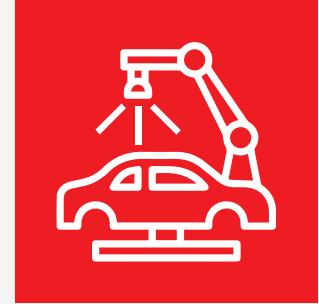


# Memorias del Encuentro Argentino de Ingeniería

- | Enseñanza de la Ingeniería-CAEDI
- | Gestión de la Educación en Ingeniería
- | Agrimensura, Geodesia y Ciencias de la tierra y el mar
- | Biotecnología y Bioingeniería
- | Materiales y Nanotecnología aplicada a los materiales
- | Desarrollo Tecnológico Social, Vinculación Universidad, Empresa y Estado
- | Ejercicio Profesional de la Ingeniería, Empresas y Servicios
- | Ferroviaria, Automotriz, Naval y Transporte
- | Alimentos y Agroindustria
- | Agronomía y Forestal
- | Energía, Energías Limpias, Energías Renovables y Eficiencia Energética
- | Ingeniería Sostenible, Gestión Ambiental y Cambio Climático
- | Innovación y Emprendedorismo en Ingeniería
- | Mujeres en Ingeniería y Cambio Social
- | Obras y Proyectos de Ingeniería, Infraestructura y Conservación del Patrimonio
- | Tecnología de la Información y Comunicación



**Memorias del Encuentro Argentino de Ingeniería : edición 2022 / José Basterra...**

[et al.] ; contribuciones de Carolina Orcola ; compilación de Martina Perduca ; prólogo de Nestor Braidot ; Jose Basterra. - 1a ed compendiada. - Corrientes : Universidad de la Cuenca del Plata. Secretaría de Políticas del Conocimiento, 2023.

Libro digital, PDF

Archivo Digital: descarga y online

ISBN 978-987-4050-08-3

1. Ingeniería. 2. Educación. I. Basterra, José, prolog. II. Orcola, Carolina, colab. III. Perduca, Martina, comp. IV. Braidot, Nestor, prolog.

CDD 620.007

ISBN 978-987-4050-08-3



9 789874 050083



## Título: “Simulación de probetas de Hormigón Utilizando un Método de los Elementos Discretos”

Teibler, Federico <sup>a</sup>; Romero, Andrés <sup>a</sup>; Morel, Claudia <sup>a</sup>; Barrios D’Ambra, Ricardo <sup>a</sup>; Iturrioz, Ignacio <sup>b</sup>; Luis Eduardo Kosteski<sup>c</sup>; Jorge Daniel Riera<sup>b</sup>

a Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional del Nordeste (UNNE)

b Mechanical Post-Graduate Program, Federal University of Rio Grande do Sul (UFRGS)

c Engineering Post Graduation Program and MAEC Group, Federal University of Pampa (UNIPAMPA)

[cmorel@ing.unne.edu.ar](mailto:cmorel@ing.unne.edu.ar)

### Resumen

En el presente artículo se expone los resultados obtenidos de una serie de simulaciones de modelos de probetas prismáticas de hormigón sometidas a esfuerzo de compresión axial sin confinamiento, utilizando distintos tipos de restricciones laterales. El objetivo es cuantificar la influencia de las diferentes condiciones de borde en la capacidad resistente de los especímenes.

Los prototipos de probetas de forma prismática poseen una base cuadrada de 10 cm y una altura de 20 cm. Para la simulación de la carga se aplican desplazamientos prescriptos en el extremo del modelo, reproduciendo el desplazamiento del cabezal de carga sobre las probetas. Se presentan los diagramas tensión-deformación y los patrones de rotura obtenidos, comparándolos con resultados de laboratorio.

El Método de los Elementos Discretos utilizado, logra reproducir los valores de carga pico y presenta semejanza en los patrones de fisuración. Las diferentes condiciones de contorno muestran una marcada influencia en el comportamiento de los modelos, resultando en distintas capacidades de carga para un mismo material.

### Abstract

This paper presents the results of a series of model simulations of prismatic concrete specimens subjected to axial compressive loading without confinement with different types of lateral restraints. The objective is to quantify the influence of the different boundary conditions on the resistance of the specimens.

The prismatic shaped specimens have a square base of 10 cm and a height of 20 cm. To simulate the loading, prescribed displacements are applied at the end of the model to replicate the displacement of the load head on the specimens. The stress-strain diagrams and the obtained fracture patterns are presented and compared with laboratory results.

The discrete element method used reproduces the loading peaks and shows similarities in the crack patterns. The different boundary conditions have a significant effect on the behavior of the models and lead to different load capacities for the same material.

