

UN MODELO ACOPLADO PARA SIMULAR EL COMPORTAMIENTO DE SUELOS NO SATURADOS

A coupled model to predict the behavior
of unsaturated soils

Juan Pablo Enríquez Haro^{1*}, Eduardo Rojas González¹

¹Universidad Autónoma de Querétaro, Facultad de Ingeniería
Departamento de Geotecnia
Cerro de las Campanas s/n C.P. 76010
Santiago de Querétaro, Querétaro, México

*Autor de correspondencia
jenriquez18@alumnos.uaq.mx

RESUMEN

La mecánica de suelos no saturados contempla todos aquellos suelos en los que los vacíos contienen no solamente agua, sino también aire. Es por esto que son susceptibles a cambios de humedad que pueden provocar variaciones de volumen; estos cambios de humedad a su vez producen alteraciones en las propiedades mecánicas del suelo. Por ello es importante predecir el comportamiento de los suelos conforme cambia su grado de saturación. Para tal fin se han desarrollado distintos modelos hidromecánicos en los que se toman en cuenta fenómenos tales como la histéresis y los ciclos de humedecimiento-secado. Estos modelos se pueden basar en distintas teorías o principios, por lo que algunos de ellos presentan un enfoque más certero, como aquellos basados en el principio de esfuerzos efectivos y la teoría del estado crítico. En este documento se expone un modelo y las comparaciones numérico-experimentales realizadas para demostrar su eficacia y así promover su uso entre los ingenieros. Esto permitiría mejorar los diseños de las obras de infraestructura, ya que se pueden simular diversos escenarios que pueden ocurrir en la naturaleza.

Palabras clave: GEO, propiedades hidráulicas, propiedades mecánicas, modelos hidromecánicos, suelos no saturados.

ABSTRACT

Unsaturated soils mechanics considers all those soils which voids contain not only water but also air. This is the reason why they are susceptible to moisture changes, which can lead into volume changes. These variations in water content trigger alterations in the mechanical properties of soils. So it is important to predict the soil behavior when its water content is changing. Several hydro-mechanical models have been developed in which different phenomena, such as hysteresis and wetting-drying cycles, are in-

cluded. These models can be based on different theories or principles and some can be more accurate, such as those models based in the principle of effective stress and the critical state theory. This document presents a model and the numerical and experimental comparisons to demonstrate its effectiveness and thus promote its use among the engineers. This would allow improvements in the design of infrastructure works as it can simulate different scenarios that may happen in nature.

Keywords: GEO, hydraulic properties, mechanical properties, hydro-mechanical models, unsaturated soils.

INTRODUCCIÓN

Áreas significativas de la superficie terrestre están clasificadas como zonas áridas, en las cuales la evaporación anual sobrepasa a la precipitación. Norteamérica no es la excepción en este aspecto, estas áreas cubren gran parte de la región delimitada por el golfo de México hasta llegar a Canadá [1]. Por lo que, con la ayuda de la mecánica de suelos no saturados, se podrían tomar mejores decisiones al momento del desarrollo de cualquier clase de obra realizada sobre este tipo de lugares en los que es común encontrar suelos no saturados. El término "mecánica de suelos no saturados" se ha utilizado para abordar un amplio número de problemas de ingeniería geotécnica en los que se considera la succión del suelo como positiva y la presión del agua en los poros como negativa. El principal problema de suelos no saturados en llamar la atención tenía que ver con el hinchamiento de los suelos expansivos [2].

La aplicación de la mecánica de suelos no saturados usualmente tiene que ver con casos que implican deformaciones grandes. Tal es el caso del comportamiento colapsable de los suelos con baja densidad o de los suelos arcillosos expansivos que no están restringidos lateralmente. Un ejemplo de esto es el de aquellos estratos de suelo desestabilizados por el efecto de la lluvia [3].



Dicho de otra manera, los contratiempos que los suelos no saturados ocasionan son provocados por las variaciones que se producen en ellos por los cambios en su contenido de humedad o grado de saturación. Esto pasa porque el comportamiento del suelo es variable dependiendo del agua que éste contenga y, por ende, puede generar problemas para las estructuras si no se le presta atención. Esto dio pie a que se buscaran soluciones particulares para estos problemas, dichas soluciones incluyen una modelación matemática basada en parámetros determinados por la mecánica de suelos saturados y no saturados para intentar predecir el comportamiento del suelo.

Esos modelos no son más que expresiones matemáticas que expresan la relación esfuerzo-deformación de cualquier material y éstos sólo se pueden aplicar a los materiales con las condiciones para las cuales fueron desarrollados o validados [4]. Dentro de los modelos aplicados en la mecánica de suelos no saturados, el enfoque de esfuerzos efectivos representa una precisa y simple manera de generar modelos completamente acoplados para suelos no saturados. Esto se debe a que la influencia del grado de saturación y la histéresis de la curva de retención están implícitos en la formulación [5].

Al predecir el comportamiento hidromecánico con la ayuda de los modelos, se puede lidiar con los problemas ocasionados por los distintos tipos de suelos, como pueden ser los suelos expansivos o los suelos colapsables, los cuales se ven afectados por el cambio en el grado de saturación, como ya se mencionó. La estabilidad de taludes es solo un ejemplo de los problemas de suelos no saturados que se pueden presentar en el campo, y se relaciona con las desestabilizaciones que se puede producir después de periodos largos de lluvia y ocasionan un aumento en el grado de saturación, lo que a su vez provoca una reducción de la succión y posiblemente un derrumbe. En el caso contrario, el talud se estabiliza por un aumento en su resistencia al esfuerzo cortante, bene-

ficiada por el aumento de la succión en función de una disminución en el grado de saturación [6]. Problemas como este, entre otros tantos relacionados con los cambios de humedad, podrían ser resueltos con ayuda de los modelos constitutivos.

Actualmente existe consenso entre los investigadores de que los modelos basados en el principio de esfuerzos efectivos ofrecen mayores ventajas. Entre los más importantes está la introducción tanto del grado de saturación como de la histéresis de las curvas de retención suelo-agua en la formulación del modelo [7].

El objetivo de este documento es presentar un modelo constitutivo para suelos no saturados y comparar sus resultados con los resultados experimentales de un suelo no saturado en ensayos triaxiales a succión controlada. Los datos experimentales son de pruebas realizadas por Garakani *et al.* [8], mientras que los datos numéricos se obtuvieron del modelo propuesto. Este modelo acopla la parte mecánica con la parte hidráulica de los suelos para predecir con mayor precisión su comportamiento.

ANTECEDENTES

Los modelos que han tenido mayor impacto dentro de esta especialidad fueron desarrollados por Khalili *et al.* [9], Ma *et al.* [10] y Rojas [7]. Estos modelos se revisan a continuación para comprobar sus limitaciones y desventajas.

Modelo de Khalili *et al.*

El modelo desarrollado por Khalili *et al.* [9] está totalmente acoplado y describe el comportamiento del flujo y de la deformación de los suelos no saturados. También se emplean las curvas de retención del suelo para tomar en cuenta la histéresis hidráulica. En este caso el acoplamiento entre el flujo y la deformación está dado por los parámetros de esfuerzos efectivos.

El esfuerzo efectivo en un suelo no saturado se puede expresar de la siguiente manera:

$$\sigma' = \sigma_{net} - \chi s \delta \quad (1)$$

Donde σ_{net} es el esfuerzo neto y s es la succión mátrica. Debido a que las relaciones constitutivas son no lineales, se deben expresar utilizando un formato incremental que se obtiene por medio de diferenciales como se muestra en la ecuación (2) a continuación:

$$\dot{\sigma}' = \dot{\sigma}_{net} - \psi \dot{s} \delta \quad (2)$$

En esta ecuación el punto sobre el parámetro implica el grado de cambio, por lo que significan lo mismo que sus versiones mostradas en la ecuación (1), sólo que en su forma incremental; $\psi = d(\chi s)/ds$ es el parámetro de esfuerzo efectivo en su forma incremental.

El parámetro de esfuerzo efectivo χ describe el aporte de la succión hacia el esfuerzo efectivo, para el cual Khalili y Khabbaz [11] obtuvieron una relación única en términos de una relación de la succión s/s_e , y está establecida por la correlación de la ecuación (3).

$$\chi = \begin{cases} 1 & \text{para } \frac{s}{s_e} \leq 1 \\ \left(\frac{s}{s_e}\right)^{-\Omega} & \text{para } \frac{s}{s_e} \geq 1 \end{cases} \quad (3)$$

Donde s_e es el valor de succión que marca la transición entre el estado saturado y no saturado y Ω es un parámetro del material con un valor de 0.55. Para expresar matemáticamente que el valor χ disminuye con la disminución de la succión hasta que alcanza la curva principal de humedecimiento, desde donde aumenta con nuevas reducciones en la succión, se tiene la ecuación (4).

$$\chi = \begin{cases} \left(\frac{s_{rd}}{s_{ae}}\right)^{-\Omega} \left(\frac{s}{s_{rd}}\right)^{\zeta} & \text{para el regreso en secado } \left(\frac{s_{ex}}{s_{ae}}\right)^{\frac{\Omega}{\Omega+\zeta}} s_{rd} \leq s \leq s_{rd} \\ \left(\frac{s_{rw}}{s_{ex}}\right)^{-\Omega} \left(\frac{s}{s_{rw}}\right)^{\zeta} & \text{para el regreso en humid. } s_w \leq s \leq \left(\frac{s_{ae}}{s_{ex}}\right)^{\frac{\Omega}{\Omega+\zeta}} s_{rw} \end{cases} \quad (4)$$

Donde s_{ex} es el valor de expulsión de aire; s_{ae} es el valor de entrada de aire; ζ es la pendiente de transición entre la curva principal

de secado y la de humedecimiento en un plano $\chi - \ln s$; y tanto s_{rd} como s_{rw} son los valores de succión mátrica en secado y humedecimiento, respectivamente.

