

CALIBRADO Y VALIDACIÓN DE UN MODELO DRUCKER-PRAGER CAP PARA LA SIMULACIÓN DEL CONFORMADO DE SOPORTES CERÁMICOS

J.M. Tiscar⁽¹⁾; J. Balaguer⁽¹⁾; M. Soriano⁽¹⁾; M.J. Sánchez⁽¹⁾; J.A. Pérez⁽²⁾ F.A. Gilabert⁽³⁾

(1) Instituto de Tecnología Cerámica (ITC). Asociación de Investigación de las Industrias Cerámicas (AICE). Universitat Jaume I. Castellón. España.

(2) MACER, S.L.

(3) Department of Materials, Textiles and Chemical Engineering (MaTCh), Mechanics of Materials and Structures. Ghent University (UGent). Ghent. Belgium.

RESUMEN

El conformado de baldosas cerámicas es un proceso complejo en el cual se transforma un lecho de polvo en un material rígido y continuo. Durante este proceso, las propiedades del polvo experimentan cambios a medida que aumenta la presión de compactación, disminuyendo la porosidad hasta alcanzar un valor mínimo que depende de diversos factores tales como la presión aplicada, la humedad y la porosidad inicial, entre otros.

El proceso de conformado ha experimentado avances hasta permitir el conformado de baldosas con relieves acusados y grandes placas cerámicas. Sin embargo, estos avances en la fabricación de soportes cerámicos han planteado mayores desafíos técnicos. Efectivamente, se ha observado un incremento significativo en la incidencia de defectos que incluyen la formación de grietas, deformaciones excesivas y distribuciones heterogéneas de densidad aparente en las baldosas o placas. Estos defectos comprometen la integridad estructural de los soportes cerámicos, generando fallas prematuras e impactando en la durabilidad del producto. Por tanto, disponer de modelos numéricos precisos y validados se vuelve fundamental para predecir y optimizar el proceso de conformado.

En este trabajo se propone calibrar el modelo elastoplástico Drucker-Prager Cap (DPC) para utilizarlo en la simulación del proceso de conformado de baldosas empleando la mecánica de sólidos y el método de los elementos finitos (MEF). Este modelo es una extensión del modelo de fluencia Drucker-Prager, el cual es ampliamente utilizado en el estudio de materiales geológicos que exhiben un comportamiento de fluencia dependiente de la presión.

1. INTRODUCCIÓN

El proceso de conformado de soportes para baldosas cerámicas representa un gran desafío de fabricación, combinando ciencia y tecnología para transformar un lecho de polvo en un material sólido y continuo. A lo largo de este proceso, el polvo experimenta una transformación en la que sus propiedades cambian drásticamente a medida que la presión de compactación aumenta y la porosidad del lecho disminuye hasta alcanzar un valor mínimo. La porosidad en crudo de los soportes, crucial para definir la calidad final del producto, depende de diversos factores, como la presión máxima aplicada, el contenido en humedad del polvo de prensado y la distribución del tamaño de partícula de este, entre otras.

Históricamente, el conformado de los soportes se ha llevado a cabo mediante la técnica del prensado uniaxial en semiseco. Esta técnica involucra el uso de un polvo granulado de elevada fluidez y prensas hidráulicas equipadas con moldes metálicos. Aunque efectiva, esta metodología ha quedado parcialmente sustituida debido a las demandas de la industria en los últimos años por las compactadoras continuas, las cuales permiten la fabricación de placas cerámicas de grandes dimensiones, con anchos que llegan hasta los 2000 mm y longitudes superiores a los 3000 mm [1]. Además, la evolución constante de la industria de baldosas cerámicas ha permitido la obtención de piezas tridimensionales con relieves muy acusados.

Estos avances en la fabricación de soportes cerámicos han traído consigo una serie de desafíos técnicos importantes. En particular, se ha observado un notable incremento en la aparición de defectos, grietas, deformaciones excesivas y distribuciones heterogéneas de la densidad aparente en las baldosas o placas. Estos defectos pueden llegar a comprometer la integridad estructural de los soportes cerámicos, afectando a la durabilidad del producto final. En este contexto, disponer de modelos numéricos precisos y validados, que predigan el comportamiento del material, se convierte en un componente esencial para anticipar y optimizar el proceso de conformado.

En el presente trabajo, se propone un enfoque innovador para modelizar el proceso de conformado de baldosas cerámicas. Este enfoque se basa en la aplicación de principios de la mecánica de sólidos y la utilización del método de los elementos finitos (MEF). Un elemento clave en este proceso de modelización es la implementación de un modelo que describe el comportamiento elastoplástico del lecho de polvo durante su conformado. Uno de los modelos más utilizados en el conformado de polvos es el modelo elastoplástico de Drucker-Prager Cap (DPC), una extensión del modelo de fluencia Drucker-Prager. Aunque desarrollado originalmente para el estudio de materiales geológicos [2,3] con un comportamiento de fluencia dependiente de la presión, el modelo DPC tiene las características necesarias para describir adecuadamente el comportamiento del lecho de polvo y la posible rotura del material durante el conformado cerámico.

