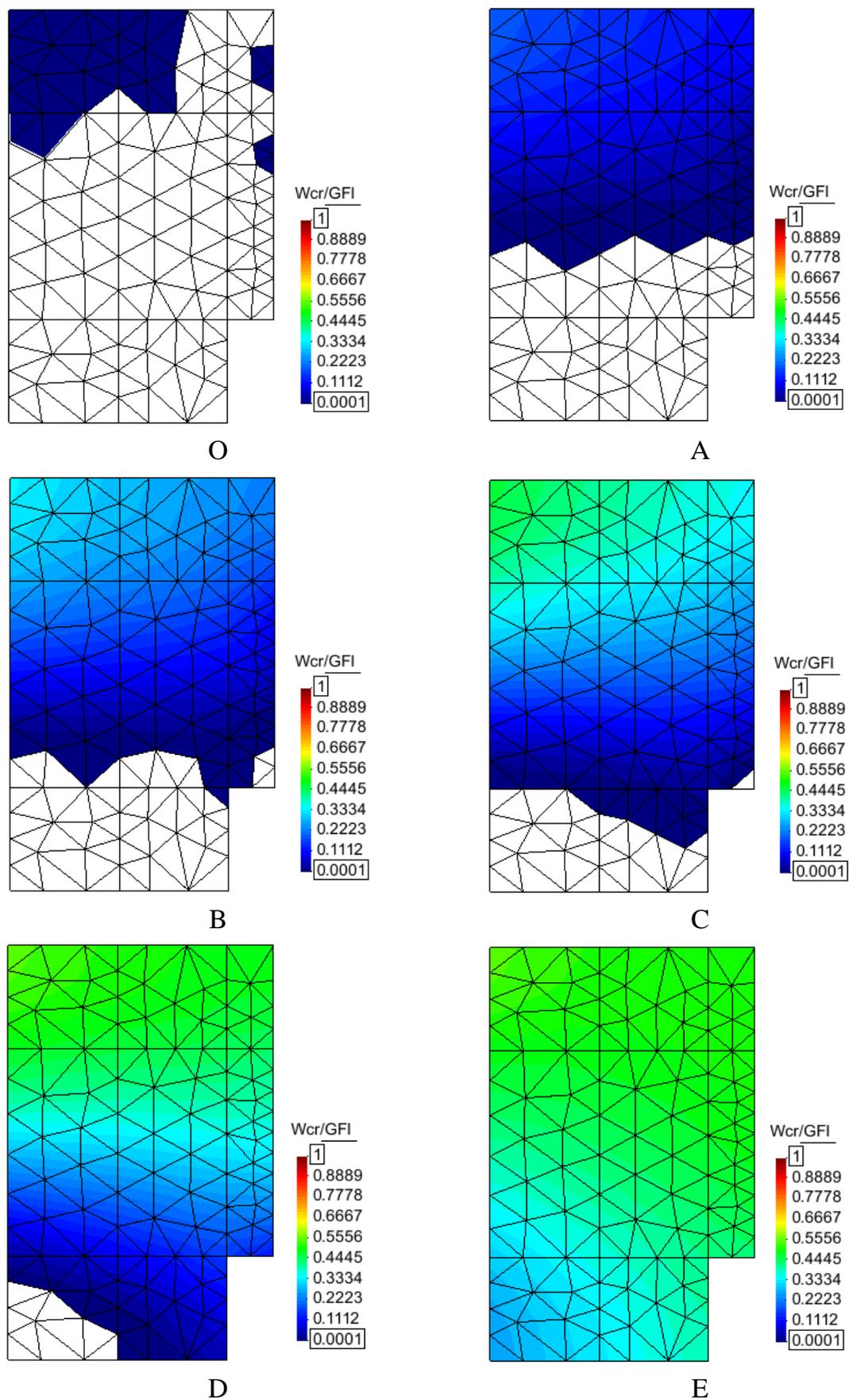


Figura 5.28. Evolución de la energía de fractura en la junta radial en el modelo de 2 MPa.

## Resultados

---

### 5.3.2.4 Sin confinamiento

En la figura 5.29 se presentan los diagramas de tensiones-desplazamientos relativos tangenciales en la junta circunferencial (izquierda) y en función de los desplazamientos tangenciales y radiales (derecha), correspondientes al caso de referencia junto con los resultados experimentales (en este caso no se realizaron otros ajustes).

En la figura de la izquierda se puede apreciar una buena concordancia cualitativa entre los resultados numéricos y el comportamiento experimental (valores máximos más altos y a diferencia de los otros tres casos una rama de reblandecimiento que se mantiene por encima de la experimental sin llegar a un valor residual al final del cálculo).

En la figura 5.29 derecha, en primer lugar, se puede apreciar el salto cualitativo del desplazamiento radial experimental que, dada la gran diferencia con los tres casos confinados, no se incluyó en la anterior figura 5.2. Se puede apreciar que al incorporar una carga de confinamiento la dilatación se reduce drásticamente con respecto al caso sin confinamiento (100 veces inferior para un confinamiento de 4 MPa). Se puede apreciar también la buena concordancia del modelo numérico que se muestra capaz de ajustar adecuadamente un comportamiento muy diferenciado entre casos confinados y el caso sin confinamiento, sobre todo en lo concerniente a la dilatación. Este comportamiento con gran crecimiento de dilatación en este caso, ha traído como consecuencia un gran aumento del tiempo de cálculo, así como dificultades para la convergencia, sobre todo debido a la problemática de la resolución numérica de la ley constitutiva de junta para corte con niveles bajos de compresión.

En la figura 5.30 se muestra la evolución de la configuración deformada de la muestra hasta la situación final. Se puede apreciar claramente que, con el avance del cálculo, la apertura de la junta radial se forma y avanza rápidamente en toda su extensión que en la etapa final ya está completamente desarrollada. Este comportamiento concuerda claramente con las observaciones experimentales del caso sin confinamiento, apreciadas en la figura 5.3a, que llevaron a incluir una junta radial en la simulación.

En la figura 5.31 se presentan los perfiles de tensiones a lo largo de la altura de la junta circunferencial, correspondientes a las tensiones normales (izquierda) y tangenciales (derecha). Se aprecia un comportamiento general similar al de los casos anteriores, si bien cabe resaltar una diferencia sustancial en la evolución de las tensiones normales. En este caso las tensiones normales disminuyen marcadamente en la zona de reblandecimiento porque si bien la dilatación crece considerablemente, su progresión no se encuentra limitada por un confinamiento exterior.

En la figura 5.32 se muestran los gráficos de la energía disipada en la junta circunferencial en los puntos de la rama de reblandecimiento. Como en los casos anteriores, los valores evolucionan de manera muy uniforme en toda la junta desde el inicio de la disipación hasta los valores finales correspondientes a  $G_f^{IIa}$ .

## Resultados

En la figura 5.33 se muestran los gráficos de la energía disipada en la junta radial en los diferentes puntos de referencia (el primero corresponde a un valor inicial de la carga vertical). Se puede apreciar en la figura que la fisuración avanza rápidamente desde la parte superior de la junta hasta extenderse de forma completa. Se aprecia en el último gráfico que la magnitud de la energía disipada ha alcanzado el valor de  $G_f^I$  y la fisura se ha desarrollado completamente como también se aprecia en la situación final deformada de la figura 5.30.

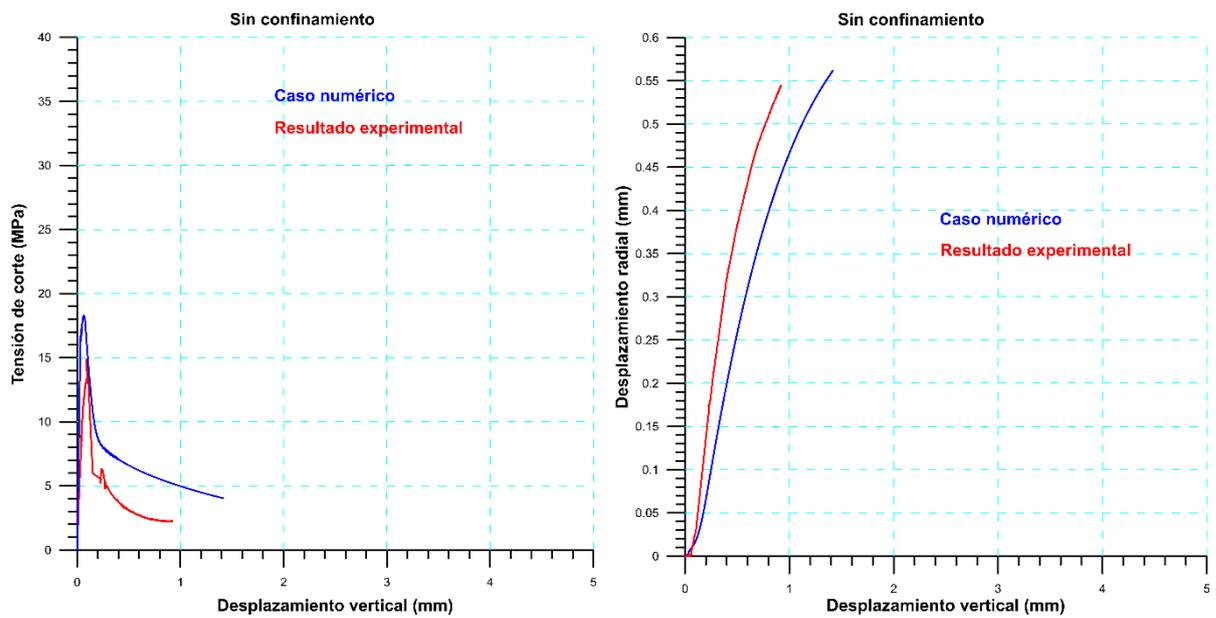
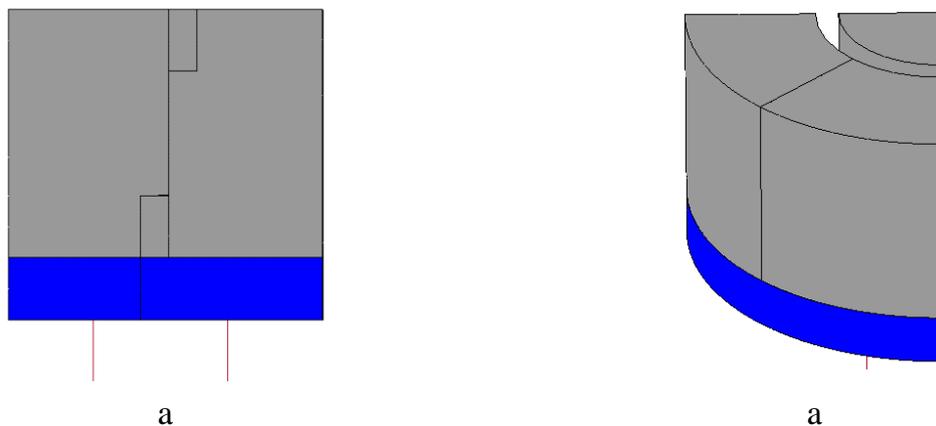
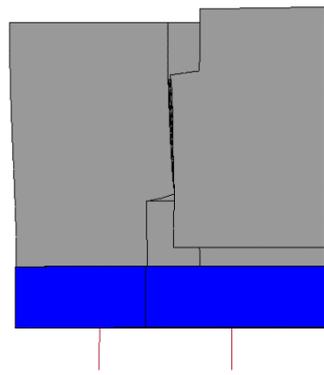


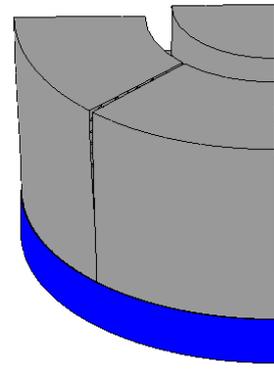
Figura 5.29. Gráficas “ $\tau$ -v” (izq.) y “u-v” (der.) para modelo sin confinamiento.



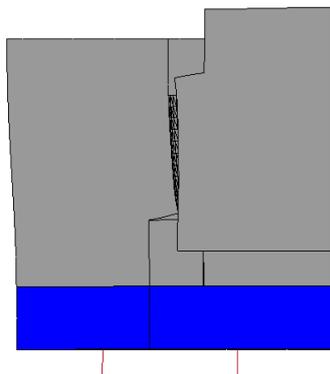
**Resultados**



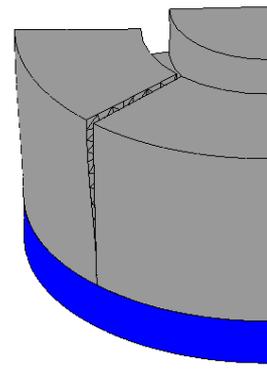
b



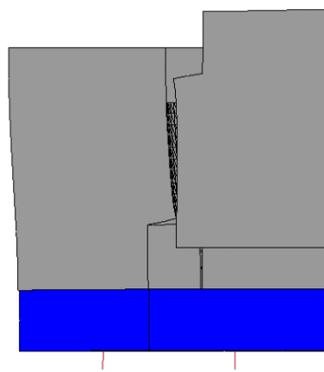
b



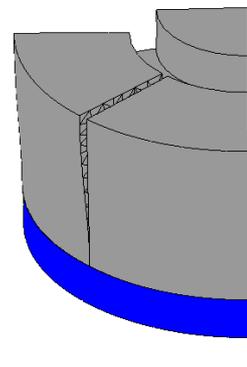
c



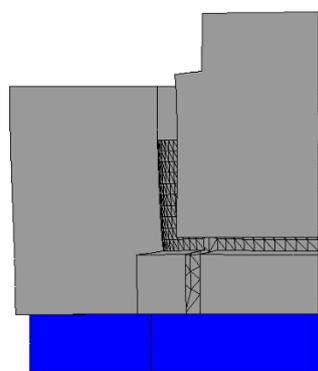
c



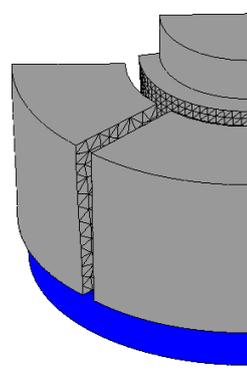
d



d



e



e

**Resultados**

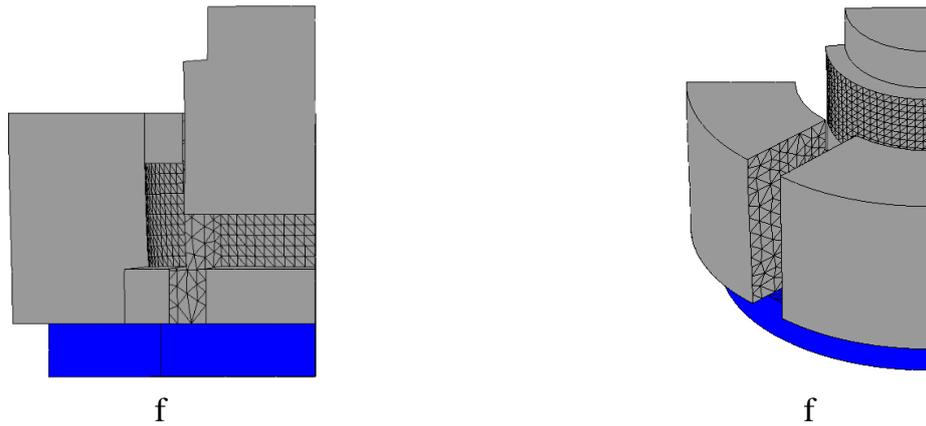


Figura 5.30. Evolución de la deformación de la muestra: para la junta circunferencial (izq.) y radial (der.), para el caso sin confinamiento

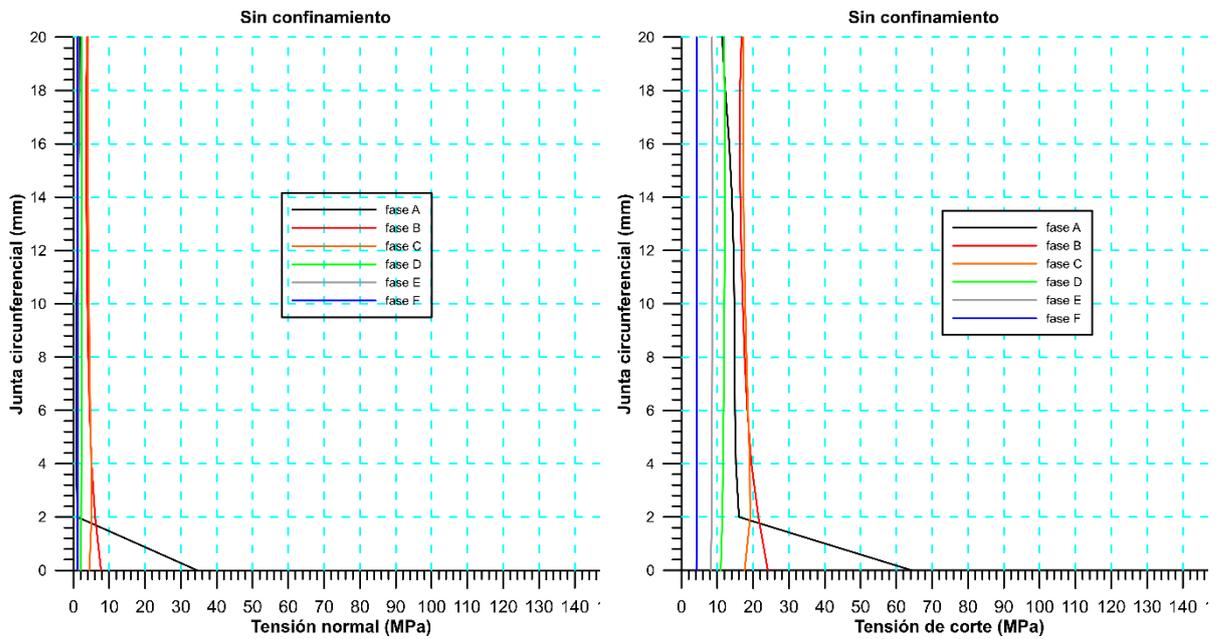
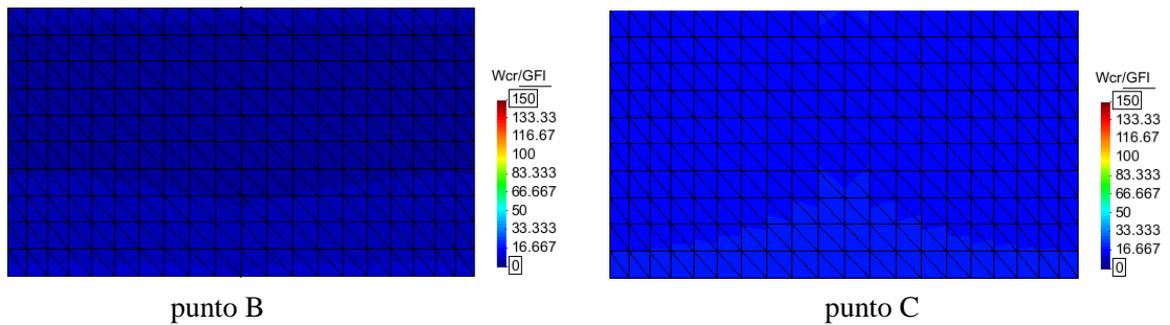


Figura 5.31. Comparación de los perfiles de tensiones normales (izq.) y de corte (der.) para el modelo sin confinamiento



**Resultados**

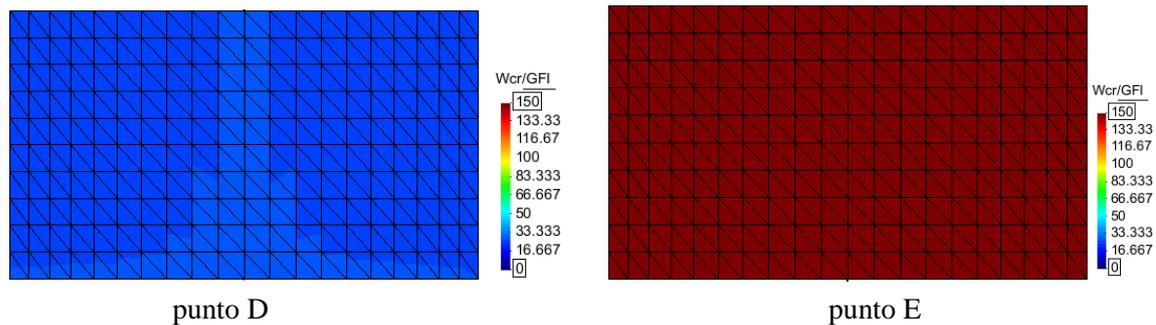
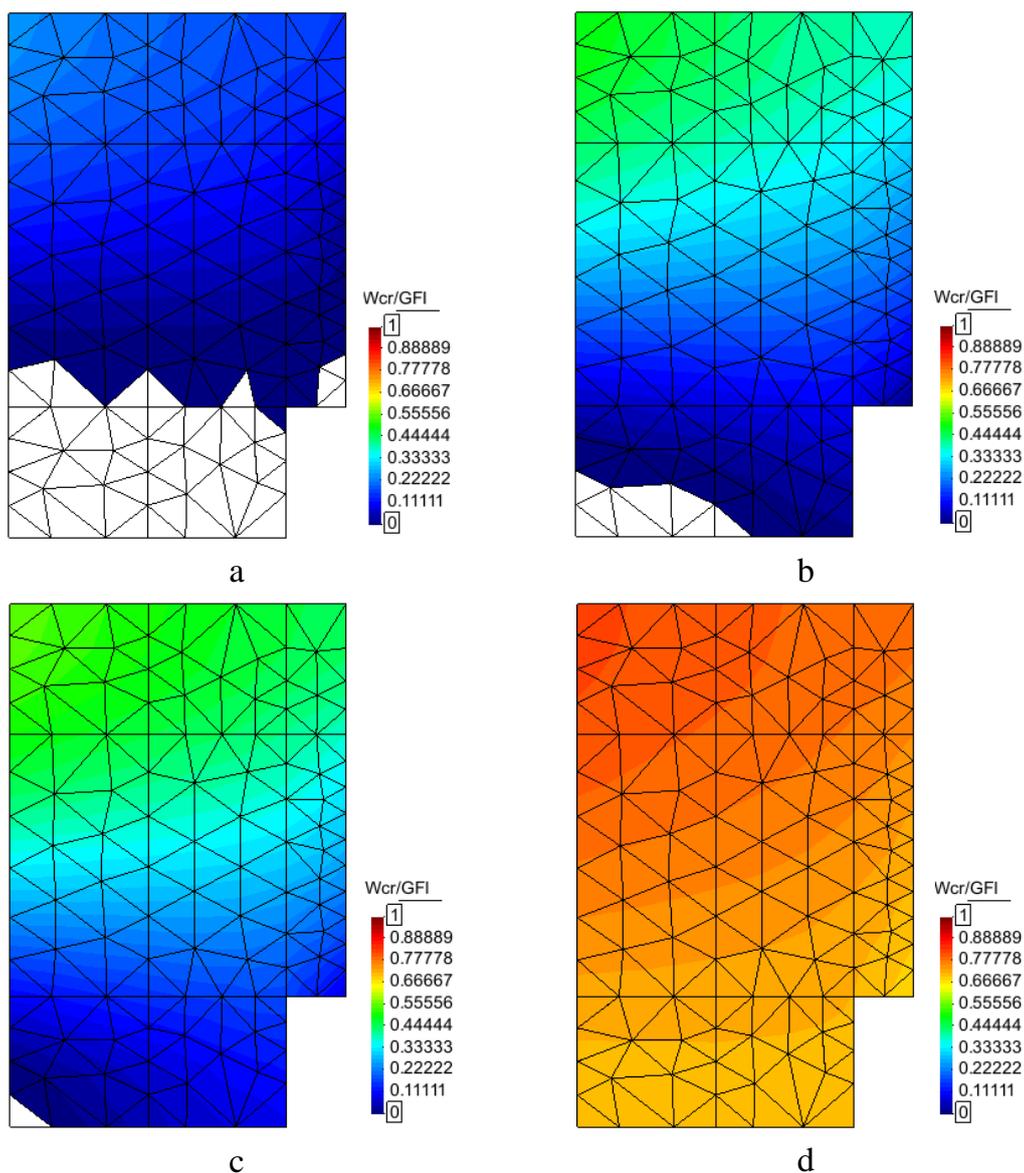


Figura 5.32. Evolución de la energía de fractura en la junta circunferencial en el modelo sin confinamiento



**Resultados**

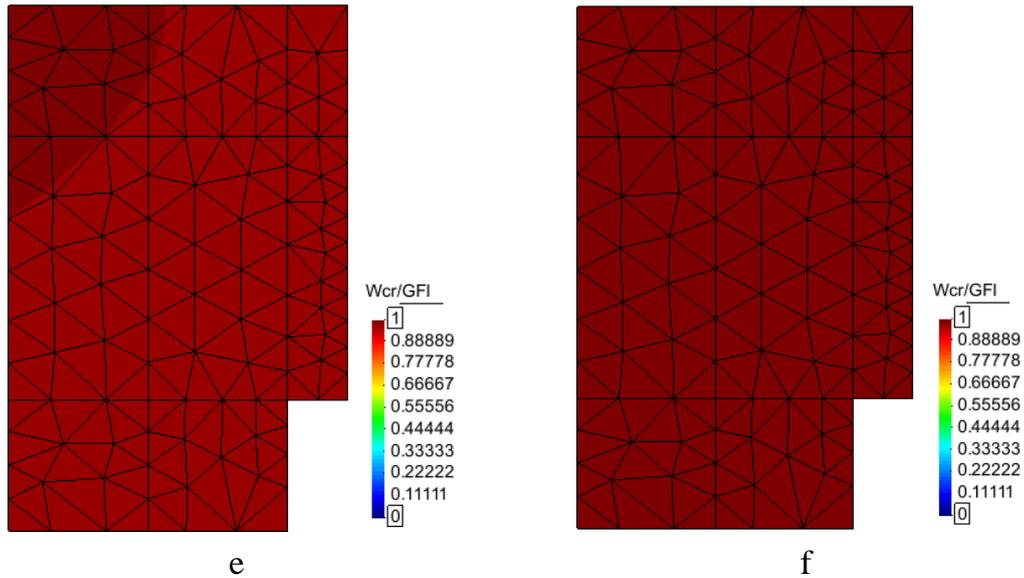


Figura 5.33. Evolución de las tensiones normales del modelo sin confinamiento de la junta radial.

Finalmente, en las figuras 5.34 y 5.35 se muestran los resultados conjuntos del ajuste de referencia para todos los casos de confinamiento, en comparación con los resultados experimentales correspondientes (la dilatancia para el caso no confinado puede verse en la figura 5.29 derecha).