En este modelo la curva de re-tención está representada por la ecuación de Brooks y Corey [12], ampliada para incluir la histéresis como se muestra en las ecuaciones (5) y (6).

$$S_{eff} = \begin{cases} 1 & \text{para } s < s_e \\ \left(\frac{s_e}{s}\right)^{1/p} & \text{para ciclos principales de humedecimiento y secado } s \geq s_e \end{cases} \quad (5)$$

$$S_{eff} = \begin{cases} \left(\frac{s_{ae}}{s_{rd}}\right)^{1/p} \left(\frac{s_{rd}}{s}\right)^{\zeta} & \text{para el regreso en secado } \frac{s_{ex}}{s_{ae}} \\ \left(\frac{s_{ex}}{s_{rw}}\right)^{1/p} \left(\frac{s_{rw}}{s}\right)^{\zeta} & \text{para el regreso en humid. } s_w \leq \end{cases} \quad (6)$$

Donde $S_{eff} = (s_r - s_{res})/(1/s_{res})$ es el grado de saturación efectivo; s_r es el grado de saturación; s_{res} es el grado de saturación residual; $s_e = s_{ex}$ en el ciclo de humedecimiento y es el valor de expulsión de aire; $s_e = s_{ae}$ en el ciclo de secado y representa el valor de entrada de aire; ζ es la pendiente de la línea de transición entre los ciclos de humedecimiento y secado; y por último s_{rd} y s_{rw} representan la succión inversa en las curvas principales de humedecimiento y secado respectivamente.

Conceptualmente, la formulación presenta dos modelos superpuestos; uno es el modelo de flujo y otro el modelo de deformación. El modelo de flujo está basado en los medios que interactúan —el agua y el aire—, representados por la presión de los mismos dentro de los poros. El modelo de deformación está basado en un marco elastoplástico que satisface las ecuaciones de equilibrio de esfuerzos totales, compatibilidad y consistencia. Las ecuaciones de dicho marco son derivadas en términos de esfuerzos efectivos, con deformaciones volumétricas plásticas y succión mátrica como parámetros de endurecimiento.

El modelo de flujo del aire está dado por la ecuación (7).

$$\text{div} \left(\frac{k_{ra} k}{\mu_a} (\nabla P_a + \rho_a g) \right) = n_a c_a \frac{d_a p_a}{dt} + \frac{1}{V} \frac{d_s V_a}{dt} \quad (7)$$

Donde $c_a = 1/p_a$ representa la compresibilidad del aire; p_a es la presión del aire; P_a representa



la presión absoluta del aire, la cual contempla la presión atmosférica y la presión normal del aire; ρ_a es una relación entre la constante universal de los gases, la temperatura, la presión absoluta del aire y la masa molecular del aire; g es el vector de la aceleración gravitacional; k_{ra} es la permeabilidad relativa de la fase de aire; k es la permeabilidad intrínseca del suelo; μ_a representa la viscosidad dinámica del aire; n_a es el contenido volumétrico de aire; d_a y d_s son términos agregados por la introducción de la derivación total lagrangeana en términos del movimiento de un sólido y, por último, se tiene que V y V_a son el volumen total y el volumen del aire respectivamente.

El modelo de flujo del agua se presenta de manera análoga al del aire, por lo que todos los parámetros antes mencionados se colocan en términos del agua, lo que resulta en la ecuación (8).

$$\text{div} \left(\frac{k_{rw}k}{\mu_w} (\nabla P_w + \rho_w g) \right) = n_w c_w \frac{d_w p_w}{dt} + \frac{1}{V} \frac{d_s V_w}{dt} \quad (8)$$

El modelo de deformación se deriva de la ecuación de balance del momento lineal para un volumen elemental y queda de la siguiente manera en la ecuación (9).

$$\text{div}[D(\nabla u) - \psi \dot{p}_w \delta - (1/\psi) \dot{p}_a \delta] + \dot{F} = 0 \quad (9)$$

Donde D es la matriz de rigidez drenada; u es el vector de desplazamientos del esqueleto del suelo y F es la fuerza de cuerpo por unidad de volumen.

Teniendo lo anterior, considerando que $\varepsilon_v = -\delta^T \varepsilon = -\text{div} u$ e introduciendo las aproximaciones $d_a(\cdot)/dt \approx \partial(\cdot)/\partial t$ y $\nabla(\cdot) \cdot v_s \ll \partial(\cdot)/\partial t$, las ecuaciones gobernantes de flujo de agua y aire se pueden escribir como en las ecuaciones (10) y (11).

$$\text{div} \left(\frac{k_{rw}k}{\mu_w} (\nabla P_w + \rho_w g) \right) = \psi \text{div} u + \bar{a}_{11} \dot{p}_w - a_{12} \dot{p}_a \quad (10)$$

$$\text{div} \left(\frac{k_{ra}k}{\mu_a} (\nabla P_a + \rho_a g) \right) = (1 - \psi) \text{div} u + \bar{a}_{22} \dot{p}_a - a_{21} \dot{p}_w \quad (11)$$

Donde:

$$\bar{a}_{11} = c_w n_w + a_{12} \quad \bar{a}_{22} = a_{21} + c_a n_a \quad a_{12} = a_{21} = -n \frac{\partial s_r}{\partial s}$$

A su vez, a_{11} , a_{22} , a_{12} y a_{21} representan coeficientes constitutivos y se pueden determinar al someter una muestra de un suelo no saturado a perturbaciones de presión de aire y agua y medir los cambios de volumen del esqueleto del suelo y del agua en los poros. Por lo tanto, se tiene que las ecuaciones (9), (10) y (11) conforman las ecuaciones diferenciales gobernantes de flujo y deformación en medios porosos de saturación variable.

El comportamiento de la deformación elastoplástica se captura a través de un marco de superficie límite de plasticidad. La deformación plástica ocurre cuando el estado de esfuerzo se encuentra en la superficie delimitadora o dentro de ella. En el modelo, el comportamiento del material se asume como isotrópico y de tasa independiente tanto en las respuestas elásticas como en las elastoplásticas.

El modelo de plasticidad está formulado utilizando esfuerzos efectivos en un plano $p' - q$, donde $p' = -1/3(\delta^T \sigma')$ es el esfuerzo efectivo normal promedio, $q = \sqrt{3}J_2$ es el esfuerzo desviador, $J_2 = 1/2(s^T s)$ es la segunda invariante del vector del esfuerzo desviador, $s = \sigma' + p' \delta$. Se conjugan deformaciones volumétricas y desviadoras que están dadas por las ecuaciones (12) y (13) respectivamente.

$$\varepsilon_v = -\delta^T \varepsilon \quad (12)$$

$$\varepsilon_q = \sqrt{2/3} [(\varepsilon + 1/3 \varepsilon_v \delta)^T (\varepsilon + 1/3 \varepsilon_v \delta)] \quad (13)$$

La pendiente de la línea del estado crítico (M_{cs}) está representada por la ecuación (14); donde ϕ'_{cs} es el ángulo de fricción efectivo en el estado crítico y $\tilde{\tau}$ puede valer -1 si es una carga compresiva y $+1$ si es carga de extensión.

$$M_{cs} = \frac{6se \phi'_{cs}}{3\tilde{\tau} - \text{sen} \phi'_{cs}} \quad (14)$$

Mientras que la línea del estado crítico como tal está dada por la ecuación (15), en la que $\Gamma(s)$ es el volumen específico a un esfuerzo efectivo $p' = 1 \text{ kPa}$; $\lambda(s)$ es la pendiente de la línea del estado crítico en un plano $v - \ln p'$; por último, v_{cs} es el volumen específico y p'_{cs} es el esfuerzo efectivo, ambos en el punto del estado crítico.

$$v_{cs} = \Gamma(s) - \lambda(s) \ln(p'_{cs}) \quad (15)$$

Los autores presentan también la existencia de una línea límite de la compresión isotrópica, localizada a lo largo de κ en la línea del estado crítico a un cambio constante en un plano $v - \ln p'$. En la ecuación (16) se muestra la representación de esta línea. En esta representación, $N(s)$ es la intercepción de dicha línea a un esfuerzo efectivo $p' = 1 \text{ kPa}$, y v_{LICL} es el volumen específico en la misma.

$$v_{LICL} = N(s) - \lambda(s) \ln(p'_c) \quad (16)$$

Modelo de Ma *et al.*

El modelo propuesto por Ma *et al.* [10] se desarrolló para suelos expansivos no saturados dentro del marco del estado crítico. Para llevar a cabo la relación esfuerzo-deformación se introducen tanto el esfuerzo efectivo como la succión mátrica, los cuales están definidos por las ecuaciones (17) y (18) respectivamente. Adicionalmente se presentan el esfuerzo total medio y el esfuerzo desviador en las Ecuaciones (19) y (20). Para este caso, el valor de χ es igual al valor del grado de saturación (S_r).