El objetivo fundamental de esta investigación se centra en la calibración y validación del modelo DPC aplicada al conformado de soportes de gres porcelánico. Esta tarea implica la recopilación de datos experimentales obtenidos a través de ensayos de laboratorio específicamente diseñados para describir el comportamiento de los lechos de polvo de gres porcelánico. A través de este proceso de calibración, se ajustan los parámetros del modelo DPC para lograr una correspondencia precisa entre los resultados numéricos y los datos experimentales.

Una vez completados con éxito los procesos de calibración y validación, el modelo puede utilizarse para predecir con precisión el comportamiento del material durante el conformado de soportes cerámicos, en una amplia variedad de condiciones. Además, permite la optimización de los parámetros del proceso [4], lo que contribuye significativamente a mejorar la eficiencia y calidad en la fabricación de los soportes.

2. OBJETIVO

El objetivo principal del trabajo consiste en calibrar el modelo elastoplástico DPC para su aplicación en la modelización de la etapa de conformado de baldosas cerámicas. La finalidad es predecir la deformación del lecho de polvo durante el conformado, el estado tensional y la distribución de densidad aparente alcanzada en el material tras el prensado.

3. MODELO DE COMPORTAMIENTO DRUCKER-PRAGER CAP

El modelo de material utilizado en el presente estudio es una versión modificada del modelo DPC, según lo propuesto por varios autores [5,6]. Este modelo es, con diferencia, el más utilizado para describir el comportamiento mecánico del polvo durante el proceso de compactación de un lecho de polvo [7]–[10], ya que describe de forma precisa las distribuciones de tensión, desplazamiento y densidad dentro del lecho durante el proceso de conformado. Como punto de partida, se ha utilizado la versión implementada en el software comercial ABAQUS®. Esta versión se ha modificado al definir los parámetros del modelo como una función de la deformación plástica volumétrica, que a su vez puede relacionarse con la densidad del material. La modificación se introduce a través de una subrutina de usuario (USDFLD) disponible en ABAQUS®, para formular parámetros dependientes de la solución. Como puede observarse en la figura 1 la superficie de fluencia DPC está delimitada por tres superficies: una superficie cónica de cizalladura (presente en la forma clásica del criterio de fluencia Drucker-Prager), una superficie elíptica (llamada "cap") y una superficie de transición entre ambas, para establecer una transición suave y evitar inestabilidades numéricas.

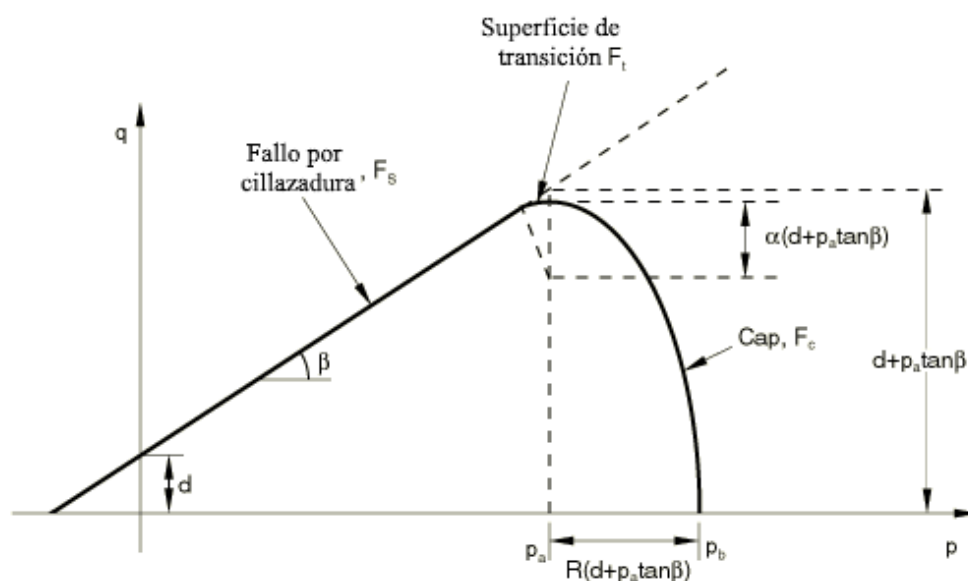


Figura 1. Diagrama p - q del modelo modificado de Drucker-Prager Cap.

En consecuencia, la condición de fluencia consta de las tres ecuaciones separadas mostradas a continuación: $F_s(p,q)$, $F_c(p,q)$ y $F_T(p,q)$ (haciendo referencias las letras en subíndice a, superficie de cizalladura, superficie del "cap" y superficie de transición, respectivamente).

$$F_s(p,q) = q - \tan(\beta)p - d = 0 \quad (1)$$

$$F_c(p,q) = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[\frac{R \cdot q}{1 + \alpha - \alpha/\cos \beta} \right]^2} - R(d + p_a \tan \beta) = 0 \quad (2)$$

$$F_T(p,q) = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[q - \left(1 - \frac{\alpha}{\cos \beta} \right) (d + p_a \tan \beta) \right]^2} - \alpha(d + p_a \tan \beta) = 0 \quad (3)$$

Donde p y q son la presión hidrostática y el estrés equivalente de Von Mises, respectivamente. Además, el modelo disponible en ABAQUS® aplica una regla de flujo plástico asociada en la superficie del "cap" (G_c) y una regla de flujo no asociada (G_s) en la superficie de cizalladura y en la superficie de transición descritas por las ecuaciones (4) y (5).