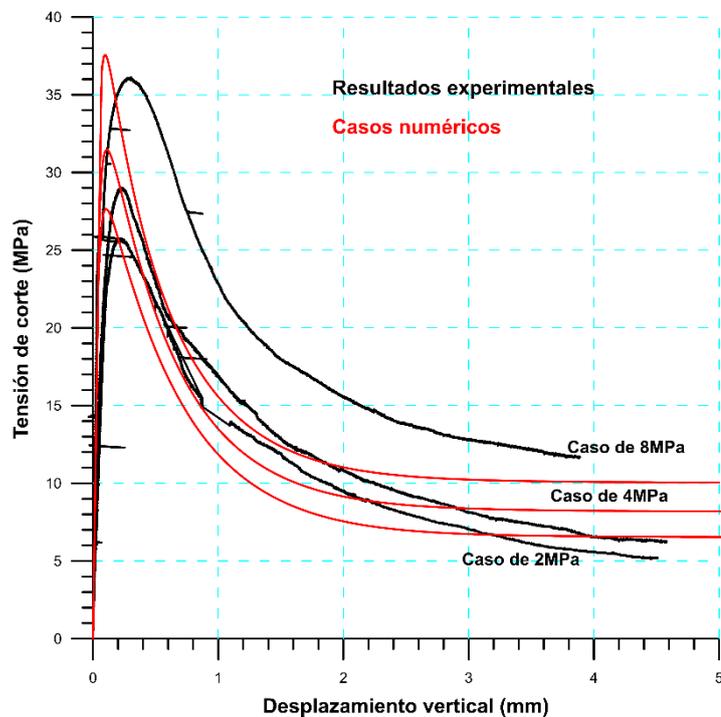


Figura 5.34. Comparaciones de las gráficas “ $\tau$ - $v$ ” de todos los modelos.

**Resultados**

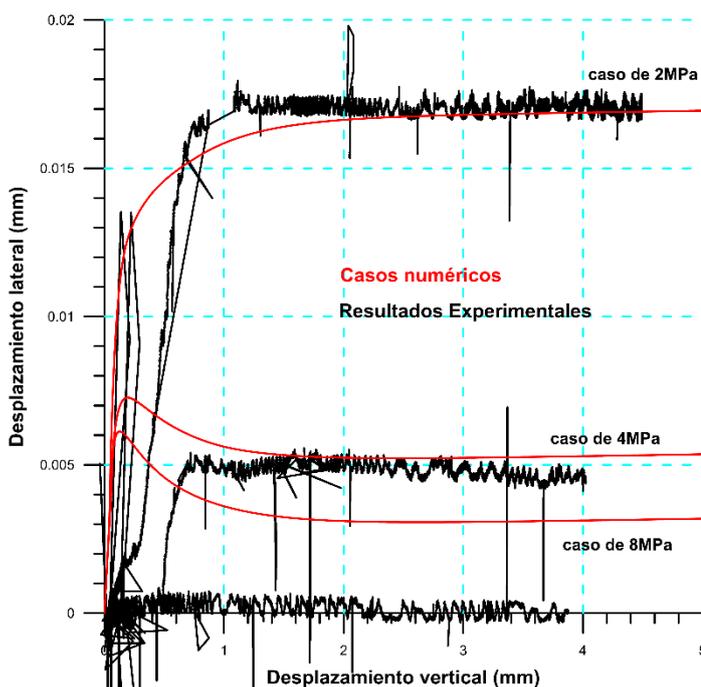


Figura 5.35. Comparaciones de las gráficas “u-v” de todos los modelos.

Con las limitaciones ya señaladas se puede apreciar en conjunto que el modelo numérico captura adecuadamente las principales características detectadas en los ensayos experimentales: con el aumento del confinamiento aumenta la resistencia de corte a la vez que la dilatancia se reduce considerablemente. Destaca especialmente la concordancia obtenida en las dilatancias calculadas y experimentales en los casos de 0, 2 y 4 MPa de confinamiento. Si bien el aumento del confinamiento tendería a que se anule completamente la dilatancia, es posible que la diferencia en el caso de 8 MPa se deba a algún error de los registros experimentales y que el valor de anulación corresponda a algún valor más alto de la tensión lateral.

**5.3.3. Influencia de la energía de fractura**

El ajuste de los resultados experimentales ha requerido un valor del parámetro  $G_f^{IIa}$  que parece muy elevado para las estimaciones que habitualmente se hacen en la bibliografía para el parámetro de fractura en modo II, y sin embargo las curvas ajustadas indicarían que haría falta un valor aún mayor para representar más adecuadamente los resultados experimentales. Por eso se ha pensado si no podría tener alguna influencia una energía no contemplada en la disipación de la junta en la versión original del modelo. Se trata de la energía de dilatancia que se produciría cuando la junta está en corte con compresión, que se restaría y contribuiría en la expresión 4.6 presentada en el capítulo 4.

## Resultados

En López (1999) se define una manera de tener en cuenta el trabajo de dilatación, que se restaría al trabajo de corte en compresión junto con la fricción pura, dado por la siguiente expresión:

$$dW^{cr} = (\sigma_N \delta u_N^{cr} + \sigma_T \delta u_T^{cr}) \left( 1 - \left| \frac{\sigma_N \tan \phi}{\sigma_T} \right| \right) \quad (5.1)$$

Al ser una ley que solo tiene dilatación, el primer término de la expresión siempre será negativo si bien  $dW^{cr}$  será positivo. También podría restarse directamente el primer término de la expresión a la definición original de la ley, si bien en este caso podría presentarse que  $dW^{cr}$  sea negativo y requeriría alguna imposición de tipo matemático para garantizar la consistencia física.

Sin embargo, al considerar en los cálculos la energía de dilatación los resultados prácticamente no se han modificado más que levemente, tal como puede apreciarse en las figuras 5.36 a 5.38 para los tres confinamientos (la amplificación a la derecha permite ver las mínimas diferencias en la zona del pico, luego las curvas se solapan).

Si bien los valores de la tensión normal de compresión pueden ser altos como se ha visto en los gráficos, la dilatación resulta muy pequeña en comparación a los desplazamientos relativos de corte y, por lo tanto, la incidencia de la energía de dilatación es despreciable.

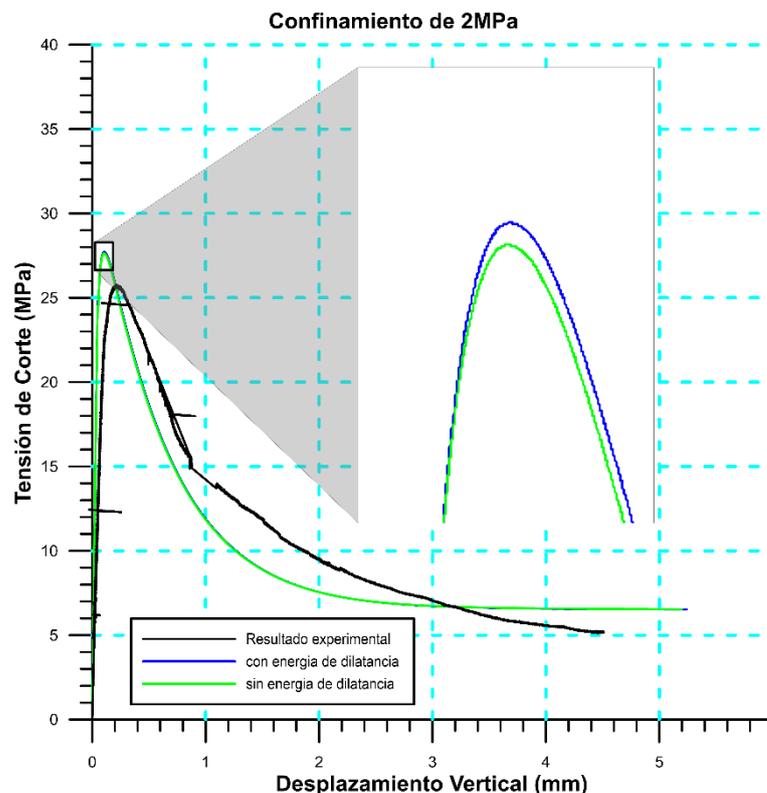


Figura 5.36. Influencia de la energía de dilatación en el modelo de 2 MPa.

**Resultados**

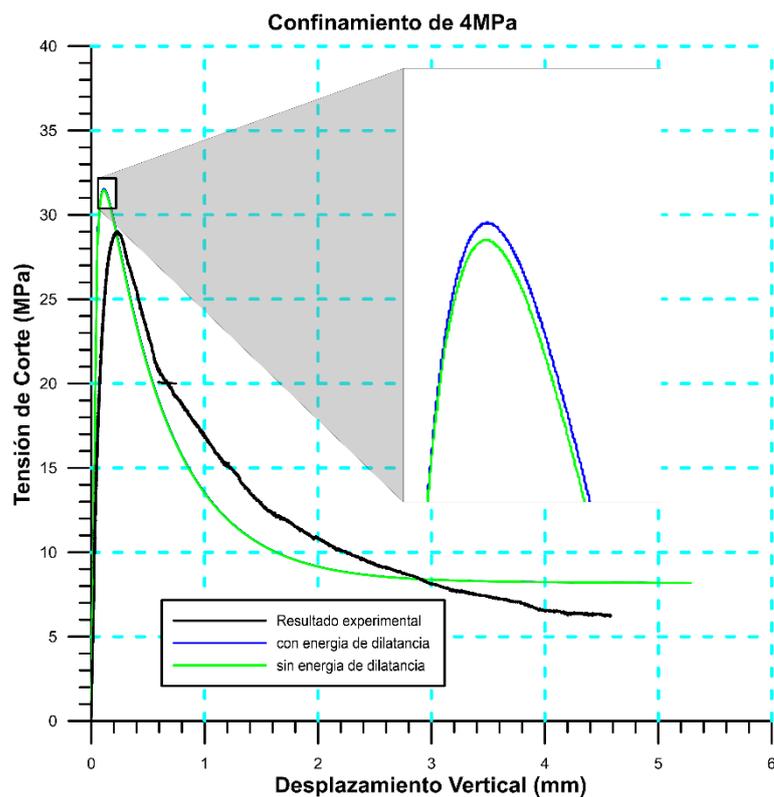


Figura 5.37. Influencia de la energía de dilatación en el modelo de 4 MPa.

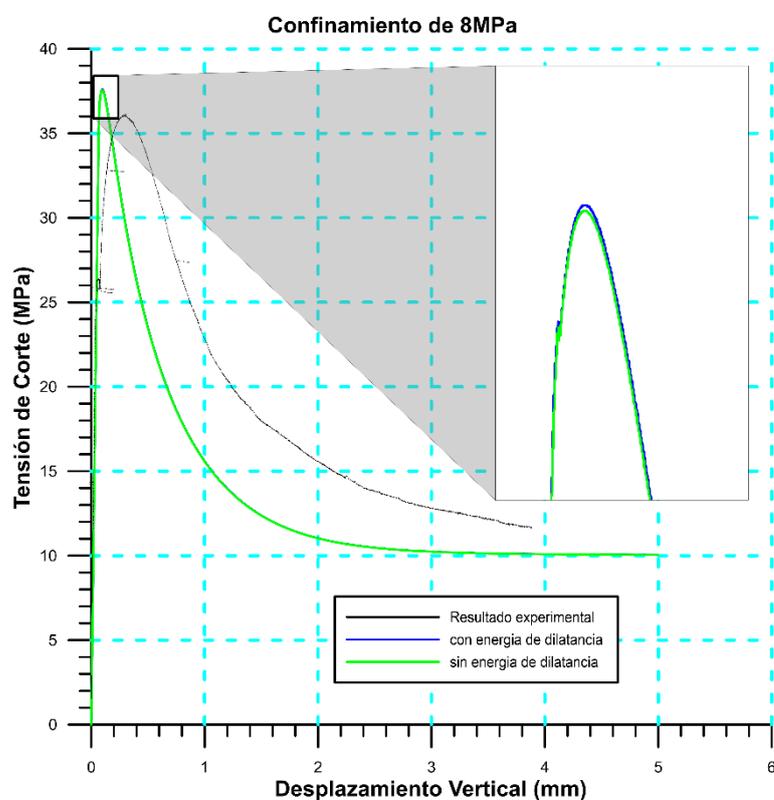


Figura 5.38. Influencia de la energía de dilatación en el modelo de 8 MPa.

## Capítulo 6: Conclusiones y futuras líneas de continuidad

El trabajo desarrollado durante la presente tesina ha permitido obtener una serie de conclusiones que se comentan a continuación:

### 6.1. Conclusiones

- La incorporación en el modelo de un cabezal inferior ha resultado muy importante, ya que cumple una función estabilizadora. Los resultados numéricos de comparación han puesto de manifiesto el comportamiento más adecuado de la malla con cabezal inferior a fines de representar unas condiciones más similares a las experimentales y obtener un comportamiento de deslizamiento sin giros del bloque exterior de la muestra. Esta influencia negativa es mayor en el caso sin cabezal a medida que el confinamiento decrece.
- Se han realizado simulaciones numéricas para cada nivel de confinamiento, variando algunos parámetros de la ley constitutiva de junta, que se comparan con los respectivos resultados experimentales. Se llevaron a cabo 4 tipos de ajustes variando algunos parámetros, de los cuales se seleccionó el más adecuado para el cual se han analizado detalladamente diversos aspectos tales como evolución de tensiones normales y tangenciales y energía disipada tanto en la junta circunferencial como radial, y configuración deformada de la muestra.
- El modelo numérico captura adecuadamente las principales características detectadas en los ensayos experimentales: con el aumento del confinamiento aumenta la resistencia de corte a la vez que la dilatación se reduce considerablemente. Destaca especialmente la concordancia obtenida en las dilataciones calculadas y experimentales en los casos de 0, 2 y 4 MPa de confinamiento. Si bien el aumento del confinamiento tendería a que se anule completamente la dilatación, es posible que la diferencia en el caso de 8 MPa se deba a algún error de los registros experimentales y que el valor de anulación corresponda a algún valor más alto de la tensión lateral. El modelo numérico se muestra capaz de ajustar adecuadamente un comportamiento muy diferenciado entre casos confinados y el caso sin confinamiento, sobre todo en lo concerniente a la dilatación.
- En las configuraciones deformadas de las muestras se ha podido apreciar un comportamiento de los casos sin confinamiento y el de 8 MPa, que concuerdan apreciablemente con el estado que presentan las muestras experimentales al final del ensayo. La deformada final del caso confinado de 8 MPa muestra que el deslizamiento del bloque deslizante exterior se produce sin ninguna apertura de la junta radial, comportamiento que concuerda con las observaciones experimentales apreciadas en la figura 5.3b. Por su parte, la evolución de la configuración deformada de la malla no confinada hasta la situación final, muestra que la apertura de la junta

## Conclusiones

---

radial se forma y avanza rápidamente en toda su extensión y en la etapa final ya está completamente desarrollada, lo cual concuerda claramente con las observaciones experimentales del caso sin confinamiento, apreciadas en la figura 5.3a.

- Los gráficos de la energía disipada en la junta circunferencial en los puntos de la rama de reblandecimiento de todos los casos analizados, muestran que los valores evolucionan de manera muy uniforme en toda la junta desde el inicio de la disipación hasta los valores finales correspondientes a  $G_f^{IIa}$ , dado que la disipación se produce en condiciones de corte-compresión.
- Los gráficos de la energía disipada en la junta radial para el caso no confinado muestran que la fisuración avanza rápidamente desde la parte superior de la junta hasta extenderse de forma completa en que la energía disipada ha alcanzado el valor de  $G_f^I$  y la fisura se ha desarrollado en modo I completamente, como también se aprecia en la deformada final. Con el aumento del confinamiento los gráficos de la energía disipada en la junta radial muestran que el deterioro disminuye considerablemente, hasta que en el caso de 8 MPa no se produce ninguna fisuración ya que en ningún momento las tensiones normales alcanzan el valor de la resistencia a tracción.
- Un comportamiento interesante se ha podido apreciar en los gráficos de los perfiles de las tensiones normales a lo largo de la altura de la junta circunferencial. En los tres casos confinados se observa que las tensiones normales, de valor aproximadamente constante en una franja central, crecen considerablemente en la rama de reblandecimiento con respecto a los valores de la rama ascendente hasta el pico. Este crecimiento se produce a partir del desarrollo de la dilatación de la junta, motivado por la limitación en dicha apertura debido a un confinamiento. Por su parte, en el caso sin confinamiento se produce el efecto contrario, las tensiones normales disminuyen marcadamente en la zona de reblandecimiento porque si bien la dilatación crece considerablemente, su progresión no se encuentra limitada por un confinamiento exterior.
- Al incorporar la energía de dilatación en la expresión del trabajo disipado en compresión de la ley constitutiva de junta del modelo original, no se apreciaron cambios. Los resultados prácticamente no se han modificado más que levemente en la zona del pico y luego las curvas se solapan. Si bien los valores de la tensión normal de compresión pueden ser altos como se ha visto en los gráficos, la dilatación resulta muy pequeña en comparación a los desplazamientos relativos de corte y, por lo tanto, la incidencia de la energía de dilatación es despreciable.
- El ajuste de los resultados experimentales ha requerido un valor del parámetro  $G_f^{IIa}$  que parece muy elevado para las estimaciones que habitualmente se hacen en la bibliografía para el parámetro de fractura en modo II, y sin embargo las curvas ajustadas indicarían que haría falta un valor aún mayor para representar más adecuadamente los resultados experimentales. El análisis de este aspecto requiere una mayor profundización.

## Conclusiones

---

### 6.2. Trabajos futuros

El trabajo llevado a cabo y los resultados obtenidos requieren la profundización de algunos de los aspectos desarrollados hasta el momento y abren nuevas vías de investigación en el futuro. Entre las vías se pueden señalar:

- Aún se puede mejorar el ajuste del modelo numérico para aproximar de forma más adecuada los resultados experimentales, por ejemplo disminuyendo el parámetro de la fricción residual y aumentando valor del parámetro  $G_f^{IIa}$ .
- No obstante, lo anterior, como se ha comentado en la última conclusión, el análisis de del modo IIa de fractura y el valor de este parámetro, requiere una mayor profundización.
- Convendría realizar otros mallados del modelo para probar su influencia en el cálculo. Por ejemplo, utilizar un mallado estructurado de hexaedros con el fin de disminuir el tiempo de cálculo (sobre todo en el caso no confinado) y contrastar la existencia de alguna diferencia con el mallado actual.
- Debe mejorarse la integración de la ley constitutiva de junta, sobre todo bajo acciones de corte con baja compresión, ya que está demandando tiempos demasiados altos, que en el caso no confinado ha requerido por momentos tiempos superiores al solver.
- Resultaría importante realizar otra campaña de ensayos experimentales para contrastar nuevos resultados y poder llegar a un valor residual claro que, con las correcciones realizadas, en los actuales ensayos no se ha alcanzado. Convendría realizar también ensayos con valores de confinamiento más altos a fines de ajustar los niveles de anulación de la dilatancia y de poder contrastar mejor los resultados numéricos.

## Bibliografía

- Abdul, R. (2018). *Experimental analysis of the confined behavior of concrete under static and dynamic shear loading*. PhD Thesis, Grenoble.
- Anderson, T. L. (2000). *Fractures Mechanics (fundamentals and applications)* (2nd ed.). Boca Raton: CRC press.
- Backers, T. (2004). *Fracture Toughness Determination and Micromechanics of Rock Under Mode I and Mode II Loading*. PhD Thesis, Potsdam University.
- Balankin, A. (2000). Mecánica de la fractura: pasado, presente y futuro. 5 ° *Quinto congreso nacional de ingeniería electromecánica y de sistemas*, (págs. 313-328). México, D.F.
- Barenblatt, G. I. (1962). The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Advances in Applied Mechanics*, 12-55.
- Barr, B., & Derradj, M. (1990). Numerical study of a shear (mode II) type test specimen geometry. *Eng. Fract. Mech*, 171-180.
- Bazant, Z. P., & Oh, B. H. (1983). Crack band theory for fracture of concrete. *Materials and structures*, 16, 155-177.
- Bazant, Z. P. (1984). Size Effect in Blunt Fracture - Concrete, Rock, Metal. *ASCE Engineering Mechanics*, 110, 518-535.
- Bazant, Z. P. (1989). *Fracture Mechanics of Concrete: Concepts, Models and Determination of Material Properties*. Report by ACI Committee 446.
- Bazant, Z. P., & Pfeiffer, P. R. (1986). Shear Fracture Tests of Concrete. *Materials and Structures*, 19, 111-121.
- Brincker, R., & Dahl, H. (1989). Fictitious Crack Model of Concrete Fracture. *Magazine of Concrete Research*, 147, 79-86.
- Bruhwiller, E. (1988). *Fracture mechanics of dam concrete subjected to Quasistatic and seismic loading conditions*. Swiss Federal Institute of Technology, Laboratory of Building Materials. Lausanne.
- Bruhwiller, E., & Wittmann, F. H. (1990). The Wedge Splitting Test, a new method of performing stable fracture mechanics test. *Eng. Fract. Mech.*, 35, 117-125.
- Caballero, A. (2005). *3D meso-mechanical numerical analysis of concrete fracture using interface elements*. PhD thesis, UPC, Barcelona, España.
- Carol, I., & Prat, P. (1990). A statically constrained microplane model for smeared analysis of concrete cracking. *Computer Aided analysis and design of concrete structures*, 919-930.

**Bibliografía**

---

- Carol, I., & Prat, P. (1995). A multicroack model based on the theory of multisurface plasticity and two fracture energies. En E. Oñate, D. Roger, & J. Owen (Ed.), *Computational Plasticity: Fundamentals and Applications : Proceedings of the Fourth International Conference Held in Barcelona, Spain, 3rd-6th, April, 1995* (págs. 1583-1594). Barcelona: Pineridge Press.
- Carol, I., Prat, P., & López, C. (1997). Normal/shear cracking model: Application to discrete crack analysis. *Journal of Engineering Mechanics*, 123(8), 765-773.
- Courtney, T. H. (2005). *Mechanical behavior of materials*. Long grove: Waveland press.
- Daniel, I. M., & Fenner , J. S. (2011). Hybrid nano/microcomposites for enhanced damage tolerance. *Proceedings of the 2011 Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics*, 6, 259-265.
- Dascalu, C. (2007). An introduction to fracture mechanics. *Damage and fracture in geomaterials*, 893-906.
- De Borts, R., Remmers, J. J., Needleman, A., & Abellan, M. (2004). Discrete vs smeared crack models for concrete fracture: bridging the gap. *International journal for numerical and analytical methods in geomechanics*, 28, 583-607. doi:10.1002/nag.374
- Dowling, N. E. (2012). *Mechanical behavior of materials (Engineering methods for deformation, fracture and fatigue)*. Edinburgh: Pearson international editions.
- Dugdale, D. S. (1960). Yielding of the steel sheets containing slits. *J. Mech. Phys. Solids*, 8, 100-104.
- Erarslan, N. (2013). A Study on the Evaluation of the Fracture Process Zone in CCNBD Rock Samples. *Experimental mechanics* , 53(8), 1475-1489. doi:10.1007/s11340-013-9750-5
- Fischer-Cripps, A. C. (2007). *Introduction to Contact Mechanics*. New York: Springer Publishing.
- Fowell, R. J., & Xu, C. (1993). The Cracked Chevron Notched Brazilian Disc Test- Geometrical Considerations for Practical Rock Fracture Toughness Measurement. *Int. J. Rock Afech. Min. Sci. & Geomech*, 30, 821-824.
- Griffith, A. A. (1920). The Phenomenon of Rupture. *Phil. Trans. Royal Society*, 163-198.
- Hillerborg, A. (1991). Application of the fictitious crack model to different. *International Journal of Fracture*, 51, 95-102.
- Hillerborg, A., Modeer, M., & Petersson, P. E. (1976). Analysis of crack formation in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and concrete research*, 6, 773-782.
- Hoek, E., & Franklin , J. A. (1968). A simple triaxial cell for field and laboratory testing of rock. *Trans. Instn Min. Metall.*, 77, 22-26.

## Bibliografía

---

- Hosford, W. F. (2009). *Mechanical Behaviour of materials* (2nd ed.). New York: Cambridge university press.
- Hu, X. Z., & Wittman, F. H. (1992). Fracture energy and fracture process zone. *Materials and Structures*, 25, 319-326.
- Inglis, C. E. (1913). Stresses in a plate due to the presence of cracks and sharp corners. *Proc. Inst Naval Arch.*, 55, 219-241.
- Ingraffea, A. R. (1981). Mixed Mode fracture initiation in Indiana limestone and. *Proc. 22nd US Symp. Rock Mech*, (págs. 186-191). Cambridge.
- Irwin, G. R. (1957). Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing in a plate. *J. Appl. Mech.*, 24, 361-364.
- Jimenez Pique, E. R. (2002). *Fracture process zone of quasi-brittle materials : a model material approach*. Technische Universiteit Eindhoven, Eindhoven. doi:10.6100/IR552897
- Jumikis, A. R. (1979). *Rock Mechanics (series on rock and soil mechanics)*. Chicago, USA: Trans Tech Publications.
- Kailas, S. V. (2004). *Material Science*. Lecture notes, Indian institute of science, Department of mechanical engineer, Bangalore.
- Li , V. C., Chan, C. M., & Leung , C. N. (1987). Experimental Determination of the Tension-Softening Relations for Cementitious Composites. *Cement and concrete research*, 17, 441-452.
- Linsbauer, H., & Teschgg, E. K. (1986). Fracture energy determination of concrete with cube-shaped specimens. *Zement und Beton*, 31, 38-40.
- López, C. M. (1999). *Análisis microestructural de la fractura del hormigón utilizando elementos finitos tipo junta*. Phd Thesis, UPC, Barcelona, España.
- López, J. A. (2017). *Tensile behaviour of UHPC (I). Digging into plain concrete tensile response*. Obtenido de <https://rdconcrete.com/tensile-behaviour-uhpc-digging-into-plain-concrete-tensile-response/>
- Luong , M. P. (1990). Tensile and shear strengths of concrete and rock. *Engineering Fracture Mechanics*, 35, 127-135.
- Luong , M. P. (1990). TENSILE AND SHEAR STRENGTHS OF CONCRETE AND ROCK. *Engineering Frocrure Mechanics*, 35, 127-135.
- Luong , M. P. (1992). Fracture testing of concrete and rock materials. *Nuclear Engineering and Design*, 133, 83-95.
- Montenegro , O., Sfer, D., López , C., & Carol , I. (2013b). Experimental tests and numerical modeling to identify the asymptotic shear-compression mode IIA of concrete fracture. *VIII International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures FraMCoS-8* . Toledo.