$$\sigma'_{ij} = (\sigma_{ij} - u_a \delta_{ij}) + S_r(u_a - u_w) \delta_{ij} \quad (17)$$

$$s_c = u_a - u_w \quad (18)$$

$$p' = \frac{\sigma'_{ij}}{3} = (p - u_a) + S_r(u_a - u_w) \quad (19)$$

$$q = \sigma'_1 - \sigma'_3 \quad (20)$$

Para este modelo la superficie de fluencia está dada por la función presentada en la ecuación (21), en la cual p_c es la presión de consolidación y, en el caso de la saturación, se trata de una función de la deformación plástica volumétrica y de la deformación plástica desviadora. La línea de falla está dada por $q = Mp'$, donde M es independiente de la succión [13].

$$f = q^2 + M^2 p' (p' - p'_c) \quad (21)$$

Debido a que la rigidez del suelo se vuelve más grande mientras la succión mátrica crece y que el efecto de endurecimiento en la deformación plástica desviadora se vuelve más evidente, los autores [10] proponen una regla de endurecimiento presentada en la ecuación (22).

$$p_c = p_c^0 \exp\left(\frac{\nu}{\lambda - \kappa} \varepsilon_v^p + \frac{\beta \nu}{\lambda - \kappa} \varepsilon_q^p\right) \cdot h(s_c, S_r, \varepsilon_v^p) \quad (22)$$

Donde p_c^0 es la presión de preconsolidación inicial; β es un coeficiente proporcional al efecto de endurecimiento de la deformación plástica desviadora y h es una función de corrección que está en función de la succión mátrica, el grado de saturación y la deformación plástica volumétrica. En cuanto a la relación elastoplástica esfuerzo-deformación, los incrementos en las deformaciones elásticas volumétricas y desviadoras se dan por las ecuaciones (23) y (24), donde G es el módulo de corte.

$$d\varepsilon_v^e = \frac{\kappa dp'}{\nu p'} \quad (23)$$

$$d\varepsilon_q^e = \frac{dq}{3G} \quad (24)$$

Para la parte hidráulica, los autores [10] adoptan una regla de flujo no asociada, por lo que se asume lo que se presenta en la ecuación (25), en la cual la pendiente de la línea del estado de dilatación está representada por



$M_p = M \exp(n\varphi)$; n es un parámetro adimensional que denota el aporte del parámetro de estado a la relación entre la expansión y el esfuerzo.

$$d = \frac{d\varepsilon_v^p}{d\varepsilon_a^p} = M \exp(n\varphi) - \eta \quad (25)$$

Para el efecto de deformación en la curva de retención de agua del suelo se ignora el efecto de la deformación elástica, por lo que el cambio en el grado de saturación se representa como en la ecuación (26).

$$dS_r|_{d\varepsilon_v=0} = \frac{-ds_c}{K_p(s_c, S_r, \hat{n})} \quad (26)$$

Donde \hat{n} es la dirección de la carga hidráulica, cuyo valor se toma como 1 para secado y -1 para humedecimiento, y K_p es la pendiente negativa de la curva de retención de agua del suelo. Para describir las fronteras principales, los autores [10] toman el modelo para curvas de retención de Feng y Fredlund [14] mostrado en la ecuación (27).

$$\kappa_k(S_r) = b_k \left(\frac{1 - S_r}{S_r - S_r^{irr}} \right)^{1/d_k} \quad (27)$$

En el cual b_k y d_k son parámetros positivos del material y presentan valores diferentes para secado y humedecimiento, por lo que k puede ser reemplazado por DR o WT dependiendo del caso; se pueden obtener por medio de las ecuaciones (28) y (29), donde b_k^0 , d_k^0 y α_k son parámetros de adecuación de la curva.

$$b_k = b_k^0 + \alpha_k \varepsilon_v^p \quad (28)$$

$$d_k = d_k^0 \quad (29)$$

Según [10], los parámetros se pueden dividir en tres grupos:

- Parámetros constitutivos convencionales: λ , κ , M , G , n , β_0 .
- Parámetros de la curva de retención: b_{DR}^0 , b_{WT}^0 , d_{DR}^0 , d_{WT}^0 , S_r^{irr} , c .

- Parámetros de acoplamiento: α_{DR} , α_{WT} , r , m , $\varepsilon_{v,max}^p$.

Modelo propuesto

El modelo propuesto se basa en el de Rojas [7], al cual se adiciona la parte hidráulica propuesta por Zhou et al. [20] y se introduce el concepto de superficie límite. Este modelo contempla el fenómeno de expansión y colapso de los suelos. Otra de sus características es que está basado en la ecuación de esfuerzos efectivos de Bishop [15] como se muestra en la ecuación (30).

$$p' = p_n + \chi s \quad (30)$$

p' representa el esfuerzo total obtenido de la suma de p_n (la diferencia entre el esfuerzo total medio y la presión generada por el aire) y χs (donde χ es conocido como el parámetro de Bishop y s representa la succión).

El modelo también se basa en la teoría del estado crítico. Esta teoría se fundamenta en el estudio del mecanismo de la disipación de la energía contenida en el interior del suelo y en la observación del comportamiento a nivel macroscópico de los materiales [16]. Una manera de explicarlo es decir que un material se encuentra en el estado crítico cuando mantiene su estado de esfuerzo constante y su deformación crece de manera indefinida sin presentar ningún cambio perceptible en su volumen [17].

Los suelos se pueden dividir en tres fracciones: una en la que los poros pequeños del suelo están completamente saturados (f^2), una donde los poros grandes están secos (f^d) y, por último, una en la que existen tanto poros secos como poros vacíos (f^u). Teniendo eso en cuenta, el parámetro de Bishop se puede representar como la suma de sus fracciones multiplicadas por su grado de saturación correspondiente como en la ecuación (31):

$$\chi = S_w^s f^s + S_w^u f^u + S_w^d f^d \quad (31)$$

Si se tiene que $S_w^s = 1$ y que $S_w^d = 0$, la ecuación (2) queda como se presenta a continuación en la ecuación (32):

$$\chi = f^s + S_w^u f^u \quad (32)$$

Los parámetros restantes pueden ser obtenidos de un modelo sólido poroso propuesto en Rojas[18]. La función que realiza el modelo sólido poroso es simular las curvas de retención del suelo en ambos ciclos: humedecimiento y secado, por lo que al modificar gradualmente los tamaños de los poros en el suelo es posible también alterar las curvas dependiendo de los nuevos tamaños de los poros de manera cíclica. De esa manera se obtiene el valor χ para cada uno de los valores de la succión.

Rojas [7] incluyó el fenómeno de endurecimiento anisotrópico mediante la transformación de la superficie de fluencia en los ejes de esfuerzo medio efectivo contra succión en dos familias de curvas que se intersectan en el mismo punto del estado crítico. Estas curvas están representadas por las ecuaciones (33) y (34), para simular el comportamiento del material altamente preconsolidado (curva izquierda) y el comportamiento del material ligera y normalmente consolidado (curva derecha) respectivamente.

$$q^{a_1} - a_1 \{ (rp'_0)^{a_1} - |p' - rp'_0|^{a_1} \} = 0 \quad (33)$$

$$q^{a_2} - \left(\frac{Mr}{1-r} \right)^{a_2} \{ (p'_0(1-r))^{a_2} - |p' - rp'_0|^{a_2} \} = 0 \quad (34)$$

Los parámetros a_1 y a_2 hacen que la superficie de fluencia cambie de forma conforme cambia el material por el que esté formado el suelo, y representan los exponentes de las partes izquierda y derecha de la curva respectivamente. La relación entre el esfuerzo medio efectivo y el de preconsolidación aparente está representada por el parámetro r , y éste se modifica dependiendo del valor de la succión.

Tanto las componentes volumétricas ($\partial \varepsilon_v^p$) como desviadoras ($\partial \varepsilon_q^p$) están dadas por la ecuación

(35) en todos los modelos que consideran la regla de flujo normal, que establece que la misma ecuación representa la superficie de fluencia y el potencial plástico.

$$\begin{Bmatrix} \partial \varepsilon_v^p \\ \partial \varepsilon_q^p \end{Bmatrix} = \frac{-1}{\frac{\partial f}{\partial p'_0} \frac{\partial p'_0}{\partial \varepsilon_p^p}} \begin{Bmatrix} \frac{\partial f}{\partial p'} \\ \frac{\partial f}{\partial q} \end{Bmatrix} \quad (35)$$

Donde f es la función para la superficie de fluencia. Si se sustituyen todas las ecuaciones anteriores se tiene la ecuación (36).

$$\begin{Bmatrix} \partial \varepsilon_v^p \\ \partial \varepsilon_q^p \end{Bmatrix} = \frac{1}{H} \begin{Bmatrix} a_x \left[M \left(h_1 + h_2 \left(\frac{r}{1-r} \right) \right)^{a_x} (p' - p'_0)^{(a_x-1)} \right. \\ \left. a_x q^{(a_x-1)} \right] \\ a_x \left[M \left(h_1 + h_2 \left(\frac{r}{1-r} \right) \right)^{a_x} (p' - p'_0)^{(a_x-1)} \right] \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} dp' \\ dq \end{Bmatrix} \quad (36)$$

La funciones escalón para los lados izquierdo y derecho están dadas por h_1 y h_2 ; a_x representa el exponente de la parte de la superficie de fluencia en la que se encuentre, es decir, la parte izquierda o derecha. En el caso del parámetro H , éste está dado por la ecuación (37).

$$\frac{\lambda - \kappa}{\nu_0 a_x (h_1 + h_2) \left[M \left(h_1 + h_2 \left(\frac{r}{1-r} \right) \right)^{a_x} \right]} \left\{ \frac{1}{\nu_2 (1-r) [p'_0 (h_1 r + h_2 (1-r))]^{(a_x-1)} + (h_1 + h_2 r) (p' - p'_0 r)^{(a_x-1)}} \right\} \quad (37)$$

El índice de carga y descarga (κ), la relación de vacíos, el esfuerzo medio efectivo y el módulo de Poisson (ν) describen el comportamiento elástico; por lo tanto, es posible obtener los módulos cortantes y de volumen por medio de relaciones elásticas presentadas en las ecuaciones (38) y (39). La regla de endurecimiento se presenta en la ecuación (40).

$$K = \frac{1 + e p'}{e \kappa} \quad (38)$$

$$G = \frac{3(1 - 2\nu)(1 + e) p'}{2(1 + \nu) e \kappa} \quad (39)$$

$$dp'_0 = \left(\frac{1 + e}{e} \right) \frac{p'_0}{\lambda - \kappa} d\varepsilon_v^p \quad (40)$$

En resumen, este modelo requiere siete parámetros obtenibles mediante cuatro pruebas triaxiales drenadas a un suelo saturado,



dos de estas sobre un suelo preconsolidado y las otras dos sobre uno normalmente consolidado:

a_1 , a_2 y r , que representan los parámetros de forma de la superficie de fluencia.