$$G_c(\sigma) = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[\frac{R \cdot q}{1 + \alpha - \alpha/\cos \beta} \right]^2} \quad (4)$$

$$G_s(\sigma) = \sqrt{[(p - p_a) \tan \beta]^2 + \left[\frac{q}{1 + \alpha - \alpha/\cos \beta} \right]^2} \quad (5)$$

Así, el modelo DPC se define por completo mediante la determinación de cinco parámetros constitutivos utilizados en la condición de fluencia dada por (1)–(3): la cohesión del material d y el ángulo de fricción β requeridos para definir la superficie de cizalladura, la excentricidad del "cap" R y la presión de evolución p_a (o de forma alternativa, la presión hidrostática de fluencia p_b ; véase la figura 1 para definir la forma y posición del "cap" y el parámetro α que rige la región de transición (es decir, la conexión entre el "cap" y la superficie de fallo por cizalladura).

La modificación del modelo consiste en implementar la evolución de los parámetros durante el proceso de compactación. A este cambio de los parámetros plásticos durante la deformación plástica se le denomina "endurecimiento", el cual estará directamente vinculado, en este trabajo en concreto, con la densidad aparente del material.

A su vez, la densidad aparente está relacionada con una variable interna, común a cualquier modelo elastoplástico, denominada deformación plástica volumétrica, ε_p^V (deformación plástica que implica un cambio de volumen en el material). Por consiguiente, es posible relacionar la densidad aparente del material con la ε_p^V mediante la siguiente expresión:

$$\varepsilon_p^V = \ln \frac{\rho}{\rho_0} \quad (6)$$

donde ρ y ρ_0 representan la densidad aparente actual e inicial (la correspondiente a una deformación plástica volumétrica de 0), respectivamente.

4. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

A continuación, se describe el procedimiento experimental llevado a cabo para obtener las propiedades físicas de un lecho de polvo en su proceso de conformado, así como los equipos y materiales utilizados.

4.1. MATERIALES Y EQUIPAMIENTO

Para el calibrado del modelo se han utilizado los siguientes materiales y equipos.

4.1.1. MATERIAL PULVERULENTO

Como material pulverulento se hizo uso de un polvo atomizado estándar, utilizado en la fabricación de gres porcelánico. La humedad en base seca del polvo durante su caracterización fue del 6,5%. En la figura 2 se muestra la distribución del tamaño de los gránulos del polvo.

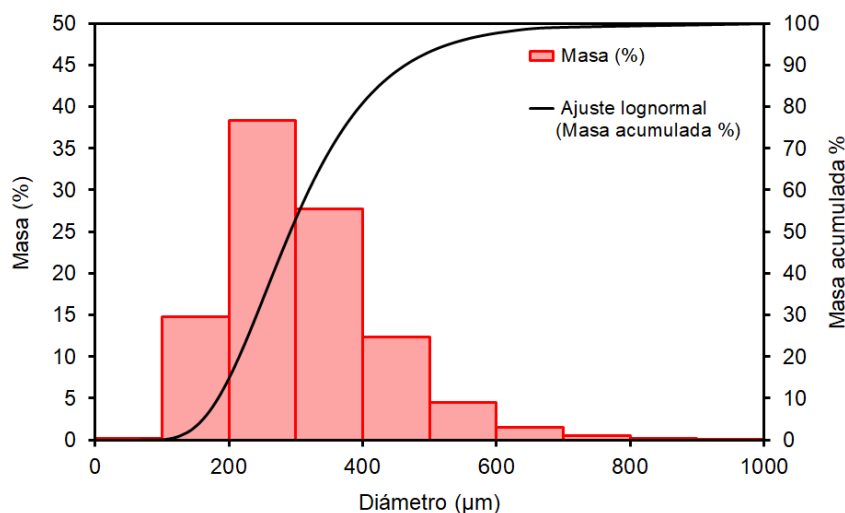


Figura 2. Distribución del tamaño de los gránulos del polvo utilizado.

4.1.2. MOLDE INSTRUMENTALIZADO PARA CARACTERIZAR EL POLVO ATOMIZADO

En la figura 3 se muestra el molde instrumentalizado empleado en este trabajo para caracterizar las propiedades mecánicas del polvo mediante un ensayo oedométrico. Este tipo de ensayo permite cuantificar tanto la compresibilidad como la deformación de un polvo cuando se aplica una carga vertical progresiva sobre él. El proceso consta de dos fases: una fase de carga, en la que la carga vertical se incrementa de manera progresiva, y una etapa de descarga, en la que dicha carga disminuye.

El molde con el que se realizó el ensayo está construido con acero al carbono y dispone de un vástago lateral, a través del cual se transmite la fuerza radial ejercida por el polvo contra las paredes del molde en el momento del prensado. Por ello, la matriz de contención tiene un agujero pasante y existe una célula de carga radial encargada de registrar la presión ejercida lateralmente por el polvo.

Utilizando este molde fue posible registrar de manera simultánea, la presión axial ejercida sobre el polvo y la presión radial que este ejerce, a su vez, sobre las paredes del molde.

