



Sociedad Mexicana de Ingeniería Geotécnica, A.C.

XXX Reunión Nacional de Ingeniería Geotécnica  
Del 16 al 19 de marzo 2021, Plataforma Online.



## Sobre la simulación numérica de materiales cuasi-frágiles en problemas de ingeniería

On the numerical simulation of quasi-brittle materials in engineering problems

**Miguel A. Mánica M.**, Instituto de Ingeniería, Universidad Nacional Autónoma de México

**Matteo Oryem Ciantia**, Escuela de Ciencia e Ingeniería, Universidad de Dundee

**Antonio Gens**, Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental, Universidad Politécnica de Cataluña

**RESUMEN:** Una gran cantidad de materiales en la naturaleza muestran un comportamiento frágil (o cuasi-frágil) en donde, después de alcanzar una carga máxima, exhiben una considerable (o total) reducción de su resistencia (reblandecimiento). El proceso de pérdida de resistencia resulta, generalmente, en la acumulación de deformaciones en zonas limitadas del material en la forma de fracturas, superficies de deslizamiento, bandas de corte, etc.; fenómeno conocido como localización de la deformación. Sin embargo, la simulación numérica de este fenómeno, bajo el marco teórico de la mecánica del medio continuo, no es trivial y formulaciones convencionales pueden derivar en resultados carentes de objetividad. En este trabajo se describe el origen de los problemas asociados con la simulación del fenómeno de localización. Se mencionan algunas técnicas para remediar las patologías numéricas asociadas, así como las sus limitaciones en el contexto de la simulación de problemas de ingeniería. Se presenta también la simulación de un caso de estudio, correspondiente al análisis de estabilidad de un edificio sobre una formación calcárea. Los resultados demuestran los problemas asociados con la modelación numérica de materiales que exhiben reblandecimiento ante carga mecánica.

**ABSTRACT:** In nature, a large number of materials show a brittle (or quasi-brittle) behaviour where, after reaching a maximum load, they exhibit a considerable (or total) strength reduction (softening). The strength loss process generally results in the accumulation of deformations in narrow zones of the material in the form of fractures, slip surfaces, shear bands, etc.; phenomenon known as strain localization. However, the numerical simulation of this phenomenon, under the framework of continuum mechanics, is not trivial and conventional formulations can derive non-objective results. This work describes the source of the related issues with the simulation of the localization phenomenon. Some techniques are mentioned to remedy the related numerical pathologies, as well as their limitations in the context of the simulation of engineering problems. The simulation of a case study is also presented, corresponding to the stability analysis of a building resting on a calcareous formation. Results show the problems related to the numerical simulation of materials exhibiting softening under mechanical loading.

### 1 INTRODUCCIÓN

Hoy en día, los métodos numéricos son ubicuos en todas las áreas de la ingeniería, y la geotecnia no es la excepción. Estos nos permiten superar gran parte de las limitaciones de las soluciones analíticas, como la posibilidad de incorporar en nuestros análisis geometrías más análogas a la realidad, intrincados programas de construcción, comportamientos complejos de los materiales, variaciones espaciales y temporales de las propiedades, entre otros aspectos. Dicha versatilidad ha contribuido al uso cotidiano de estas herramientas en la práctica profesional, generando incluso la necesidad de su inclusión en los reglamentos de construcción (e.g. GCDMX, 2017). Sin embargo, a pesar de sus virtudes, los métodos numéricos no son herramientas perfectas, y los ingenieros calculistas deben de estar conscientes y familiarizados con sus limitaciones, ya que su uso incorrecto puede derivar en resultados catastróficos, e incluso en la pérdida de vidas humanas.

Existen numerosos aspectos en el uso de métodos numéricos en la ingeniería geotécnica que representan potenciales fuentes de errores e inconsistencias. No es el objetivo de este trabajo el identificarlos a todos, sino tratar con cierto detalle un aspecto en particular: la simulación numérica de materiales que involucran reblandecimiento y la localización de la deformación. Se hace especial

referencia a materiales que, debido a la falta de una clasificación precisa, pueden catalogarse indistintamente como suelos duros o rocas blandas. Su proceso de formación da lugar a materiales estructurados, cuyo comportamiento difiere sustancialmente de aquellos depositados recientemente (Gens, 2013). Los suelos firmes al poniente de la Ciudad de México representan un ejemplo de este tipo de materiales. Aquí hacemos referencia a la definición de estructuración de Mitchell (1976), como la combinación del *fabric* (arreglo geométrico de las partículas) y del *bonding* (cementación entre partículas). Ante carga desviadora, una vez alcanzado el valor pico, la estructura de estos materiales tiende a degradarse rápidamente, lo que se traduce en un comportamiento cuasi-frágil con una considerable reducción de la resistencia. El campo de deformaciones después de este proceso de reblandecimiento es generalmente no homogéneo, y las deformaciones tienden a acumularse en zonas limitadas del material, en forma de fracturas o superficies de deslizamiento; fenómeno conocido como *localización de la deformación*. La Figura 1 muestra un ejemplo de localización en una arcilla cementada artificialmente. Sin embargo, la modelación numérica de estos materiales, con el uso de métodos numéricos basados en la mecánica de medios continuos (e.g. el método de elemento finito o el método de diferencias finitas), involucran dificultades teóricas que

pueden derivar en resultados carentes de objetividad y con una marcada dependencia con la malla empleada (de Borst et al., 1993).