## Bibliografía

---

- Montenegro, O., Sfer, D., & Carol, I. (2007). Characterization of concrete in mixed mode fracture under confined conditions. *ICEM13 conference*. Alexandroupolis.
- Montenegro, O., Sfer, D., López, C., & Carol, I. (2013a). 3D numerical model of a confined fracture tests in concrete. *In XII International Conference on Computational Plasticity Fundamentals and Applications COMPLAS XII*, (págs. 470-478). Barcelona.
- Ngo, D., & Scordelis, C. V. (1967). Finite element analysis of reinforced concrete beams. *J. Am. Concrete Inst.*, 64(14), 152-163.
- Nilson, A. H. (1968). Nonlinear analysis of reinforced concrete by the finite element method. *J. Am. Concrete Inst.*, 65(9), 757-766.
- Petersson, P. E. (1976). *Crack Growth and Development of Fracture Zone in Plain Concrete and Similar Materials*. Report N° TVBM-1006,, Lund Institute of Technology, Division of Building Materials, Lund.
- Pineda , E. J., Bednarczyk, B. A., Waas, A. M., & Arnold, S. M. (2012). *Implementation of a Smeared Crack Band Model in a Micromechanics Framework*. Technical Report, NASA Glenn Research Center.
- Quinn, P. E., Diederichs, M. S., Rowe, R. K., & Hutchinson, D. J. (2012). Development of progressive failure in sensitive clay slopes. *Canadian geotechnical journal*, 49, 785-795.
- Rao, Q. (1999). *Pure shear fracture of brittle rock*. PhD Thesis, Lulea University, Division of Rock Mechanics.
- Roesler , J., Harders, H., & Baeker, M. (2007). *Mechanical behaviour of engineering materials (metals, ceramics and composites)*. Berlin: Springer.
- Rots, J. G., & Blaauwendraad, J. (1989). Crack models for concrete of smeared ? fixed, multi-directional or rotating ? *HERON*, 34.
- Shah, S. P., & Carpinteri, A. (1991). *Fracture mechanics test methods for concrete*. New York: Taylor & Francys .
- Shahbazpanahi, S., Ali, A. A., Aznieta, A., Kamgar, A., & Farzadnia, N. (2013). Modelling of the fracture process zone to improve the crack propagation criterion in concrete. *J. S. Afr. Inst. Civ. Eng.*, 55, 2-9.
- Shetty, D. K., Rosenfield, A. R., & Duckworth, W. H. (1985). Fracture toughness of ceramics measured by a chevron-notched diametral-compression test. *Journal of the American Ceramic Society*, 68(12).
- Swartz, S. E., & Taha, N. M. (1990). Mixed mode crack propagation and fracture in concrete. *Engineering Fracture Mechanics*, 35, 137-144.
- Torrenti, J. M., Pijaudier-Cabot, G., & Reynouard, J. M. (2010). *Mechanical Behavior of Concrete*. London: Wiley.

## Bibliografía

---

- Tutluoglu, L., & Keles, C. (2011). Mode I fracture toughness determination with straight notched diskbending method. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Science*, 48, 1248-1261.
- Van mier, J. G. (1997). *Fracture processes of concrete (Assesment of material parameters for fractures models)*. Boca Raton: CRC Press.
- Watkins , J. (1983). Fracture toughness test for soil-cement samples in mode II. *International Journal of Fracture*, 23, 135-138.
- Watkins, J., & Liu, K. (1985). A element study of the short beam test specimen under mode II loading. *Int. J. Cement Composites and Lightweight*, 7, 39-47.
- Weihe, S., Kroplin, B., & De Borst, R. (1998). Classification of smeared crack models based on material and structural properties. *Int. J. Solids Structures*, 35(12), 1289-1308.

## Anexo

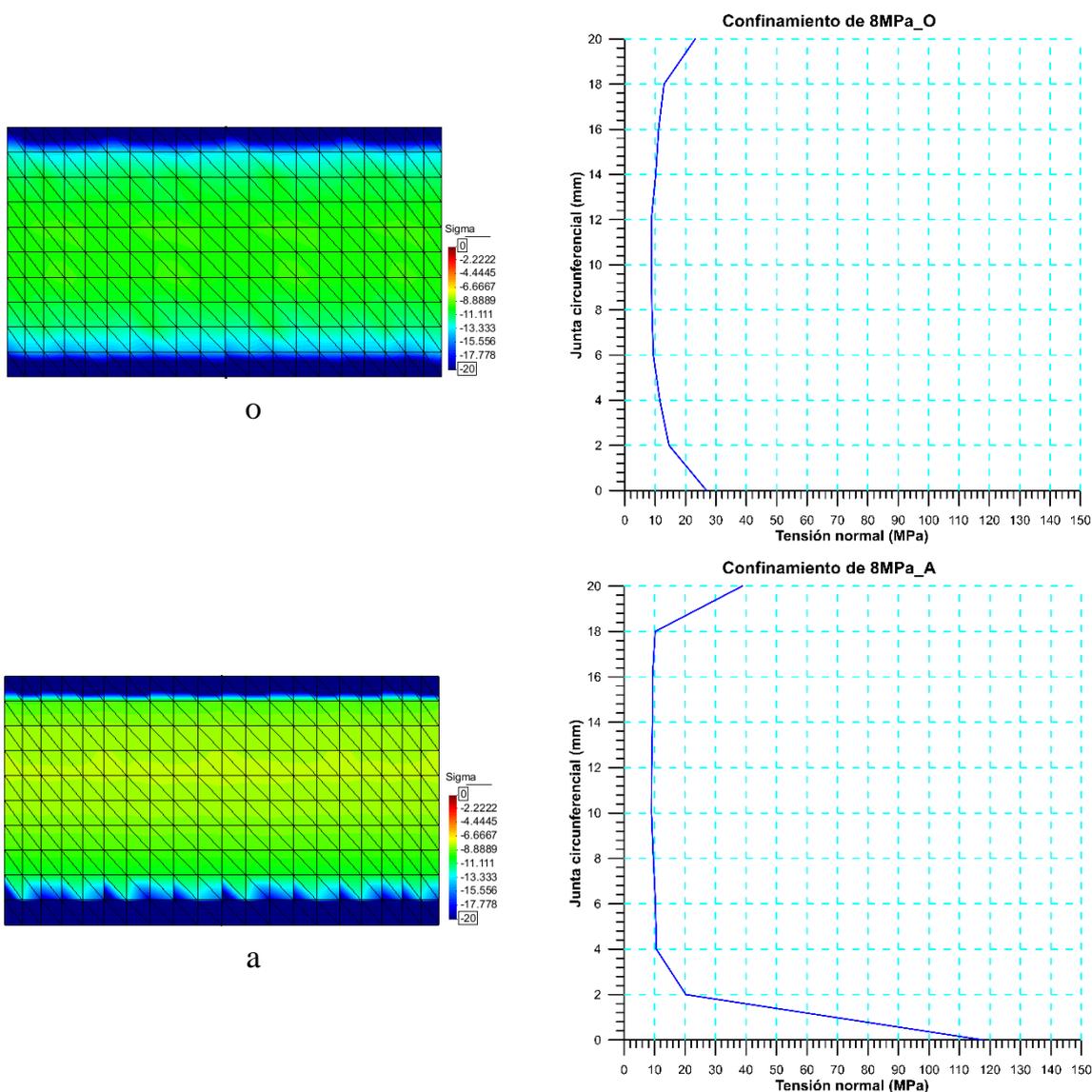
### Resultados complementarios de los casos presentados en el capítulo 5

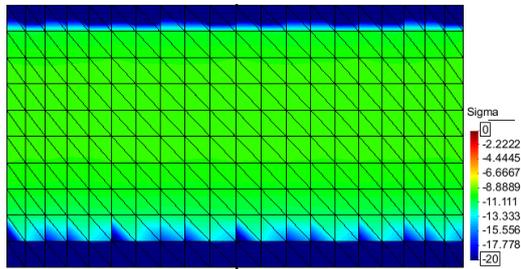
#### Anexo A-1. Caso de referencia.

A continuación, se presentan los gráficos obtenidos para los distintos casos de confinamiento.

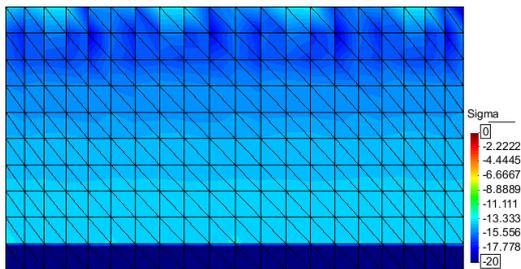
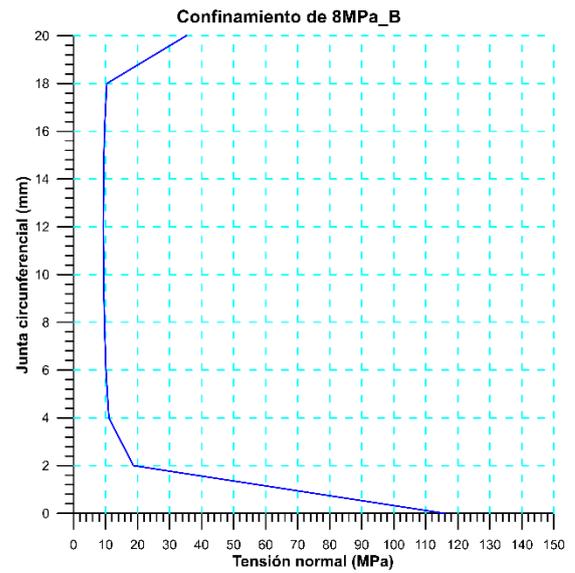
#### Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso de 8 MPa

En las figuras A.1 y A.2, se presentan los gráficos de los perfiles obtenidos de las tensiones normales y de corte del modelo en el caso de 8 MPa

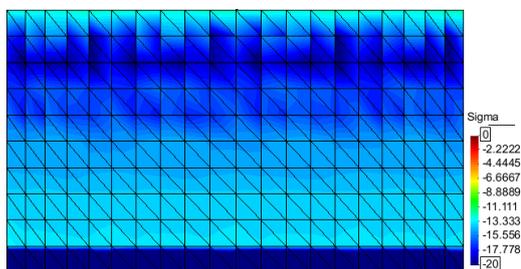
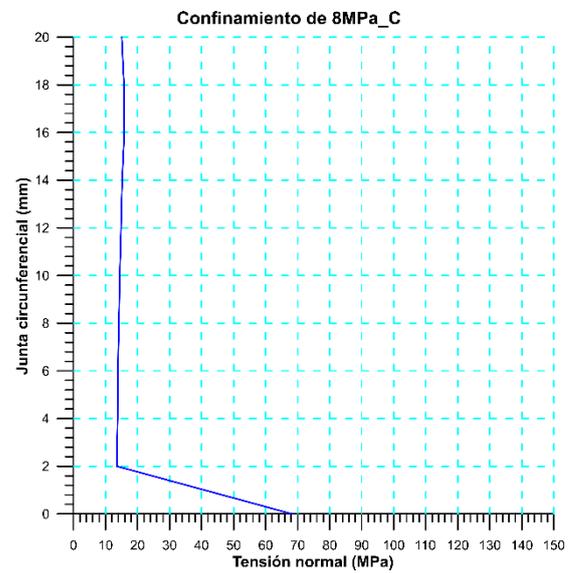




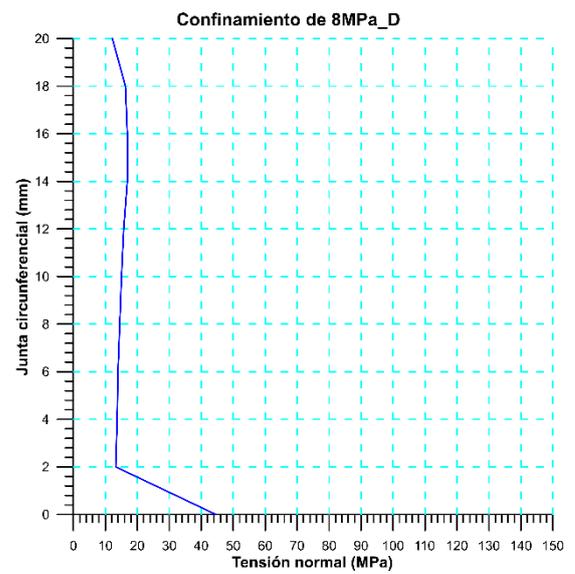
b

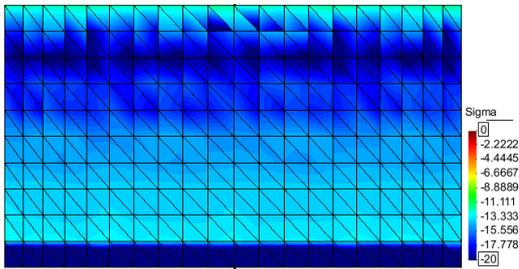


c

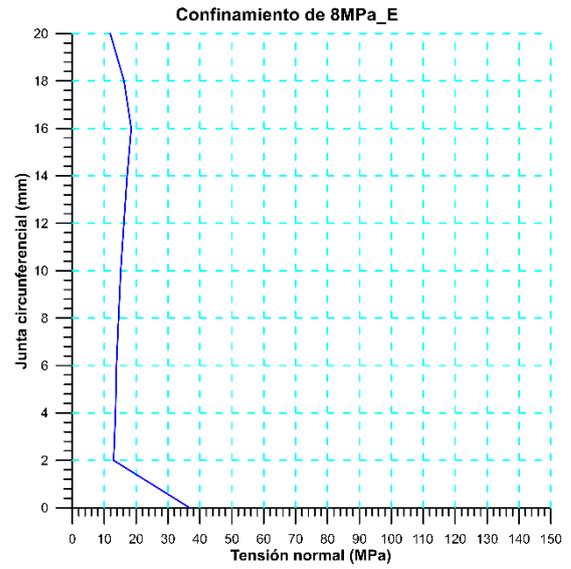


d

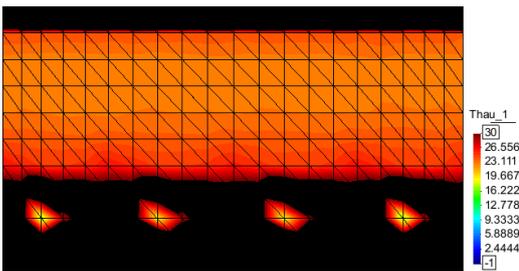




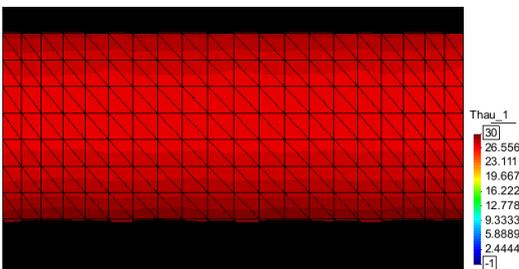
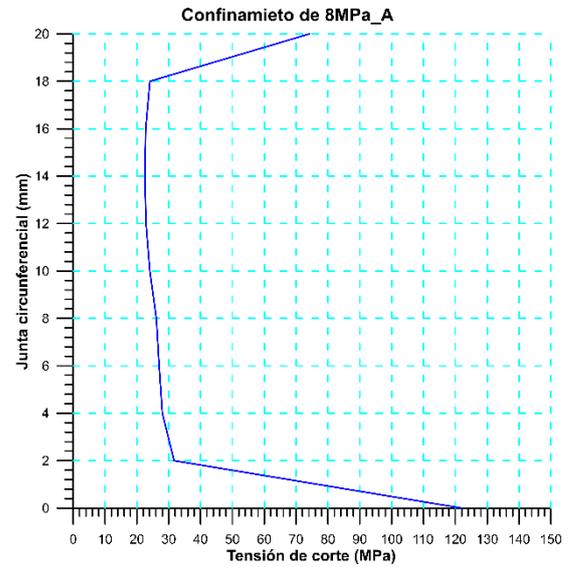
e



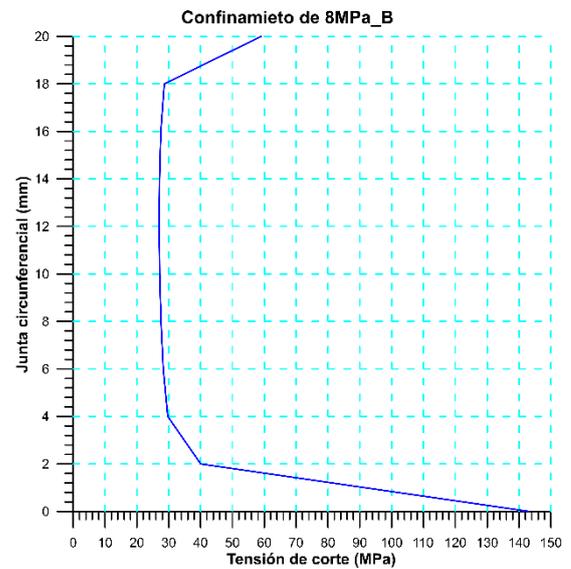
A.1. Evolución de las tensiones normales del modelo de 8 MPa de la junta circunferencial.

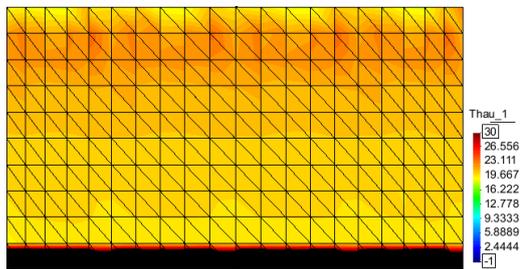


a

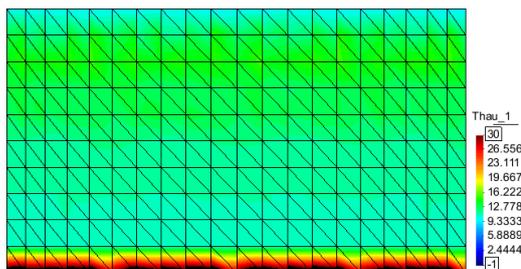
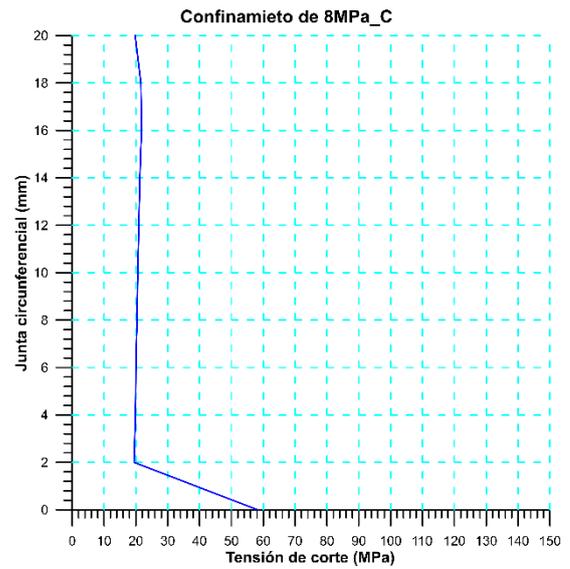


b

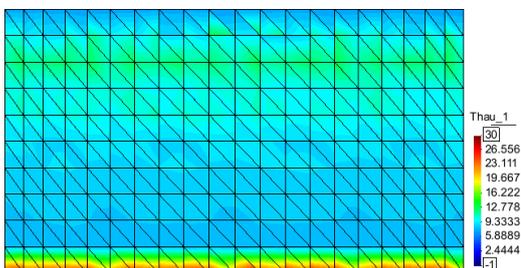
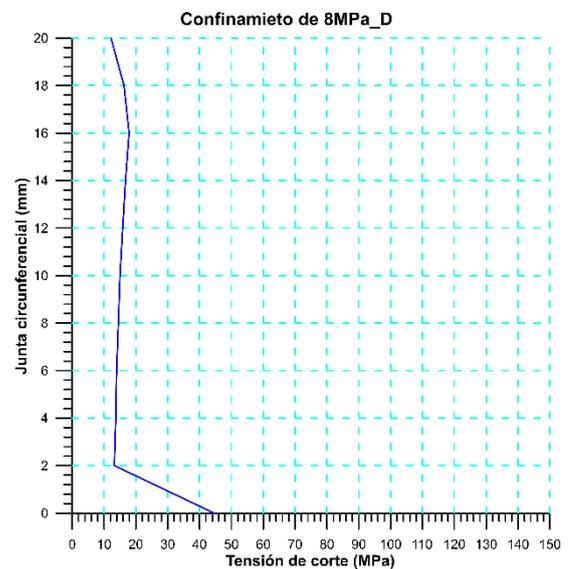




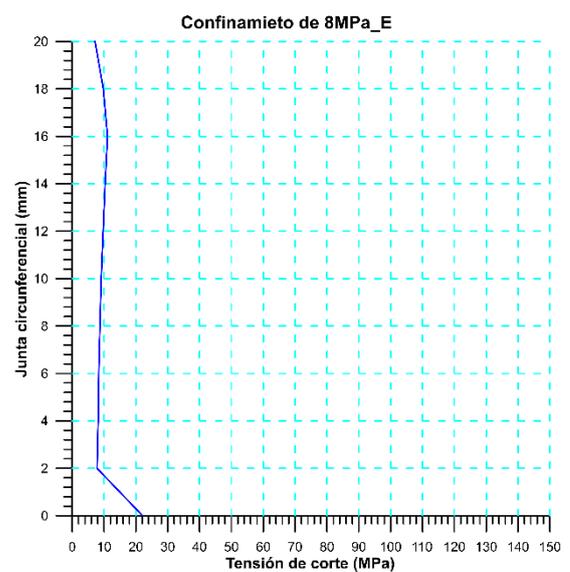
c



d



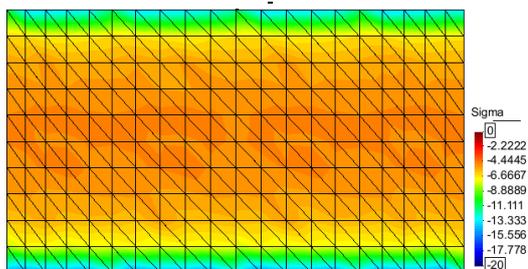
e



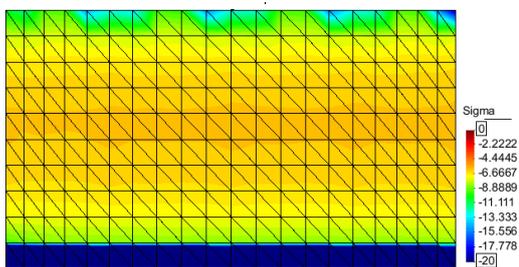
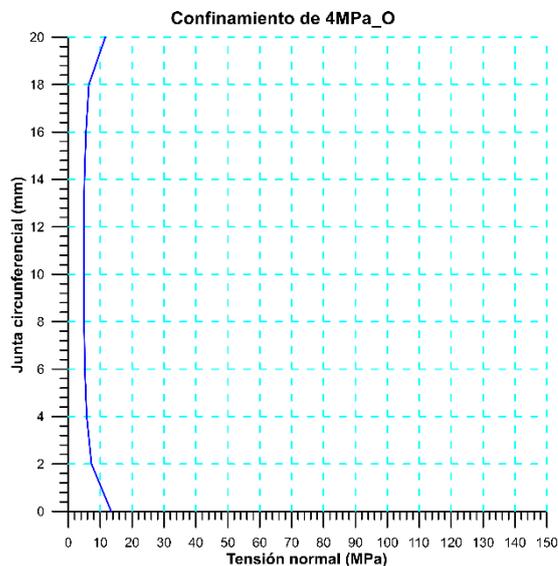
A.2. Evolución de las tensiones de corte del modelo de 8 MPa de la junta circunferencial.

Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso de 4 MPa

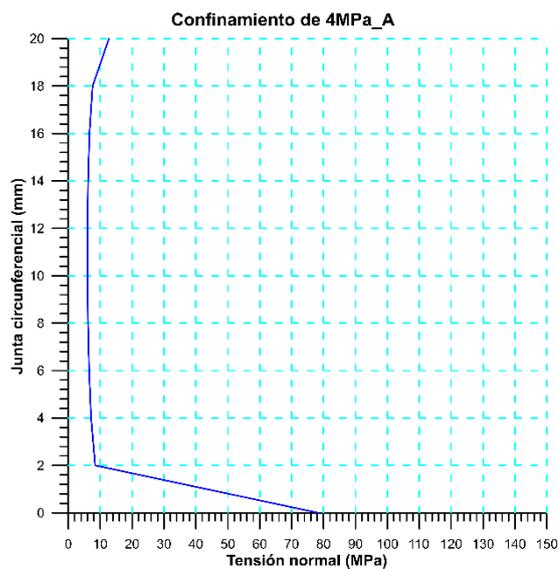
En las figuras A.3 y A.4, se presentan los gráficos de los perfiles obtenidos de las tensiones normales y de corte del modelo en el caso de 4 MPa

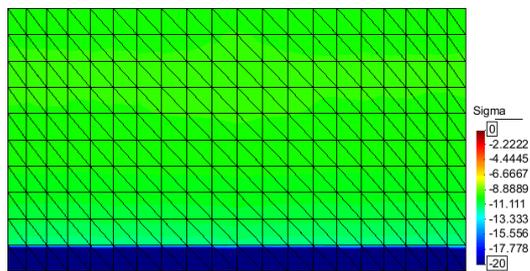


O

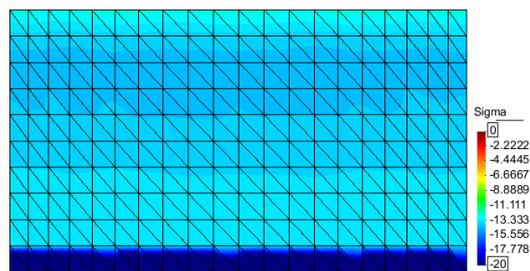
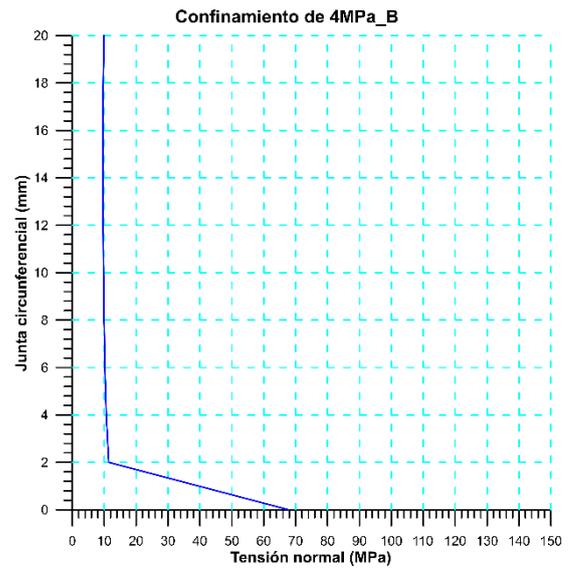


a

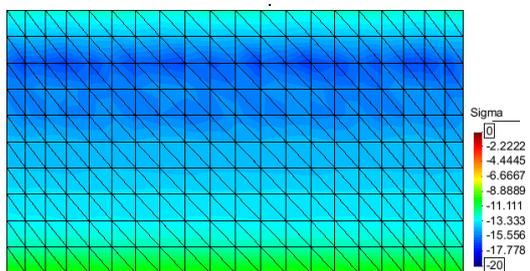
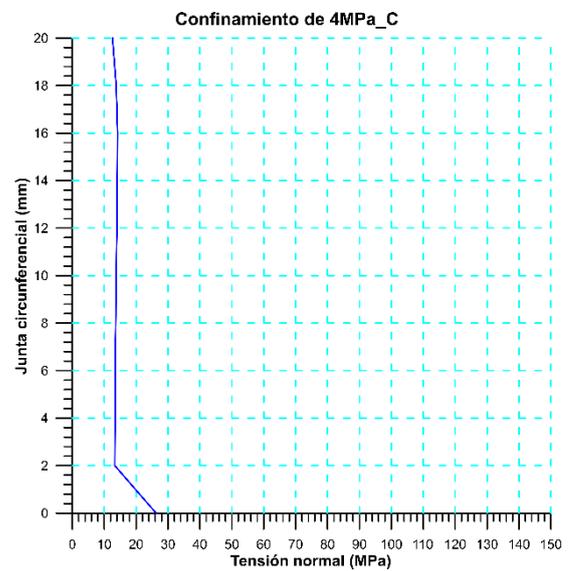




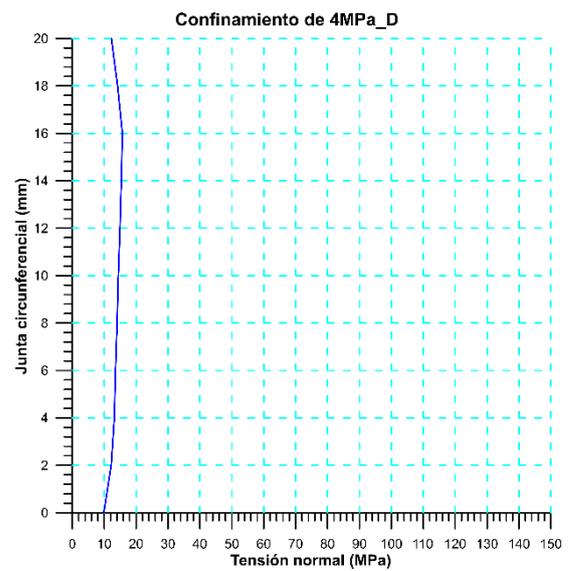
b

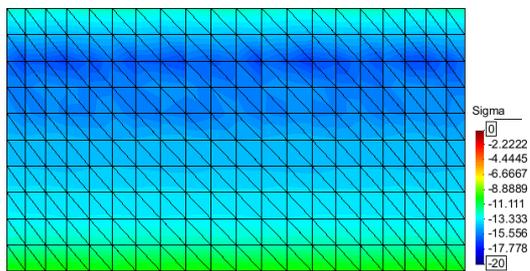


c

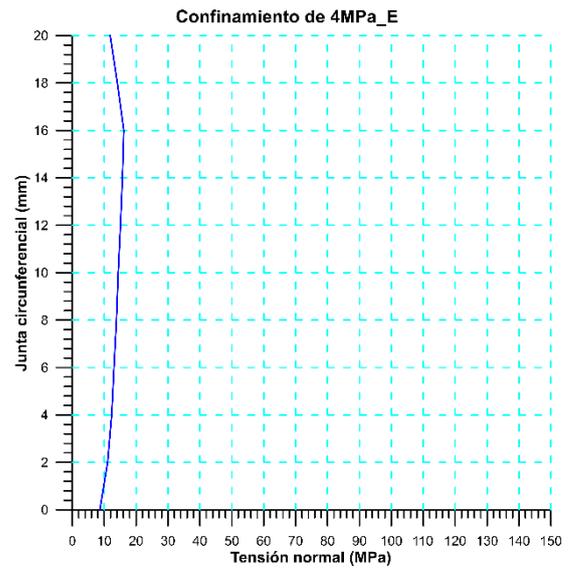


d

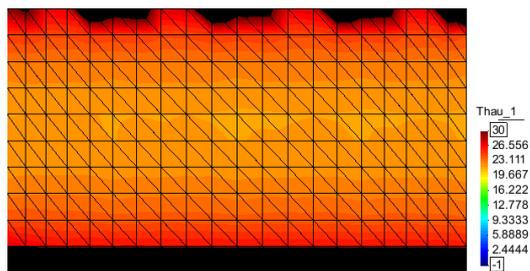




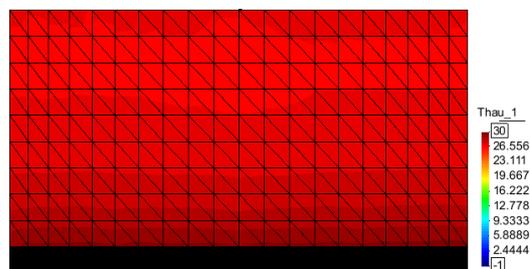
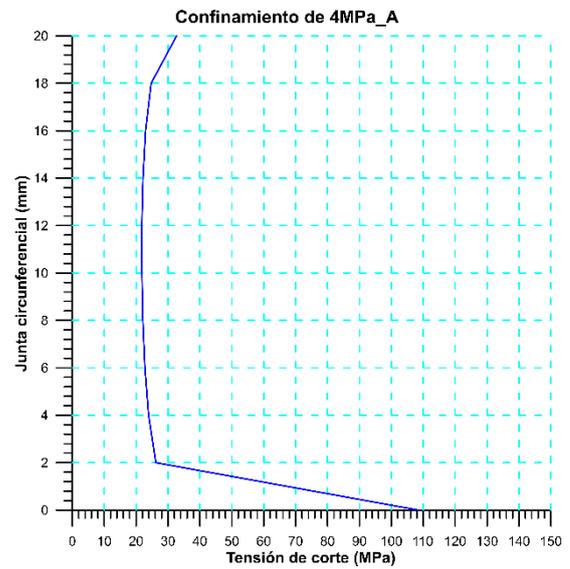
e



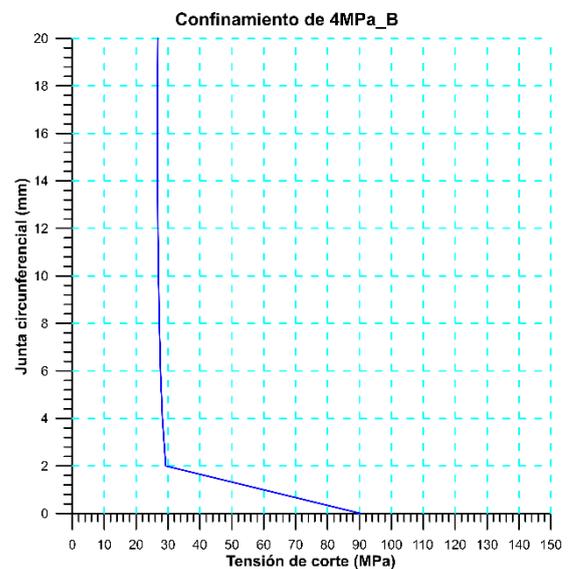
A.3. Evolución de las tensiones normales del modelo de 4 MPa de la junta circunferencial.

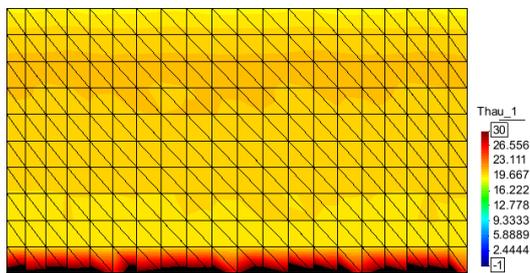


a

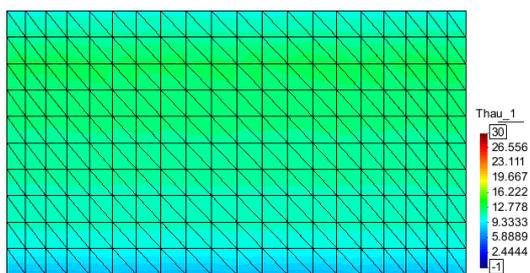
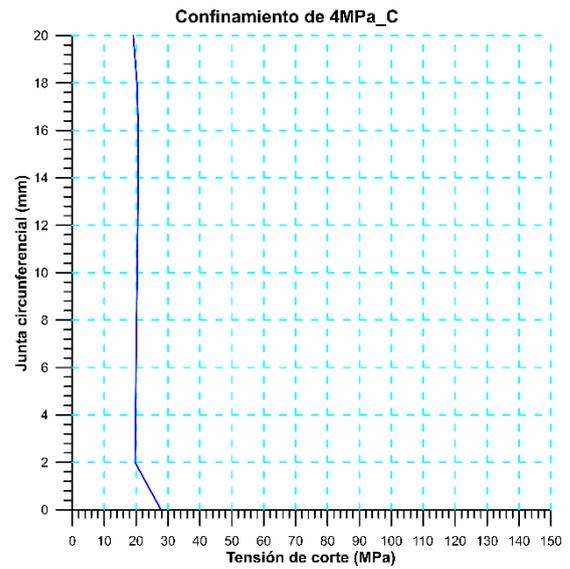


b

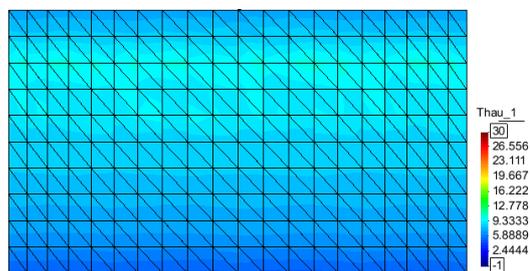
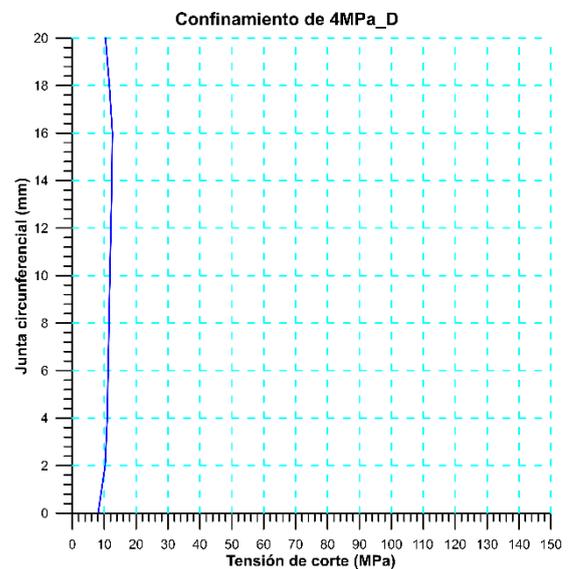




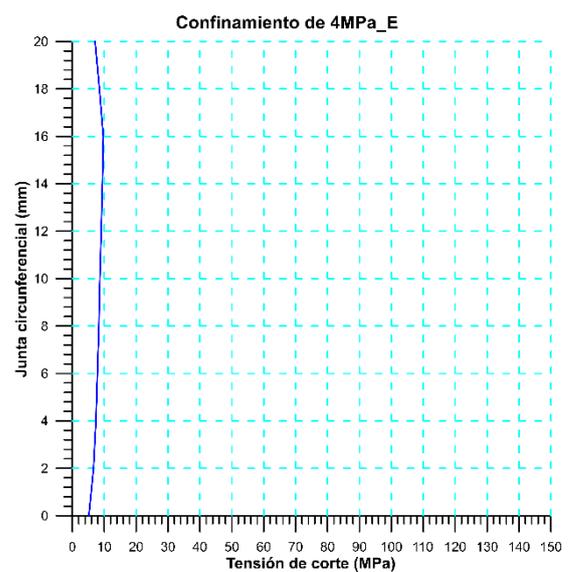
c



d



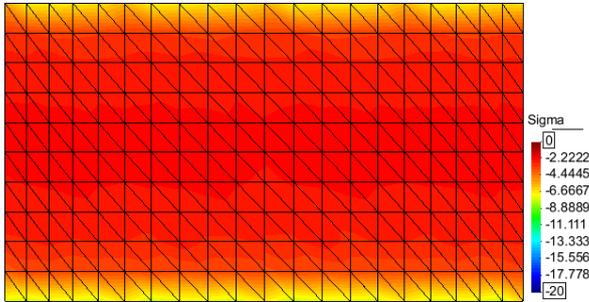
e



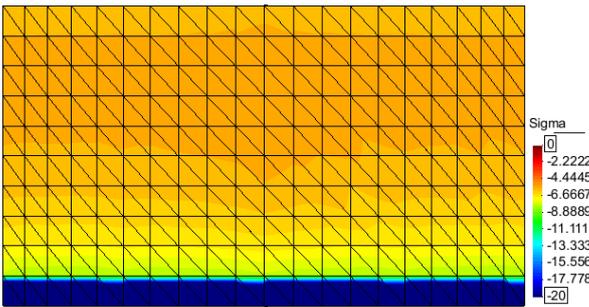
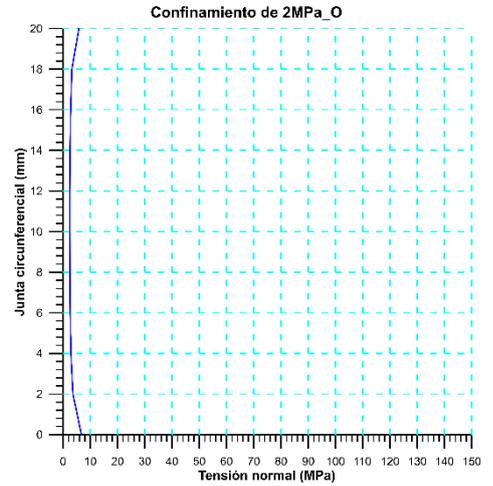
A.4. Evolución de las tensiones de corte del modelo de 4 MPa de la junta circunferencial.

Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso de 2 MPa

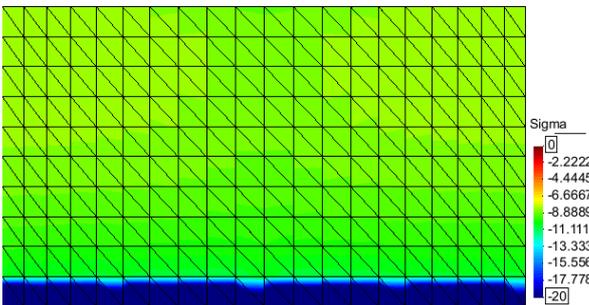
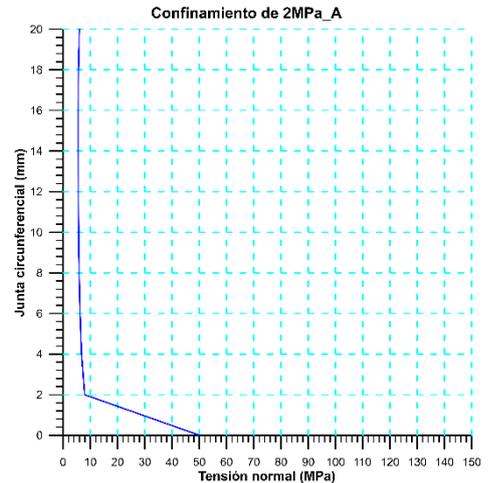
En las figuras A.5 y A.6, se presentan los gráficos de los perfiles obtenidos de las tensiones normales y de corte del modelo en el caso de 2 MPa



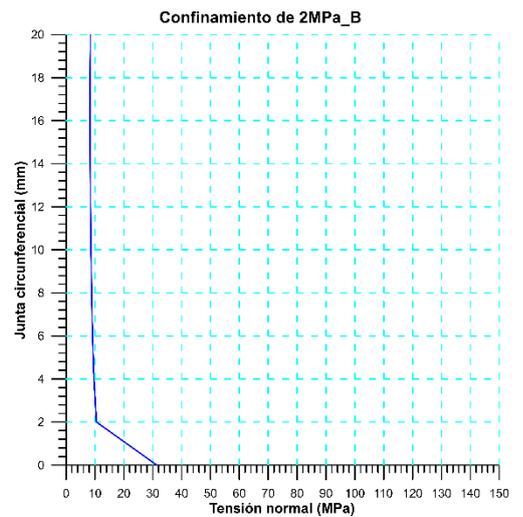
O

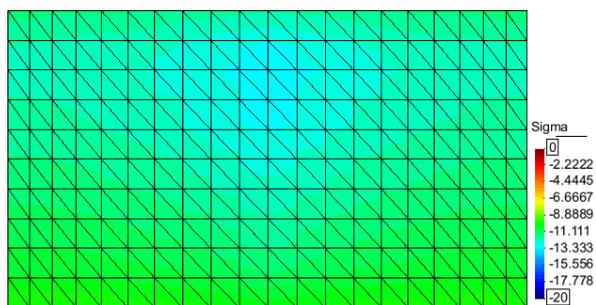


a

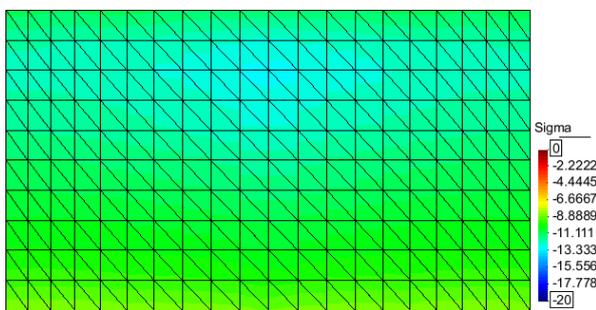
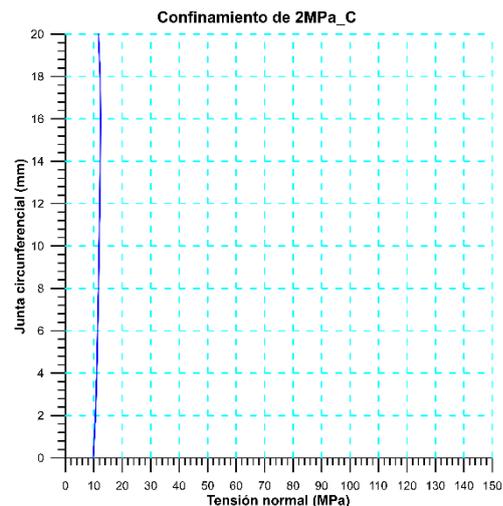


b

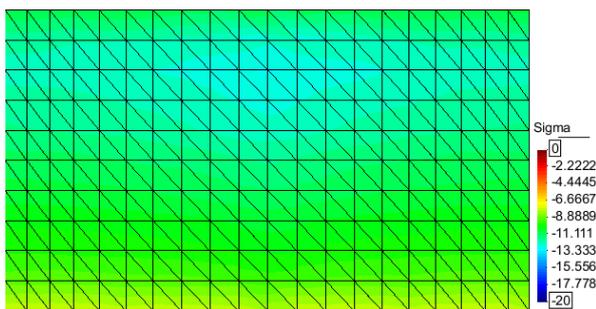
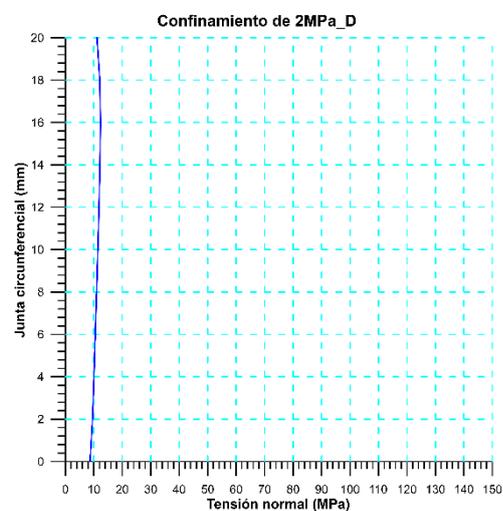




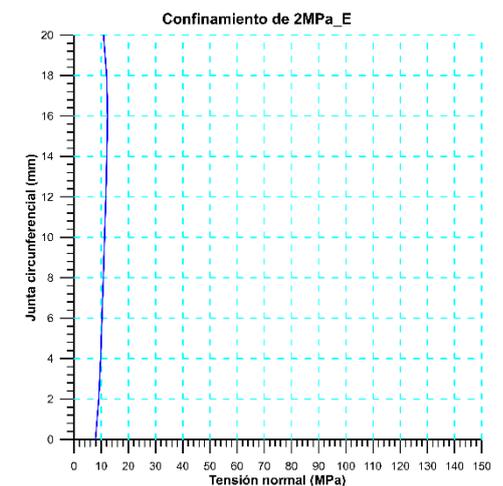
c



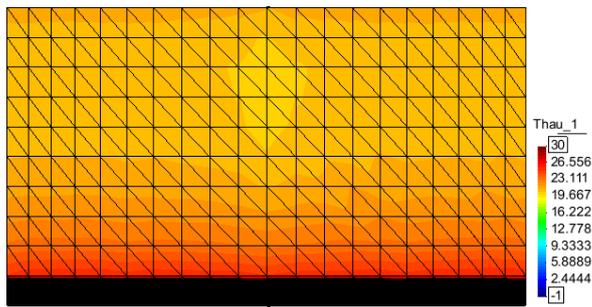
d



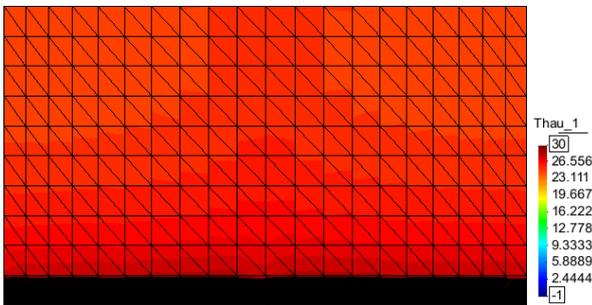
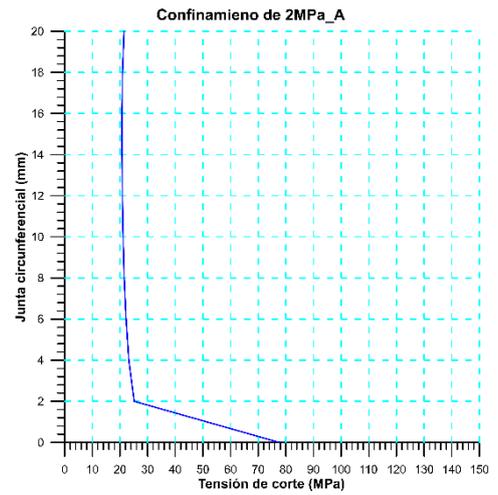
e



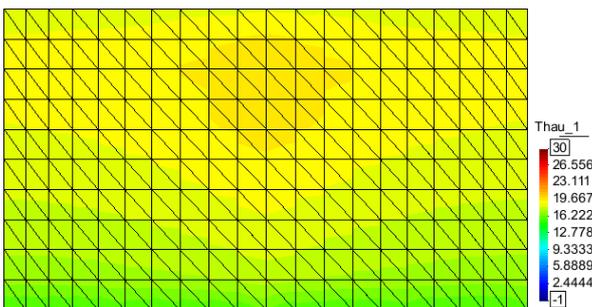
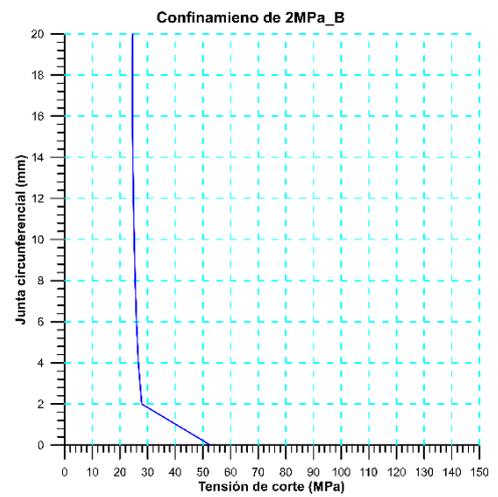
A.5. Evolución de las tensiones normales del modelo de 2 MPa de la junta circunferencial



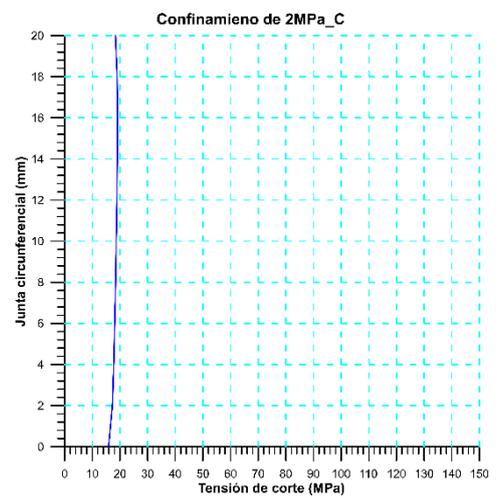
a

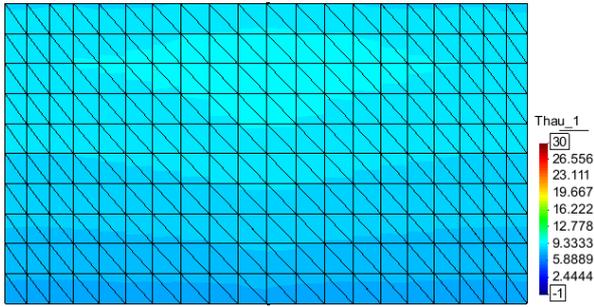


b

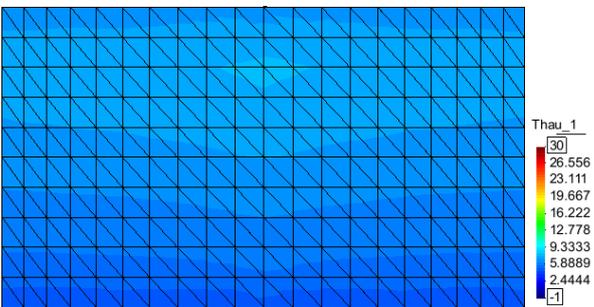
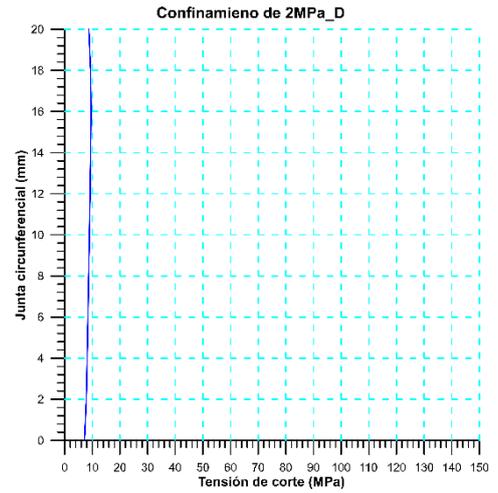


c

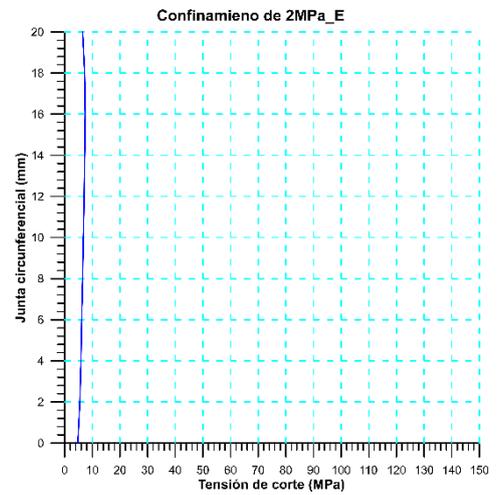




d



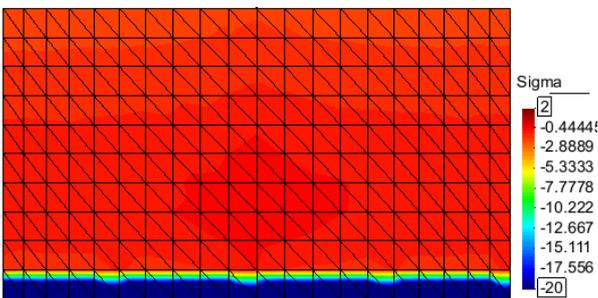
e



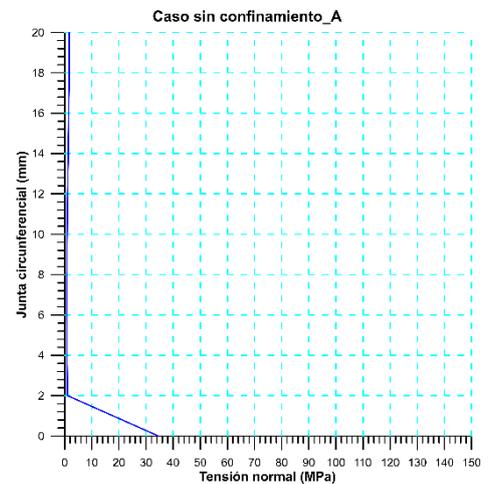
A.6. Evolución de las tensiones de corte del modelo de 2 MPa de la junta circunferencial

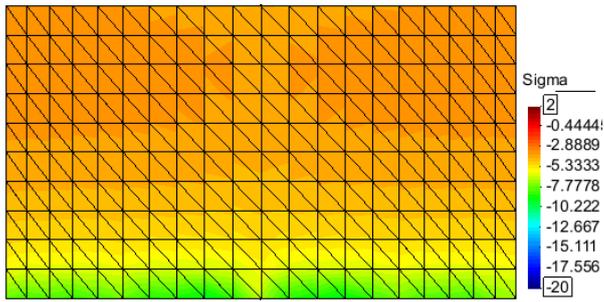
Perfiles de tensiones normales y de corte para el caso sin confinamiento

En las figuras A.7 y A8, se presentan los gráficos de los perfiles obtenidos de las tensiones normales y de corte del modelo en el caso sin confinamiento.