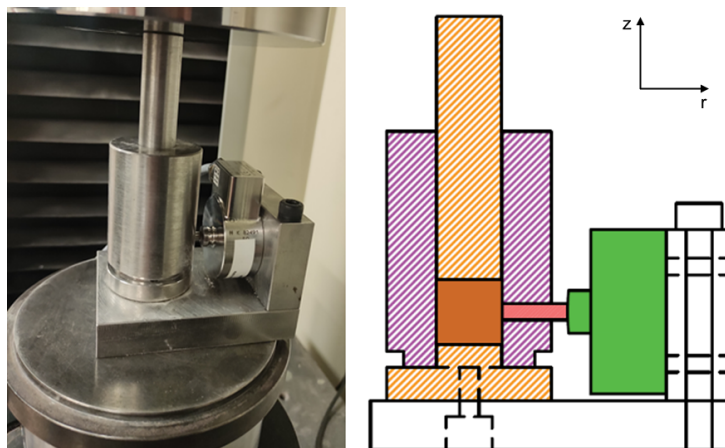


Figura 3. Molde instrumentalizado utilizado para el calibrado del modelo.

4.1.3. MOLDE FLOTANTE PARA EL CONFORMADO DE PROBETAS CILÍNDRICAS

En la figura 4 se muestra el molde de matriz flotante utilizado en este trabajo para conformar probetas cilíndricas empleadas en la calibración del modelo. El molde, construido con acero al carbono, está compuesto de un punzón superior, encargado de transmitir la fuerza axial de la prensa al polvo y de una matriz de contención flotante, conectada a la base a través de unos muelles. El objetivo de esta matriz flotante es minimizar el efecto de la fricción ejercido por las paredes del molde sobre el polvo. De este modo es posible obtener las probetas cilíndricas con una relación de aspecto (altura/diámetro) mayor que 2 y una densidad homogénea necesarias para realizar ensayos de compresión uniaxial.

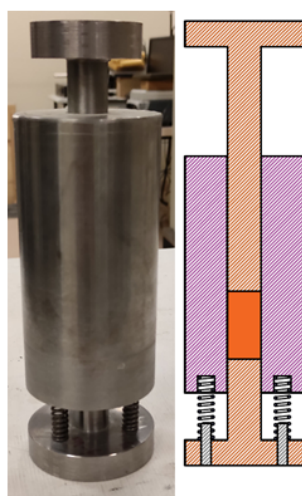


Figura 4. Molde flotante utilizado para prensar probetas de alta relación de aspecto.

4.1.4. MÁQUINA DE ENSAYOS UNIVERSALES

Para registrar los datos experimentales durante los ensayos de prensado y de rotura llevados a cabo se utilizó una máquina de ensayos universales INSTRON 5889 como la mostrada en la figura 5. Dicha máquina incorporaba células de carga de 200kN, tanto en la zona superior, como inferior del molde, lo que permitió hacer un seguimiento de la presión axial superior e inferior ejercida por el equipo sobre el polvo y sobre las probetas conformadas durante el desarrollo del trabajo. En todos los ensayos realizados, la velocidad de desplazamiento del pistón fue de 0,035 mm/s.



Figura 5. Máquina de ensayos universales Instron 5889 empleada en los procedimientos de calibración.

4.2. IDENTIFICACIÓN DE PARÁMETROS DEL MODELO

4.2.1. PARÁMETROS DE LA SUPERFICIE DE FALLO POR CIZALLADURA

La superficie de fallo por cizalladura viene determinada en el plano p-q por la Eq (1), cuyos parámetros son β y d , ángulo de fricción y cohesión del material, respectivamente. La determinación de ambos parámetros se realiza a partir de los ensayos de compresión diametral y de compresión uniaxial.

El ensayo de compresión diametral consiste en comprimir una probeta cilíndrica aplicando la fuerza en la dirección radial. En este ensayo se determina la resistencia a la tracción radial (σ_t) de la probeta a partir de la fuerza máxima de compresión (alcanzada inmediatamente antes de la rotura de la probeta) utilizando la siguiente expresión:

$$\sigma_t = \frac{2F_t}{\pi D h} \quad (7)$$

donde F_t representa la fuerza de aplastamiento, y D y h son el diámetro y el espesor de la probeta, respectivamente.

El ensayo de compresión uniaxial consiste en comprimir también una probeta cilíndrica pero aplicando la fuerza en dirección axial. En este ensayo, se obtiene la resistencia a la compresión axial (σ_c) como:

$$\sigma_c = \frac{4F_c}{\pi D^2} \quad (8)$$

donde F_c es la fuerza máxima de compresión axial (obtenida en el instante previo a la rotura de la probeta).

Una vez obtenidos σ_t y σ_c es posible determinar β y d mediante las siguientes expresiones [11]:

$$\beta = \tan^{-1} \left[\frac{3(\sigma_c - \sqrt{13}\sigma_t)}{\sigma_c - 2\sigma_t} \right] \quad (9)$$

$$d = \frac{\sigma_c \sigma_t (\sqrt{13} - 2)}{\sigma_c - 2\sigma_t} \quad (10)$$

Para una información más detallada acerca del procedimiento experimental seguido en la realización de ambos ensayos puede consultarse la referencia bibliográfica [12]:

En total se realizaron 4 ensayos de compresión uniaxial y 4 de compresión diametral, utilizando probetas de 200mm de diámetro y 8 y 400 mm de espesor, respectivamente. Previamente, las probetas habían sido conformadas a 4 presiones máximas distintas: 8, 22, 250, 500 kgf/cm². Dada la dispersión esperable en este tipo de ensayos, se llevaron a cabo 3 repeticiones del ensayo de compresión uniaxial y 10 en el caso de la compresión diametral.