Figura 1. Localización de la deformación ante carga mecánica en una arcilla cementada artificialmente (Romero, 2020)

El objetivo de este trabajo es describir el origen de las patologías numéricas asociadas con el reblandecimiento, así como sus posibles efectos en el contexto de simulaciones de problemas de ingeniería reales. Se mencionan algunas técnicas empleadas para remediar los problemas numéricos, con especial énfasis en el uso de modelos no locales. Sin embargo, también se pretende exponer las limitaciones de dichos métodos, los cuales aún no tienen la suficiente madurez para su adopción generalizada en la ingeniería práctica. Dichos objetivos se logran mediante la simulación de un caso de estudio, que involucra el análisis de estabilidad de un edificio en una roca calcárea a muy poca distancia de dos excavaciones subterráneas. Con modestas pretensiones, el artículo intenta contribuir al criterio del ingeniero de la práctica para identificar problemas en donde el reblandecimiento del material es primordial, y en donde muchas veces una solución más sofisticada no necesariamente resulta en resultados representativos de la realidad.

## 2 ORIGEN DE LOS PROBLEMAS NUMÉRICOS

En adelante nos referimos específicamente al uso del método de elemento finito (MEF), aunque las mismas dificultades surgen en cualquier otro método numérico basado en la mecánica del medio continuo.

Desde un punto de vista constitutivo, el comportamiento de reblandecimiento de un material puede incorporarse con bastante facilidad en una simulación, con el MEF, a través de la teoría de la plasticidad. En ella, es posible asumir que la superficie de fluencia, limitando la

región de comportamiento puramente elástico, no está fija en el espacio de esfuerzos y puede evolucionar, e.g. como función de la acumulación de deformaciones plásticas. Si dicha evolución considera una disminución del tamaño de la superficie, esto deriva en un comportamiento de reblandecimiento del material. Sin embargo, la incorporación de estos modelos que exhiben reblandecimiento, en combinación con el MEF, derivan en resultados carentes de objetividad que muestran una marcada dependencia con la malla empleada.

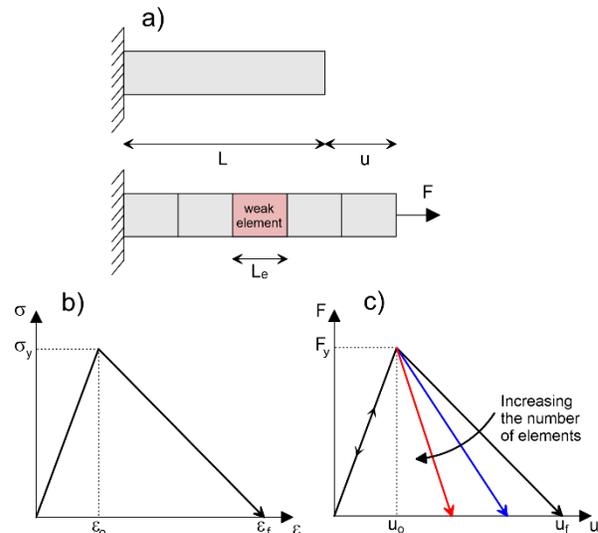


Figura 2. (a) Barra bajo tensión uniaxial, (b) comportamiento esfuerzo-deformación del material y (c) respuesta en términos de fuerza vs. desplazamiento (Mánica et al. 2019)

Quizá la forma más sencilla de explicar los problemas numéricos es considerar el problema de una barra a tensión (Figura 2a). Se asume que el material obedece una ley esfuerzo-deformación elástica lineal hasta el esfuerzo pico  $\sigma_y$ , seguida por un reblandecimiento lineal (Figura 2b).  $\epsilon_f$  denota la deformación a la cual se desvanece por completo el esfuerzo transmitido. El esfuerzo pico se alcanza a una deformación  $\epsilon_0 = \sigma_y/E$ , donde  $E$  es el módulo de Young del material. La barra se discretiza en un número  $n$  de elementos de igual tamaño, y se asume que uno de ellos tiene un esfuerzo pico  $\sigma_y$  ligeramente inferior a los demás, i.e. representa una imperfección en el material. Si la barra se carga en tensión aplicando un desplazamiento, la respuesta permanecerá elástica lineal y uniforme hasta un desplazamiento  $u_0 = L\epsilon_0$ . A partir de ese punto, el elemento que tiene una menor resistencia comenzará a reblandecer según el diagrama mostrado en la Figura 2b.

Por equilibrio, la fuerza total actuando en cualquier sección de la barra debe ser la misma y, por lo tanto, a los elementos adyacentes al elemento en reblandecimiento, que no alcanzaron el esfuerzo pico, no les queda otra alternativa que descargarse elásticamente a medida que reblandece el elemento débil. En la falla, los elementos adyacentes habrán recuperado su configuración original y el desplazamiento total estará dado por  $u = L\epsilon_f$ , donde  $L_e$  es la longitud del elemento débil. Por lo tanto, el

desplazamiento total dependerá no solo del comportamiento constitutivo del material sino también del grado de discretización de la barra. A medida que se incrementa el número de elementos (i.e.  $L_e$  disminuye), el desplazamiento total también disminuye (Figura 2c). En el límite, el desplazamiento total tenderá a cero, la curva esfuerzo-deformación volverá al origen y la barra localizará en una zona de longitud infinitamente pequeña. Desde un punto de vista matemático, esta patología se asocia a la pérdida de elipticidad de la ecuación diferencial gobernante; en este caso, a la ecuación de balance de cantidad de movimiento lineal (ignorando los términos de inercia).

