

## ANÁLISIS FLUJO-MECÁNICO DE SUELOS PARCIALMENTE SATURADOS

Schiava Ricardo<sup>\*</sup>, Etse Guillermo<sup>†</sup>

• Grupo de Mecánica Computacional  
Facultad de Ciencias Exactas y Tecnologías  
Universidad Nacional de Santiago del Estero  
Ada. Belgrano (S) 1912, Santiago del Estero, 4200, Argentina  
e-mail: schiava@unse.edu.ar

<sup>†</sup> Centro Internacional de Métodos Computacionales en Ingeniería (CIMEC)  
Universidad Nacional de Tucumán  
Avda. Independencia 1800, 4000, Tucumán, Argentina  
e-mail: getse@herrera.unt.edu.ar

**Palabras clave:** flujo, suelos parcialmente saturados, elastoplasticidad

**Resumen.** *Este trabajo trata la formulación en elementos finitos del problema hidromecánico en suelos parcialmente saturados. Se aplica un modelo constitutivo elastoplástico basado en una extensión del modelo MRS Lade, en donde se introducen la tensión total neta y la succión como variables independientes del estado de tensiones. Consecuentemente las funciones de fluencia de cono y capa y de potencial plástico del modelo MRS Lade, así como los parámetros de endurecimiento ablandamiento son modificadas introduciendo su dependencia con la succión. Se realizó la implementación numérica de un algoritmo de integración implícito para las ecuaciones constitutivas en el marco del Método de Proyección al Punto más Cercano (CPPM), que corresponde a una generalización del método de Backward-Euler. El propósito del modelo es predecir la particular respuesta de los suelos parcialmente saturados para diferentes caminos de carga y su ilustración mediante diagramas de flujo-deformación. La succión es tratada en las ecuaciones globales de la misma manera que los desplazamientos. Las ecuaciones de gobierno para suelos parcialmente saturados son resueltas mediante la aplicación de la ecuación de equilibrio, de continuidad y la conocida ley de Darcy. Finalmente se discute la implementación del modelo en un programa de elementos finitos y se analizan las soluciones computacionales a problemas de valores de borde.*

## 1. INTRODUCTION

Los problemas de ingeniería que involucran a los suelos parcialmente saturados ha sido tratados en los últimos años como medios continuos porosos, lo que ha llevado a una descripción mas realista de la compleja relación existente entre el proceso hidráulico y la respuesta mecánica inducida por el mismo.

En este trabajo se utiliza este concepto con la aplicación de un modelo constitutivo elastoplástico para medios cohesivos friccionales del tipo cono-capa extendido del modelo de MRS-Lade, al que se le suma una estrategia de la integración numérica de las ecuaciones constitutivas para un acoplamiento parcial de las tensiones, deformaciones y flujo en medios porosos. La técnica comprende a un amplio espectro del comportamiento en régimen transitorio de suelos parcialmente saturados a saturados con una formulación simple.

El flujo del agua en los suelos es generalmente descripta como el resultado del gradiente del potencial y de las características del sistema de poros descrito por medio de la distribución, tamaño y tortuosidad de los poros. Esas propiedades hidráulicas se resumen por medio de la curva de retención de agua y del coeficiente de permeabilidad hidráulica.

En principio el flujo del agua en el medio es resuelto mediante las ecuaciones de continuidad y la ley de Darcy.

## 2 ECUACIONES DE TRANSPORTE

Para representar el flujo en suelos parcialmente saturados se utiliza la ecuación de Richards. Esta ecuación se deriva de la combinación de la ecuación de conservación de la masa ó ecuación de continuidad y la ley de Darcy, asumiendo que los efectos del aire ocluido en el agua y la compresibilidad de la matriz sólida son despreciables. La porosidad del suelo se describe en base a la curva de retención  $\Theta(s)$  y al tensor de conductividad hidráulica o permeabilidad  $\mathbf{K}(s)$ , que se pueden expresar como funciones de la succión  $s$  según Croney and Coleman (1961) and Richards et al. (1995).