4.2.2. PARÁMETROS DE LA SUPERFICIE DE FLUENCIA "CAP"

Para definir la superficie de fluencia del "cap" es necesario determinar 4 parámetros: R (excentricidad), p_a (presión de evolución), p_b (presión hidrostática de fluencia) y α (región de transición). La variable α suele situarse entre 0,01 y 0,05, fijándose en 0,03 en este trabajo. Los demás parámetros pueden obtenerse a partir de un ensayo oedométrico durante la compresión del lecho de polvo mediante las siguientes expresiones [13]:

$$R = \sqrt{\frac{2(1 + \alpha - \alpha/\cos\beta)^2}{3q_0}} (p - p_a) \quad (11)$$

$$p_a = -\frac{[3q + 4d\tan\beta(1 + \alpha - \alpha/\cos\beta)^2]}{4[\tan\beta(1 + \alpha - \alpha/\cos\beta)]^2} + \frac{\sqrt{9q^2 + 24dq\tan\beta(1 + \alpha - \alpha/\cos\beta)^2 + 8(3pq + 2q^2)[\tan\beta(1 + \alpha - \alpha/\cos\beta)]^2}}{4[\tan\beta(1 + \alpha - \alpha/\cos\beta)]^2} \quad (12)$$

$$p_b = p_a(1 + R\tan\beta) + Rd \quad (13)$$

Donde la presión hidrostática y la tensión equivalente de Von Mises se determinan con las siguientes ecuaciones, teniendo en cuenta que el ensayo se realiza con un molde cilíndrico:

$$p = \frac{1}{3}(\sigma_z + 2\sigma_r) \quad (14)$$

$$q = |\sigma_z - \sigma_r| \quad (15)$$

donde σ_z y σ_r son la tensión radial y axial ejercida sobre el polvo durante el ensayo oedométrico.

Los ensayos oedométricos se realizaron a 4 presiones máximas distintas: 8, 22, 250 y 500 kgf/cm² y por duplicado.

4.2.3. PARÁMETROS ELÁSTICOS

Dado que el modelo DPC es isótropo y se asume que el material sigue una ley de elasticidad lineal, sólo deben caracterizarse dos parámetros elásticos, E (módulo de Young) y ν (coeficiente de Poisson). Estos parámetros pueden ser obtenidos mediante un ensayo oedométrico en el que se determina su variación en función de la densidad aparente del material a partir de las curvas de descarga de tensión axial/radial y tensión/deformación axial, respectivamente, utilizando las siguientes ecuaciones [13]:

$$\frac{d\sigma_z}{d\sigma_r} = \frac{1 - \nu}{\nu} \quad (16)$$

$$\frac{d\sigma_z}{d\varepsilon_z} = \frac{E(1 - \nu)}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (17)$$

donde $d\sigma_z$, $d\sigma_r$ y $d\varepsilon_z$ son los incrementos de tensión axial, radial y deformación axial durante la descarga.

Para determinar los parámetros elásticos se utilizaron los datos obtenidos de los ensayos oedométricos realizados para la determinación de la superficie de fluencia "cap" (ver Sección 4.2.2).

5. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

5.1. OBTENCIÓN DE LOS PARÁMETROS DE LA SUPERFICIE DE FALLO POR CIZALLADURA

Los parámetros de la superficie de fallo por cizalladura se obtuvieron según el procedimiento descrito en la Sección 4.2.1. La figura 6 muestra el resultado de la caracterización una vez ensayadas todas las probetas preparadas para los ensayos de compresión uniaxial y diametral.

En la figura 7 se representan las resistencias mecánicas, obtenidas mediante las ecuaciones (7) y (8) para las dos tipologías de ensayo de compresión, en función de la densidad aparente, la cual se ha obtenido mediante un análisis dimensional de las probetas de 400 mm de espesor y haciendo uso del método de inmersión en mercurio en las probetas de 8 mm de espesor. Como se puede observar, la resistencia mecánica uniaxial es mayor a la radial en todos los casos.

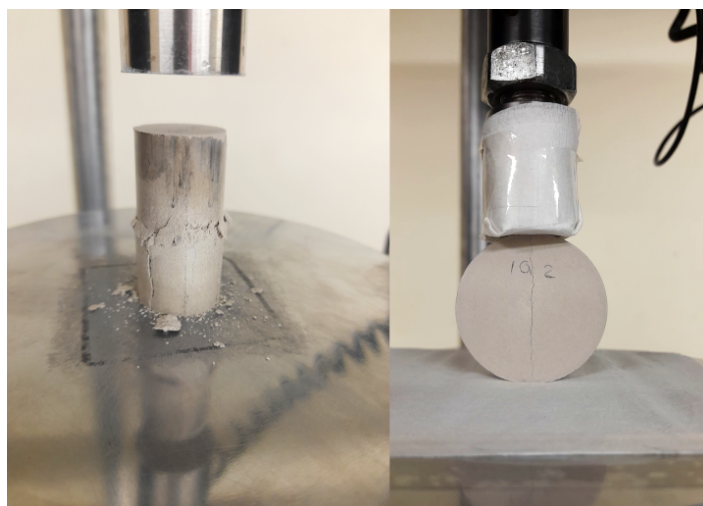


Figura 6. Estado de dos probetas de gres porcelánico tras el ensayo de compresión uniaxial (izquierda) y tras el ensayo de compresión diametral (derecha).