λ y κ , que representan los índices de compresión y carga-descarga.

ν , que representa el módulo de Poisson.

$M = (6\text{sen}\varphi)/(3 - \text{sen}\varphi)$, que representa la pendiente de la superficie de falla en los ejes p' y q .

Las cualidades de este modelo según Rojas [7] se enlistan a continuación:

a) El esfuerzo de preconsolidación aparente del suelo durante el secado se incrementa en dos veces el valor del esfuerzo de succión.

b) La superficie de fluencia puede tomar diversas formas.

c) La superficie de fluencia en los ejes (p' , q) se endurece anisotrópicamente.

d) La expansión toma en cuenta el efecto del esfuerzo desviador.

e) El acoplamiento hidromecánico se realiza a través de la porosimetría del material y no requiere de parámetros adicionales ni calibración previa.

f) La matriz de rigidez es simétrica.

g) Sólo se requieren 4 ensayos triaxiales drenados en material saturado para determinar los parámetros del modelo mecánico.

METODOLOGÍA

Se explica el algoritmo programado en Matlab®. El modelo mecánico está basado en las ecuaciones propuestas en Rojas *et al.* [19] y el modelo hidráulico se programó utilizando el algoritmo desarrollado por Zhou *et al.*[20].

El algoritmo utiliza las curvas principales de humedecimiento y secado como referencia para calcular el grado de saturación de un suelo según un valor de succión y si el suelo está en proceso de secado o humedecimiento.

Este algoritmo trabaja utilizando la ecuación de van Genuchten para ejemplificar una

curva de retención suelo-agua bajo esfuerzos netos constantes. De los datos obtenidos de una prueba de succión se obtienen parámetros de ajuste para ambos procesos: a_d , m_d y n_d para el proceso de secado y a_w , m_w y n_w para el proceso de humedecimiento. El subíndice "d" representa el secado y "w" el humedecimiento, por lo tanto, se utilizan las ecuaciones respectivas para cada proceso.

Con los parámetros de ajuste se calculan los valores del grado de saturación (S_{ed} y S_{ew}) para un valor de succión utilizando las ecuaciones (41) y (42).

$$S_{ed} = \left[1 + \left(\frac{s}{a_d} \right)^{m_d} \right]^{-n_d} \quad (41)$$

$$S_{ew} = \left[1 + \left(\frac{s}{a_w} \right)^{m_w} \right]^{-n_w} \quad (42)$$

Después se calculan sus pendientes ($\partial S_{ed} / \partial s$ y $\partial S_{ew} / \partial s$) utilizando las ecuaciones (43) y (44).

$$\frac{\partial S_{ed}}{\partial s} = -n_d \left[1 + \left(\frac{s}{a_d} \right)^{m_d} \right]^{-n_d-1} \left(\frac{m_d}{a_d} \right) \left(\frac{s}{a_d} \right)^{m_d-1} \quad (43)$$

$$\frac{\partial S_{ew}}{\partial s} = -n_w \left[1 + \left(\frac{s}{a_w} \right)^{m_w} \right]^{-n_w-1} \left(\frac{m_w}{a_w} \right) \left(\frac{s}{a_w} \right)^{m_w-1} \quad (44)$$

Con lo anterior se comienzan a hacer ciclos para obtener curvas internas, llamadas también "Curvas de escaneo", mediante la selección de un valor de succión (s) y su respectivo valor de grado de saturación (S_e) como punto de inicio, éste puede estar dentro o en las fronteras. Con estos valores se calculan las pendientes ($\partial S_{esd} / \partial s$ y $\partial S_{esw} / \partial s$) que tendrá la curva interna empleando las ecuaciones (45) y (46), donde el subíndice "s" es por la palabra "scanning" y sirve para mostrar que se trata de las curvas de escaneo.

$$\frac{\partial S_{esd}}{\partial s} = \left(\frac{s_d}{s} \right)^{-b} \left(\frac{\partial S_{ed}}{\partial s} \right) \quad (45)$$

$$\frac{\partial S_{esw}}{\partial s} = \left(\frac{s_w}{s} \right)^b \left(\frac{\partial S_{ew}}{\partial s} \right) \quad (46)$$

En éstas, los valores de s_{ay} s_w se obtienen con la ecuaciones (47) y (48), respectivamente. Tales valores representan el valor de succión correspondiente al grado de saturación del proceso de secado o humedecimiento. b es un parámetro de ajuste (3 – 5) siempre positivo y sirve para juntar o separar las curvas a criterio del usuario del algoritmo.

$$s_d = a_d (S_e^{-1/n_d} - 1)^{1/m_d} \quad (47)$$

$$s_w = a_w (S_e^{-1/n_w} - 1)^{1/m_w} \quad (48)$$

Explicado lo anterior, los valores que se obtienen en las ecuaciones (45) y (46) se multiplican por cualquier incremento que se requiera para obtener un nuevo grado de saturación y, con ese valor, se repite todo lo anterior hasta alcanzar el punto al que se desee llegar y de allí comenzar el siguiente proceso. El algoritmo anterior se puede apreciar representado de manera gráfica en la figura 1.

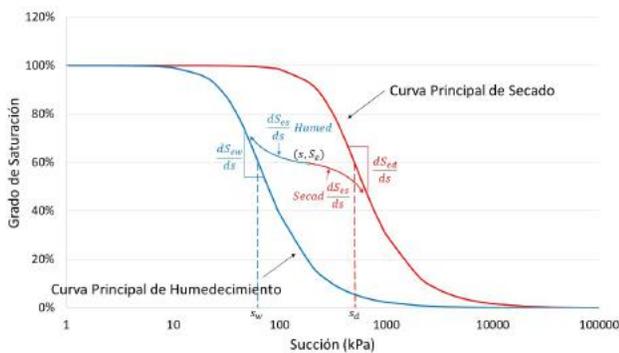


Figura 1. Ley de escaneo del algoritmo (Zhou, Sheng, Sloan, & Gens, 2012).

En la parte mecánica se plantea una superficie de fluencia que puede variar de forma. Esto se logra separando dicha superficie en dos partes: una representa el comportamiento expansivo (izquierda) y la otra representa el comportamiento compresivo (derecha), estas dos partes se interceptan tanto vertical como horizontalmente con la pendiente M [19] y están dadas por las ecuaciones (49) y (50), respectivamente.

$$f = q^{a_1} - M^{a_1} \{ (f p'_0)^{a_1} - |p' - f p'_0|^{a_1} \} \quad (49)$$

$$f = q^{a_2} - \left(\frac{M f}{1-f} \right)^{a_2} \{ (p'_0(1-f))^{a_2} - |p' - f p'_0|^{a_2} \} \quad (50)$$

Donde a_1 representa un exponente de la parte izquierda de la superficie de fluencia, y a_2 de la parte derecha. Para representar la relación entre el esfuerzo efectivo y el esfuerzo de preconsolidación se propone el parámetro f . De estos parámetros depende la forma que toma la elipse, tal como se muestra en la figura 2. Si los valores son $f = 0.5$ y $a_1 = a_2 = 2$, la elipse es simétrica y corresponde a la superficie de fluencia obtenida con el estado crítico.

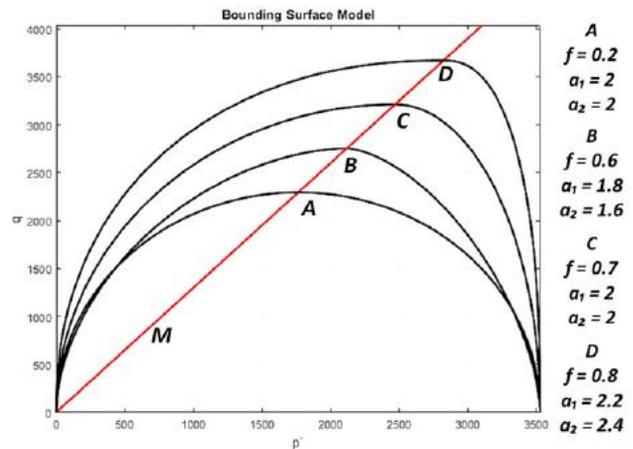


Figura 2. Formas de la elipse en un plano p' - q .

Lo primero que realiza el programa es determinar el punto de intersección de la trayectoria de esfuerzos (p_i) y la línea del estado crítico (M), en ese punto se da el estado crítico, es decir, el punto en el que la muestra de suelo falla. Posteriormente, se calcula la intersección de la trayectoria de esfuerzos (p_i) con la superficie de fluencia, definiendo así la separación entre la zona elástica y la elastoplástica como se muestra en la figura 3; este punto varía dependiendo del esfuerzo de preconsolidación y del esfuerzo confinante dado.