**Palabras clave:** Comportamiento de materiales, Método de los elementos discretos, Materiales cuasi frágiles.

### INTRODUCCIÓN

Los distintos tipos de restricciones entre los platos de carga y la probeta de hormigón influyen en los resultados, tanto cuantitativamente (tensión pico o resistencia a la compresión, ductilidad, energía) como cualitativamente (tipo de rotura) ocasionando cambios de comportamiento del material.

En la actualidad se continúa buscando métodos de eliminar o atenuar la fricción que genera la restricción en los extremos utilizando dispositivos antifricción. Reducir la fricción es recomendable para disminuir la variación en la resistencia, y también para poder ensayar probetas más pequeñas en forma confiable,

lográndose mayor precisión y economía en el testeo del hormigón.

Entre los grupos de métodos de discretización del continuo que se utilizan para estudiar el daño en materiales cuasi frágiles, el Método de los Elementos Discretos (MED) es una formulación que puede utilizar fórmulas estadísticas. El cuerpo sólido se describe como una red interconectada de elementos uniaxiales donde las masas están localizadas en los nodos. La rigidez de cada una de estos elementos uniaxiales se correlaciona directamente con las propiedades del material sólido. La fractura se caracteriza por una reducción en las fuerzas entre los nodos.

En este trabajo se presenta una serie de simulaciones numéricas utilizando el MED en modelos de probetas prismáticas de hormigón de 20 cm de altura con base cuadrada de 10 cm de lado sometidos a ensayos de compresión no confinada con distintos tipos de condiciones de contorno, enfocándose en la influencia que tiene sobre la resistencia la fricción entre la probeta y los cabezales de carga, la capacidad de deformación y el modo de falla de la probeta.

Como parámetro de comparación para la validación de los modelos simulados, se utilizaron resultados experimentales de laboratorio [1].

### EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS DISCRETOS

La versión del método aquí utilizada representa al continuo por medio de un arreglo cúbico espacial periódico de barras con sus masas concentradas en sus extremos. La estrategia de discretización [2], es ilustrada en la Figura 1.

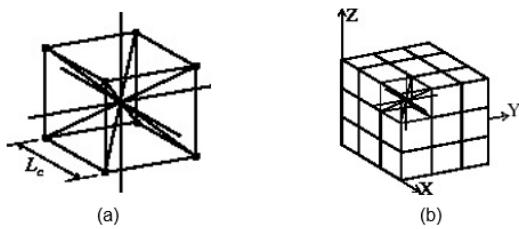


Figura 1: Estrategia de discretización del MED: (a) módulo cúbico básico, (b) Prisma formado a partir de varios módulos cúbicos.

Este método usa un módulo cúbico básico constituido por veinte barras y nueve nodos [3]. Cada nodo posee tres grados de libertad, los cuales son los tres componentes del vector desplazamiento en el sistema global de referencia.

Para la disposición geométrica básica utilizada aquí, las longitudes de los elementos longitudinales y diagonales son  $L_n=L$  y  $L_d=\sqrt{3}L/2$ , respectivamente. Las ecuaciones que relacionan la rigidez de los elementos equivalentes y las propiedades de un sólido elástico isotrópico se presentan a continuación:

$$EA_n = E\phi L^2, EA_d = \frac{A_0 2\sqrt{3}}{3} \quad (1)$$

Donde el módulo de Young se denota por  $E$ ,  $L$  es la longitud de los elementos longitudinales,  $\delta = \frac{9v}{(4-8v)}$  y

$\phi = \frac{9+8\delta}{18+24\delta}$  son coeficientes que relacionan los parámetros, definidos para elementos longitudinales y diagonales, con las propiedades del sólido linealmente elástico. El coeficiente de Poisson  $v$  aparece en la definición del factor  $\delta$ . El modelo MED utilizado aquí es completamente equivalente a un sólido elástico

isotrópico cuando  $v=0,25$ . Las relaciones entre las propiedades de los sólidos elásticos y la rigidez de los elementos MED fueron examinadas exhaustivamente por [4]. La discretización espacial da como resultado  $N$  ecuaciones de movimiento, en las que se supone que el amortiguamiento del material interno es una función lineal de las velocidades de las masas nodales. Las ecuaciones de movimiento resultantes pueden escribirse en la conocida forma:

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{C}\dot{\mathbf{u}} + \vec{\mathbf{F}}_r(t) - \vec{\mathbf{P}}(t) = 0 \quad (2)$$

donde  $\vec{\mathbf{u}}$  representa el vector de desplazamientos nodales generalizados, un punto superior denota la derivada temporal,  $\mathbf{M}$  la matriz de masa diagonal,  $\mathbf{C}$  la matriz de amortiguamiento, ambas supuestas diagonales,  $\vec{\mathbf{F}}_r(t)$  el vector de fuerzas internas que actúan sobre las masas nodales y  $\vec{\mathbf{P}}(t)$  el vector de fuerzas externas. Obviamente, si  $\mathbf{M}$  y  $\mathbf{C}$  son diagonales, la Ec. (2) no está acoplada.