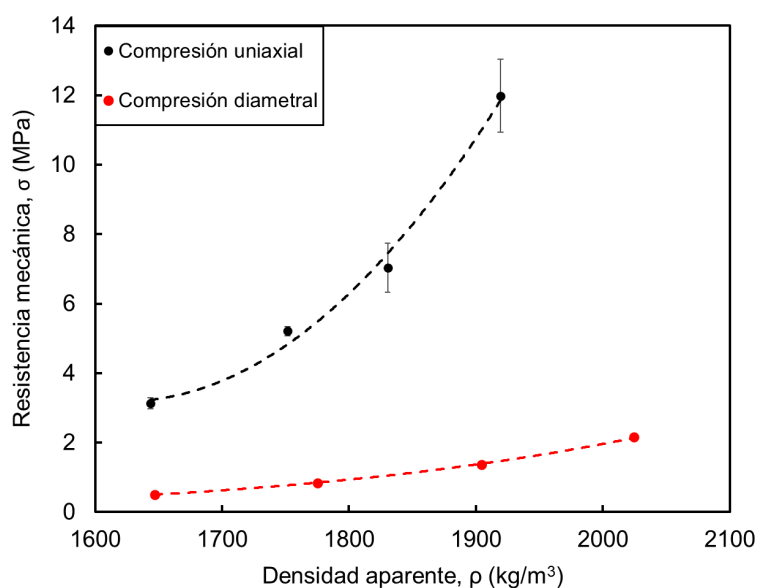


Figura 7. Resistencia mecánica del polvo atomizado, en función de la densidad aparente, obtenida mediante los ensayos de compresión uniaxial y diametral.

5.2. OBTENCIÓN DE LOS PARÁMETROS DE LA SUPERFICIE DE FLUENCIA "CAP"

Los parámetros de la superficie de fluencia "cap" se obtuvieron según el procedimiento descrito en la Sección 4.2.2. La figura 8 muestra una de las curvas de presión axial y radial en función de la deformación axial, correspondientes a un ciclo de carga-descarga de un ensayo oedométrico con una presión máxima de 500 kg/cm².

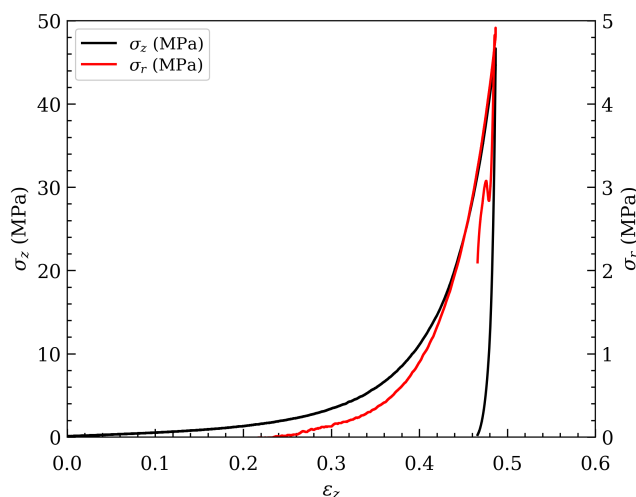


Figura 8. Curva de carga-descarga realizada con el molde instrumentado a 500 kg/cm² de presión máxima.

Nótese cómo, a medida que se incrementa el desplazamiento, se produce un incremento exponencial, tanto de la tensión ejercida sobre el polvo, como de la ejercida por el polvo sobre la pared del molde. Tras alcanzarse la presión máxima de prensado, tiene lugar la descarga de la tensión axial, que provoca además una disminución de la presión radial. Asimismo, en esta figura puede identificarse un pequeño salto en la curva de tensión radial durante la etapa de descarga. Esto se debe a que, por el propio diseño del molde instrumentalizado, el vástago que transmite el esfuerzo lateral del polvo a la célula de carga queda ligeramente bloqueado dentro del agujero pasante del molde por efecto de una pequeña irrupción de polvo entre el vástago y la camisa a lo largo del prensado. No obstante, hay que constatar que este rebote no afecta a la determinación de los parámetros de la superficie de fluencia "cap".

Así, con el ensayo oedométrico es posible determinar los parámetros de la superficie de fluencia "cap" con las ecuaciones (11)-(15). Nótese que mediante un análisis volumétrico es posible relacionar la deformación axial del polvo (ϵ_z) con su densidad. Por tanto, en las figura 9 y figura 10 se muestra la evolución de los parámetros p_a , p_b y R en función de la densidad aparente. Obsérvese que, en caso de simular una situación con densidades fuera del rango mostrado en ambas figuras, sería necesario realizar una extrapolación.