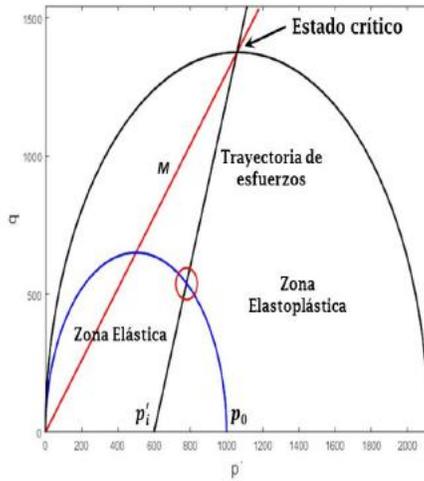


Figura 3. Representación de la superficie de fluencia en un suelo ligeramente sobreconsolidado.

La pendiente de la trayectoria de esfuerzos es de 3:1 mientras que la pendiente de la línea M está dada por la ecuación (51).

$$M = \frac{6 \operatorname{sen} \varphi}{3 - \operatorname{sen} \varphi} \quad (51)$$

Una vez obtenido el límite, se propone el número de divisiones que tendrá la trayectoria de esfuerzos; las partes obtenidas serán los incrementos en los esfuerzos efectivos (p') y esfuerzos axiales (q). Teniendo esto, en cada incremento se calcula todo lo que se presentará a continuación. Para calcular la base de la superficie de fluencia, la cual representa el esfuerzo de preconsolidación (p_0), se tiene la ecuación (52).

$$p_0 = \frac{q^2}{M^2 * p'} + p' \quad (52)$$

Con este valor se calcula la relación de vacíos para cada incremento en ambas zonas: para la elástica se utiliza la ecuación (53) empleando la pendiente de recarga (κ), y para la elastoplástica, la ecuación (54) utilizando la pendiente de carga (λ).

$$e = e_0 \left(\frac{p'}{p_0} \right)^{-\kappa} \quad (53)$$

$$e = e_0 \left(\frac{p'}{p_0} \right)^{-\lambda} \quad (54)$$

Para el cálculo de las deformaciones elásticas, en esta ocasión se utilizan un par de constantes elásticas denominadas módulo de volumen (K) y módulo de corte (G), presentados en las ecuaciones (55) y (56).

$$K = \left(\frac{1 + e_0}{e} \right) \frac{p'}{\kappa} \quad (55)$$

$$G = \left(\frac{1 + e_0}{e} \right) \frac{3(1 - 2\nu) p'}{2(1 + \nu) \kappa} \quad (56)$$

Utilizando estos módulos, la respuesta elástica se expresa como en la ecuación (57), donde dp y dq son los incrementos del esfuerzo efectivo y axial, respectivamente.

$$\begin{bmatrix} \delta \varepsilon_v^e \\ \delta \varepsilon_q^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/K & 0 \\ 0 & 1/G \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp \\ dq \end{bmatrix} \quad (57)$$

Para el cálculo de las deformaciones plásticas en los suelos altamente sobreconsolidados, se incluye un parámetro de endurecimiento (w) presentado en la ecuación (58), el cual ayuda para asegurar que en la superficie límite, representada como el punto B en la figura 4, el esfuerzo axial (q) máxima corresponda con la máxima relación entre la deformación volumétrica ($\delta \varepsilon_v$) y la deformación axial ($\delta \varepsilon_q$). En el parámetro de endurecimiento se toma un factor de preconsolidación R dado por la ecuación (59).

$$w = \left[\frac{\log \left(\frac{f \bar{p}'_0}{p} \right)}{\log \left(\frac{f p'_0}{p} \right)} \right]^R \quad (58)$$

$$R = \left(\frac{\bar{p}'_0}{p'_i} \right)^2 \quad (59)$$

Donde \bar{p}'_0 es el esfuerzo de preconsolidación inicial, \bar{p} es el esfuerzo efectivo con el que la trayectoria de esfuerzos toca la superficie límite (B), p'_0 es el esfuerzo de preconsolidación actual y p es el esfuerzo total actual.

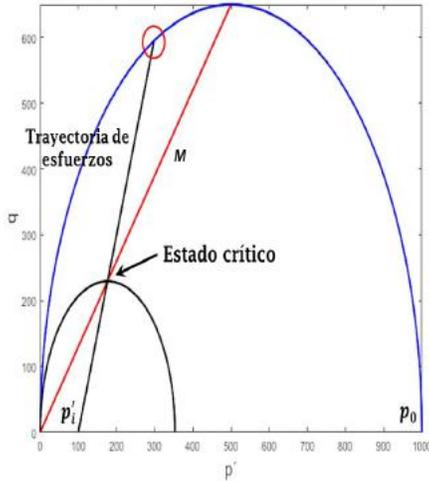


Figura 4. Ejemplo de un suelo altamente sobreconsolidado.

La relación plástica esfuerzo-deformación se da de manera matricial y se muestra a continuación en la ecuación (60).

$$\begin{bmatrix} \delta \varepsilon_v^p \\ \delta \varepsilon_q^p \end{bmatrix} = H \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} dp \\ dq \end{bmatrix} \quad (60)$$

$$A_{11} = a_x \left[M \left(\langle h_1 \rangle + \langle h_2 \rangle \left(\frac{f}{1-f} \right) \right) \right]^{a_x} (p' - p'_0)^{(a_x-1)} \quad (61)$$

$$A_{12} = A_{21} = a_x q^{(a_x-1)} \quad (62)$$

$$A_{22} = \frac{[a_x q^{(a_x-1)}]^2}{a_x \left[M \left(\langle h_1 \rangle + \langle h_2 \rangle \left(\frac{f}{1-f} \right) \right) \right]^{a_x} (p' - p'_0)^{(a_x-1)}} \quad (63)$$

$$\left. \frac{\lambda - \kappa}{a_x (1+e) (\langle h_1 \rangle w + \langle h_2 \rangle)} \left[M \left(\langle h_1 \rangle + \langle h_2 \rangle \left(\frac{f}{1-f} \right) \right) \right]^{a_x} \right\} \left(\frac{1}{T+F} \right) \quad (64)$$

$$T = [\langle h_1 \rangle + \langle h_2 \rangle (1-f)] [p'_0 (\langle h_1 \rangle f + \langle h_2 \rangle (1-f))]^{(a_x-1)} \quad (65)$$

$$F = (\langle h_1 \rangle + \langle h_2 \rangle f) (p' - p'_0)^{(a_x-1)} \quad (66)$$

Las letras T y F se utilizan sólo con el fin de escribir de mejor manera la ecuación. $\langle h_1 \rangle$ y $\langle h_2 \rangle$ son funciones de paso para la parte izquierda y derecha de la superficie de fluencia, respectivamente. Estas últimas pueden tomar valores de 1 y 0, dependiendo de la parte en la que nos encontremos, ya sea, como se mencionó antes, izquierda (1,0) o derecha (0,1). Asimismo, a_x puede tomar los

valores de a_1 o a_2 dependiendo de las mismas circunstancias.

Una vez que se tienen todos los datos de cada uno de los incrementos, se suman los resultados de las deformaciones plásticas y volumétricas para obtener las deformaciones totales. Por último, estas deformaciones totales se suman de manera acumulativa para obtener la deformación volumétrica (ε_v) y la deformación axial (ε_q). Teniendo lo anterior, se grafican los valores de ε_q contra los de q , y los de ε_q contra los de ε_v para observar el comportamiento del suelo.

Consideraciones

Para comparar resultados se utilizará el principio de esfuerzos efectivos de Bishop [15] mostrado en la ecuación (67), donde el parámetro χ se considerará igual al grado de saturación del suelo. Dicho grado de saturación se obtiene con el algoritmo presentado en el modelo hidráulico.

$$p' = p_{net} + \chi s \quad (67)$$

Los esfuerzos efectivos de preconsolidación (p_0) y confinantes (p_i) de entrada que necesita el programa se determinan con las consideraciones que aparecen en la figura 5.

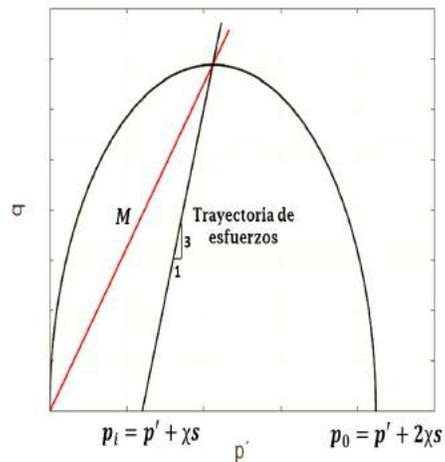


Figura 5. Superficie de fluencia y consideraciones para p_i y p_0 .



Los valores calibrados de los parámetros utilizados para las corridas numéricas se presentan a continuación en la Tabla 1.

Tabla 1. Valores de los parámetros para simulaciones.

Parámetro	Valor
M	1.3
e_0	0.77
λ	0.11
κ	0.01
ν	0.25
a_1	2
a_2	2
f	0.5

RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Las pruebas experimentales realizadas por Garakani *et al.* [8] fueron a muestras cilíndricas inalteradas de un suelo *loessial* obtenidas de Gorgan, Irán. Estas pruebas fueron hechas en un aparato triaxial modificado para la determinación del comportamiento del suelo. Los esfuerzos de las diferentes pruebas se muestran en la Tabla 2, presentada enseguida.