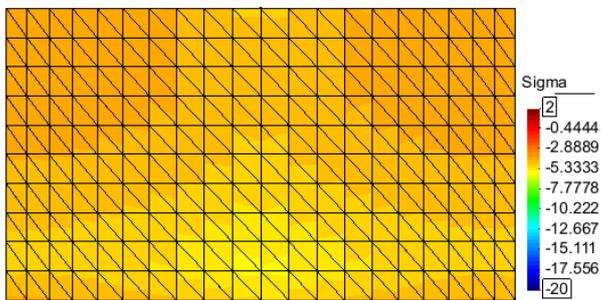


a

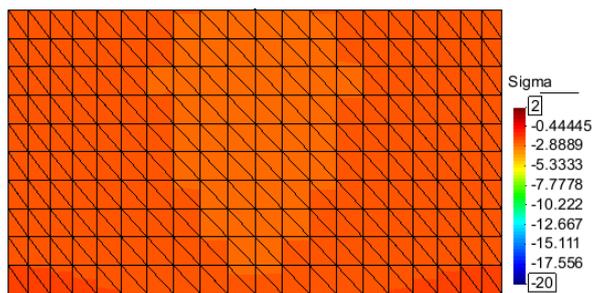




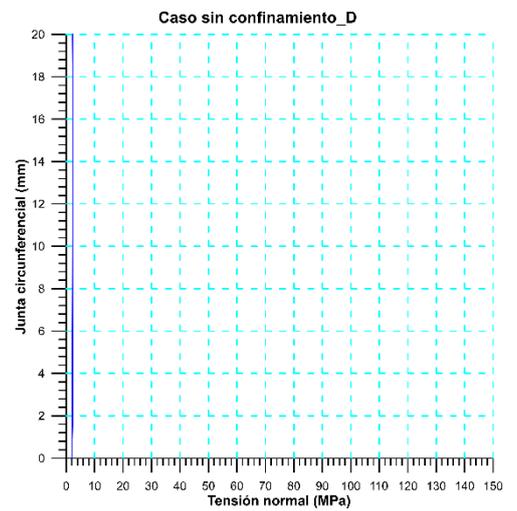
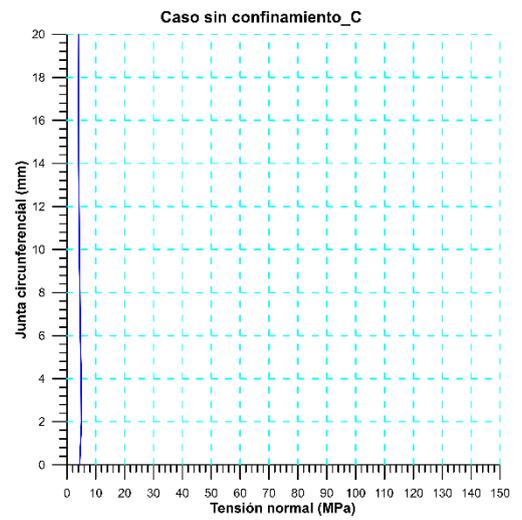
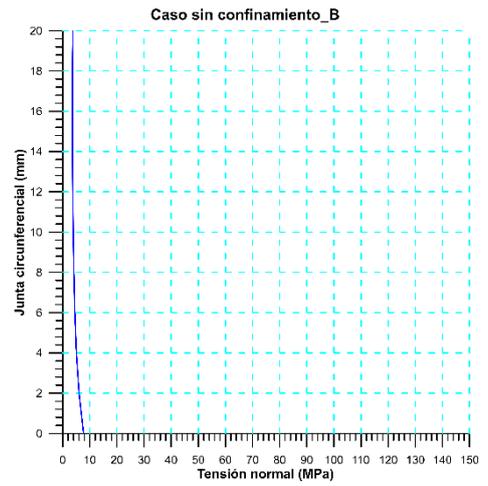
b



c

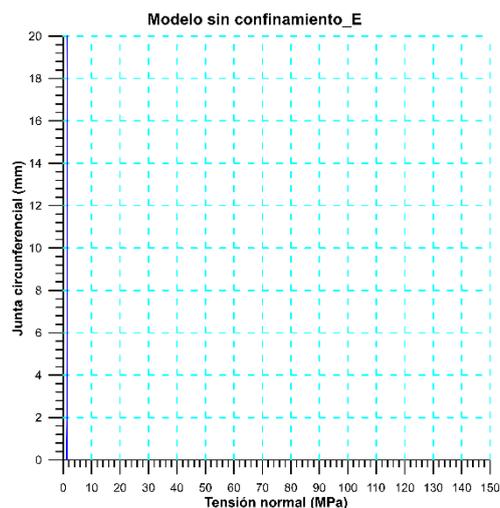


d

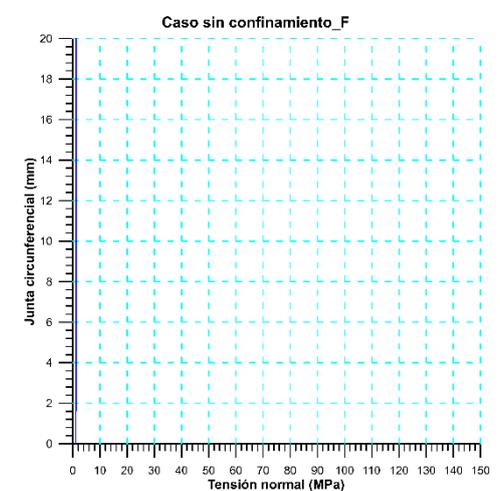




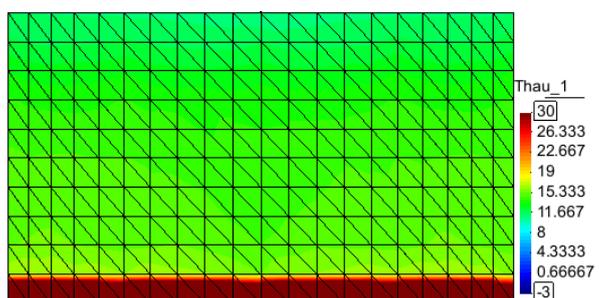
e



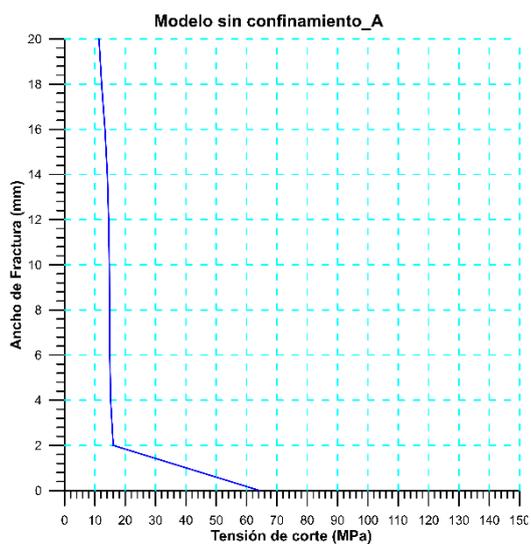
f

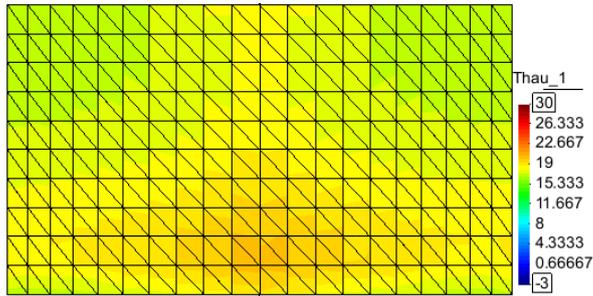


A.7. Evolución de las tensiones normales del modelo sin confinamiento de la junta circunferencial.

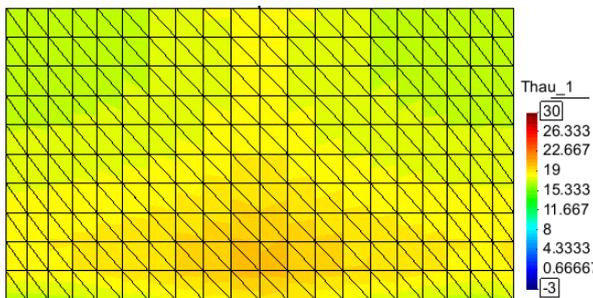
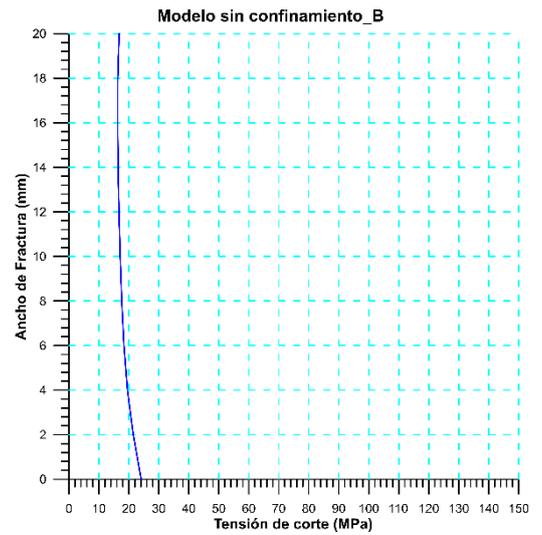


a

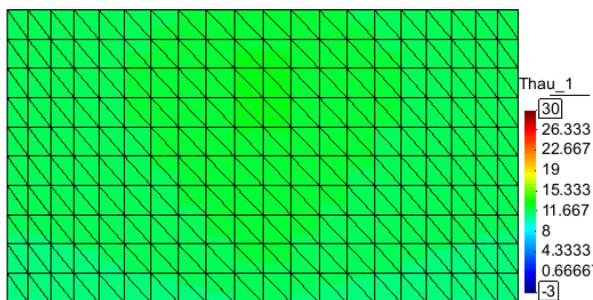
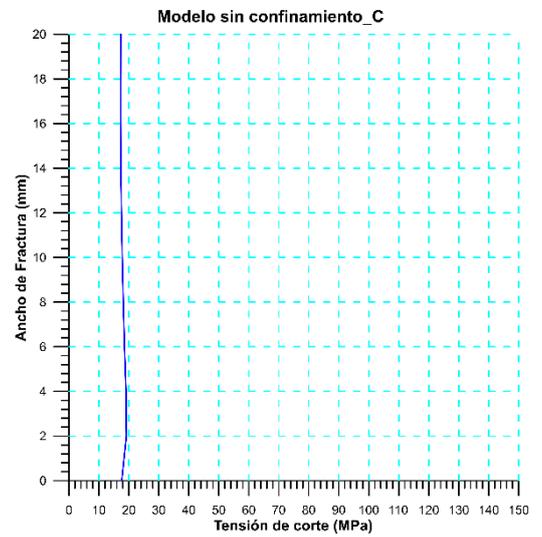




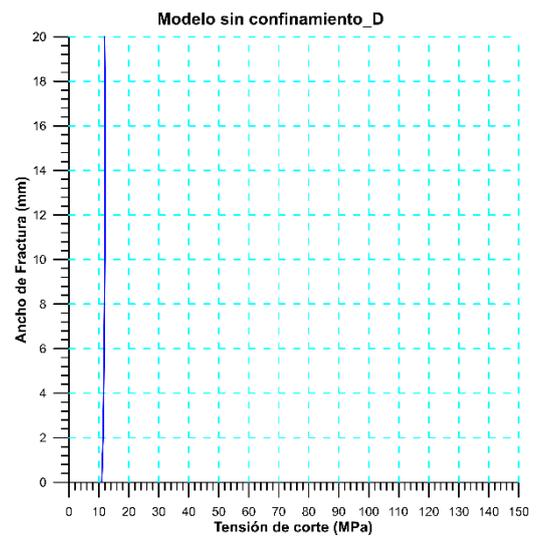
b

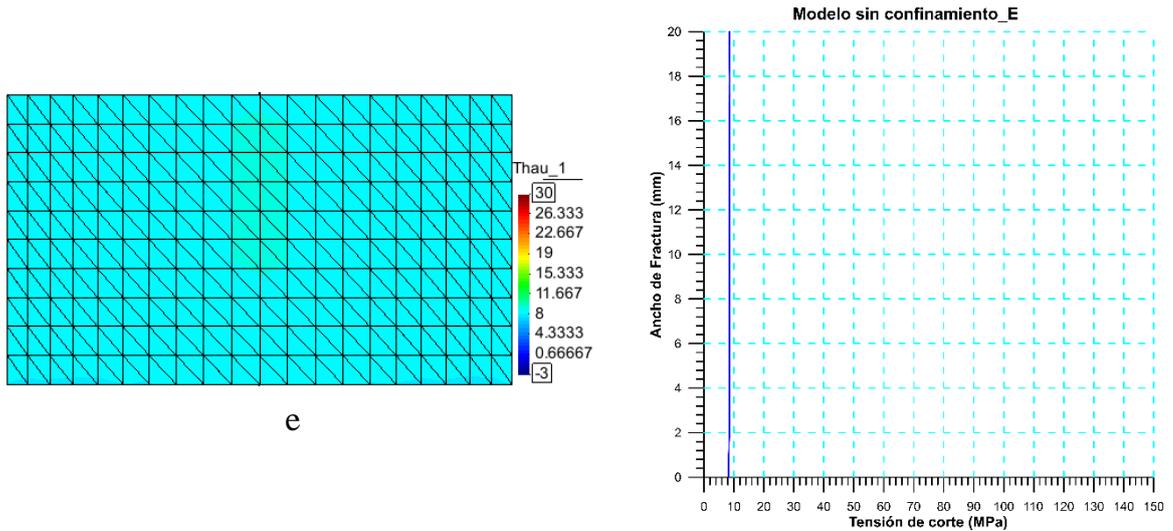


c



d



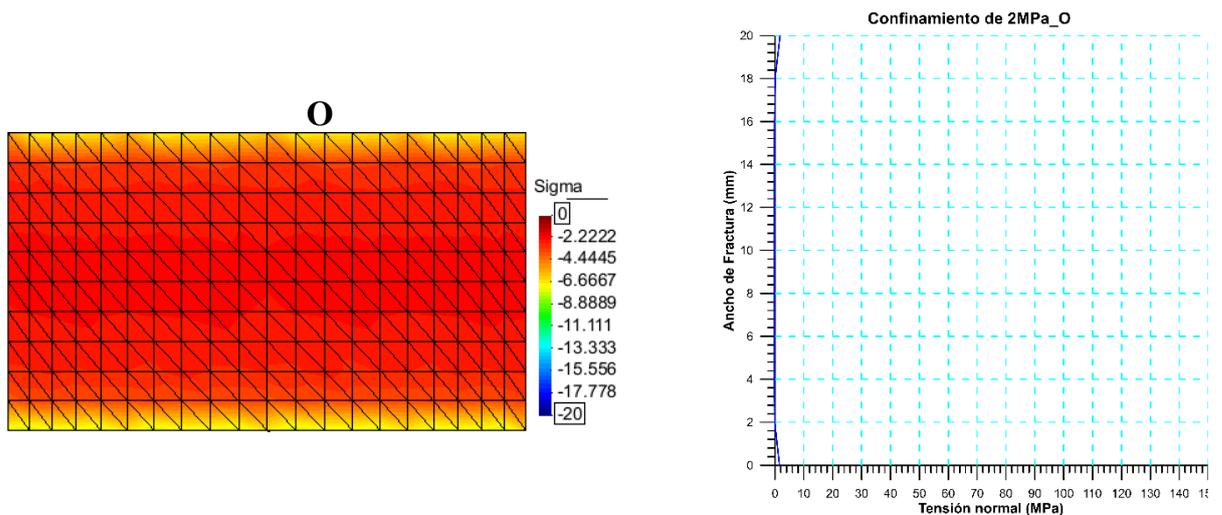


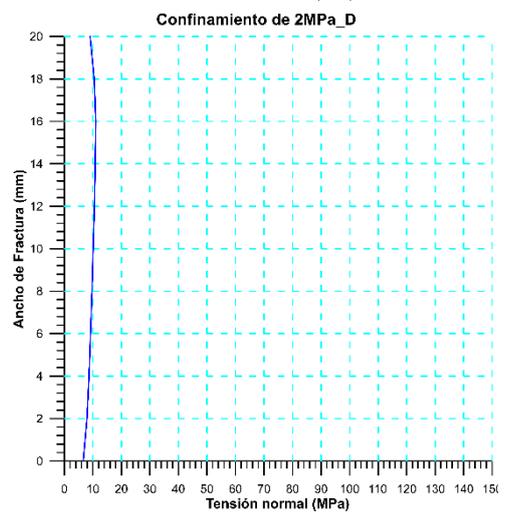
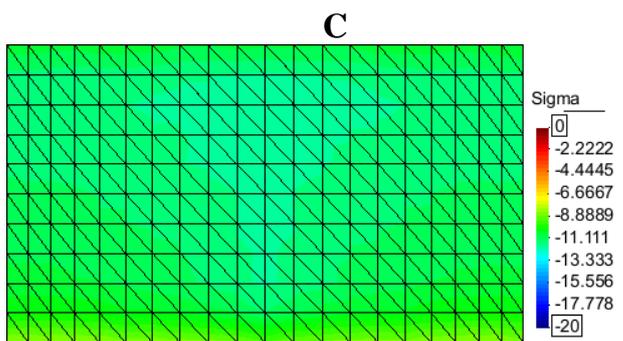
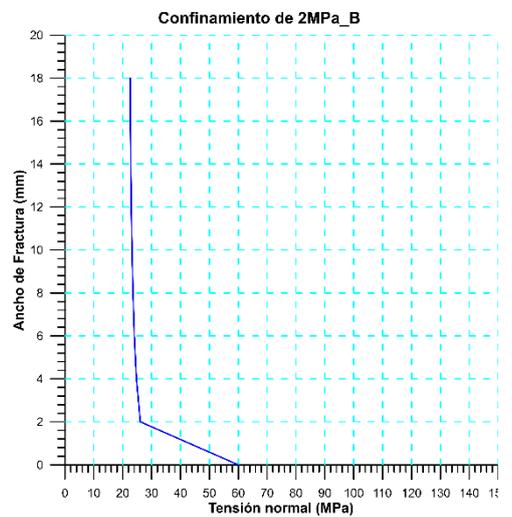
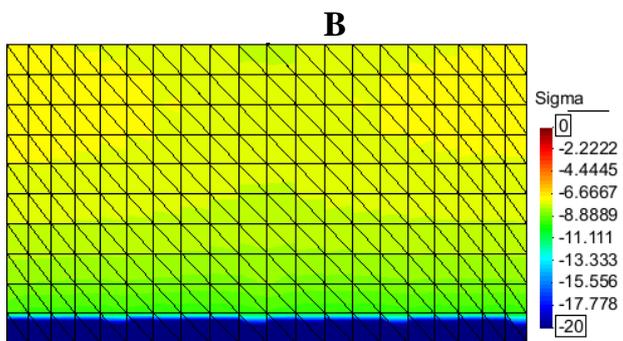
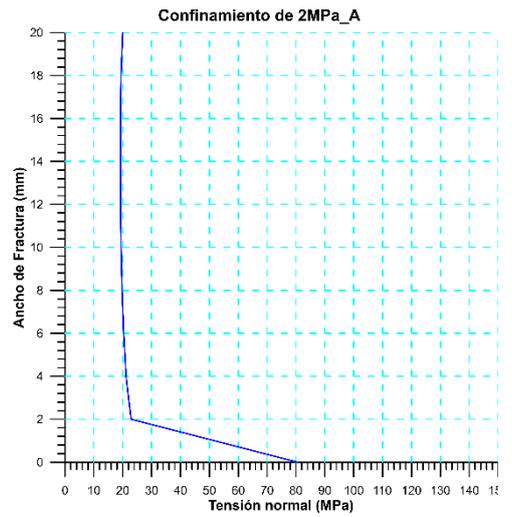
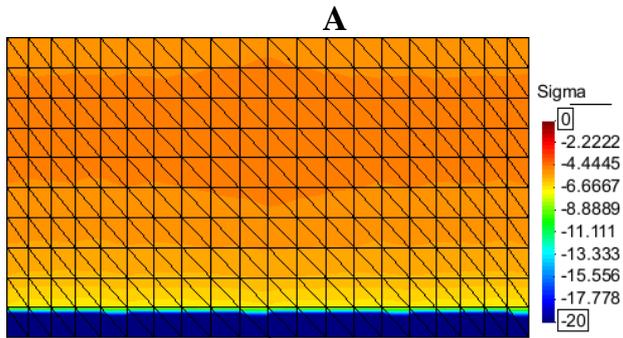
A.8. Evolución de las tensiones de corte del modelo sin confinamiento de la junta circular.

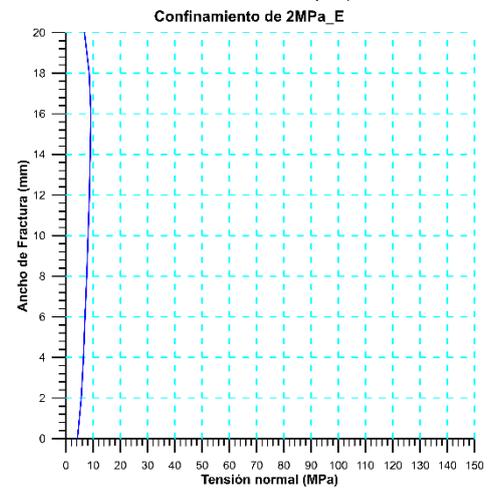
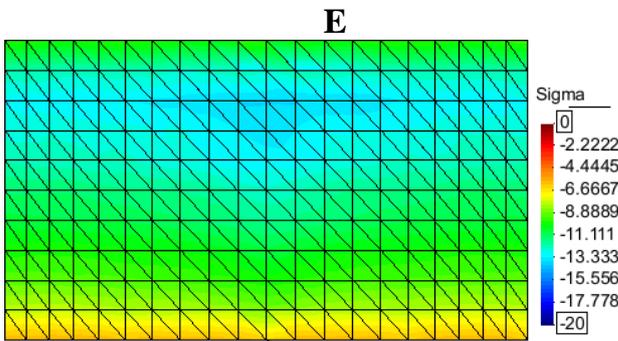
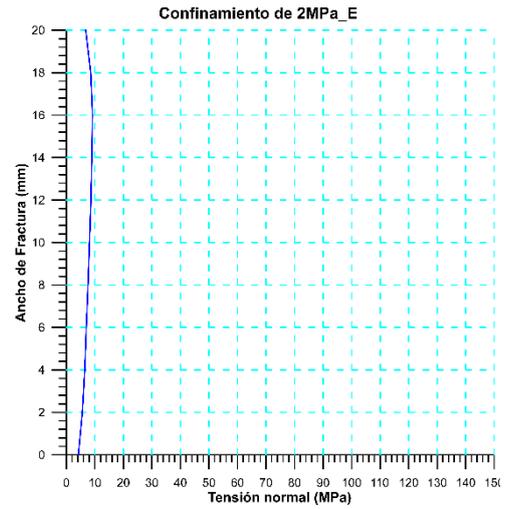
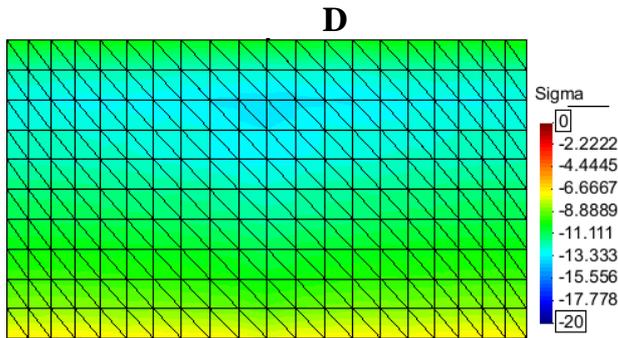
A continuación, de igual manera se anexan los resultados del modelo con  $Tan \varphi_{res} = 0.7$ .