La matriz de amortiguamiento  $\mathbf{C}$  viene dada por

$$\mathbf{C}=2p\zeta fp \mathbf{M} \quad (3)$$

Dónde  $fp$  es la frecuencia en el valor pico del espectro de energía mientras que  $\zeta$  representa la relación de amortiguamiento. En este artículo, el coeficiente de amortiguamiento es  $Df=2\pi\zeta fp$ . El esquema central explícito de diferencias finitas se utilizó para integrar la ecuación (2) en el dominio del tiempo. Dado que las coordenadas nodales se actualizan en cada paso de tiempo, los grandes desplazamientos, cuando ocurren, se contabilizan de manera natural y eficiente.

El MED es particularmente adecuado para simular la transición del daño difuso al desarrollo de grandes discontinuidades. Con este objetivo, la ley constitutiva bilineal que se muestra en la Fig. 2, sugerida originalmente por [5], se ha utilizado ampliamente en aplicaciones pasadas. Esta ley, asumida tanto para elementos del MED longitudinales como diagonales, relaciona la fuerza axial en cada elemento con su deformación uniaxial.

Esta ley constitutiva intenta capturar los efectos irreversibles de la nucleación y propagación de grietas teniendo en cuenta la reducción en la capacidad de carga del elemento y puede modificarse sin dificultad.

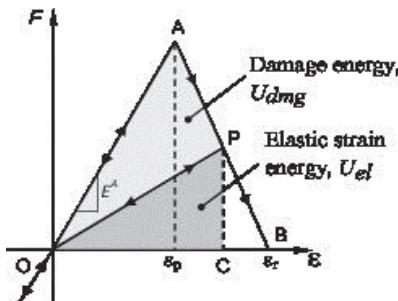


Figura 2: Modelo constitutivo bilineal con daño material.

El área bajo la curva fuerza vs deformación (el área del triángulo OAB en Figura 2) es la densidad de energía requerida para fracturar el área de influencia del elemento. De esta forma, para un punto dado P de la curva el área del triángulo OPC representa la densidad de energía elástica reversible almacenada en el elemento, mientras que el área del triángulo OAP es la densidad de energía disipada por fractura. Una vez que la densidad de energía disipada se hace igual a la energía de fractura, el elemento falla y pierde su capacidad de carga. En el caso de las cargas de compresión el material se comporta como elástico lineal. La falla bajo cargas de compresión es inducida por tracción indirecta. Esta suposición es razonable para materiales quasi-frágiles para los cuales la resistencia última en compresión es usualmente cinco a diez veces mayor que la resistencia a tracción.

Otra característica interesante del método es que, aunque use una ley de daño escalar para describir el comportamiento uniaxial de los elementos, el modelo global explica el daño por anisotropía, ya que los elementos están orientados en direcciones espaciales diferentes.

La barra agota toda su fuerza cuando  $\epsilon$  es igual o mayor que  $\epsilon_r$  (Fig.2), igual a:

$$\epsilon_r = \epsilon_p d_{eq} \left( \frac{A_i^*}{A_i} \right) \left( \frac{2}{L_i} \right) = \epsilon_p k_r \quad (4)$$

donde  $\epsilon_p$  es la deformación a la máxima resistencia de la barra,  $d_{eq}$  una longitud característica del material, (i) identifica el tipo de barra (i=d) para barras diagonales mientras que (i=n) para barras longitudinales, ( $L_i$ ) es la longitud de la barra, ( $A_i$ ) es la sección transversal de la barra y ( $A_i^*$ ) es el área de fractura equivalente de la barra en análisis. El parámetro adimensional  $k_r$  que se muestra en la Fig. 2 conecta la deformación crítica  $\epsilon_p$  con la deformación de falla  $\epsilon_r$ .

El área de fractura equivalente  $A_i^*$  se deduce igualando la energía disipada ( $U_{diss}^{cubic}$ ) en una muestra continua cúbica de tamaño  $L$  causada por una fractura a lo largo de un plano paralelo a una de sus caras:

$$U_{diss}^{cubic} = G_f L^2 \quad (5)$$

a la energía disipada en una celda del MED (de tamaño  $L$ ) a lo largo del mismo plano de fractura. El área de los elementos que cruzan los límites básicos del cubo es:

$$A_n^* = \frac{3}{22} L^2 \quad (6)$$

Consecuentemente:

$$A_d^* = \frac{2}{\sqrt{3}} A_n^* = \frac{4}{22} L^2 \quad (7)$$

Los detalles de esta deducción se pueden encontrar en [6].