La ecuación de continuidad es :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = -\nabla q + G \quad (1)$$

donde  $q$  es el flujo volumétrico dado por la ley de Darcy :

$$q = -\mathbf{K}(s) \nabla p \quad (2)$$

$G$  = volumen extraído de agua

$s$  = succión

$t$  = tiempo

$\theta(s)$  = contenido volumétrico de agua

$\mathbf{K}(s)$  = Tensor de conductividad hidráulico

$\nabla$  = operador matemático ( $\partial/\partial x, \partial/\partial y$ )

$p$ = potencial del agua en los poros

Combinando las ecuaciones (1) y (2) :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \nabla [ K(s) \nabla p ] + G \quad (3)$$

y

$$\frac{\partial \theta}{\partial s} \frac{\partial s}{\partial t} = \nabla [ K(s) \nabla p ] + G \quad (4)$$

donde  $\frac{\partial \theta}{\partial s} = c(s)$  es la capacidad capilar ó la pendiente de la curva succión-volumen de agua contenido característica del suelo.

Resulta la ecuación diferencial de segundo grado de Richards[1] :

$$c(s) \frac{\partial s}{\partial t} = \nabla [ K(s) \nabla p ] + G \quad (5)$$

Para materiales isotrópicos , en este caso, para simplicidad con  $K$  constante y para cuerpos planos en dos dimensiones es :

$$K(s) \left( \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} \right) + G = c(s) \frac{\partial s}{\partial t} \quad (6)$$

Notemos que es necesario computar la derivada segunda del potencial para encontrar la solución, y el proceso se simplifica considerando la forma variacional.

La solución con ecuaciones diferenciales con condiciones de borde se denominan “*forma fuerte*” del problema.

### 2.1 Potencial del agua en el suelo

El potencial del agua en el suelo se define como la energía libre del agua en el punto considerado como la elevación ó carga de agua. Además podemos definirla como una presión equivalente, succión ó carga. En estos términos podemos escribir:

$$p = \rho_w g z - s \quad (7)$$

- $g$  = aceleración de la gravedad
- $z$  = altura a
- $\rho_w$  = densidad del agua
- $s$  = succión

La presión total se puede definir entonces como la succión equivalente en el punto considerado relativa a la presión del agua libre[2].

## 2.2 Formulación del flujo

La solución de las ecuaciones utilizadas para el flujo del agua están sujetas a simplificaciones por el grado de dificultad que ellas implican.

Algunas de ellas son :

- Las funciones  $\theta(s)$  and  $K(s)$  son de características histeréticas y extremadamente no lineales , consideradas como constantes para simplicidad.
- No se consideran además efectos de temperatura, la salinidad del suelo y los cambios de las propiedades hidráulicas debido a cambios tensionales.
- No se considera flujo del aire
- Se asume como válida la ley de Darcy
- La matriz sólida del suelo es rígida y el flujo es isotermal.

Por lo tanto, debemos enfatizar que la predicción del flujo del agua en la zona no saturada es complicada por la heterogeneidades del suelo.

Las ecuaciones (5) son fuertemente no lineales por la dependencia de  $K$  y  $\theta$  de la succión.

## 2.3 Problema de flujo

Si a la ecuación

$$\frac{\partial \theta}{\partial s} \frac{\partial p}{\partial t} = \nabla [ K(s) \nabla p ] + G \quad (8)$$

multiplicamos por la función arbitraria  $W(x_i)$

$$g(W, q_i, p) = W(x_i) (c \dot{p} - G + q_{i,i}) = 0 \quad (9)$$

e integrando en el dominio  $\Omega$  :

$$G(W, q_i, p) = \int_{\Omega} W(x_i) (c \dot{p} - G + q_{i,i}) d\Omega = 0 \quad (10)$$

Integrando por partes y aplicando el teorema de Green e introduciendo  $q_n$ , término de condición de borde , obtenemos :

$$G(W, q_i, p) = \int_{\Omega} W(x_i) (c \dot{p} - G) d\Omega - \int_{\Omega} W_{,i} q_i d\Omega + \int_{\Gamma_q} W \bar{q}_n d\Gamma = 0 \quad (11)$$

Y si además se introduce la ley de Darcy obtenemos :

$$G(W, q_i, p) = \int_{\Omega} W(x_i) (c \dot{p} - G) d\Omega + \int_{\Omega} W_{,i} K p_{,i} d\Omega + \int_{\Gamma_q} W \bar{q}_n d\Gamma = 0 \quad (12)$$

Notemos que esta forma tiene solo derivadas de primer orden en contraposición de las segundas derivadas en la ecuación original, solución que se denomina “forma débil”[3].