Resultados del modelo con  $Tan \varphi_{res} = 0.7$  para el caso de 2MPa

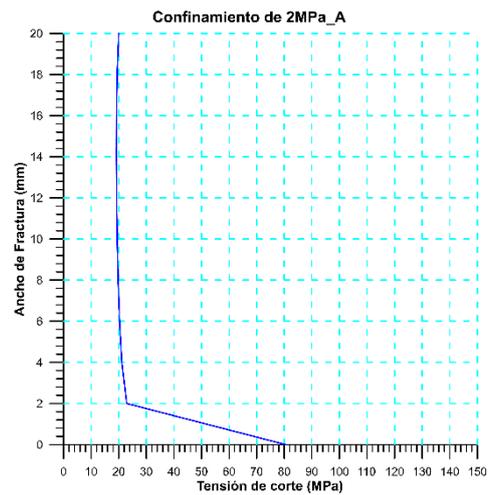
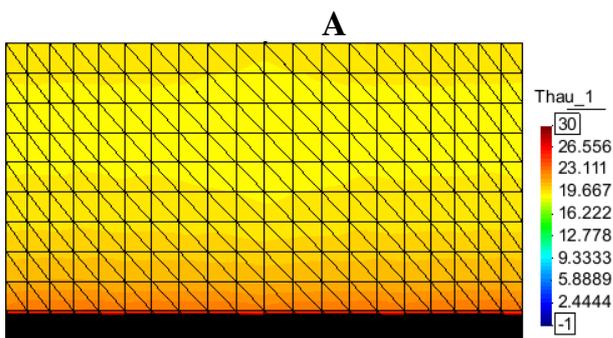
En las figuras A.9 y A.10, se presentan los gráficos de los perfiles obtenidos de las tensiones normales y de corte del modelo en el caso de 2 MPa. En la figura A.11 son los gráficos respecto a la energía de fractura en la junta circular. Y por último en las figuras A.12 y A.13 se encuentran los resultados con respecto a la junta radial, donde se aprecia las gráficas de tensiones normales y energía.

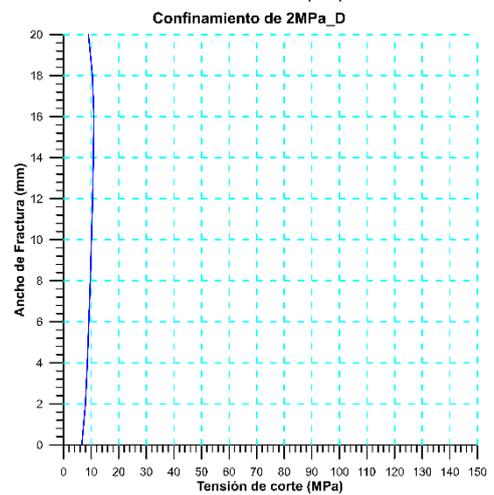
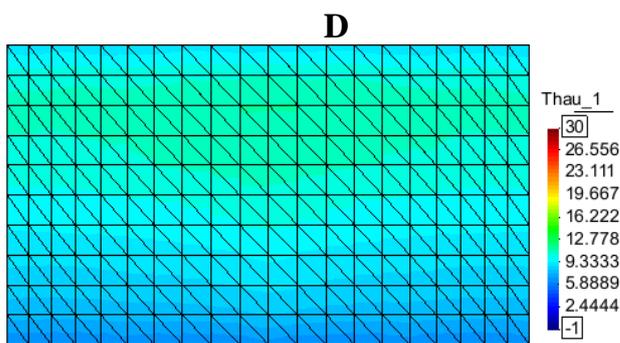
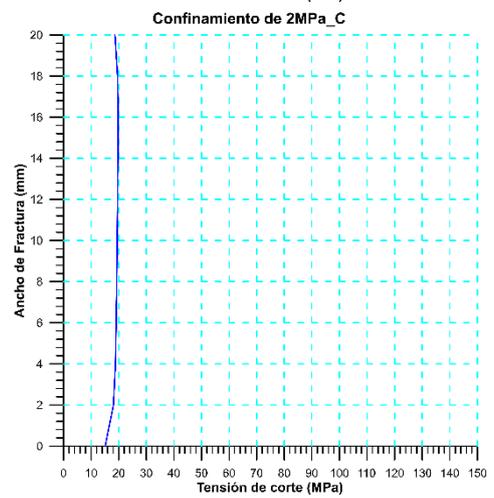
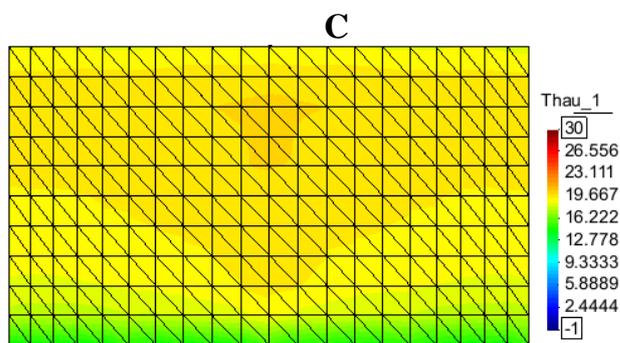
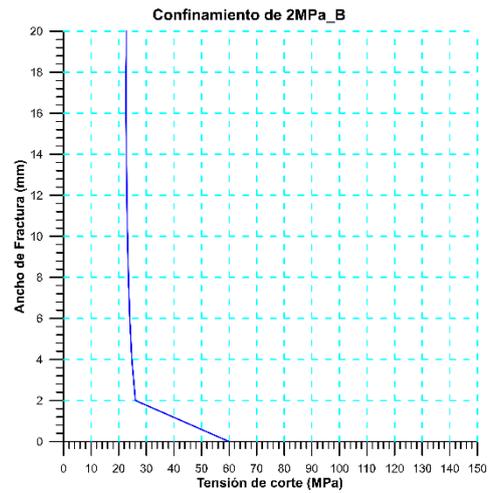
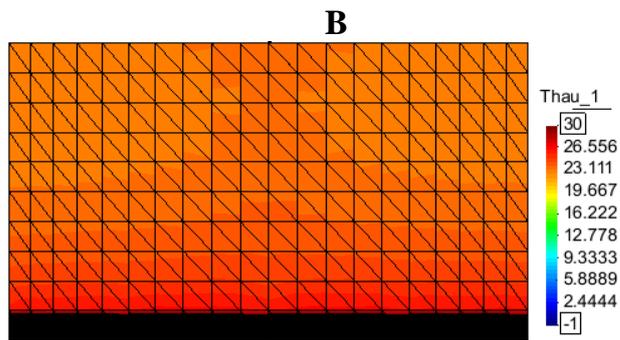


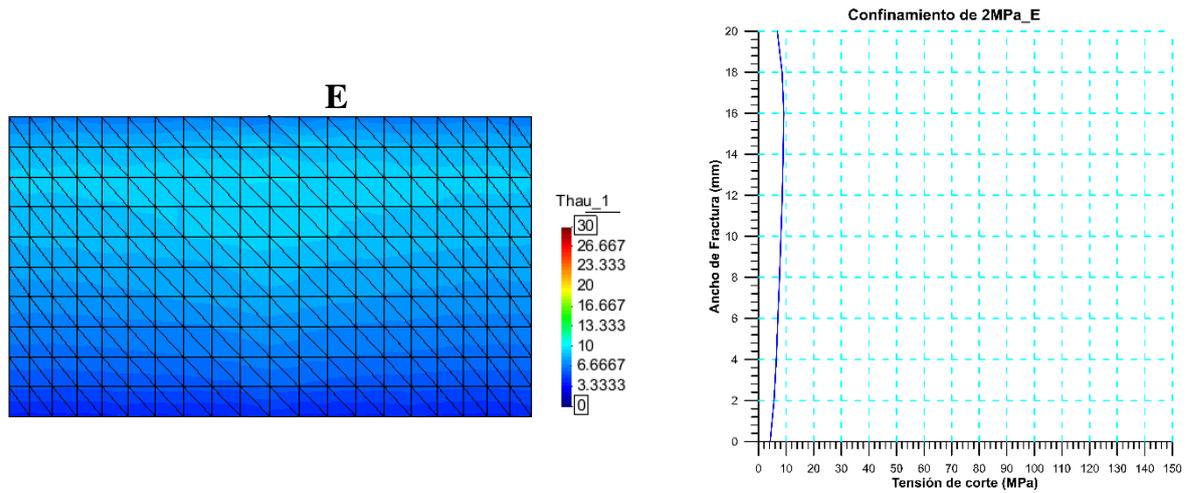




A.9. Evolución de las tensiones normales del modelo sin confinamiento de la junta circunferencial.







A.10. Evolución de las tensiones de corte del modelo sin confinamiento de la junta circular.

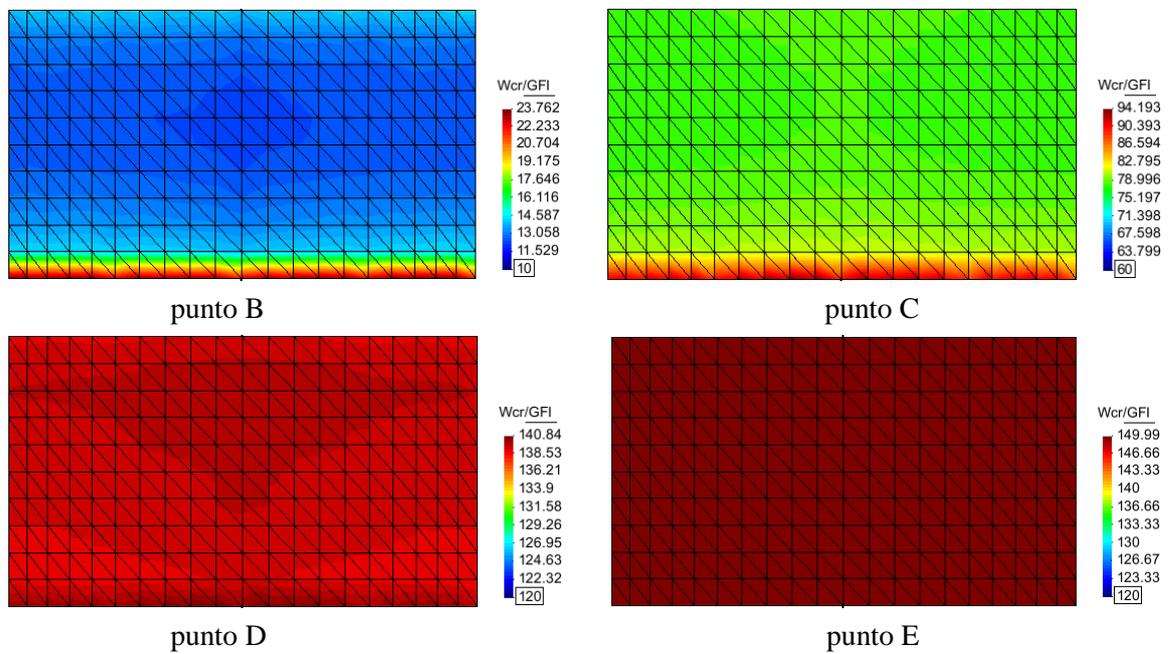
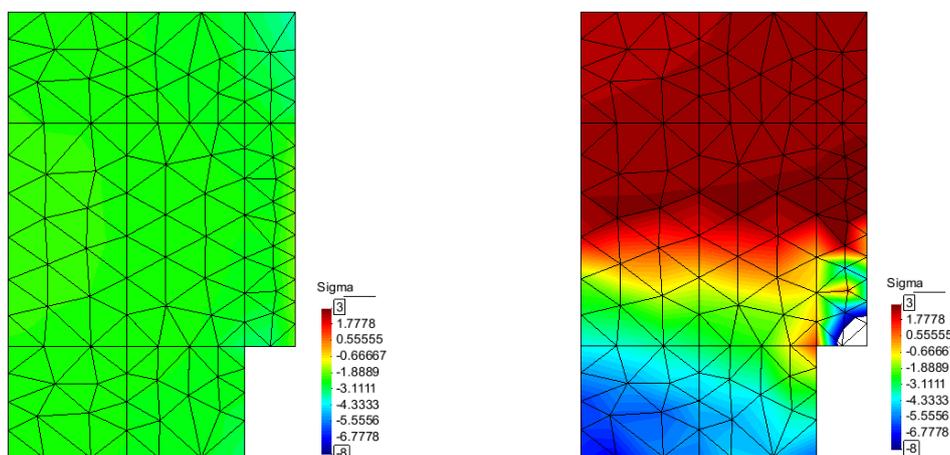


Figura A.11. Evolución de la energía de fractura en la junta circular en el modelo de 2 MPa.



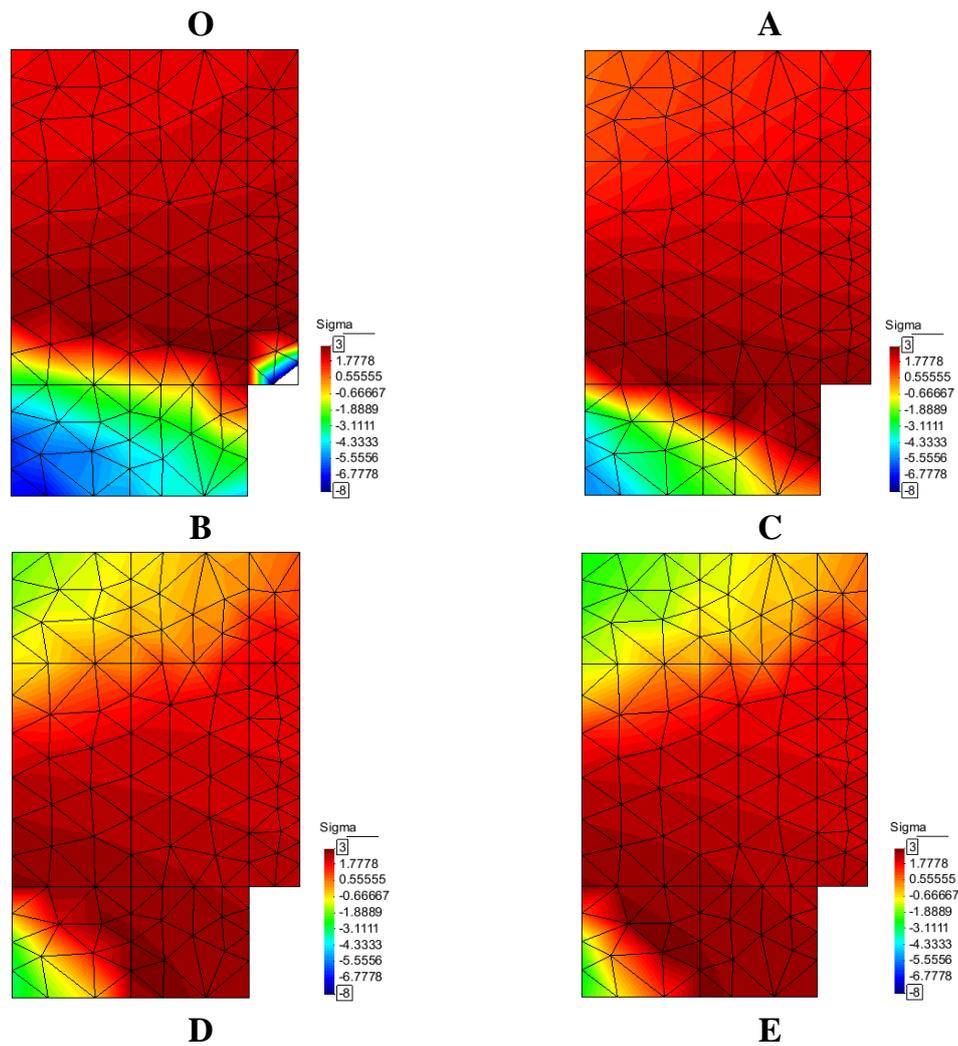
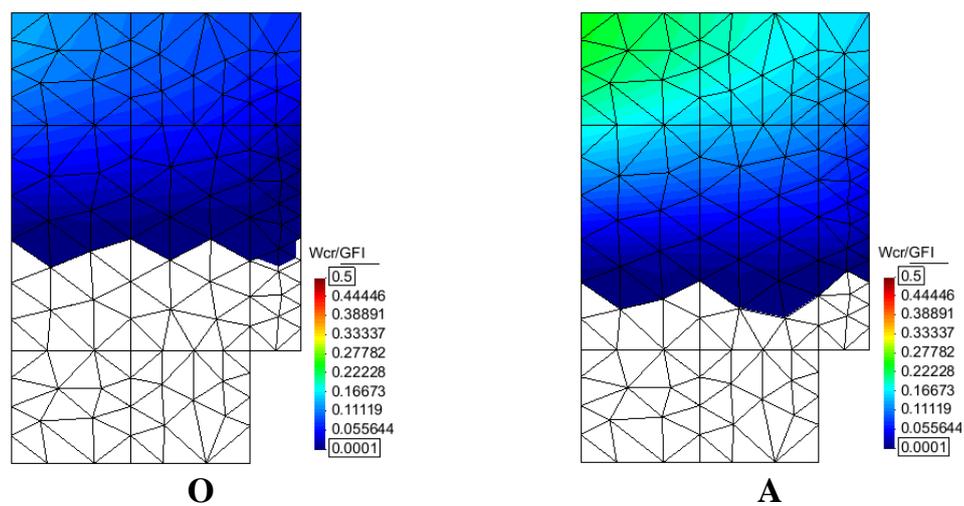


Figura A.12. Evolución de las tensiones normales del modelo de 2 MPa de la junta radial.



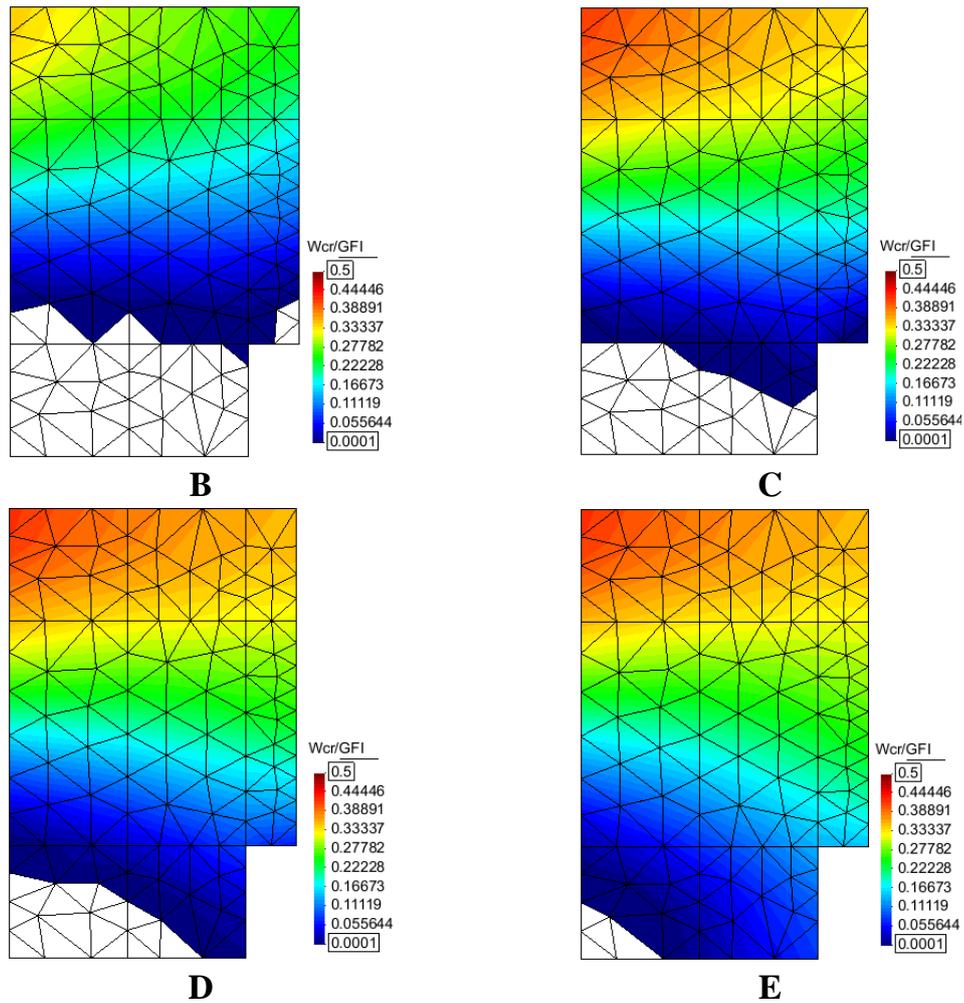
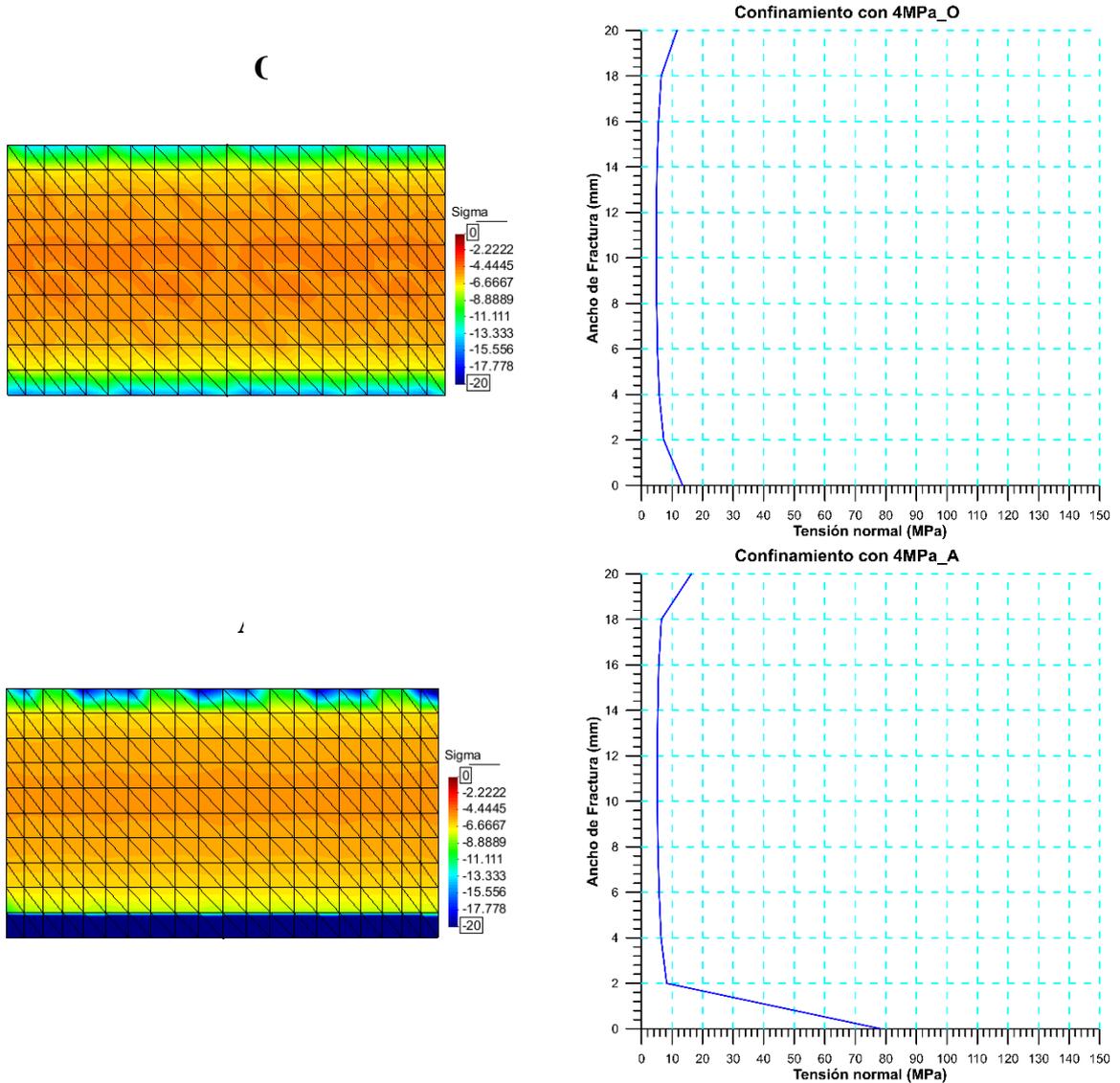
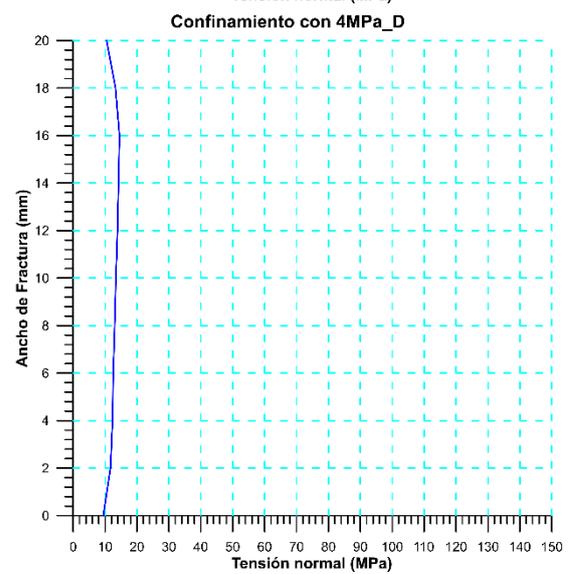
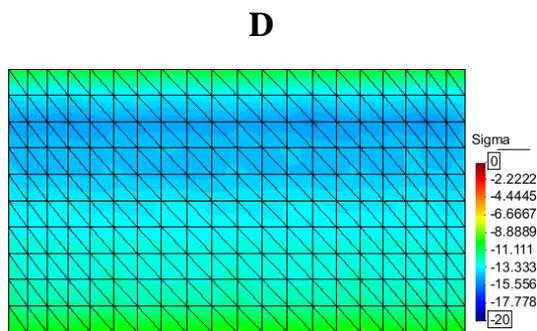
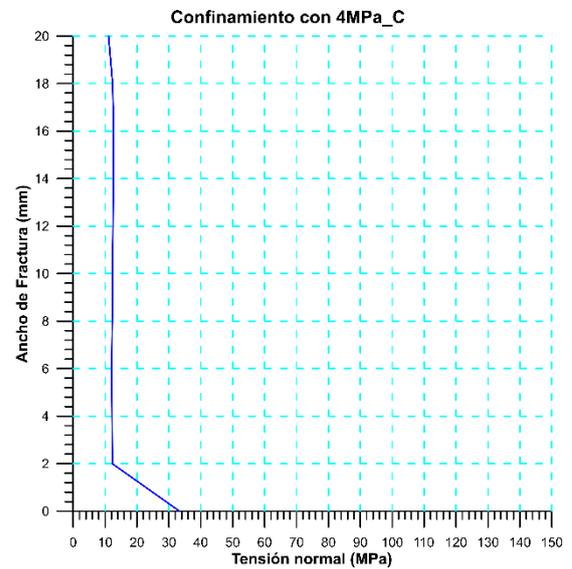
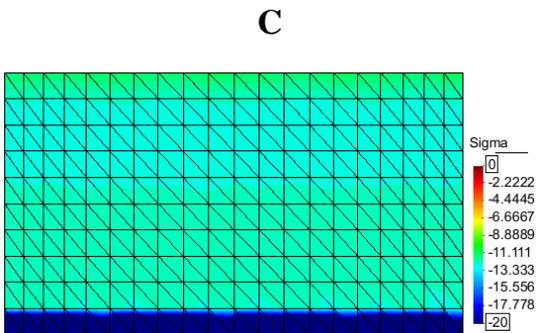
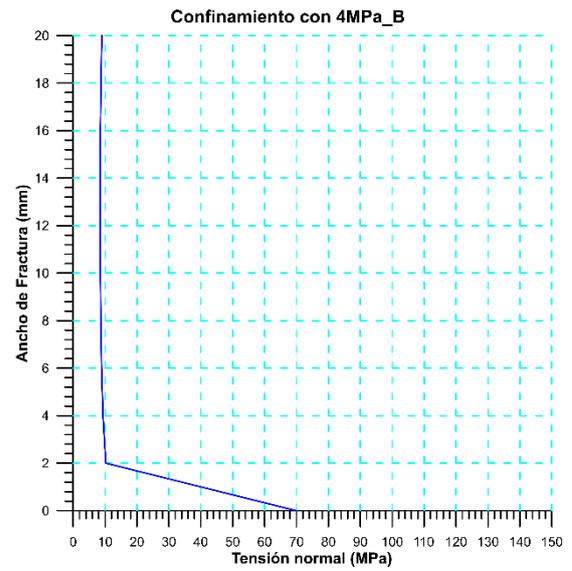
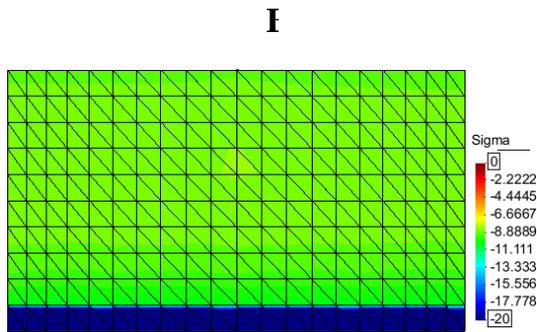