La deformación a la máxima resistencia de la barra  $\epsilon_p$  se calcula de la siguiente manera:

$$\epsilon_p = \sqrt{\frac{G_f}{E d_{eq}}} \quad (8)$$

El significado físico de  $d_{eq}$  está relacionado con el hecho de que si se desarrolla una fisura de longitud superior a  $d_{eq}$  en la estructura se propagará de manera inestable cuando se aplique un nivel crítico de carga [5].

En aplicaciones anteriores, se suponía que  $G_f$  era un campo aleatorio con una distribución de probabilidad de Weibull dada por:

$$prob(G_f) = 1 - exp[-(G_f/\beta)^\gamma] \quad (9)$$

Dónde  $\beta$  y  $\gamma$  denotan los parámetros de escala y forma, respectivamente.

El enfoque numérico descrito anteriormente se usó ampliamente para resolver varios problemas de ingeniería lineal y no lineal, incluidos los casos en los que la no linealidad es causada por fractura y fragmentación, como lo ilustran [7]. Las aplicaciones típicas incluyen el análisis de caparazones sometidos a cargas impulsivas [8]-[9], generación y propagación de terremotos. [10]-[11], emisión acústica en materiales quasi-frágiles [12].

La aleatoriedad del modelo es introducida considerando  $G_f$  como un campo aleatorio con una función de densidad de Weibull caracterizada por la media  $\mu(G_f)$  y un coeficiente de variación  $CV(G_f)$ . Es necesario también considerar la función de correlación espacial de su parámetro aleatorio. En la presente versión del MED, la función de correlación se considera constante, lo que significa que en el intervalo de la longitud de correlación  $L_{corr}=2L_c$ .

La introducción de pequeñas perturbaciones en el arreglo cúbico, generados por pequeños desplazamientos iniciales en los puntos nodales, deberían también resultar en pequeños cambios en la rigidez de los elementos. Por lo tanto, se supone que los coeficientes de rigidez del modelo MED permanecen inalterados por pequeñas perturbaciones de la malla. Además, la respuesta lineal del modelo debe permanecer inalterada dentro del rango de interés. Básicamente, se supone que los nodos en el modelo perturbado están desplazados de su posición en un

arreglo cúbico perfecto, definido por coordenadas nodales ( $x_n, y_n, z_n$ ), como se indica en la Ecuación (10).

$$(x_n + r_x(L_c), y_n + r_y(L_c), z_n + r_z(L_c)), \quad (10)$$

donde  $r_x, r_y$  y  $r_z$  son números aleatorios con distribución normal, media cero y coeficiente de variación  $CV_p$ .  $L_c$  denota la longitud de los elementos longitudinales en la celda cúbica. El valor de  $CV_p$  que mejor se ajusta a la evidencia experimental se determinó mediante experimentación numérica. La introducción de este tipo de perturbaciones en la malla es fundamental para mejorar el rendimiento del modelo en probetas modeladas sometidas a esfuerzos de compresión. En la bibliografía [13]-[14] se presentan más detalles sobre la perturbación de la malla.

En el contexto de este trabajo, se tienen dos modelos con igual tamaño y con las mismas propiedades materiales,  $G_f$ ,  $E$  y  $\epsilon_p$  (estos valores definen un  $deq$ ) pero diferentes condiciones de contorno. Un modelo posee restringido su desplazamiento sólo en el sentido del eje "Y" y el otro, en los tres ejes coordenados "X", "Y" y "Z". Las diferencias en el comportamiento observadas, serán descriptas en los párrafos siguientes.

## DESCRIPCIÓN DEL PROBLEMA A SER ESTUDIADO

### MODELO FÍSICO

Para caracterizar la respuesta del hormigón sometido a compresión no confinada, se pueden utilizar diferentes esquemas experimentales. Bandeira et al [1] realizaron una serie de ensayos con probetas cilíndricas, prismáticas y cúbicas, dividiendo las muestras en cilindros de altura  $h = 20$  cm y diámetro  $b = 10$  cm, prismas de altura  $h = 20$  cm y 10 cm de lado y cubos de 10 cm de lado.

Los ensayos de compresión se realizaron bajo distintas condiciones de contorno en los planos cargados. El esquema elegido para aumentar la restricción a los desplazamientos laterales, fue el de placas adheridas con pegamento. Como dispositivos de reducción de la fricción se utilizaron: Placa engrasada, cabezal de teflón y cabezales con cepillos metálicos. En ese trabajo se estudió la influencia de las condiciones de contorno, midiendo los cambios en la resistencia a la compresión y el modo de ruptura.