## 2.4 Elementos finitos

Considerando la condición que  $W$  y  $p$  sean continuas en  $\Omega$ , y las primeras derivadas puedan ser discontinuas en  $\Omega$ , definimos los elementos isoparamétricos de condición  $C^0$  :

$$x_i = \sum_{l=1}^{N_{el}} N_l(\xi) x_l^I \quad (13)$$

$$p_i = \sum_{l=1}^{N_{el}} N_l(\xi) p_l^I$$

para las coordenadas y la presión equivalente en el agua contenida en el suelo.  
Para cada elemento será:

$$\int_{\Omega_e} W c \dot{p} d\Omega = W^I S_{IJ} \dot{p}^J \quad (14)$$

con

$$S_{IJ} = \int_{\Omega_e} N_I c N_J d\Omega \quad (15)$$

$$\mathbf{S} = \int_{\Omega_e} \mathbf{N}_p^T c \mathbf{N}_p d\Omega \quad (16)$$

que define la matriz de capacidad capilar elemental del suelo  
De igual manera:

$$\int_{\Omega_e} W_{,i} k p_{,i} d\Omega = W^I K_{IJ} p^J \quad (17)$$

donde

$$H_{IJ} = \int_{\Omega_e} N_{I,i} k N_{J,i} d\Omega \quad (18)$$

$$\mathbf{H} = \int_{\Omega_e} \nabla \mathbf{N}_p^T k \nabla \mathbf{N}_p d\Omega \quad (19)$$

define la matriz de conductividad elemental. Finalmente:

$$\int_{\Omega_e} W c d\Omega - \int_{\Gamma_{eq}} W \bar{q}_n d\Gamma = W^I F_I \quad (20)$$

con

$$F_I = \int_{\Omega_e} N_I c d\Omega - \int_{\Gamma_{eq}} N_I \bar{q}_n d\Gamma \quad (21)$$

La forma variacional se puede escribir:

$$G_h = \sum_{e=1}^{N_d} W^I (S_{IJ} \dot{p}^J + K_{IJ} p^J - F_I) = 0 \quad (22)$$

y como  $W^I$  es un parámetro arbitrario se debe cumplir que:

$$\sum_{e=1}^{N_d} (S_{IJ} \dot{p}^J + K_{IJ} p^J - F_I) = 0 \quad (23)$$

En forma matricial :

$$\mathbf{S} \dot{\mathbf{p}} + \mathbf{H} \mathbf{p} = \mathbf{F} \quad (24)$$

para el problema transitorio el conjunto de ecuaciones diferenciales se resuelve para el vector de presiones equivalentes nodales ,  $\mathbf{p}$ .

## 2.5 Interacción suelo-fluido intersticial

El tensor de tensiones efectivas es :

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{m} p \quad (25)$$

donde :  $\mathbf{m}^T = [1,1,1,0,0,0]$

La relación general tensión deformación viene dada por:

$$d\boldsymbol{\sigma}' = \mathbf{D}^e d\boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbf{D}^e (d\boldsymbol{\varepsilon} - d\boldsymbol{\varepsilon}^p) \quad (26)$$

donde  $\mathbf{D}^e$  es la matriz de rigidez elástica,  $d\boldsymbol{\varepsilon}^e$  es la tasa de deformación elástica,  $d\boldsymbol{\varepsilon}$  y  $d\boldsymbol{\varepsilon}^p$  la total y plástica respectivamente.

Se pueden escribir las ecuaciones discretas de equilibrio para la mezcla sólido- fluido de la manera :

$$\int_{\Omega} \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega + \mathbf{M} \ddot{\bar{\mathbf{u}}} + \mathbf{C} \dot{\bar{\mathbf{u}}} + \mathbf{f} = 0 \quad (27)$$

donde  $\bar{\mathbf{u}}$  son los parámetros de discretización en desplazamientos, o sea :

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{N} \bar{\mathbf{u}} \quad (28)$$

donde  $\mathbf{B}$  es la matriz de deformación y  $\mathbf{M}$ ,  $\mathbf{C}$ ,  $\mathbf{f}$  tienen el significado de matrices de masa, amortiguamiento y fuerza.