### 3 TECNICAS DE REGULARIZACIÓN

Como se ilustró en la sección anterior, el tamaño de la zona localizada dependerá del tamaño de los elementos con los que se discretice el dominio. Si el tamaño de los elementos tiende a cero, la energía disipada en el proceso de reblandecimiento también tenderá a cero y el problema localizará en una zona de volumen nulo, lo cual no es razonable físicamente. En realidad, el espesor de la zona localizada parece estar relacionado con la microestructura del material (Desrues y Viggiani, 2004), la cual le proporciona una escala de longitud interna carente en las formulaciones convencionales. La introducción de dicha longitud característica puede prevenir las patologías que surgen al simular el fenómeno de localización, y diversas teorías se han propuesto en la literatura con este fin. Estas se identifican como técnicas de regularización, y se pueden clasificar de forma muy general como (Bažant y Jirásek, 2002): (1) medios continuos con microestructura (e.g. Cosserat y Cosserat, 1909), (2) teorías que incorporan gradientes de la deformación (e.g. Mindlin, 1965) y (3) modelos no local de tipo integral (e.g. Eringen, 1981). También se han utilizado otras técnicas como el remallo adaptativo (e.g. Zienkiewicz y Huang, 1995) o el uso de modelos viscoplásticos (e.g. Loret y Prevost, 1990), aunque estas últimas con un éxito más limitado. Entre las técnicas de regularización mencionadas, los modelos no locales representan una alternativa atractiva ya que tratan el problema desde un nivel constitutivo, sin necesidad de modificar la formulación del MEF.

#### 3.1 Modelos no locales

De forma general, un modelo constitutivo no local es aquel en el que el comportamiento de un punto material (o punto de Gauss en una simulación del MEF) no solo depende de su estado, sino que también depende del estado de puntos aledaños. Esto se logra reemplazando una cierta variable por su contraparte no local. Si  $f(\mathbf{x})$  representa una cierta variable local dentro de un dominio de volumen  $V$ , su contraparte no local puede expresarse como:

$$\bar{f}(\mathbf{x}) = \int_V w(\mathbf{x}, \boldsymbol{\xi}) f(\boldsymbol{\xi}) d\boldsymbol{\xi} \quad (1)$$

donde  $w(\mathbf{x}, \boldsymbol{\xi})$  es una función de ponderación definiendo la importancia relativa de puntos aledaños de acuerdo con su posición ( $\boldsymbol{\xi}$ ), relativa a la posición del punto considerado ( $\mathbf{x}$ ). Usualmente, la función de ponderación considera únicamente la distancia radial y, por lo tanto,  $w(\mathbf{x}, \boldsymbol{\xi}) =$

$w_o(\|\mathbf{x} - \boldsymbol{\xi}\|)$ . Históricamente se ha utilizado una función Gaussiana para definir a  $w_o$  (e.g. Bažant y Lin, 1988), aunque funciones alternativas han sido propuestas más recientemente.

La Figura 3 compara la función Gaussiana con una función propuesta por Galavi y Schweiger (2010). En ambos casos,  $l_s$  controla el ancho de las funciones y, por lo tanto, la zona del dominio en el que los puntos aledaños tienen una influencia significativa en el cálculo de la variable no local en punto particular.

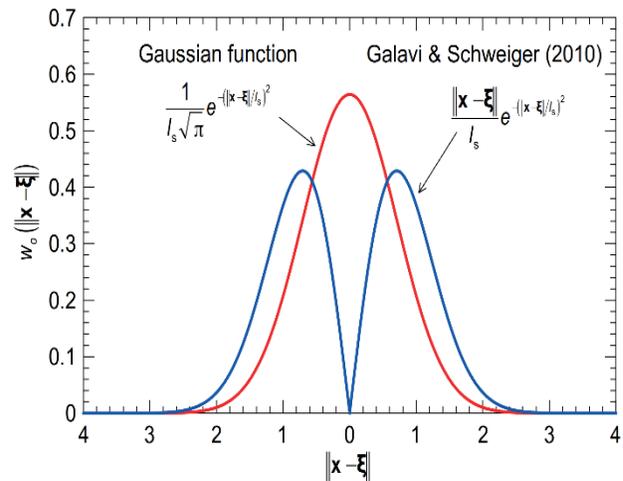


Figura 3. Representación de las funciones de ponderación (Mánica et al., 2018)

Existen diferentes tipos de modelos no locales dependiendo de cual se la variable (o variables) que se consideren de naturaleza no local. Se han estudiado diversas alternativas, aunque hoy en día hay un cierto consenso de que los mejores resultados se obtienen al considerar como no local a la variable de estado que controla el proceso de reblandecimiento. Generalmente esta corresponde a alguna medida escalar de las deformaciones plásticas.

En una simulación de MEF convencional que involucre reblandecimiento, de manera similar a lo descrito en la Sección 592, la localización tiende a concentrarse en bandas de corte (para análisis 2D) de un elemento de espesor, mientras que los elementos aledaños tienden a descargarse de forma elástica. El enfoque no local tiende a prevenir la descarga elástica de los elementos aledaños que están contenidos dentro de la zona de influencia de la función de ponderación (Figura 3). Esto resulta en que el tamaño de la zona localizada ya no depende del tamaño de los elementos de la malla, sino que depende de la extensión de la zona de influencia de la función de ponderación, controlada por el parámetro  $l_s$ . Por lo tanto,  $l_s$  introduce indirectamente una escala de longitud interna que representa el efecto de la microestructura del suelo y que previene la dependencia patológica con la malla empleada obtenida en formulaciones convencionales.

Más detalles del enfoque no local, así como de su implementación en un modelo elastoplástico, escapan del

alcance del presente artículo. Estos pueden consultarse en Mánica, (2018) y Mánica et al. (2018).