### MODELO COMPUTACIONAL

Para el presente trabajo se utilizaron modelos prismáticos de 20 cm de alto con una base cuadrada de 10 cm de lado. El mallado de la discretización consta de 10 módulos cúbicos de 1 cm de longitud, en la base

cuadrada y 20 módulos en altura, conformando un modelo tridimensional compuesto de 4541 nodos y 28540 barras. Se aplica un desplazamiento prescripto en el extremo superior, simulando la acción del cabezal que ensaya una probeta a un esfuerzo de compresión.

Los resultados experimentales de laboratorio utilizados para comparación, corresponden al trabajo realizado por Bandeira et al [1].

Se utilizaron dos formas de restricción de los nodos centrales de los extremos superior e inferior de los modelos tridimensionales de probetas prismáticas. Las figuras 3 (a) y (b) muestran esquemas de su disposición.

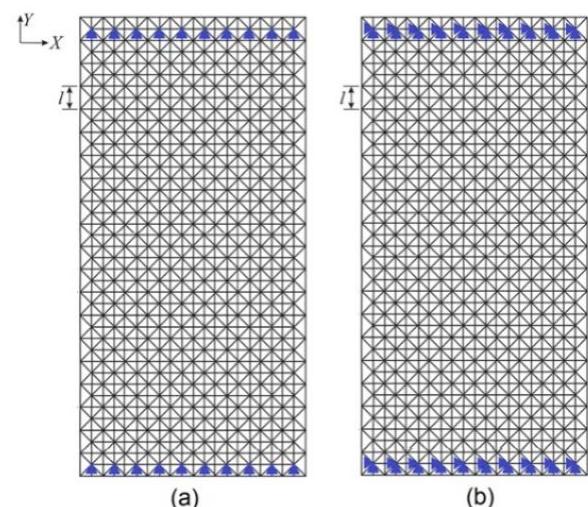


Figura 3: Detalle de las restricciones en los nodos centrales, (a) restricciones sólo en sentido "Y", (b) restricciones en sentidos "X" "Y" "Z".

En la Figura 3 (a) los nodos se ven restringidos sólo en el sentido del eje "Y". Esta configuración emula las condiciones de restricción que imponen los dispositivos anti fricción como el cabezal engrasado, con teflón y cabezal con cepillos metálicos.

Mientras que en la Figura 3 (b), los nodos están inhibidos en su desplazamiento en los sentidos de los ejes "X", "Y" y "Z". En este caso, se busca simular las condiciones de borde impuestas por los cabezales adheridos con pegamento.

En cuanto a las propiedades del material se adoptó un módulo de elasticidad de 32 GPa, un módulo de Poisson de 0,25, densidad 2400kg/m<sup>3</sup>. La energía específica de fractura  $G_f = 70$ N/m, con un coeficiente de variación  $CV_{GF}=1$ . El valor de deformación específica  $\epsilon_p = 0,0003$  y  $deq = 0,024$ m.

Es importante notar que: (i)  $\epsilon_p$  no es un parámetro de entrada del material y depende de  $G_f$ ,  $\epsilon_p$  es también una variable aleatoria. (ii) El coeficiente de variación de  $G_f$  de 100% se puede justificar pues es aplicado a la

generación de valores en las barras, si consideramos que en la media 14 barras forman un módulo cúbico básico del modelo, es posible calcular que el coeficiente de variación de la propiedad  $G_f$  relacionada a la dimensión de un módulo cúbico sería de entre [2 a tres veces menor] o sea que el  $CV(G_f)$  relacionado con el sólido sería de aprox 40% lo cual es un valor razonable para el tipo de material representado.

En la tabla 1 se resumen las propiedades y variables utilizadas en las simulaciones.

**Tabla 1: Parámetros de entrada considerados en las simulaciones con MED.**

Longitud del elemento cúbico LCO	0,01m
Número de módulos en dirección x, z	10
Número de módulos en dirección y	20
Coeficiente Poisson	0,25
Densidad [ $\rho$ ]	2400 kg/m <sup>3</sup>
Módulo de Young [E]	32 GPa
$G_f$	70 N/m
$CV_{GF}$	1
$\epsilon_p$	0,0003
$deq$	0,024 m

## RESULTADOS

Las curvas tensión – deformaciones, comparadas con las obtenidas experimentalmente por Bandeira et al.[1], pueden verse en la Figura 4. Para indicar las condiciones de borde, se utiliza la siguiente nomenclatura: MED (Y=R), MED (XYZ=R), dónde se indica el eje restringido en su desplazamiento (R: con restricción). La curva correspondiente a la simulación MED (XYZ=R) en línea negra y MED (Y=R), en color gris.