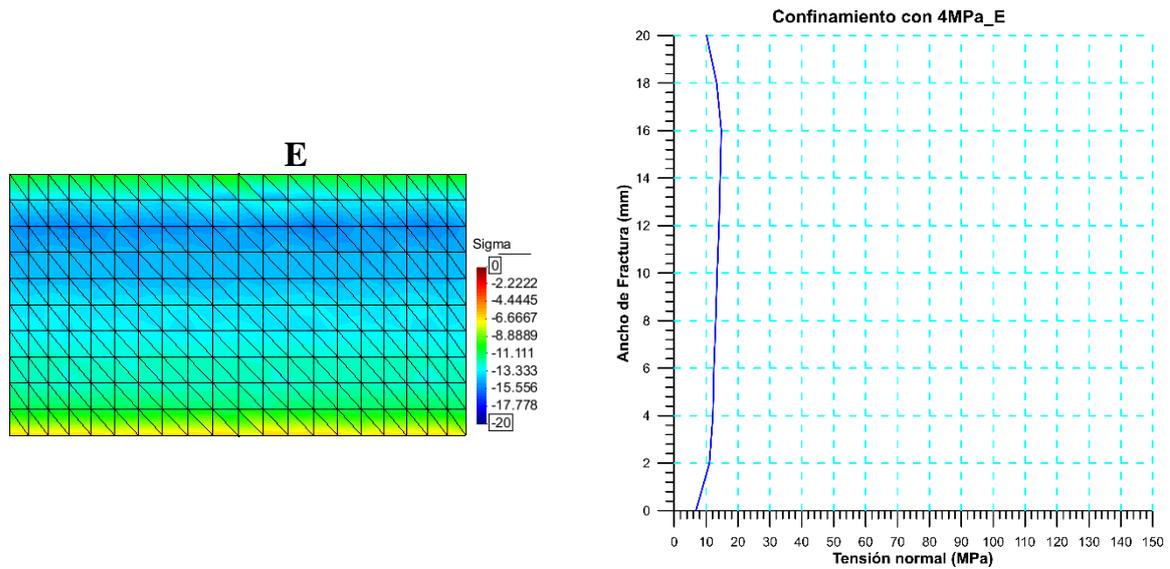
Figura A.13. Evolución de la energía de fractura en la junta radial en el modelo de 2 MPa.

Resultados del modelo con  $Tan \phi_{res}=0.7$  para el caso de 4MPa

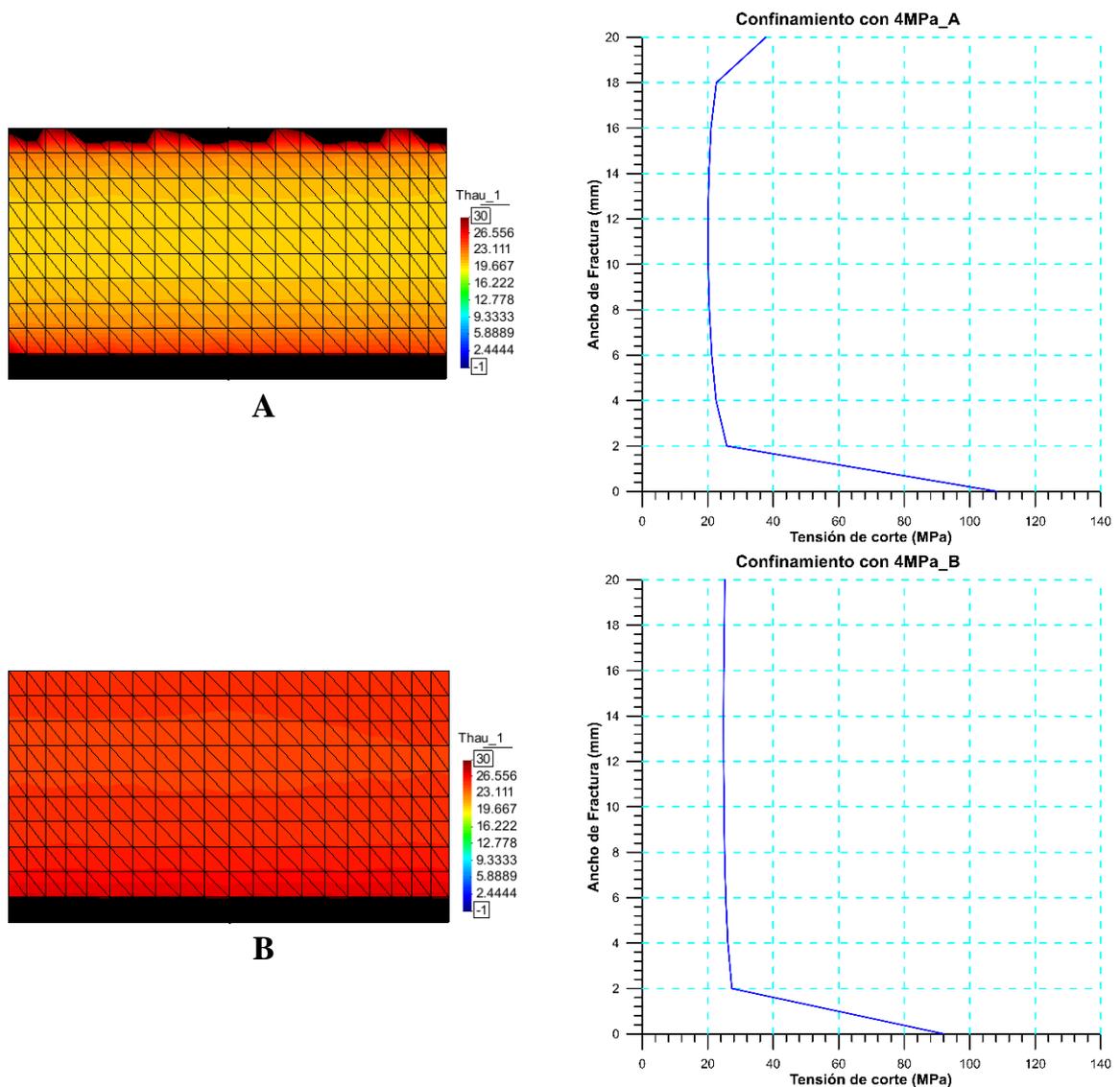
En las figuras A.14 y A.15, se presentan los gráficos de los perfiles obtenidos de las tensiones normales y de corte del modelo en el caso de 4 MPa. En la figura A.16 son los gráficos respecto a la energía de fractura en la junta circumferencial. Y por último en las figuras A.17 y A.18 se encuentran los resultados con respecto a la junta radial, donde se aprecia las gráficas de tensiones normales y energía.

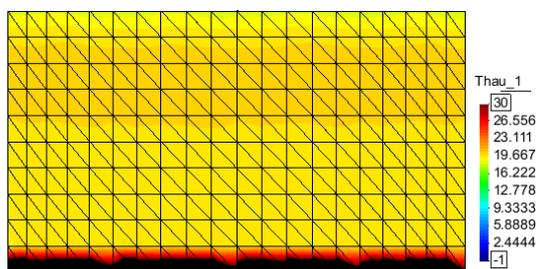




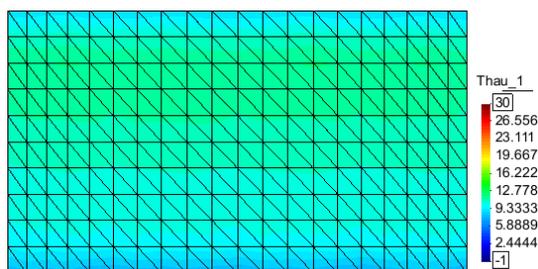
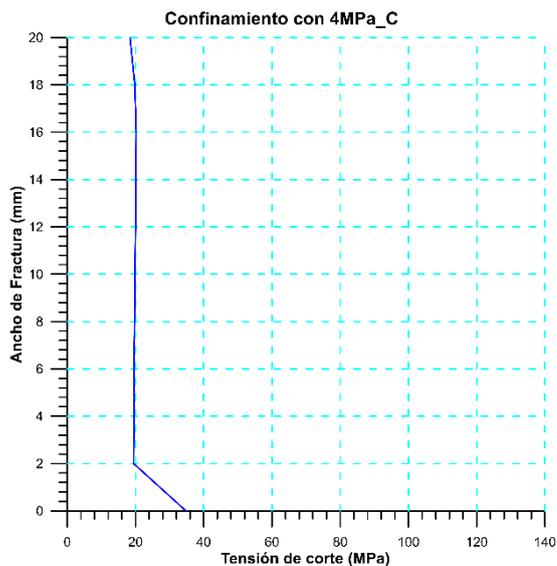


A.14. Evolución de las tensiones normales de la junta circunferencial del modelo de 4 MPa.

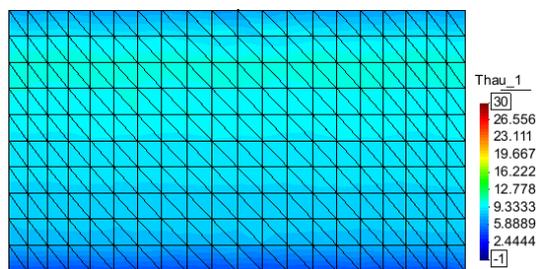
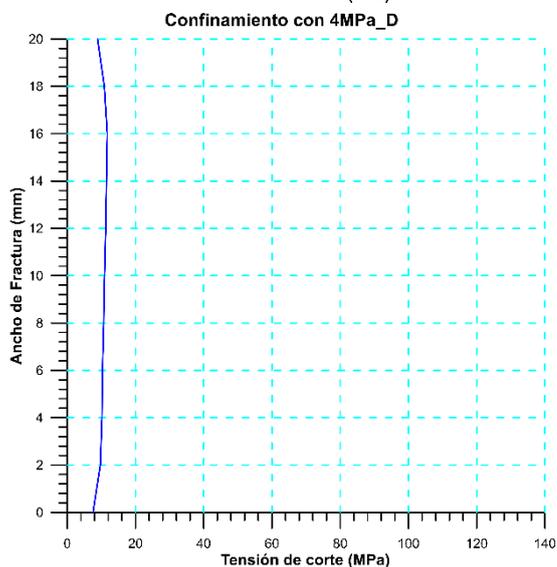




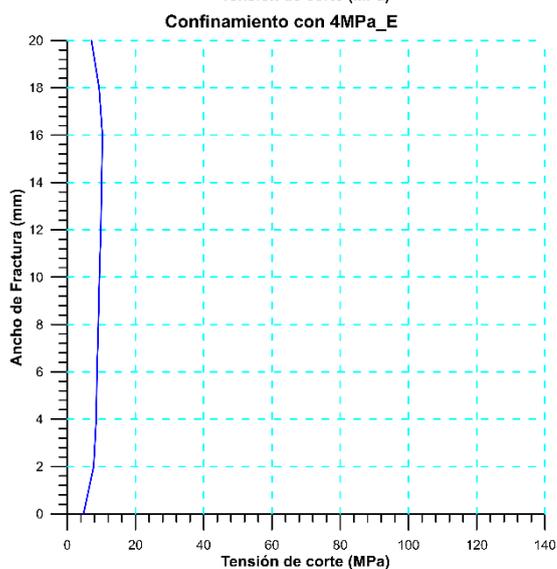
C



D



E



A.15. Evolución de las tensiones de corte de la junta circunferencial del modelo de 4 MPa.

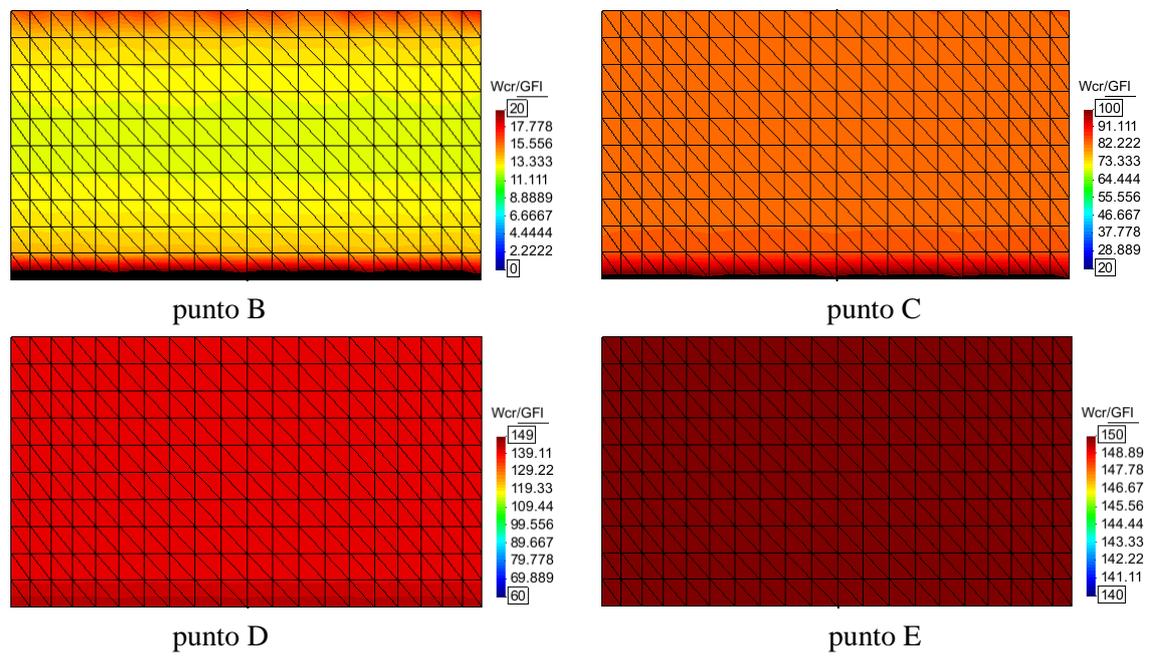
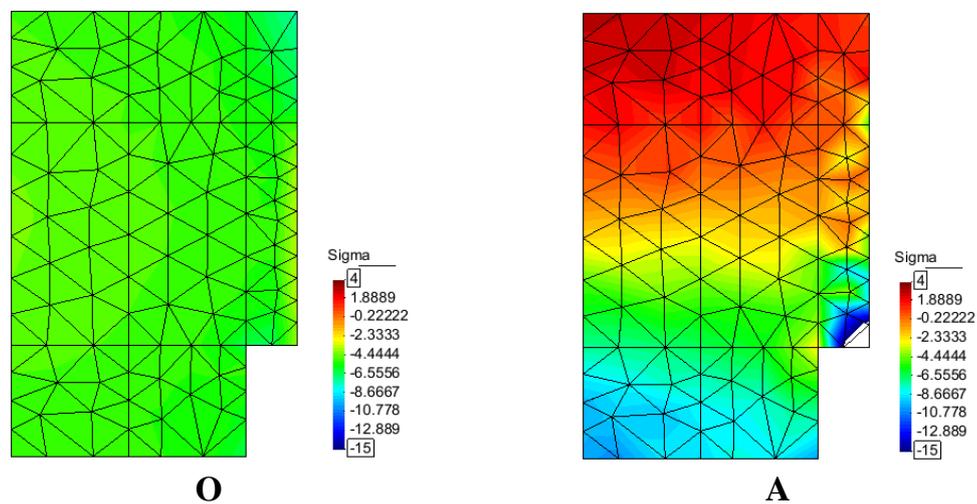


Figura A.16. Evolución de la energía de fractura en la junta circunferencial en el modelo de 4 MPa.



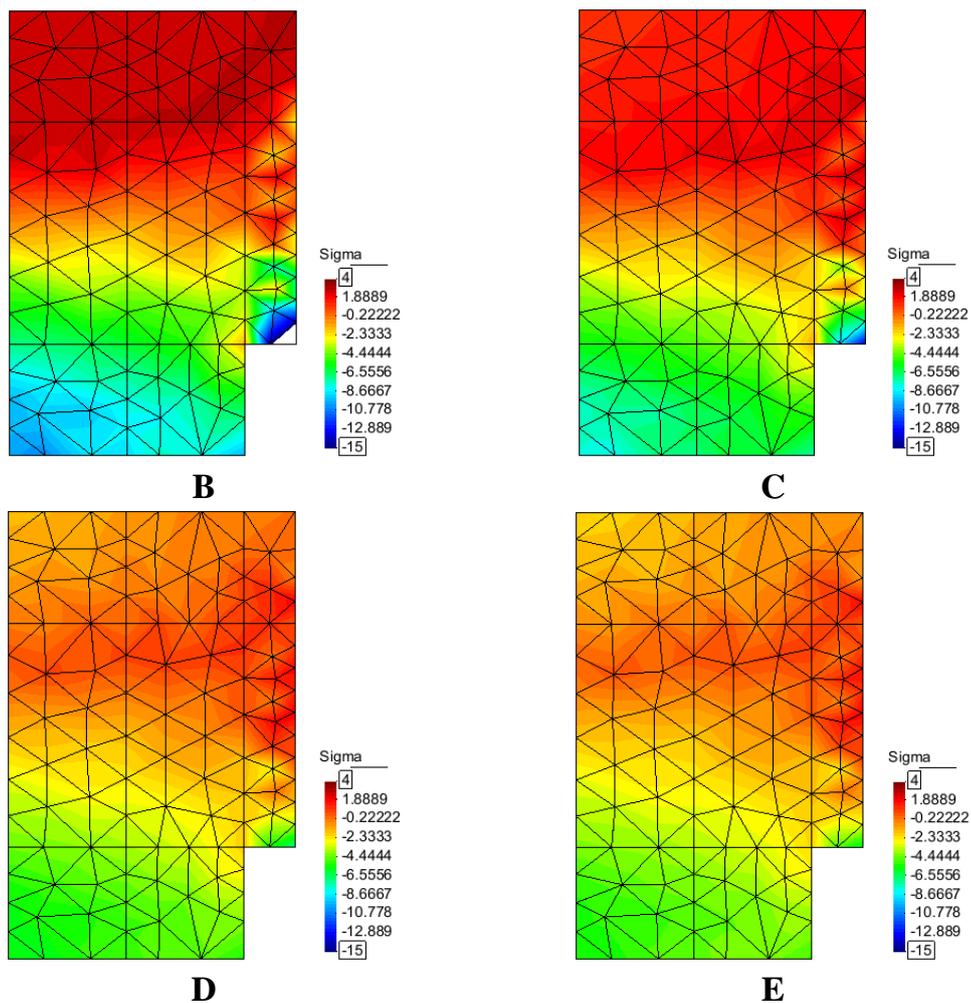
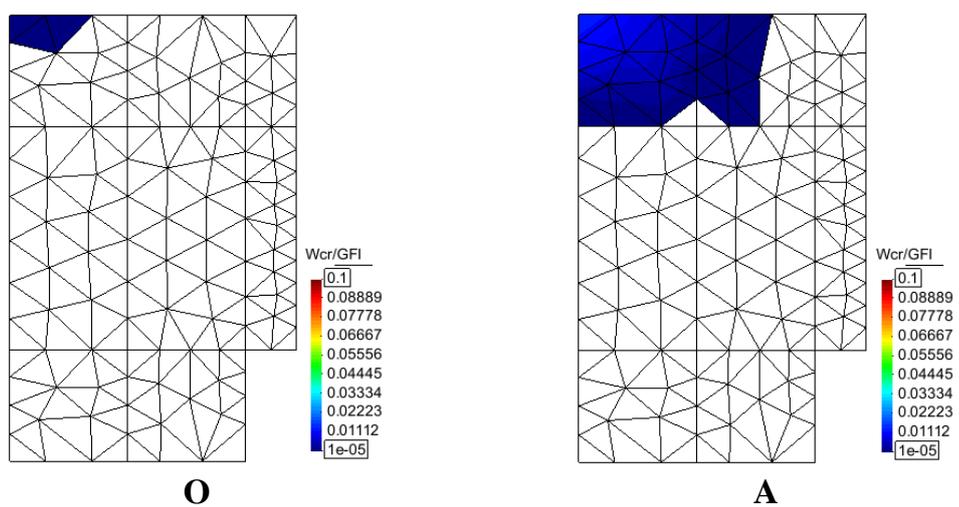


Figura A.17. Evolución de las tensiones normales del modelo de 4 MPa de la junta radial.



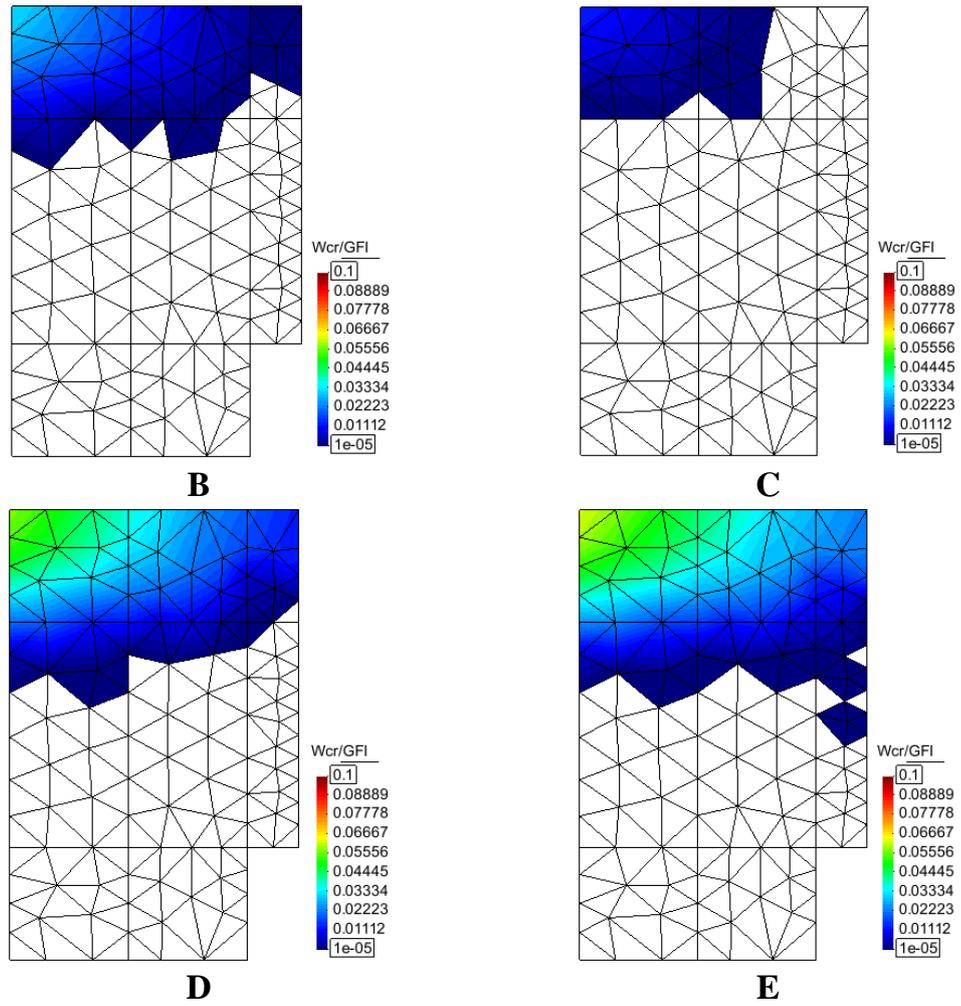
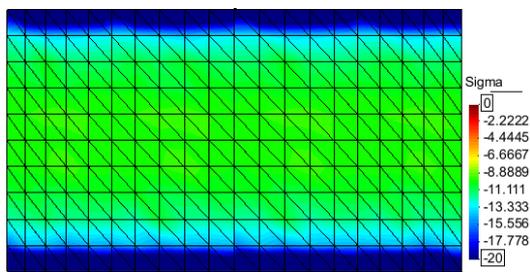


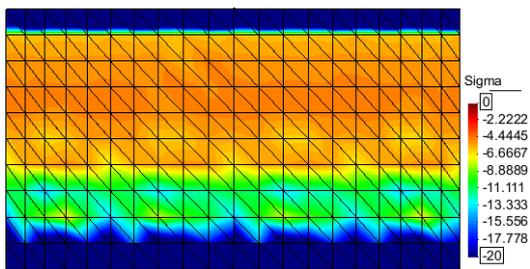
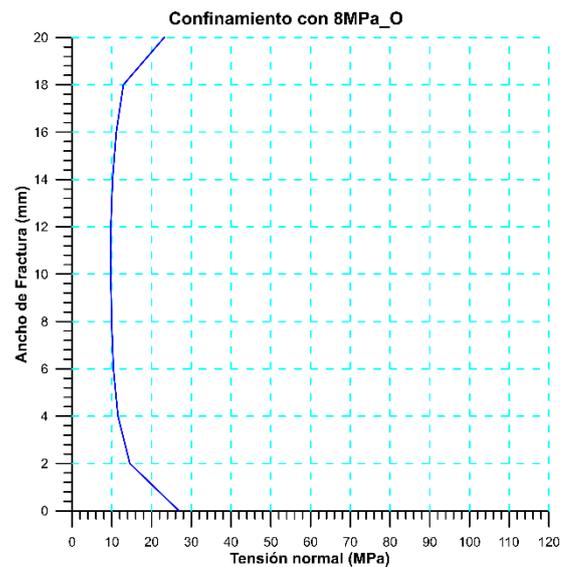
Figura A.18. Evolución de la energía de fractura en la junta radial en el modelo de 2 MPa.