#### 4 CASO DE ESTUDIO

El caso de estudio corresponde a una estructura cimentada superficialmente sobre una calcarenita, en el área urbana de Canosa di Puglia, en Italia, donde existen dos excavaciones subterráneas abandonadas directamente debajo de la estructura a unos cuantos metros de la superficie. La Figura 4 muestra la geometría del problema, así como las condiciones de contorno consideradas en el análisis.

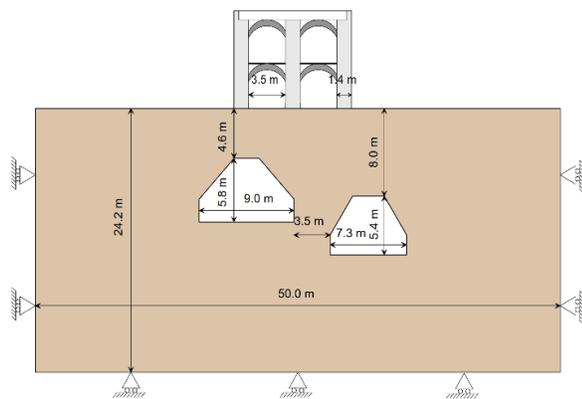


Figura 4. Geometría y condiciones de contorno (Mánica et al., 2020)

La calcarenita es una roca blanda carbonatada que puede exhibir reblandecimiento ante carga mecánica (Ciantia et al., 2015, 2018). Su comportamiento se caracteriza a través de un modelo elastoplástico que considera una ley de reblandecimiento exponencial una vez alcanzada la resistencia pico. El modelo está regularizado asumiendo que la variable de estado, que controla el proceso de reblandecimiento, es de naturaleza no local. Sin embargo, algunas simulaciones no consideran esta última característica a fin de demostrar su importancia. Una descripción detallada del modelo no local empleado también escapa del alcance del presente artículo, y puede consultarse en Mánica et al. (2020).

##### 4.1 Determinación de parámetros

Los parámetros empleados, incluyendo el parámetro que controla la tasa de reblandecimiento  $b_c$  (ver Mánica et al., 2020, para más detalles), se determinaron mediante la calibración de curvas esfuerzo-deformación de pruebas de compresión simple disponibles; el resultado de dicho ejercicio se muestra en la Figura 5, donde se observa un ajuste razonable. Sin embargo, aunque esto representa una práctica bastante común, se demostrará que dicho procedimiento no es objetivo en lo absoluto, y que la tasa de reblandecimiento determinada no guarda ninguna relación con la realidad.

Consideremos la simulación de las pruebas de laboratorio, pero ahora no desde un punto de vista constitutivo (comportamiento esfuerzo-deformación) sino

como un problema de contorno. Sin embargo, debido a la dificultad para simular el fenómeno de localización en una probeta cilíndrica, se realizan simulaciones de una prueba biaxial en deformación plana asumiendo fricción perfecta en los contornos superior e inferior de la probeta. Las Figuras 6 y 7 muestra los resultados de una misma prueba, empleando diferentes mallas, en términos de la curva reacción vertical vs deformación nominal y de contornos de deformaciones de corte  $\epsilon_s = (\epsilon_1 - \epsilon_3)/2$  respectivamente. Los parámetros corresponden a los calibrados en la Figura 5. En la Figura 6 también se muestra el resultado que se obtiene asumiendo deformaciones homogéneas (comportamiento constitutivo). Se observa una marcada dependencia con la malla empleada, resultando en un comportamiento cada vez más frágil a medida que aumentamos el número de elementos, i.e. que disminuimos su tamaño. Tal como se describió en la Sección 2, el espesor de las bandas de corte disminuye con el tamaño de los elementos y es aproximadamente igual al tamaño de un solo elemento (Figura 7).

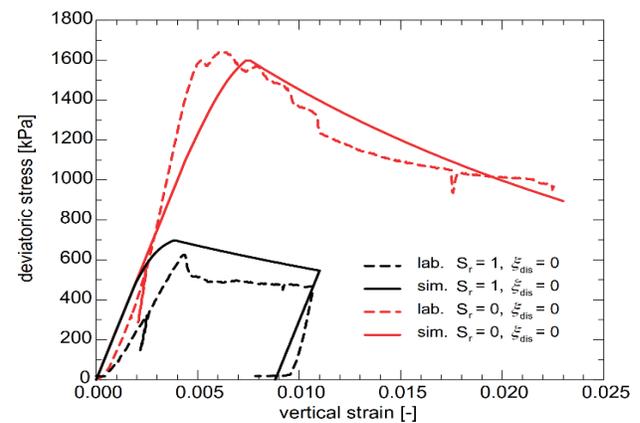


Figura 5. Resultados experimentales y simulaciones de pruebas de compresión simple (Mánica et al, 2020)

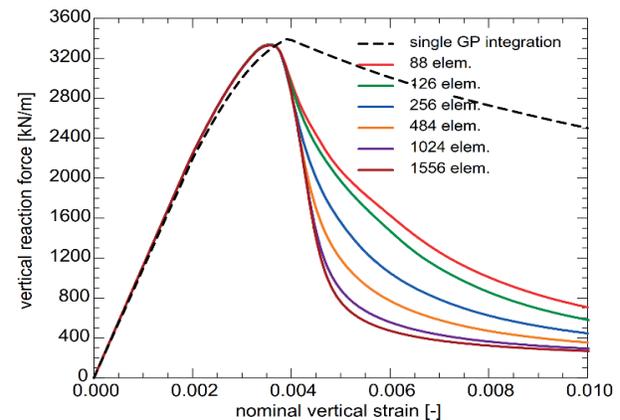


Figura 6. Reacción vertical vs deformación vertical nominal de la simulación de pruebas biaxiales, con diferentes mallas, utilizando la versión local del modelo (Mánica et al, 2020)