Para la condición Y=R, cuya curva en la Figura 4 es de color gris, la simulación numérica aproxima el valor pico de carga al correspondiente al ensayo de compresión utilizando un cabezal con teflón. Los cabezales de teflón, engrasados y con cepillos metálicos se utilizan para reducir los efectos friccionales, reduciendo la restricción a los desplazamientos laterales en las probetas [1]. Los cabezales engrasados y con cepillos metálicos presentan un comportamiento post pico similar, en el que la probeta pierde su capacidad para resistir más carga. Este efecto también se ve reflejado en la simulación mediante el uso del MED. Se elimina casi por completo el softening post-pico [1].

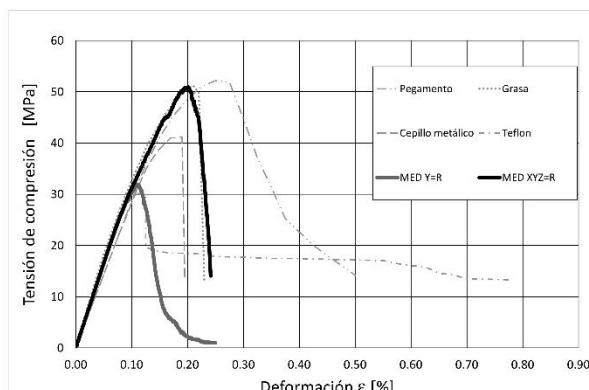
Para la condición XYZ=R, curva en color negro en la Figura 4, se observa que, al introducirse mayores restricciones en los extremos del modelo, el valor pico de tensión aumenta considerablemente, alcanzando valores cercanos al correspondiente al de ensayo de la probeta prismática utilizando un cabezal adherido con pegamento. Esta configuración imprime las mayores restricciones y es la que produce las mayores tensiones de compresión [1]. El comportamiento post-pico presenta un aumento de la tenacidad debido a la fricción entre las probetas y la máquina de ensayo [1]. Este efecto no se ve reflejado en las simulaciones con MED.

Nótese que en las simulaciones realizadas en el MED el comportamiento de post-pico no es capturado, para ello sería necesario incluir en la ley constitutiva del modelo mecanismos de disipación de energía debido a la fricción interna entre las fisuras generadas.

## PATRÓN DE FISURACIÓN

En los ensayos de laboratorio, aquellas probetas en las que se utilizaron cabezales engrasados presentan patrones de fisuras diagonales en su cara frontal. En el comportamiento post-pico, al no limitarse las restricciones laterales, se produce una ruptura abrupta y frágil. Cuando se utilizan cabezales con cepillo metálico y teflón, las fisuras son mayoritariamente verticales en su cara frontal. Este comportamiento coincide con lo esperado para compresión uniaxial. En estos casos, la muestra no se ve afectada por los cabezales de carga [1].

Los modelos simulados muestran fisuras inclinadas y algunas verticales. Se observa “desprendimientos” en las zonas de esquina, Figuras 7 y 8 (a) y (b), en las que se indican con rojo las barras rotas, en amarillo las barras dañadas y en negro las que aún no tienen daño.



**Figura 4: Curvas tensión-deformación características [1] vs curva simulación con MED para ambas condiciones de borde evaluadas,  $XYZ=R$  y  $Y=R$ ,  $E = 32 GPa$ ,  $GF=70 N/m$ ,  $deq=0,024m$ .**

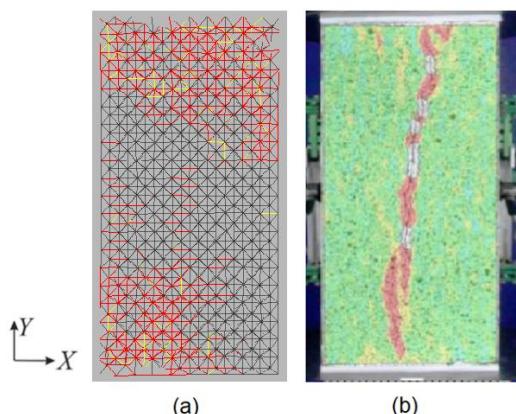


Figura 8: Patrón de fisuración en cara frontal en perspectiva del modelo (a) en modelos 3D simulados con MED, modelo  $Y=R$ , (b) resultados experimentales obtenidos por Bandeira et al, 2022 [1].