Resultados del modelo con  $Tan \phi_{res}=0.7$  para el caso de 8 MPa

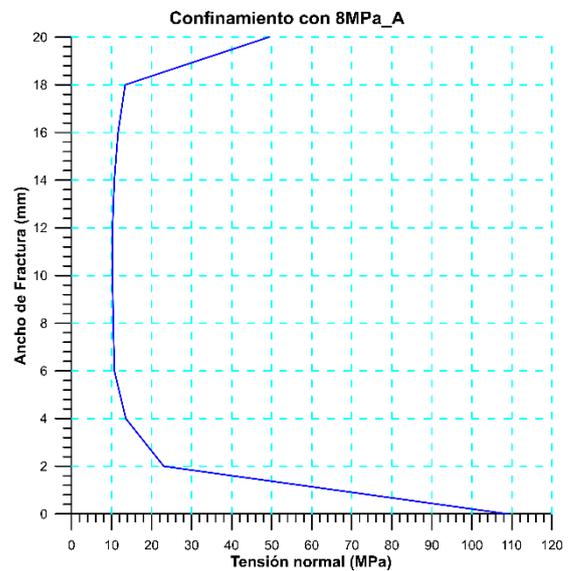
En las figuras A.19 y A.20, se presentan los gráficos de los perfiles obtenidos de las tensiones normales y de corte del modelo en el caso de 8 MPa. En la figura A.21 son los gráficos respecto a la energía de fractura en la junta circumferencial. Y por último en las figuras A.22 y A.23 se encuentran los resultados con respecto a la junta radial, donde se aprecia las gráficas de tensiones normales y energía.

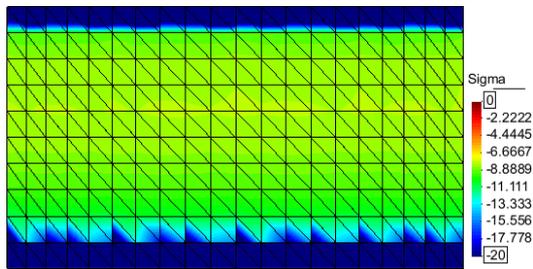


O

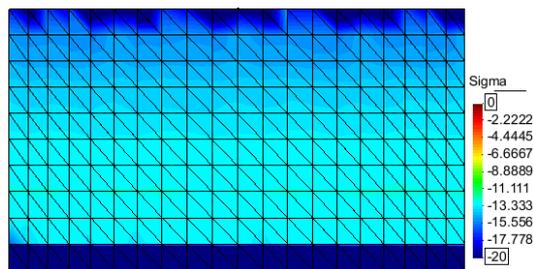
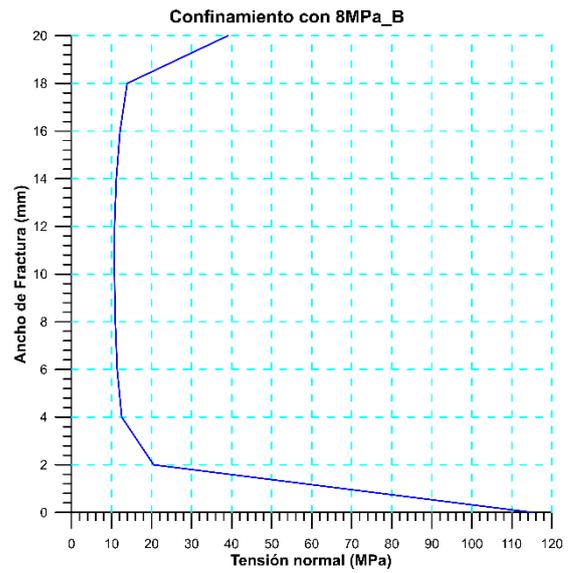


A

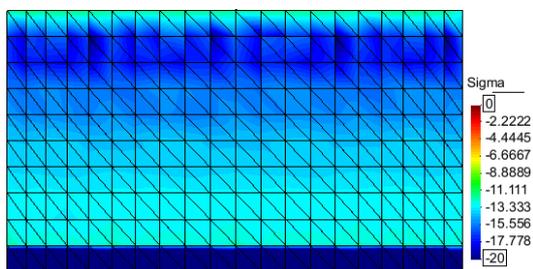
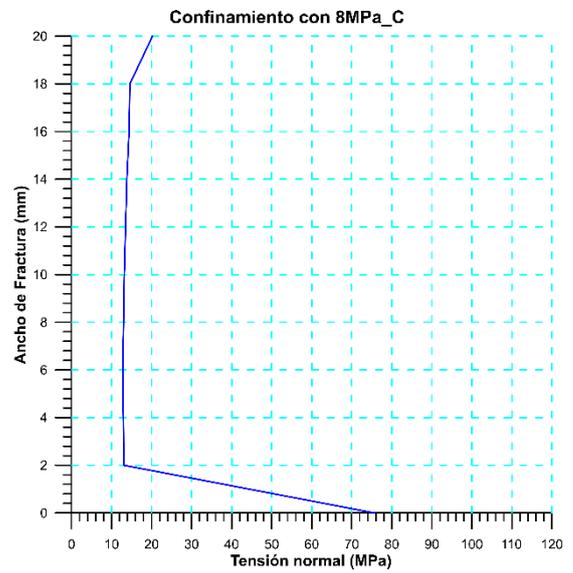




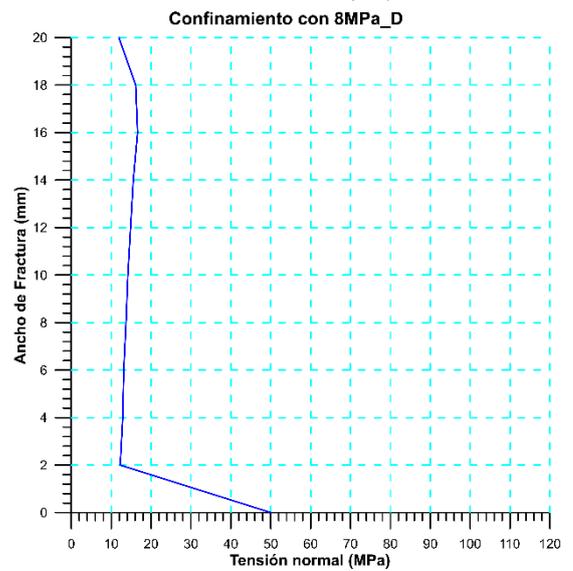
B

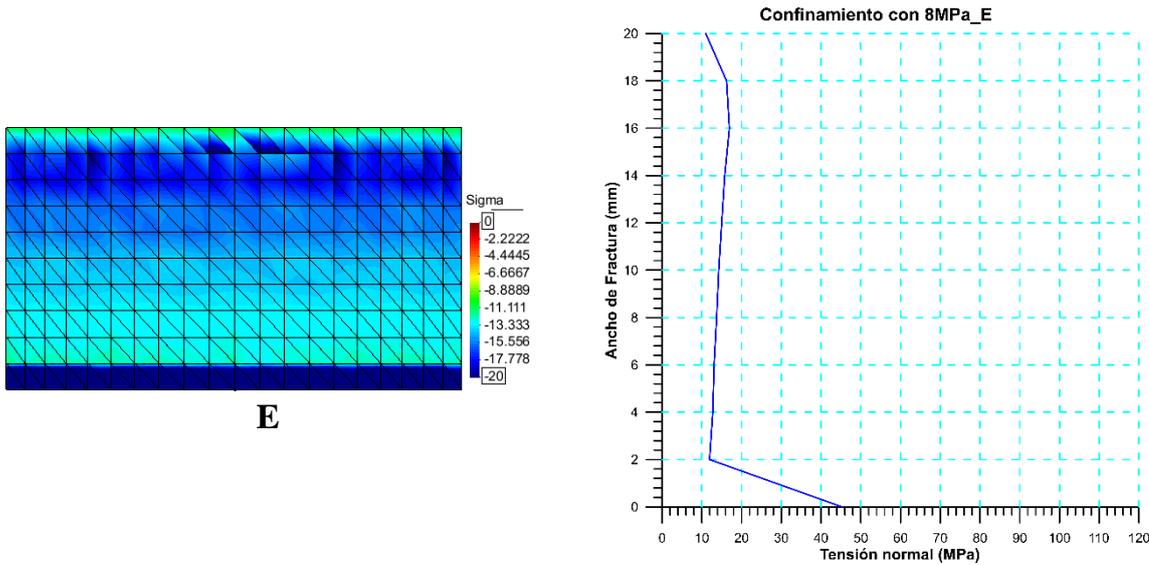


C

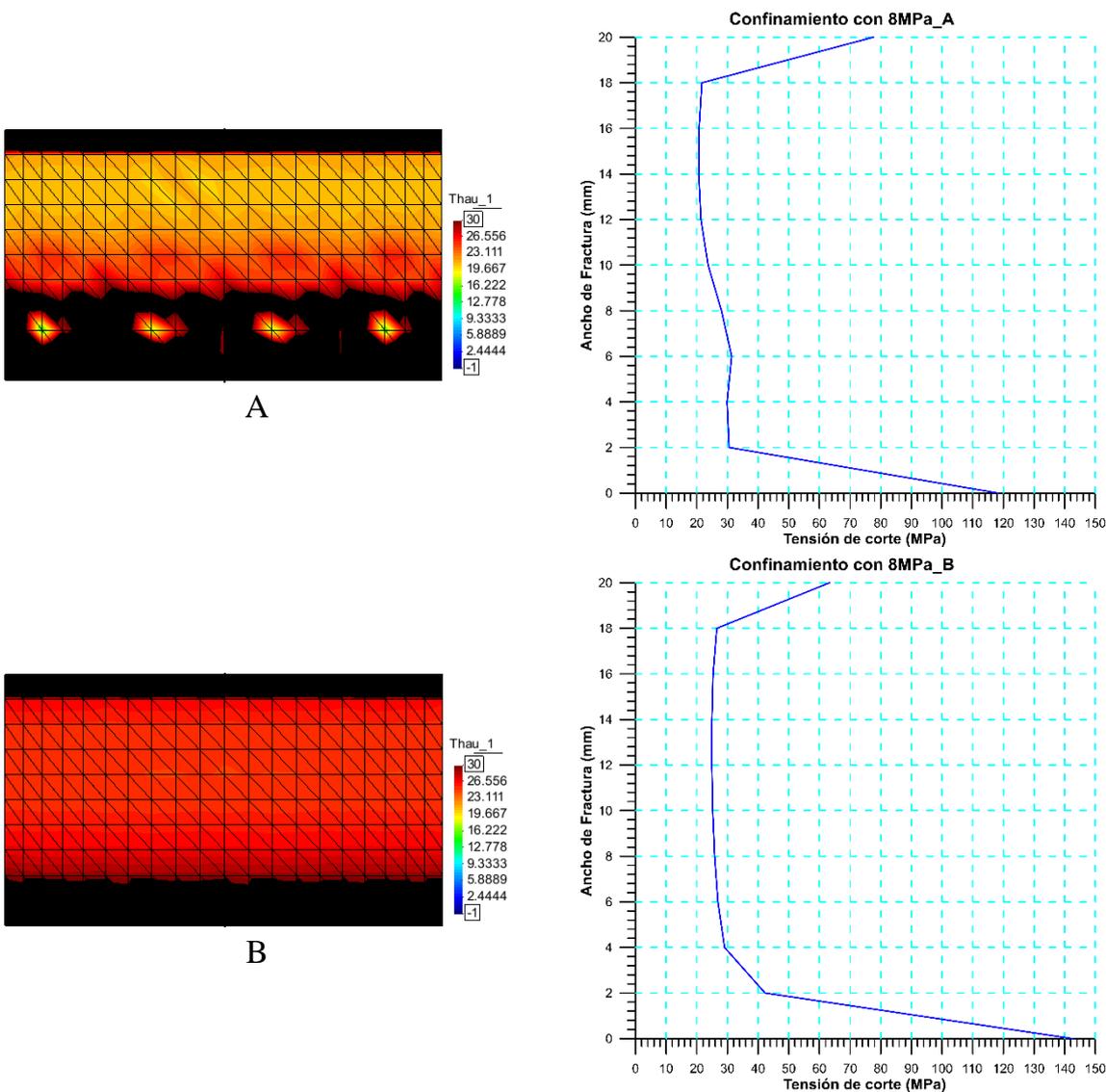


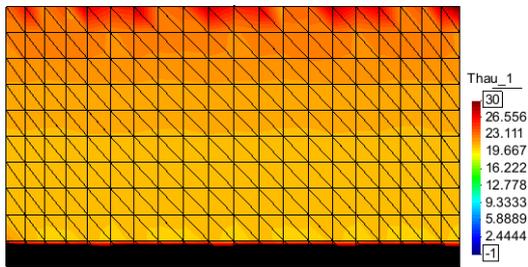
D



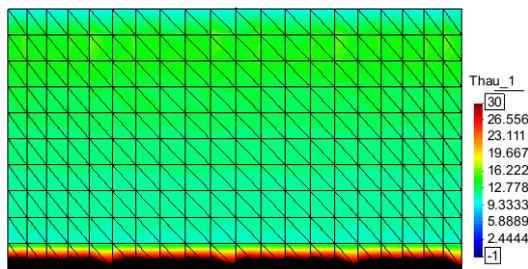
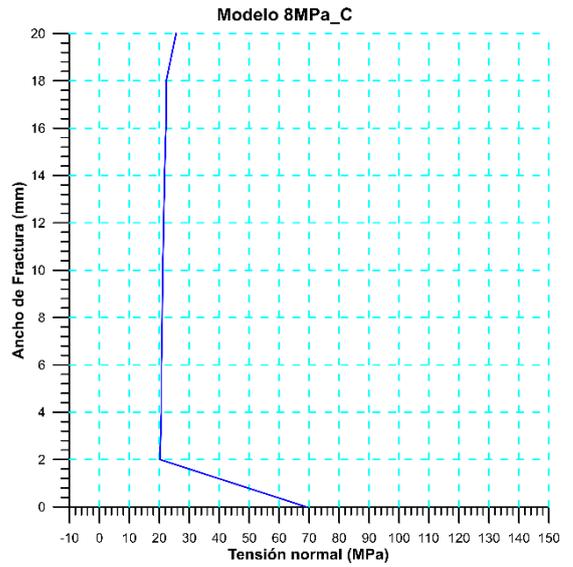


A.19. Evolución de las tensiones normales de la junta circunferencial del modelo de 8 MPa

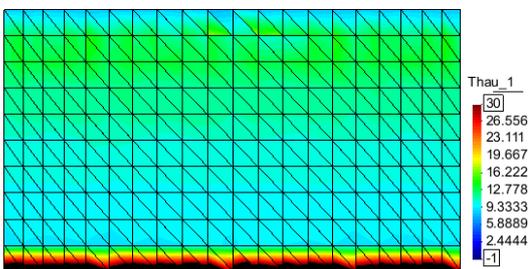
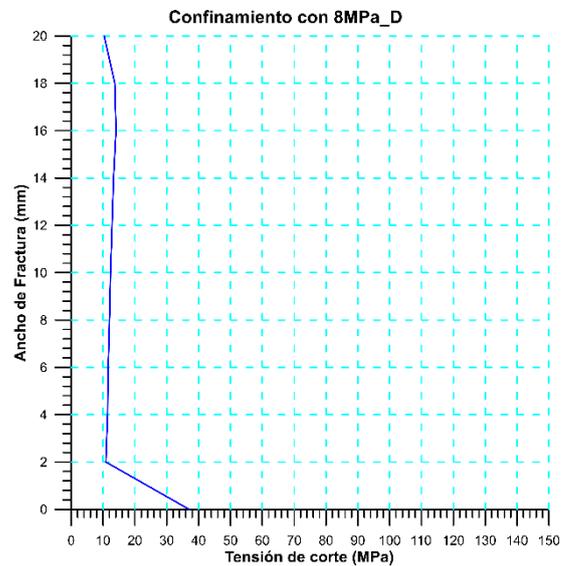




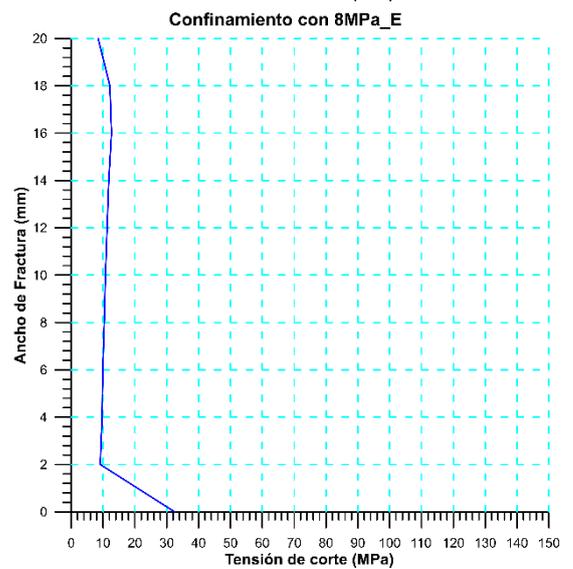
C



D



E



A.20. Evolución de las tensiones de corte de la junta circunferencial del modelo de 8 MPa.

Anexos

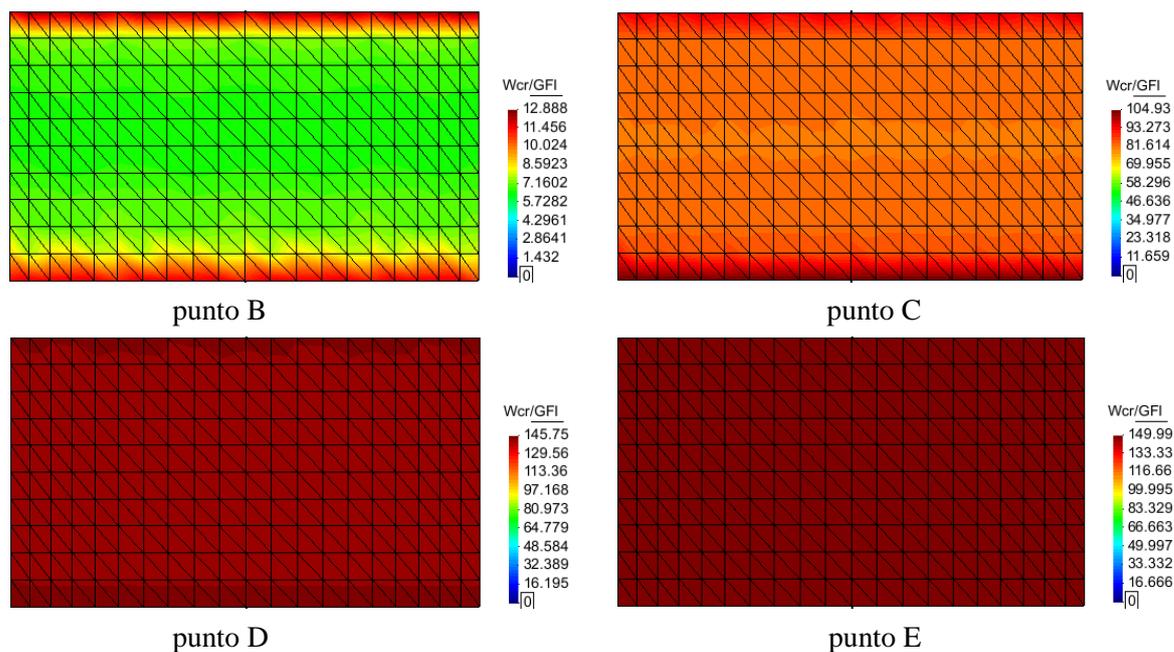
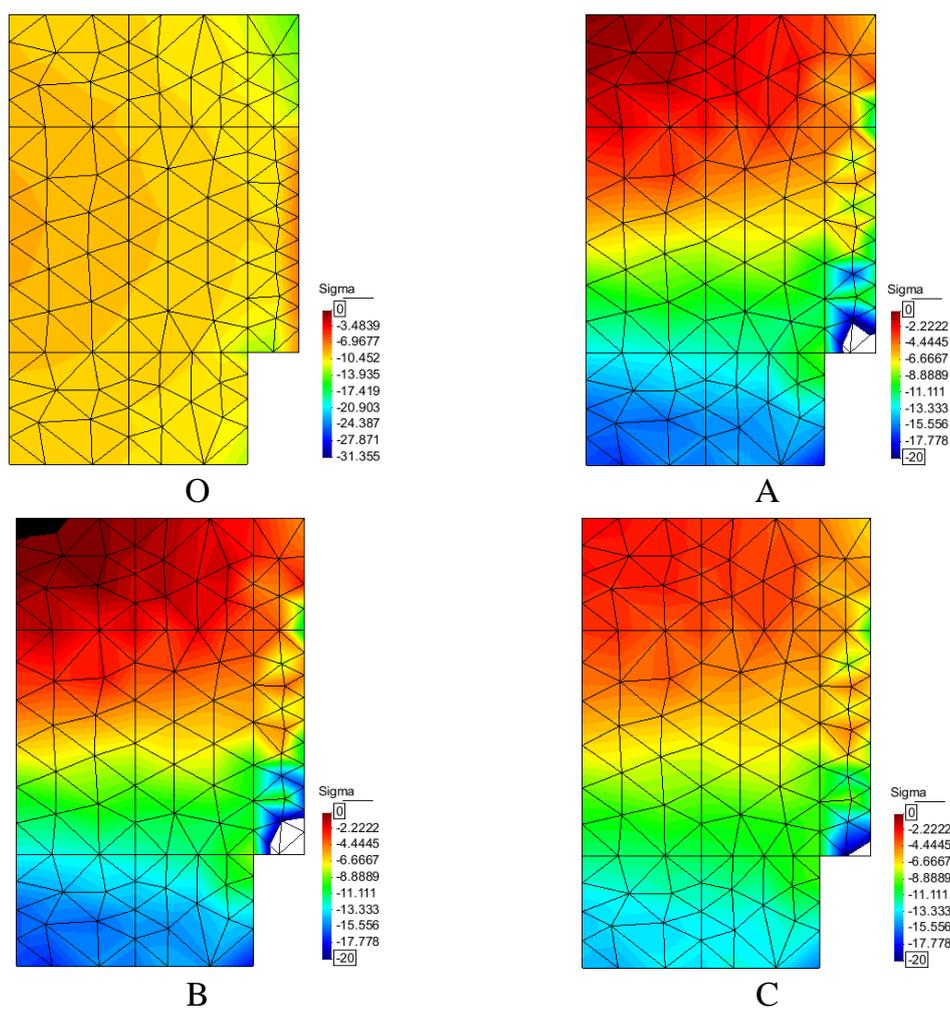


Figura A.21. Evolución de la energía de fractura en la junta circunferencial en el modelo de 8 MPa.



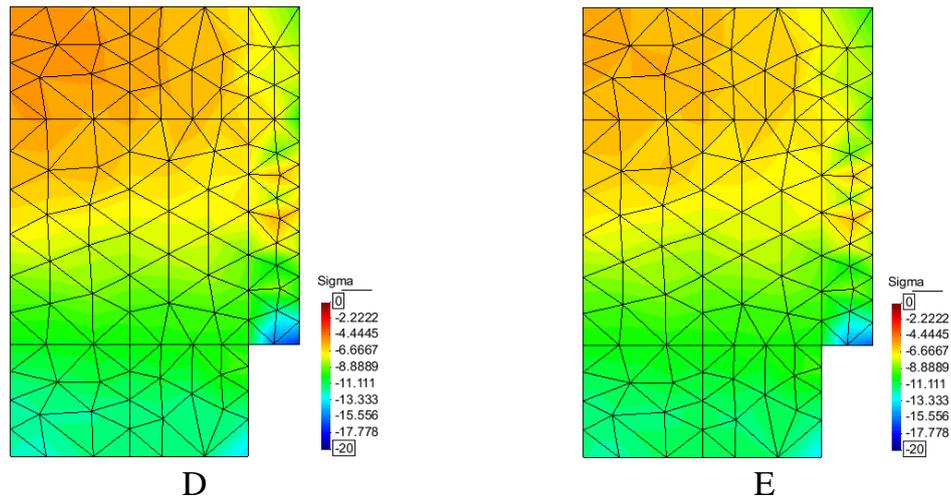


Figura A.22. Evolución de las tensiones normales del modelo de 8 MPa de la junta radial.