Por otro lado, las Figuras 8 y 9 muestran los resultados empleando el modelo no local. En este caso, las mallas con 88, 126 y 256 elementos no se pudieron emplear

debido a que no había suficientes puntos Gauss dentro de la zona relevante de la función de ponderación de acuerdo con el valor de  $l_s$  empleado. Sin embargo, para el resto de las mallas se obtiene una única curva carga vs deformación nominal (Figura 8) y la misma configuración y tamaño de las bandas de corte (Figura 9). El modelo no local fue capaz de restaurar la objetividad y evitar la dependencia patológica con la malla empleada.

Por otro lado, el comportamiento en reblandecimiento del problema de contorno, empleando un modelo constitutivo no local, dependerá simultáneamente de la tasa de reblandecimiento constitutiva (controlada por  $b_c$  en este caso) y del parámetro de longitud interna  $l_s$ . Este último normalmente no se puede seleccionar para obtener una banda de corte con un espesor similar a lo que se observa en el material, ya que resultaría en una malla demasiado fina. Por lo tanto,  $l_s$  normalmente se selecciona en función de la malla que se pueda resolver con las capacidades de cómputo disponibles, y  $b_c$  debe ajustarse para obtener el comportamiento en reblandecimiento global (desde el punto de vista de un problema de contorno) deseado. Sin embargo, esta no es una tarea trivial. La tasa de reblandecimiento observada en una prueba de laboratorio no representa un comportamiento intrínseco del material, y está afectada por las condiciones específicas de la prueba y por el patrón de localización resultante, que a su vez depende de las imperfecciones y la variabilidad espacial de las propiedades de la muestra. Aunado a la dificultad para simular el fenómeno de localización en probetas cilíndricas, debido a la dificultad para romper la simetría e iniciar la localización, los valores de  $l_s$  y  $b_c$  calibrados de una prueba de laboratorio no pueden emplearse directamente en la simulación de un problema de ingeniería, ya que nuevamente el  $l_s$  empleado en una prueba de laboratorio resultaría en una malla demasiado fina. Por lo tanto, la tasa de reblandecimiento constitutivo debe ajustarse para un valor de  $l_s$  correspondiente a la malla a emplear en la simulación de nuestro problema.

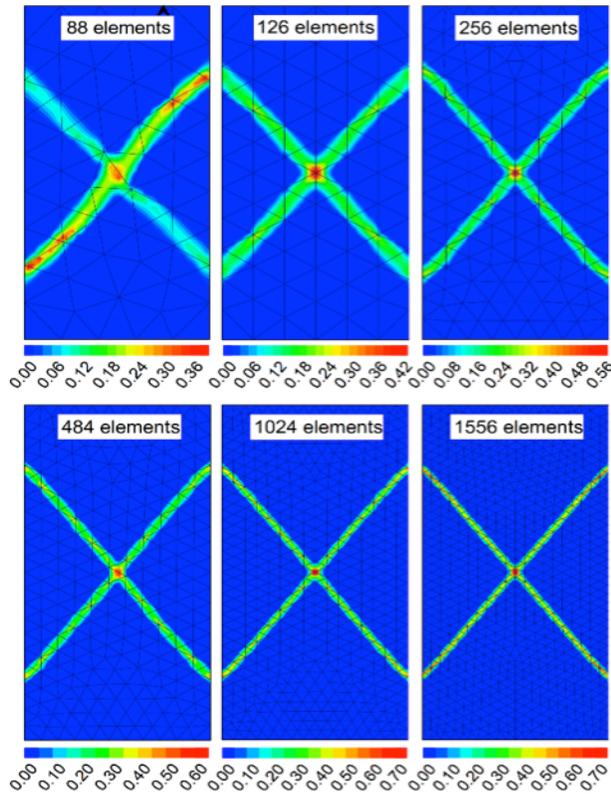


Figura 7. Contornos de deformaciones de corte en la simulación de pruebas biaxiales, con diferentes mallas, utilizando la versión local del modelo (Mánica et al, 2020)

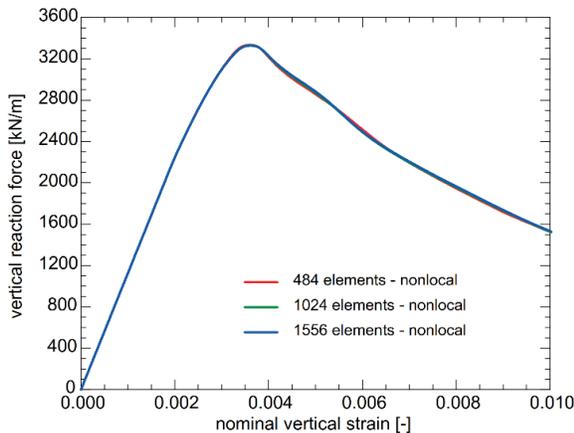


Figura 8. Reacción vertical vs deformación vertical nominal de la simulación de pruebas biaxiales, con diferentes mallas, utilizando la versión no local del modelo (Mánica et al, 2020)