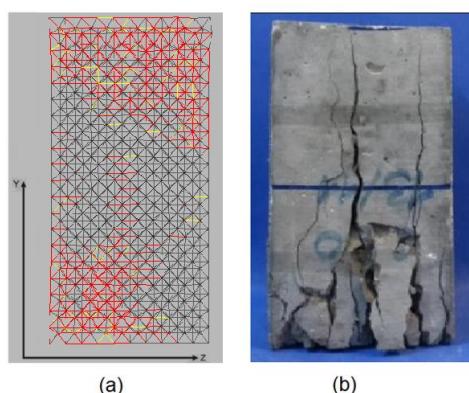
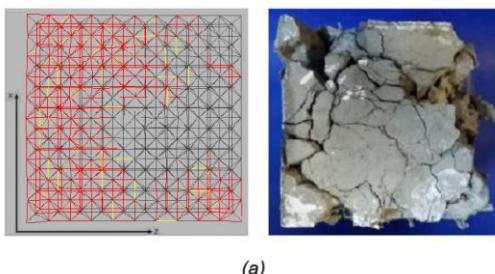


Figura 9: Vistas: (a) perpendicular al eje Y (b) perpendicular al eje X, modelo  $Y=R$ , configuraciones reales fueron publicadas por Bandeira et al, 2022 [1].

Las condiciones de contorno con placas de grasa y cepillo conducen a una respuesta posterior al pico similar, en la que, después de alcanzar el pico de carga, la muestra pierde completamente su capacidad para resistir la compresión [1]. La respuesta de especímenes con esas dos condiciones límite demuestra coherencia en materiales frágiles como el hormigón, ya que el ablandamiento verificado en los ensayos tradicionales de compresión, se debe a la fricción de contacto entre la muestra y los platos de carga de la máquina de ensayo. [1]. Las condiciones de borde impuestas por los cabezales engrasados y con cepillos metálicos eliminan el ablandamiento post-pico. Los modelos simulados

mediante el MED, muestran un patrón de fisuración que asemeja la forma de fisura diagonal presente en las muestras ensayadas con cabezal engrasado, Figuras 10 y 11 (a) y (b).

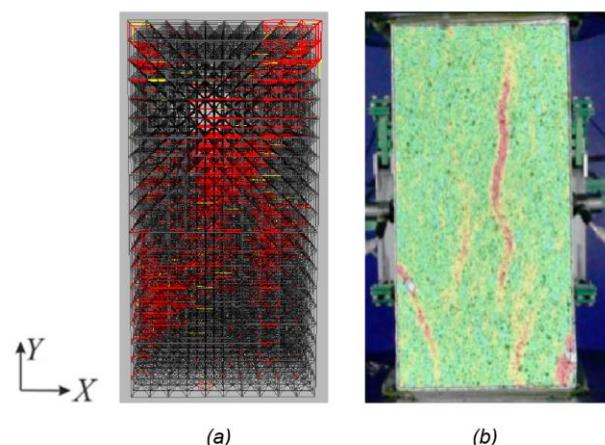


Figura 10: Patrón de fisuración en cara frontal en perspectiva del modelo en 3D en modelos simulados con MED, modelo  $XYZ=R$ , (b) resultados experimentales obtenidos por Bandeira et al, [1].

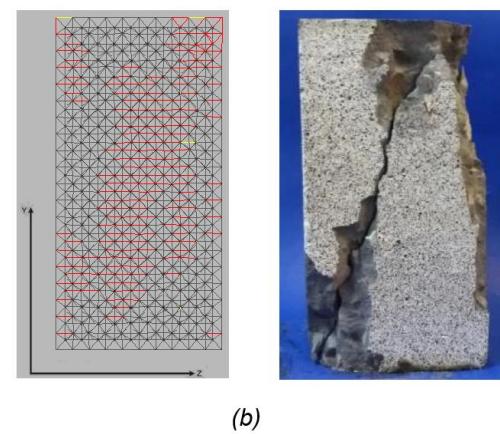
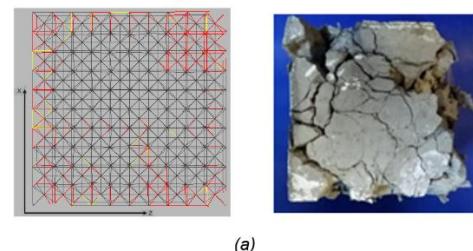


Figura 11: Vistas: (a) perpendicular al eje Y (b) perpendicular al eje X, modelo  $XYZ=R$ , configuraciones reales fueron publicadas por Bandeira et al, [1].

## CONCLUSIONES

Se llevaron a cabo simulaciones de probetas de concreto sujetas a compresión axial sin confinamiento

empleando modelos prismáticos de 20 cm de altura y base cuadrada de 10 cm de lado, utilizando dos tipos de restricciones en sus extremos. Las dos configuraciones elegidas fueron, restricciones solo en sentido del eje “Y” y restricciones en los sentidos “X”, “Y” y “Z”.