Sin embargo, el término en el que aparece la tensión se debe dividir de la forma :

$$\int \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma} d\Omega \equiv \int \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma}' d\Omega - \int \mathbf{B}^T \mathbf{m} p d\Omega \quad (29)$$

para permitir así que se introduzcan las relaciones entre tensiones efectivas y deformaciones. Si discretizamos las presiones de la forma :

$$p \approx \mathbf{N}_p \bar{\mathbf{p}} \quad (30)$$

tendremos que : 
$$\mathbf{Q} = \int \mathbf{B}^T \mathbf{m} \mathbf{N}_p d\Omega \quad (31)$$

$$\int \mathbf{B}^T \boldsymbol{\sigma}' d\Omega = \left( \int \mathbf{B}^T \mathbf{D} \mathbf{B} d\Omega \right) \bar{\mathbf{u}} = \mathbf{K} \bar{\mathbf{u}} \quad (32)$$

donde  $\mathbf{K}$  es la matriz de rigidez estándar y  $\mathbf{Q}$  acopla el campo de presiones y las ecuaciones de equilibrio.

La ecuación de equilibrio resulta :

$$\mathbf{M} \ddot{\bar{\mathbf{u}}} + \mathbf{C} \dot{\bar{\mathbf{u}}} + \mathbf{K} \bar{\mathbf{u}} - \mathbf{Q} \bar{\mathbf{p}} + \mathbf{f} = \mathbf{0} \quad (33)$$

En la anterior discretización se han utilizado de forma conveniente las mismas formas de elemento para las variables  $\bar{\mathbf{u}}$  y  $\bar{\mathbf{p}}$ , aunque pueden tener interpolaciones distintas[3].

Las ecuaciones dinámicas se acoplan al campo de presiones equivalentes con la ecuación adicional de flujo transitorio ecuación (24).

### 3 MODELO CONSTITUTIVO

Para materiales cohesivos friccionales parcialmente saturados, el tensor de tensiones denominado “efectivo” viene dado por la suma del tensor de tensiones neto más el tensor de succión :

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} + \mathcal{S} \quad (35)$$

donde :  $\boldsymbol{\sigma}$  es el Tensor de Tensiones Neto y  $\mathcal{S}$  es el Tensor de Succión.[4]

El tensor de tensiones “efectivo” se expresa como :

$$\boldsymbol{\sigma}' = \mathbf{D} : \boldsymbol{\varepsilon}^{e'} = \mathbf{D} : (\boldsymbol{\varepsilon}^e \boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\varepsilon}^e_s) \quad \boldsymbol{\sigma}' = \mathbf{D}^e : \boldsymbol{\varepsilon}^{e'} \quad (36)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}^p = \lambda \mathbf{m}, \quad \dot{\kappa} = h(\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p), \quad \kappa = h(\boldsymbol{\sigma}; s; \lambda) \quad (37)$$

En las ecuaciones precedentes  $\boldsymbol{\sigma}'$  es el tensor de tensiones de Cauchy ahora llamado “efectivo”,  $\mathbf{m}$  es el gradiente de la función potencial y  $\kappa$  significa algún conjunto conveniente de variables internas de endurecimiento y ablandamiento función del estado tensional y de succión.

La ecuación (36) representa la ley de Hooke generalizada, con relación lineal entre esfuerzos y deformaciones elásticas a través del tensor de rigidez  $\mathbf{D}$ . Se asume la relación simétrica  $\mathbf{D}_{ijkl} = \mathbf{D}_{klij}$ ,  $\mathbf{m}$  es el gradiente de la superficie de potencial plástico,  $h$  el módulo plástico y  $\lambda$  es el parámetro de consistencia plástico que debe ser determinado con el auxilio del criterio de carga-descarga de Kuhn-Tucker. Combinando las ecuaciones de incremento de deformaciones plásticas y elásticas, el incremento de tensión se obtiene como :

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}' = \mathbf{D}^e : (\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p) \text{ y usando la regla de fluencia resulta : } \dot{\boldsymbol{\sigma}}' = \boldsymbol{\sigma}^e - \lambda \mathbf{D}^e : \mathbf{m} \quad (38)$$

y como la función de fluencia es  $F=F(\sigma; s; \kappa)$  y la de potencial plástico  $Q=Q(\sigma; s; \kappa)$  se tendrá que las componentes plásticas de la deformación serán :

$$\varepsilon_p^\sigma = \lambda \frac{\partial Q}{\partial \sigma} \quad \varepsilon_p^s = \lambda \frac{\partial Q}{\partial s} \quad (39)$$

Las condiciones de fluencia y consistencia plástica son:

$$F=F(\sigma; s; \kappa) \leq 0$$

$$\lambda \geq 0 \quad ; \quad \lambda F = 0 \quad ; \quad \dot{F} = 0 \quad (40)$$