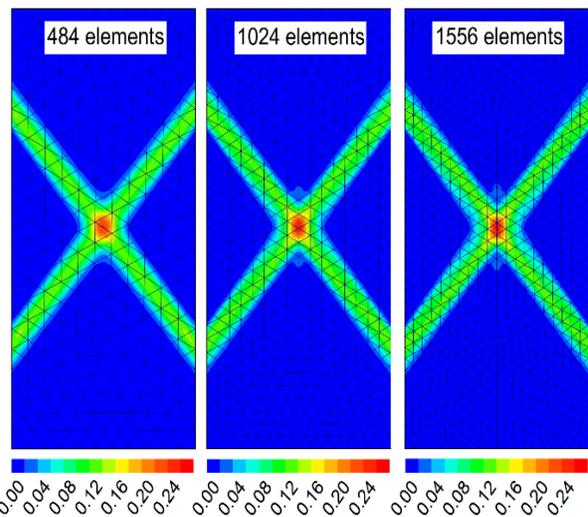


Figura 9. Contornos de deformaciones de corte en la simulación de pruebas biaxiales, con diferentes mallas, utilizando la versión no local del modelo (Mánica et al, 2020)

Las dificultades en la calibración del reblandecimiento del material se tratan de forma bastante superficial en esta publicación, y se recomienda consultar Mánica et al. (2018, 2020). De cualquier forma, debería de estar claro para el lector que no es una tarea trivial, la cual aún no está resuelta en la geotecnia.

#### 4.2 Principales características de la simulación.

Como ya mencionó, la Figura 4 muestra la geometría del problema y las condiciones de contorno adoptadas. El problema se resolvió en dos dimensiones asumiendo una condición de deformación plana. Por cuestiones de espacio, una descripción detallada de las simulaciones ejecutadas no se presenta aquí, y puede consultarse Mánica et al., (2020). En dicho trabajo, también se trata el problema de la evolución de la estabilidad de la estructura debido a la meteorización de la roca, en donde se incorporan también procesos de disolución química (Ciantia y di Prisco, 2016).

El estado inicial del problema resulta en una condición estable. Por lo tanto, la falla se indujo incrementando la carga en las cimentaciones del edificio (debajo de cada columna), y la capacidad se evaluó en términos de la curva carga total aplicada (por unidad de espesor) vs desplazamiento de la cimentación (valor medio).

El análisis se ejecutó empleando las mallas mostradas en la Figura 10, y con las versiones local y no local de modelo a fin de demostrar la importancia de regularizar la simulación. Sin embargo, para el caso no local, solo las mallas con 13450 y 7902 elementos pudieron utilizarse, ya que en el resto los elementos eran demasiado grandes para el parámetro de longitud interna  $l_s$  adoptado de 40 cm.

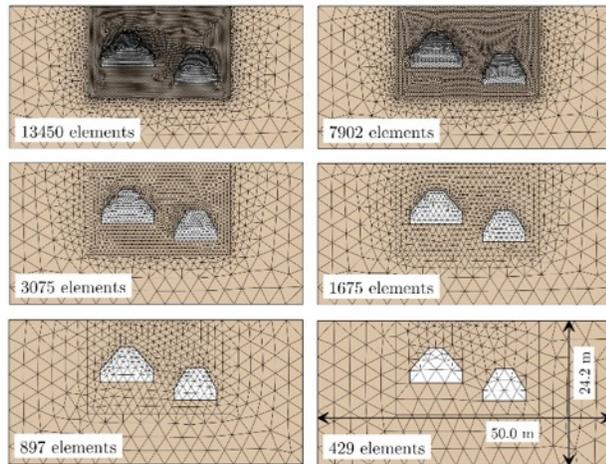


Figura 10. Mallas empleadas (Mánica et al, 2020)

#### 4.3 Resultados obtenidos

La Figura 11 muestra los resultados obtenidos en términos de la carga aplicada vs el desplazamiento para los análisis locales y no locales. Al inducir la falla bajo control de carga, no es posible la convergencia de la solución más allá del valor máximo y, por lo tanto, el comportamiento pos-pico no puede observarse en esta condición. Un resultado muy importante puede identificarse en las simulaciones locales de la Figura 11. En problemas de contorno más restringidos, como en las pruebas biaxiales descritas en la Sección 4.1, se obtiene aproximadamente la misma carga máxima; solo el comportamiento pos-pico es dependiente de la malla si no se regulariza. Sin embargo, en problemas de contorno más complejos (como el analizado aquí), incluso la carga máxima alcanzada muestra una dependencia patológica con la malla

empleada, disminuyendo al aumentar el número de elementos, i.e. al disminuir su tamaño. Lo anterior es de vital importancia, ya que una simulación que incluya reblandecimiento, pero que no aborde el problema de regularizar la solución, puede derivar en una estimación totalmente errónea de la capacidad máxima del problema bajo análisis. Por otro lado, las simulaciones no locales derivaron en aproximadamente en la misma carga máxima y, por lo tanto, al igual que en las simulaciones de las pruebas biaxiales, eliminan la dependencia patológica con la malla empleada.