Los resultados mostrados conducen a las siguientes conclusiones:

Las restricciones aplicadas sólo en sentido “Y” presentan una curva tensión deformación con un valor pico que se asemeja a la curva correspondiente a las pruebas de laboratorio utilizando cabezales con teflón. Su patrón de rotura presenta fisuras verticales, de manera similar a las probetas ensayadas con cabezales de teflón y cepillos metálicos.

Las restricciones aplicadas sólo en sentido “X-Y-Z” presentan una curva tensión deformación con valores pico que se aproximan a la curva correspondiente a las pruebas de laboratorio utilizando cabezales engrasados. Su patrón de rotura presenta una fisura diagonal que se asemeja al presentado por aquellos ensayos realizados con cabezales engrasados.

Las dos restricciones utilizadas en las simulaciones mediante el MED han mostrado su influencia tanto en la resistencia final alcanzada, como en el patrón de fisuraciones. El MED constituye una herramienta en permanente perfeccionamiento que permite estudiar la falla de materiales cuasi-frágiles.

## AGRADECIMIENTOS

Ing. Bruno Uberti, por su colaboración para realizar este trabajo. Secretaría General de Ciencia y Técnica, UNNE.

## REFERENCIAS

- [1] Bandeira, Matthews V. V., La Torre Kevin R., Kosteski Luis E., Marangon Ederli, Riera Jorge D. (2022) Influence of Contact Friction in Compression Tests of Concrete Samples. *Construction and Building Materials*, Volume 317.
- [2] Nayfeh, A.H., and Hefzy, M.S., (1978) Continuum modeling of three-dimensional truss-like space structures. *AIAA Journal*, 16:779–787.
- [3] Riera J.D. (1984) Local effects in impact problems on concrete structures. *Proceedings, Conference on structural analysis and design of nuclear power plants*, Porto Alegre, Brazil, Vol. 3, pp. 57-79.
- [4] Kosteski L.E., Iturrioz, I., Barrios, D.R. (2012) Crack propagation in elastic solids using the truss-like discrete element method. *Int. J. Fracture* (Print), 174;139-161.
- [5] Hillerborg A. (1978) A model for fracture analysis, Report TVBM, volume 3005. Division of Building Materials, LTH, Lund University.
- [6] Birck G., Iturrioz I., Lacidogna G., Carpinteri A. (2016) Damage process in heterogeneous materials analyzed by a lattice model simulation. *Engineering Failure Analysis*, V 70; p. 157-176.
- [7] Vantadori S., Carpinteri A., Iturrioz I. (2020) Effectiveness of a lattice discrete element model to simulate mechanical wave shielding by using barriers into the ground, *Eng. Failure Analysis*, Vol. 110, March, 104360. doi.org/10.1016/j.engfailanal.2019.104360.
- [8] Riera J.D., Iturrioz, I. (1998) Discrete element model for evaluating impact and impulsive response of reinforced concrete plates and shells subjected to impulsive loading. *Nucl. Eng. Des.* 179: 135-144. doi.org/10.1016/S0029-5493(97)00270-7.
- [9] Kosteski L.E., Riera J.D., Iturrioz I., Singh R.K., Kant, T. (2015) Analysis of reinforced concrete plates subjected to impact employing the truss-like discrete element method. *Fatigue Fract. Eng. Mat.* 38; 276-289. doi.org/10.1111/ffe.12227.
- [10] Dalguer L.A., Irikura K., Riera J.D. (2003). Simulation of tensile crack generation by three-dimensional dynamic shear rupture propagation during an earthquake. *J. Geophys. Res.*, 108, No. B3, 2144. doi.org/10.1029/2001JB001738
- [11] Birck, G., Riera, J.D., Iturrioz I. (2018) Numerical DEM simulation of AE in plate fracture and analogy with the frequency of seismic events in SCRs, *Eng. Failure Analysis*, 93; 214-223. doi.org/10.1016/j.engfailanal.2018.06.024
- [12] Iturrioz I., Lacidogna G., Carpinteri A. (2014) Acoustic emission detection in concrete specimens: Experimental analysis and lattice model simulations. *Int. J. Dam. Mech.* 23:327-358. doi.org/10.1177/1056789513494232
- [13] Iturrioz, I., Lacidogna, G., e Carpinteri, A. (2013). Experimental analysis and truss like discrete element model simulation of concrete specimens under uniaxial compression, *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 110, p. 81–98.
- [14] Iturrioz, I., Riera, J., e Miguel, L. (2014). Introduction of imperfections in the cubic mesh of the truss-like discrete element method, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 37(5), p. 539–552.