Tabla 2. Esfuerzos aplicados en las pruebas (Garakani, Haeri, Khosravi, & Habibagahi, 2015).

Prueba	Succión (kPa)	Esfuerzo confinante (kPa)
1	0	400
2	50	400
3	100	100
4	100	300
5	100	400
6	200	300
7	300	200
8	400	50
9	400	150
10	400	300

Para las diferentes succiones se utilizan los grados de saturación de la curva principal de secado de la Fig. 6, presentada a continuación.

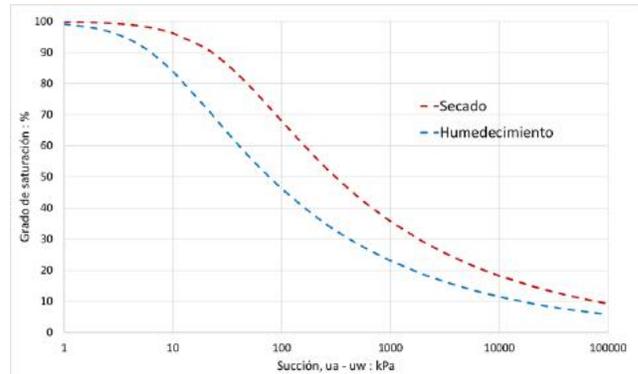


Figura 6. Curvas de retención de un suelo *loessial* (Garakani, Haeri, Khosravi, & Habibagahi, 2015).

Succión constante de 0 kPa y esfuerzo confinante de 400 kPa.

Para el confinante de 400 kPa se tiene el valor de $p_0 = 400$ y $p_i = 400$ según las consideraciones. A continuación, se muestra la comparación de resultados en un plano $Eq - q$ en la Fig. 7 y en un plano $Eq - Ev$ en la Fig. 8.

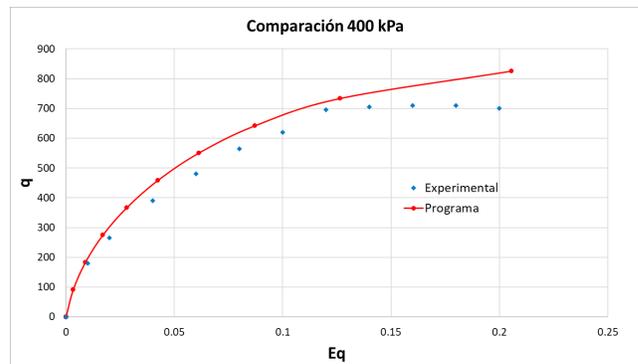


Figura 7. Comparación de resultados en un plano $Eq - q$.

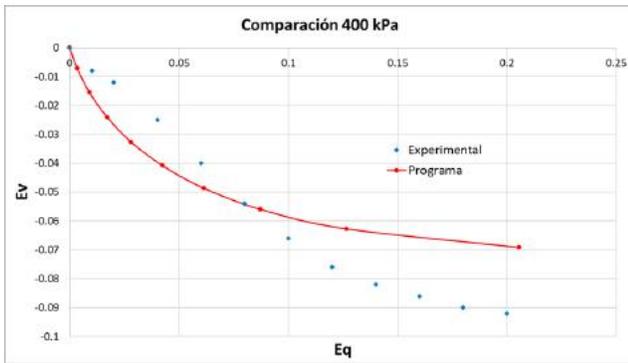


Figura 8. Comparación de resultados en un plano Eq – Ev.

Succión constante de 50 kPa y esfuerzo confinante de 400 kPa.

En esta prueba se tiene un grado de saturación del 79.43 %, por lo que se calcula un $p_0 = 479.43$ y $p_i = 439.71$ según las consideraciones. De igual manera, a continuación se muestra la comparación de resultados en un plano Eq – q en la Fig. 9 y en un plano Eq – Ev en la Fig. 10.

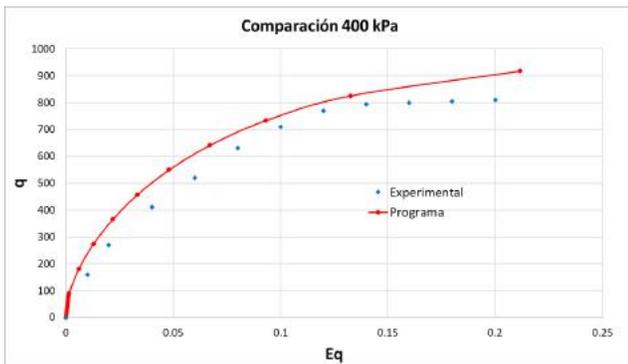


Figura 9. Comparación de resultados en un plano Eq – q.

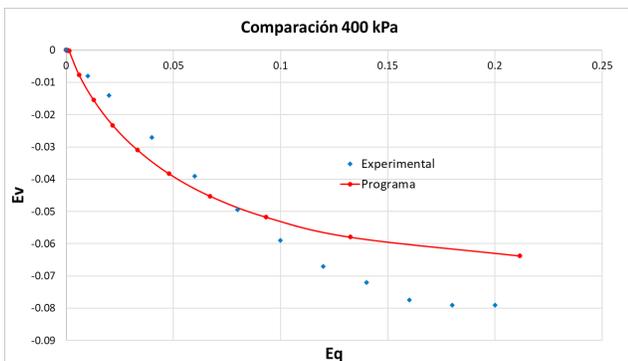


Figura 10. Comparación de resultados en un plano Eq – Ev.

Succión constante de 100 kPa y esfuerzo confinante de 100 kPa.

Para una succión de 100 kPa se considera un grado de saturación del 67.93 % calculando así un $p_0 = 235.86$ y $p_i = 167.93$. A continuación, se muestra la comparación de resultados en un plano Eq – q en la Fig. 11 y en un plano Eq – Ev en la Fig. 12.

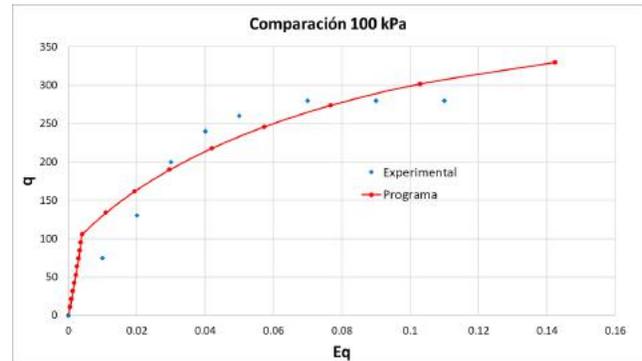


Figura 11. Comparación de resultados en un plano Eq – q.

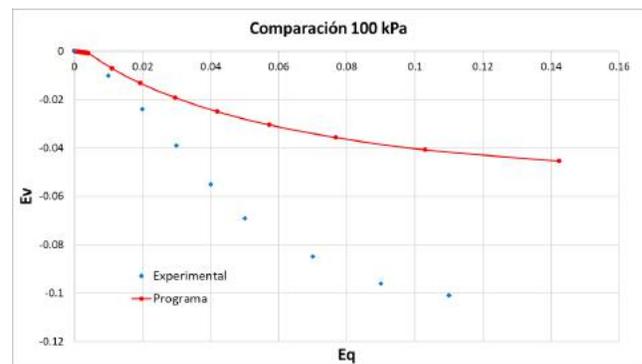


Figura 12. Comparación de resultados en un plano Eq – Ev.

Succión constante de 100 kPa y esfuerzo confinante de 300 kPa.

Para valores de $p_0 = 435.86$ y $p_i = 367.93$ se muestra la comparación de resultados en un plano Eq – q en la Fig. 13 y en un plano Eq – Ev en la Fig. 14 tomando en cuenta un grado de saturación del 67.93 % para una succión de 100 kPa.

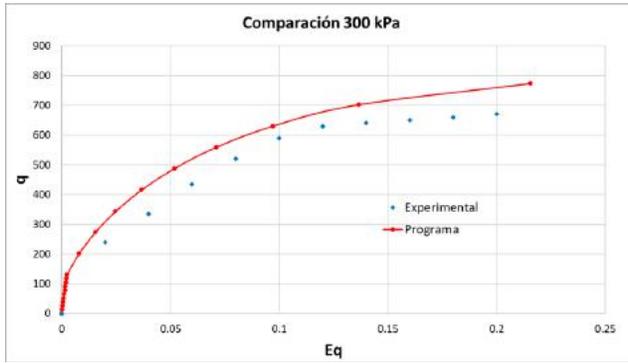


Figura 13. Comparación de resultados en un plano Eq – q.

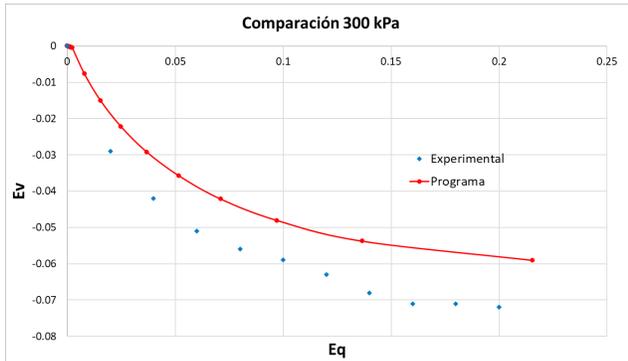


Figura 14. Comparación de resultados en un plano Eq – Ev.

Succión constante de 100 kPa y esfuerzo confinante de 400 kPa.