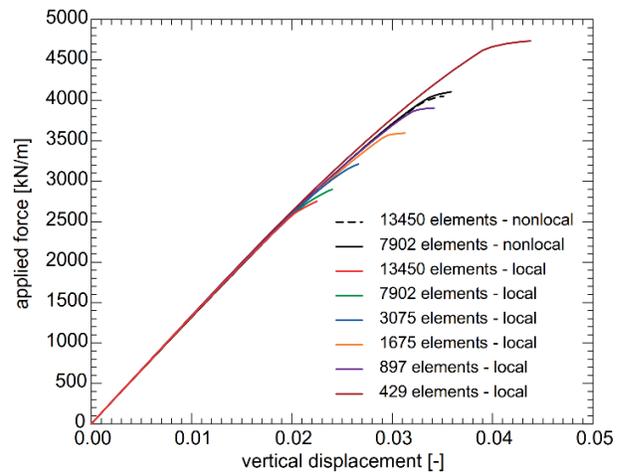


Figura 11. Carga aplicada vs desplazamiento vertical utilizando diferentes mallas y las versiones local y no local del modelo (Mánica et al, 2020)

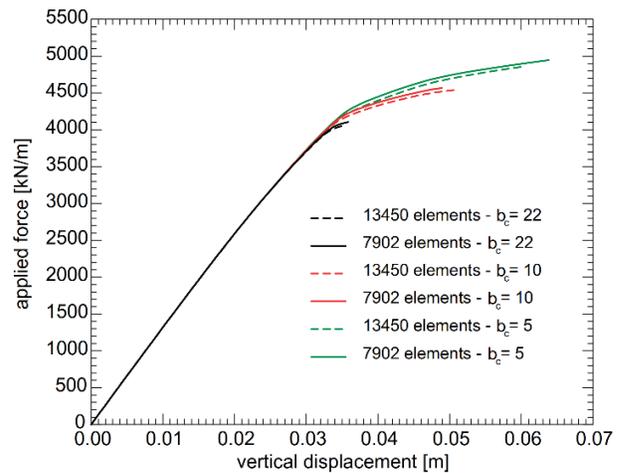


Figura 12. Carga aplicada vs desplazamiento vertical utilizando diferentes mallas y diferentes valores de  $b_c$  con la versión no local del modelo (Mánica et al., 2020)

Sin embargo, a pesar de que las simulaciones no locales no exhiben los problemas numéricos asociados con la simulación de materiales cuasi-frágiles, aún persiste la dificultad en la selección de la tasa de reblandecimiento. Por ejemplo, la Figura 12 muestra los resultados en términos de la carga vs desplazamiento de simulaciones adicionales considerando diferentes valores del parámetro  $b_c$ , el cual, como ya se mencionó, controla la tasa de

reblandecimiento del modelo constitutivo. Los resultados continúan siendo independientes de la malla empleada, pero una menor velocidad de reblandecimiento del material resulta en una carga máxima más grande y en una respuesta global más dúctil. Este comportamiento resulta debido a que la falla ocurre de forma progresiva, en donde el reblandecimiento se concentra en zonas específicas del dominio. En este caso, el reblandecimiento se concentra primero en la zona entre las dos excavaciones (Figura 13). Para tasas de reblandecimiento más grandes, la resistencia disminuye más rápido en esta zona reduciendo la capacidad de redistribuir esfuerzos a medida que progresa la simulación. Por lo tanto, la capacidad global del problema se reduce a medida que se incrementa la velocidad de reblandecimiento.

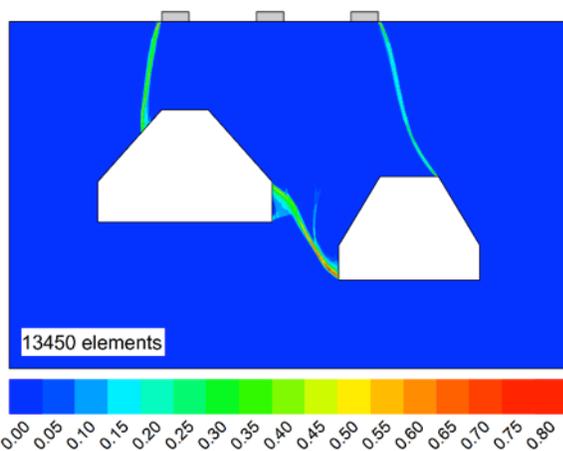


Figura 13. Contornos de deformaciones de corte con la versión no local del modelo (Mánica et al, 2020)

Este tipo de problemas se ha intentado abordar a partir del retro-análisis de casos históricos de fallas, para intentar recomendar una resistencia operacional al tratar con materiales cuasi-frágiles (e.g. Mesri y Shahien, 2003). Sin embargo, los resultados presentados aquí sugieren que el desarrollo de un criterio general puede ser extremadamente difícil (quizá imposible). La estabilidad de un determinado problema de ingeniería dependerá no solo de los valores de resistencia pico, pos-pico y residual, sino también de la velocidad con la que el material pierda resistencia y de la geometría específica del problema analizado.

## 5 CONCLUSIONES

En este trabajo se trató el problema de la simulación numérica de materiales que involucran los fenómenos de reblandecimiento y localización de la deformación. Se explicó el origen de los problemas numéricos asociados, así como algunas técnicas empleadas para remediarlos. También se presentó la simulación de un caso de estudio, correspondiente al análisis de estabilidad de un edificio sobre una formación calcárea, cuyos resultados permiten derivar las siguientes conclusiones:

- En problemas de contorno más restringidos, como en el caso de pruebas de laboratorio, la

resistencia pico no se ve particularmente afectada por la dependencia patológica con la malla empleada al tratar con materiales que exhiben reblandecimiento; solo el comportamiento pos-pico muestra dicha dependencia. Sin embargo, en problemas de contorno más complejos, como el analizado en este trabajo, incluso la carga máxima muestra una dependencia con la malla empleada. Por lo tanto, la regularización de la solución es de vital importancia al analizar la estabilidad de estructuras.