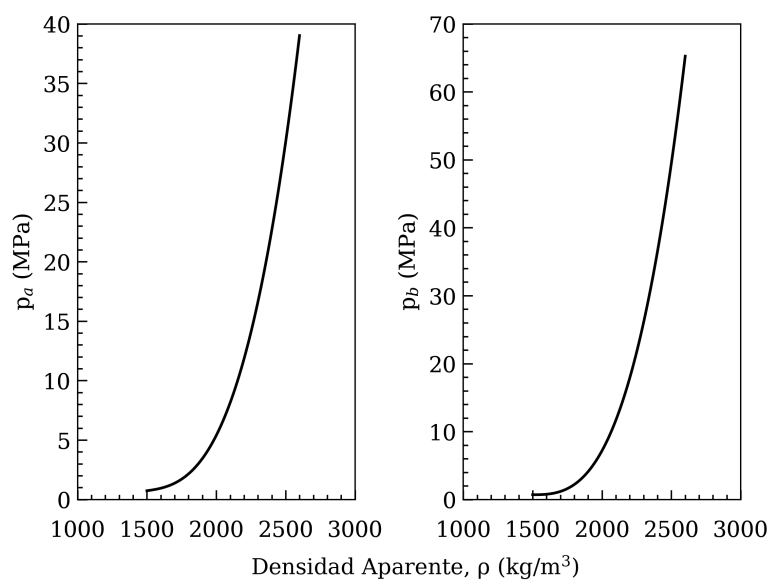


Figura 9. Valores de los parámetros p_a y p_b en función de la densidad aparente del polvo.

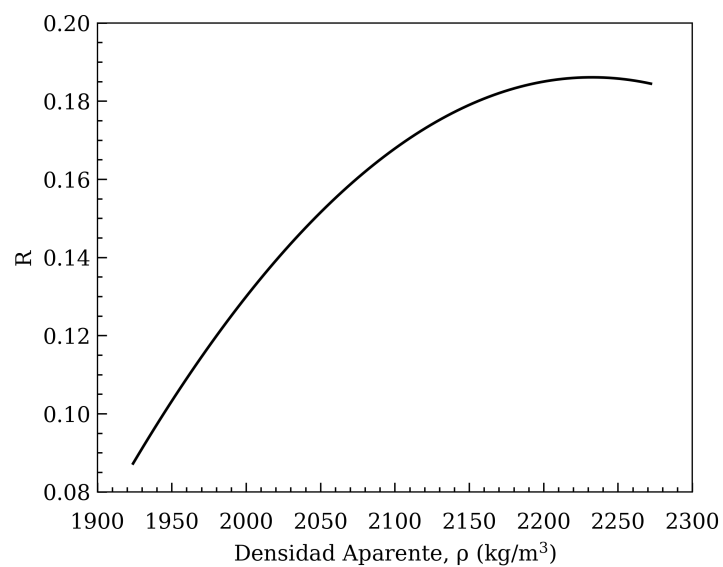


Figura 10. Valores del parámetro R en función de la densidad aparente del polvo.

5.3. OBTENCIÓN DE LOS PARÁMETROS ELÁSTICOS

Los parámetros elásticos se determinaron según lo expuesto en la Sección 4.2.3. Tanto el módulo de Young (E) como el módulo de Poisson (ν) se determinan a partir de los resultados de descarga de un ensayo oedométrico. Debido a la oscilación observada en las curvas de descarga, por efecto del ligero bloqueo experimentado por el vástago del molde, para la determinación de los parámetros elásticos deben utilizarse las ecuaciones (16) y (17), únicamente en el intervalo de la descarga previa al rebote.

La figura 11 muestra la evolución de los parámetros elásticos en función de la densidad aparente, obtenidos para cada uno de los 4 ensayos oedométricos realizados por duplicado. Nótese que la densidad aparente para cada par de parámetros elásticos corresponde a la densidad aparente más alta alcanzada en el ensayo oedométrico. En esta figura, puede apreciarse que cuanto mayor es la densidad aparente del polvo, mayor es el error cometido en la predicción de los parámetros elásticos. Con respecto al módulo de Poisson, resultan inesperados unos valores tan bajos ($<0,1$) en todos los casos, lo cual se atribuye a la baja presión radial ejercida por el polvo sobre el molde (véase la figura 8).

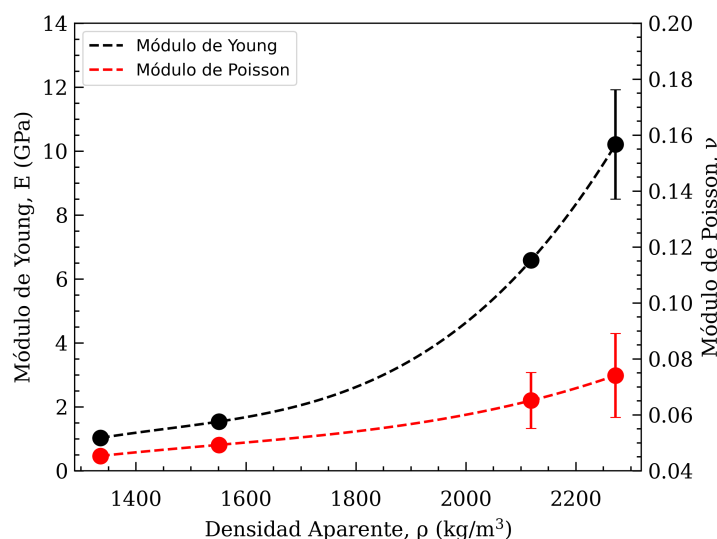


Figura 11. Valores de los parámetros elásticos (E, ν) en función de la densidad aparente del polvo.

6. CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

En este trabajo se ha calibrado el modelo Drucker-Prager Cap (DPC) modificado para predecir el comportamiento de un lecho de polvo atomizado de gres porcelánico durante su conformado. Se han diseñado y construido dos moldes específicos para el proceso de calibración: un molde instrumentalizado para registrar la presión axial y radial que ejerce el polvo durante un ensayo oedométrico y un molde flotante para conformar probetas homogéneas con una elevada relación de aspecto (altura/diámetro). Mediante ensayos de compresión diametral y uniaxial, se ha determinado la resistencia a la tracción radial y axial del material en función de su densidad aparente, obteniéndose los parámetros que definen la superficie de fallo por cizalladura del material. Asimismo, mediante ensayos oedométricos, se han obtenido los parámetros de la superficie de fluencia a compresión, así como los parámetros elásticos del material. Los resultados muestran que las superficies de fluencia pueden definirse correctamente en función de la densidad aparente en el rango de mayor densidad, lo que implica la necesidad de realizar una extrapolación de los datos en el rango de menor densidad. Por otro lado, el proceso de descarga durante el ensayo oedométrico, no pudo reproducirse completamente debido a un ligero bloqueo experimentado en el vástago utilizado en la determinación de la presión radial. Finalmente, una vez calibrado el modelo DPC, es posible utilizarlo para predecir el proceso de conformado de baldosas de gres porcelánico. Como trabajo futuro, con la finalidad de mejorar sustancialmente la predicción de los parámetros elásticos del material, se estudiará el diseño del molde instrumentalizado para poder registrar completamente el proceso de descarga en el ensayo oedométrico.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] A. Bresciani and C. Ricci, "Continuous compaction of ceramic slabs with integrated fastening system," in *Proc. XIII Congreso Mundial de la Calidad del Azulejo y del Pavimento, QUALICER, Castellon*, 2014.
- [2] K. Xia, "Numerical prediction of soil compaction in geotechnical engineering," *Comptes Rendus - Mec.*, vol. 342, no. 3, pp. 208–219, 2014.
- [3] H. Chtourou, M. Guillot, and A. Gakwaya, "Modeling of the metal powder compaction process using the cap model. Part I. Experimental material characterization and validation," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 39, no. 4, pp. 1059–1075, 2002.
- [4] J. Bayle *et al.*, "Modeling of powder die compaction for press cycle optimization To cite this version : HAL Id : cea-02509713 Modelling of powder die compaction for press cycle optimization," 2020.
- [5] M. Zhou *et al.*, "A density-dependent modified Drucker-Prager Cap model for die compaction of Ag57.6-Cu22.4-Sn10-In10 mixed metal powders," *Powder Technol.*, vol. 305, pp. 183–196, 2017.
- [6] J. Almanstötter, "A modified Drucker-Prager Cap model for finite element simulation of doped tungsten powder compaction," *Int. J. Refract. Met. Hard Mater.*, vol. 50, pp. 290–297, 2015.
- [7] A. Michrafy, H. Diarra, J. A. Dodds, M. Michrafy, and L. Penazzi, "Analysis of strain stress state in roller compaction process," *Powder Technol.*, vol. 208, no. 2, pp. 417–422, 2011.
- [8] H. Diarra *et al.*, "Finite Element Method (FEM) modeling of the powder compaction of cosmetic products: Comparison between simulated and experimental results," *Powder Technol.*, vol. 224, pp. 233–240, 2012.
- [9] A. Michrafy, D. Ringenbacher, and P. Tchoreloff, "Modelling the compaction behaviour of powders: application to pharmaceutical powders," *Powder Technol.*, vol. 127, no. 3, pp. 257–266, 2002.
- [10] I. Aydin, B. J. Briscoe, and K. Y. Sanhturk, "The internal form of compacted ceramic components: a comparison of a finite element modelling with experiment," *Powder Technol.*, vol. 89, pp. 239–254, 1996.
- [11] B. Zhang, M. Jain, C. Zhao, M. Bruhis, R. Lawcock, and K. Ly, "Experimental calibration of density-dependent modified Drucker-Prager / Cap model using an instrumented cubic die for powder compact," *Powder Technol.*, vol. 204, no. 1, pp. 27–41, 2010.
- [12] P. Doremus, F. Toussaint, and O. Alvain, "Simple Tests and Standard Procedure for the Characterisation of Green Compacted Powder," in *Recent Developments in Computer Modelling of Powder*, Kiev: IOS Press, 2001, p. 285.
- [13] L. H. Han, J. A. Elliott, A. C. Bentham, A. Mills, G. E. Amidon, and B. C. Hancock, "A modified Drucker-Prager Cap model for die compaction simulation of pharmaceutical powders," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 45, no. 10, pp. 3088–3106, 2008.