Para valores de $p_0 = 535.86$ y $p_i = 467.93$ se muestra la comparación de resultados en un plano Eq – q en la Fig. 15 y en un plano Eq – Ev en la Fig. 16. Empleando un grado de saturación del 67.93 % para una succión de 100 kPa.

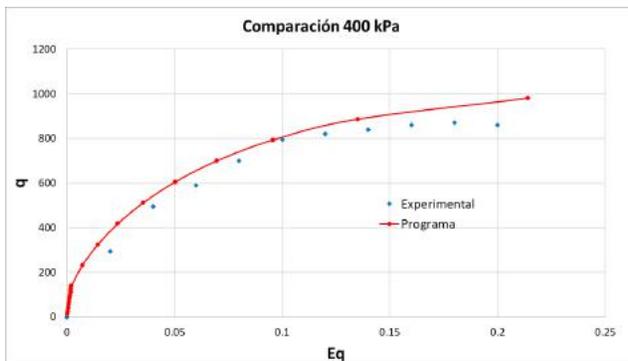


Figura 15. Comparación de resultados en un plano Eq – q.

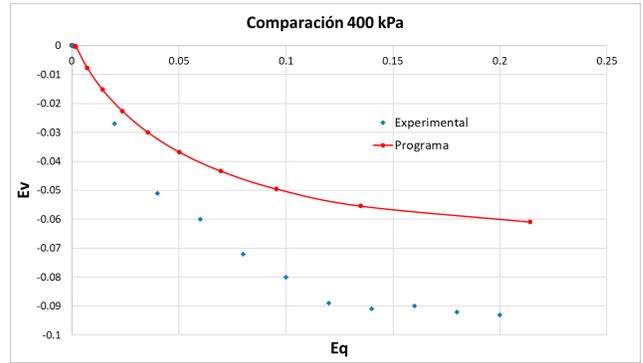


Figura 16. Comparación de resultados en un plano Eq – Ev.

Succión constante de 200 kPa y esfuerzo confinante de 300 kPa.

Para valores de $p_0 = 526.37$ y $p_i = 413.18$ se muestra la comparación de resultados en un plano Eq – q en la Fig. 17 y en un plano Eq – Ev en la Fig. 18. El grado de saturación considerado para una succión de 200 kPa es del 56.59 %.

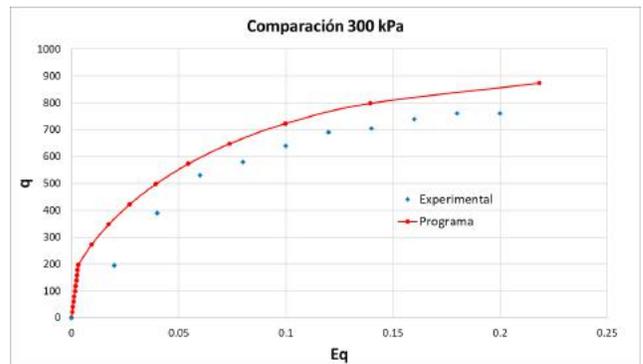


Figura 17. Comparación de resultados en un plano Eq – q.

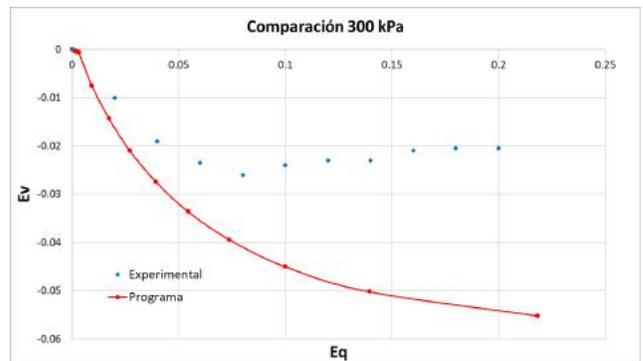


Figura 18. Comparación de resultados en un plano Eq – Ev.

Succión constante de 300 kPa y esfuerzo confinante de 200 kPa.

Para valores de $p_0 = 503.22$ y $p_i = 351.61$ se muestra la comparación de resultados en un plano $E_q - q$ en la Fig. 19 y en un plano $E_q - E_v$ en la Fig. 20. Para una succión de 300 kPa se utilizó un grado de saturación del 50.54 %.

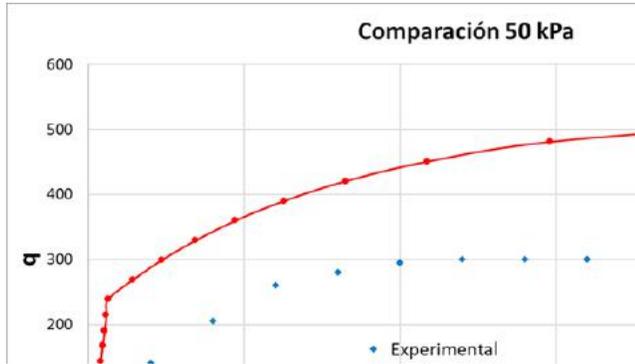


Figura 19. Comparación de resultados en un plano $E_q - q$.

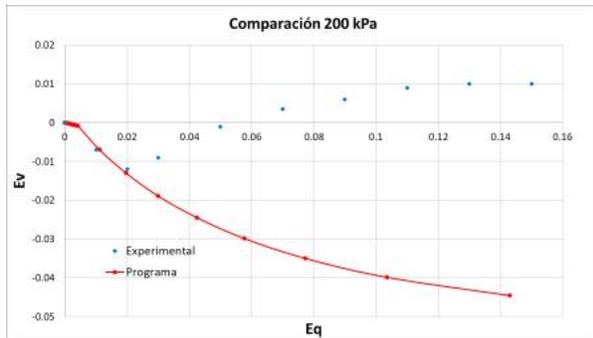
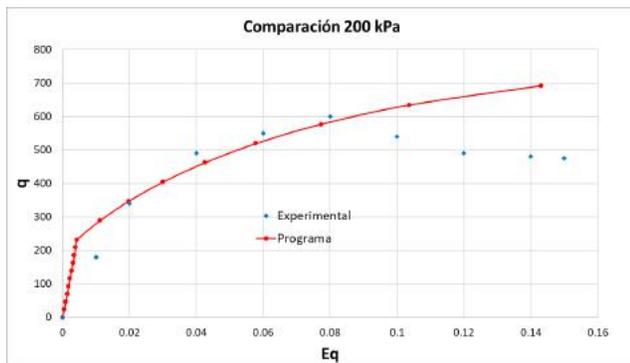


Figura 20. Comparación de resultados en un plano $E_q - E_v$.

Succión constante de 400 kPa y esfuerzo confinante de 50 kPa.

Se considera un grado de saturación del 46.56 % para una succión constante de 400 kPa. Enseguida se muestra la comparación de resultados en un plano $E_q - q$ en la Fig. 21 y en un plano $E_q - E_v$ en la Fig. 22 para valores calculados de $p_0 = 422.52$ y $p_i =$

236.26.

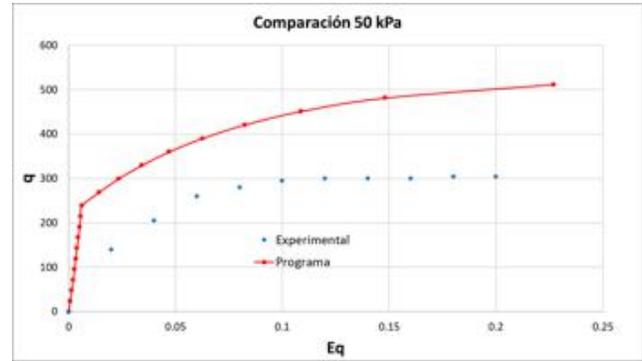


Figura 21. Comparación de resultados en un plano $E_q - q$.

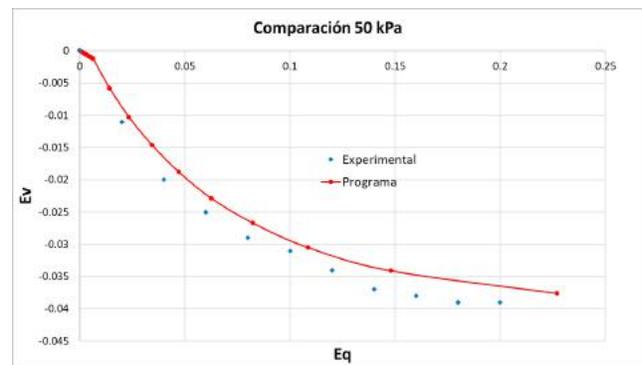


Figura 22. Comparación de resultados en un plano $E_q - E_v$.

Succión constante de 400 kPa y esfuerzo confinante de 150 kPa

Se considera un grado de saturación del 46.56 % para una succión constante de 400 kPa. En la Fig. 23 se muestra la comparación de resultados en un plano $E_q - q$ y en la Fig. 24 en un plano $E_q - E_v$ para valores calculados de $p_0 = 522.52$ y $p_i = 336.26$.

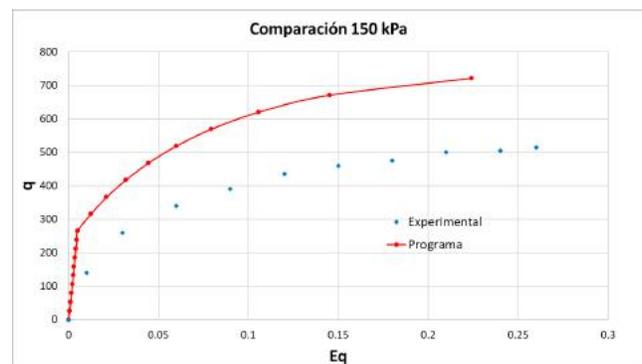


Figura 23. Comparación de resultados en un plano $E_q - q$.