- A pesar de que el enfoque no local deriva en resultados objetivos que no dependen de la malla empleada, la condición de falla progresiva, provocada por el comportamiento cuasi-frágil de la calcarenita, ocasiona que la capacidad máxima dependa de la velocidad con la que el material pierde resistencia y de la geometría específica del problema bajo análisis.
- La tasa de reblandecimiento observada en el laboratorio depende de las condiciones específicas de la prueba y del patrón de localización resultante y, por lo tanto, no es una propiedad intrínseca del material. Debido a las particularidades de la técnica de regularización empleada aquí, la tasa de reblandecimiento depende también del parámetro de longitud interna empleado, el cual a su vez depende de la malla que podamos resolver en función de nuestras capacidades computacionales. La propuesta de un enfoque racional para determinar una tasa de reblandecimiento para simulaciones regularizadas de problemas de ingeniería reales, a partir de los resultados de pruebas de laboratorio, es un problema abierto y se requiere más investigación para eventualmente incorporar este tipo de simulaciones a la práctica profesional.
- Por el momento, el uso de un modelo constitutivo elastoplástico perfecto, con una cuidadosa selección de los parámetros de resistencia, representa una alternativa mucho más congruente que el tratar de incluir en la simulación el efecto del reblandecimiento del material sin la incorporación de alguna técnica de regularización o el uso incorrecto de alguna. En la selección de dichos parámetros de resistencia, los extremos que deben de evitarse están bien definidos; estos corresponden a la resistencia pico y residual del material. La resistencia pico es inaceptable, ya que es altamente probable que zonas del material alcancen este valor y, por lo tanto, comiencen a reblandecer limitando la capacidad para redistribuir esfuerzos en el dominio y pudiendo resultar en una falla catastrófica sin ninguna indicación previa del colapso. Por otro lado, el uso de la resistencia residual puede resultar, en muchas ocasiones, en un diseño demasiado conservador y costoso. Por ahora, la responsabilidad de dicha selección recae en el criterio del ingeniero, quien deberá ponderar en cada caso en donde debe de situarse la resistencia de cálculo con respecto a los dos extremos mencionados.

## REFERENCIAS

- Bažant, Z.P., Jirásek, M. 2002. Nonlocal integral formulations of plasticity and damage: survey of progress. *Journal of Engineering Mechanics* 128: 1119-1149.
- Bažant, Z.P., Lin, F.-B. 1988. Nonlocal yield limit degradation. *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 26: 1805-1823.
- de Borst, R., Sluys, L.J., Mühlhaus, H.-B., Pamin, J. 1993. Fundamental issues in finite element analyses of localization of deformation. *Engineering Computations* 10: 99-121.
- Ciantia, M.O., Castellanza, R., Fernandez-Merodo, J.A. 2018. A 3D numerical approach to assess the temporal evolution of settlement damage to buildings on cavities subject to weathering. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 51: 2839-2862.
- Ciantia, M.O., Castellanza, R., di Prisco, C. 2015. Experimental study on the water-induced weakening of calcarenites. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 48: 441-461.
- Ciantia, M.O., di Prisco, C. 2016. Extension of plasticity theory to debonding, grain dissolution, and chemical damage of calcarenites. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 40: 315-343.
- Cosserat, E., Cosserat, F. 1909. *Théorie des corps déformables*. Librairie Scientifique A. Hermann et Fils, Paris.
- Desrues, J., Viggiani, G. 2004. Strain localization in sand: an overview of the experimental results obtained in Grenoble using stereophotogrammetry. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 28: 279-321.
- Eringen, A.C. 1981. On nonlocal plasticity. *International Journal of Engineering Science* 19: 1461-1474.
- Galavi, V., Schweiger, H.F. 2010. Nonlocal multilaminar model for strain softening analysis. *International Journal of Geomechanics* 10: 30-44.
- GCDMX. 2017. *Normas técnicas complementarias para el diseño y construcción de estructuras de concreto*. Gaceta Oficial de la Ciudad de México, Ciudad de México.
- Gens, A. 2013. On the hydromechanical behaviour of argillaceous hard soils-weak rocks. En Anagnostopoulos, A., Pachakis, M., Tsatsanifos, C. (eds.), *Proceedings of the 15th European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering - Geotechnics of Hard Soils - Weak Rocks*, pp. 71-118. IOS Press, Athens.
- Loret, B., Prevost, J.H. 1990. Dynamic strain localization in elasto-(visco-)plastic solids, Part 1. General formulation and one-dimensional examples. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 83: 247-273.
- Mánica, M. 2018. *Analysis of underground excavations in argillaceous hard soils - weak rocks*. Tesis de doctorado, Universidad Politécnica de Cataluña.
- Mánica, M.A., Ciantia, M.O., Gens, A. 2020. On the stability of underground caves in calcareous rocks due to long-term weathering. *Rock Mechanics and Rock Engineering* 53: 3885-3901.
- Mánica, M.A., Gens, A., Vaunat, J., Ruiz, D.F. 2018. Nonlocal plasticity modelling of strain localisation in stiff clays. *Computers and Geotechnics* 103: 138-150.
- Mánica, M.A., Ruiz, D.F., Vaunat, J., Gens, A. 2019. Geomechanics of Shale Repositories. En *Shale*, pp. 99-123. American Geophysical Union (AGU).
- Mesri, G., Shahien, M. 2003. Residual Shear Strength Mobilized in First-Time Slope Failures. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 129: 12-31.
- Mindlin, R.D. 1965. Second gradient of strain and surface tension in linear elasticity. *International Journal of Solids and Structures* 1: 417-438.
- Mitchell, J.K. 1976. *Fundamentals of soil behavior*. Wiley, New York.
- Romero, T. 2020. Personal communication.
- Zienkiewicz, O.C., Huang, M. 1995. Localization problems in plasticity using finite elements with adaptive remeshing. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics* 19: 127-148.