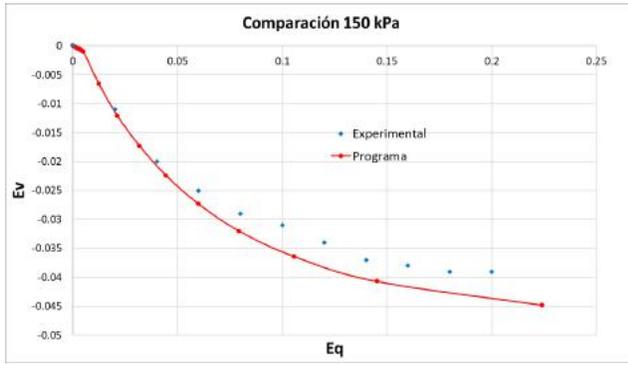


Figura 24. Comparación de resultados en un plano $E_q - E_v$.

Succión constante de 400 kPa y esfuerzo confinante de 300 kPa

Con el mismo grado de saturación del 46.56 % para una succión constante de 400 kPa, en este caso se calcula un $p_0 = 672.52$ y un $p_i = 486.26$. En la Fig. 25 se muestra la comparación de resultados en un plano $E_q - q$ y en la Fig. 26 en un plano $E_q - E_v$.

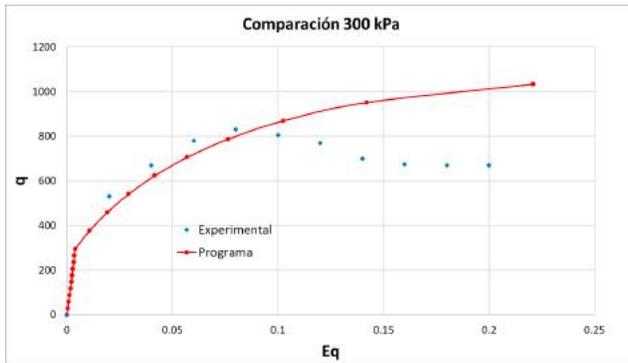


Figura 25. Comparación de resultados en un plano $E_q - q$.

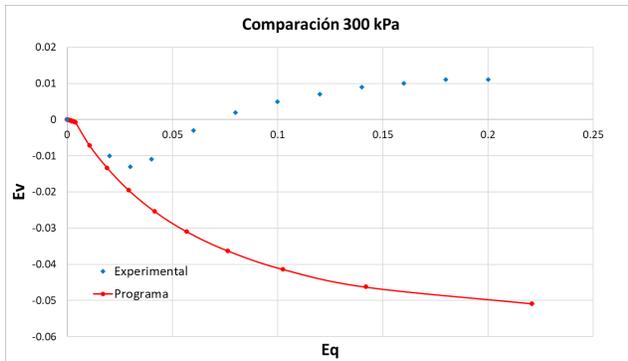


Figura 26. Comparación de resultados en un plano $E_q - E_v$.

Como se puede apreciar en las comparaciones numérico-experimentales, el modelo es

capaz de reproducir las características principales del comportamiento hidráulico y mecánico de los suelos. Además, es capaz de reproducir de manera precisa el efecto de la succión en el endurecimiento y expansión del suelo. Cabe mencionar que el modelo incluye elementos tales como la histéresis de las curvas de humedecimiento-secado y el endurecimiento por succión que otros modelos no contemplan pero que son importantes para modelar de manera precisa el comportamiento de los suelos no saturados.

La desventaja de algunos modelos son la cantidad de parámetros que requieren, ya que requiere un mayor número de ensayos de laboratorio para su determinación. De la misma manera aumenta el tiempo de los ensayos de laboratorio y el proceso de calibración se vuelve más complejo. El modelo presentado requiere de ocho parámetros mecánicos de los cuales la mayoría son de fácil calibración mientras los demás son propuestos a criterio y siete parámetros hidráulicos que se obtienen solamente de las curvas de retención, por lo que representa una ventaja ante otros modelos.

CONCLUSIONES

Los modelos que acoplan el comportamiento mecánico e hidráulico, pueden simular con mayor precisión el comportamiento de los suelos no saturados ya que toman en cuenta los efectos de los procesos de humedecimiento y secado en las propiedades mecánicas del material. Estos modelos pueden ser aplicados por los especialistas en Geotecnia para predecir de una manera más precisa el comportamiento de los suelos no saturados durante los ciclos naturales de humedecimiento-secado. Con estos modelos los ingenieros pueden simular diversos escenarios desfavorables para las obras de infraestructura y así aumentar la confiabilidad y la seguridad de las obras y de las personas.

Por todo lo anterior se puede decir que es viable que los ingenieros que trabajan en el campo de la Geotecnia utilicen este u otros

modelos para tomar las decisiones de las que depende la seguridad de la obra ante adversidades que puedan ocurrir en la naturaleza.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología por su apoyo durante toda esta maestría.

REFERENCIAS

- [1] D. G. Fredlund y H. Rahardjo, *Soil Mechanics For Unsaturated Soils*, New York: Wiley, 1993.
- [2] D. G. Fredlund, «The emergence of unsaturated soil mechanics,» *Canadian Geotechnical Journal*, vol. 51, n° 12, pp. 9-10, 2014.
- [3] A. Yerro Colom, E. A. Pérez de Agreda y N. M. Pinyol Puigmartí, «The material pint method for unsaturated soils,» *Géotechnique*, vol. 65, n° 3, pp. 201-217, 2015.
- [4] O. González-Cueto, M. Herrera Suárez, C. E. Iglesias Coronel y E. López Bravo, «Análisis de los modelos constitutivos empleados para simular la compactación del suelo mediante el método de elementos finitos,» *Revista de Ciencias Técnicas Agropecuarias*, vol. 22, n° 3, pp. 75-80, 2013.
- [5] E. Rojas, O. Chávez y H. Arroyo, «Modeling the Behavior of Expansive Soils Using,» *International Journal of Geomechanics*, vol. 17, n° 9, 2017.
- [6] M. A. Alfaro Soto, «Geotecnia en suelos no saturados,» *Rev. Acad. Colomb. Cienc.*, vol. 32, n° 125, pp. 471-482, 2008.
- [7] E. Rojas González, «Un modelo general para suelos no saturados totalmente acoplado,» *Digital Ciencia@UAQRO*, vol. 11, n° 2, pp. 11-23, 2018.
- [8] A. A. Garakani, S. M. Haeri, A. Khosravi y G. Habibagahi, «Hydro-mechanical behavior of undisturbed collapsible loessial soils under different stress state conditions,» *Engineering Geology*, n° 195, pp. 28-41, 2015.
- [9] N. Khalili, M. A. Habte y S. Zagarbashi, «A fully coupled flow deformation model for cyclic analysis of unsaturated soils including hydraulic and mechanical hysteresees,» *Computers and Geotechnics*, vol. 35, n° 6, pp. 872-889, 2008.
- [10] T. Ma, W. Changfu, W. Houzhen y L. Wentao, «Hydraulic and Mechanical Behavior of Unsaturated Silt: Experimental and Theoretical Characterization,» *International Journal of Geomechanics*, vol. 16, n° 6, 2015.
- [11] N. Khalili y H. Khabbaz, «A unique relationship for χ for the determination of the shear strength of unsaturated soils,» *Géotechnique*, vol. 48, n° 5, pp. 681-687, 1998.
- [12] R. H. Brooks y A. T. Corey, «Hydraulic properties of porous media,» *Fort Collins, Colorado State University, [Hydrology and Water Resources Program]*, 1964.
- [13] N. Lu y W. J. Likos, «Suction Stress Characteristic Curve for Unsaturated Soil,» *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, vol. 132, n° 2, pp. 131-142, 2006.
- [14] M. Feng y D. G. Fredlund, «Hysteretic influence associated with thermal conductivity sensor measurements,» *52nd Canadian Geotechnical Conf. and Unsaturated Soil Group, Proceeding from Theory to the Practice of Unsaturated Soil Mechanics*, Canadian Geotechnical Society, Richmond, BC, Canada, pp. 651-657, 1999.
- [15] A. W. Bishop, «The principle of effective stress,» *Teknisk Ukeblad*, vol. 106, n° 39, p. 859-863, 1959.
- [16] J. S. Sánchez Oidor, *Ecuaciones Constitutivas Para el Cálculo de Deformaciones en Arcillas Sensitivas (Tesis Para Fin de Maestría)*, Primera ed., Distrito Federal: Universidad Nacional Autónoma de México, 2013.
- [17] A. Schofield y C. P. Wroth, *Critical State Soil Mechanics*, Primera ed., New York: McGraw-Hill, 1968.
- [18] E. Rojas, «Equivalent Stress Equation for Unsaturated Soils. II: Solid-Porous Model,» *International Journal of Geomechanics*, vol. 8, 2008.



[19] E. Rojas, J. Horta, M. L. Pérez-Rea y C. E. Hernández, «A fully coupled simple model for unsaturated soils,» *Numerical and analytical methods in geomechanics*, n° 43, p. 1143– 1161, 2019.

[20] A.-N. Zhou, D. Sheng, S. W. Sloan y A. Gens, «Interpretation of unsaturated soil behaviour in the stress – Saturation space, I: Volume change and water retention behaviour,» *Computers and Geotechnics*, n° 43, pp. 178-187, 2012.