Se consideran dos variables de tensiones:

la tensión neta total

$$\begin{bmatrix} (\sigma_x - p_a) & \tau_{yx} & \tau_{zx} \\ \tau_{xy} & (\sigma_y - p_a) & \tau_{zy} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & (\sigma_z - p_a) \end{bmatrix} \quad (41)$$

y la succión

$$\begin{bmatrix} (p_a - p_w) & 0 & 0 \\ 0 & (p_a - p_w) & 0 \\ 0 & 0 & (p_a - p_w) \end{bmatrix} \quad (42)$$

### 3.1 Superficies de Fluencia Cono y Capa.

El modelo consiste en un fragmento de superficie de fluencia curva alisada constituida por la superficie de fluencia movable del cono hasta alcanzar la última superficie de falla y otra superficie extendida entre el cono y el eje hidrostático que también evoluciona con el trabajo de endurecimiento. La superficie de fluencia tiene la forma de un cono asimétrico, con el vértice localizado a la izquierda del origen del espacio de tensiones, dependiendo de las características cohesivas del material en cuestión y representada por la ecuación :

$$F_{cono} \{p, q, \theta, s, \kappa_{cono}\} = f \{ q, \theta, s \} - \eta_{cono} \{ \kappa_{cono} \} (p + s - p_c) = 0 \quad (43)$$

con :

$$f \{ q, \theta, s \} = q \left( 1 + \frac{q}{q_a} \right)^m g \{ \theta \}$$

$$p = -\frac{I_1}{3} \quad ; \quad q = \sqrt{3J_{2D}} \quad ; \quad \cos 3\theta = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_{3D}}{\sqrt{(J_{2D})^3}} \quad (44)$$

donde  $q_a$  ,  $m$  ,  $\eta_{cono}$  y la cohesión  $p_c$  son parámetros del modelo y  $\kappa_{cono}$  es la variable de endurecimiento, calculada en base al trabajo plástico acumulado[5][6].

La cohesión del material  $p_c$  es variable con la succión según la ecuación :  $p_c = k s$  , con

k parámetro del material [7][8]. La superficie de capa, que involucra principalmente la respuesta volumétrica, viene dada por una superficie elíptica en plano meridiano expresada en términos de los invariantes de tensiones como :

$$F_{capa}(p, q, \theta, s, \kappa_{capa}) = \left( \frac{p - p_m}{p_r} \right)^2 + \left( \frac{f}{f_r} \right)^2 - 1 = 0 \quad (45)$$

En las figuras N°1 y N°2 se indican la forma de las superficies de fluencias :

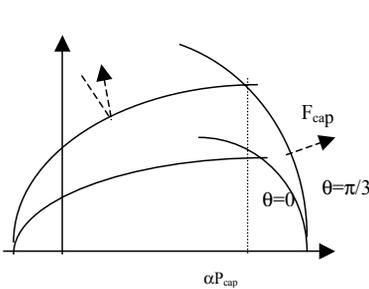


Figura N°1-Superficies de fluencia en el espacio p-q

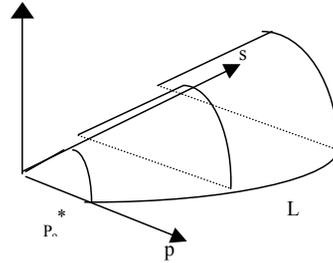


Figura N°2 -Superficies de fluencia en p-q-s.

### 3.2 Funciones de Potencial Plástico

El modelo emplea dos funciones de potencial plástico. La ley de fluencia ideada por Sture y otros asume una ley de fluencia no asociada para el cono en correspondencia con un comportamiento expansivo, viene da por la expresión :

$$Q_{cono}(p, q, \theta, s) = f(q, \theta) - n \eta_{cono}(p + s - p_c) \quad (46)$$

con n parámetro material de no asociatividad

Para la superficie de capa la regla de fluencia es asociada, por lo que la función de fluencia coincide con la función de potencial plástico .

Los parámetros de endurecimiento y ablandamiento  $\kappa_{cono}$  y  $\kappa_{cap}$  se definen en término del trabajo plástico acumulado  $w^p$  que es disipado durante la carga en el actual camino de tensiones:

$$w^p = \int \sigma : \varepsilon^p dt \quad (47)$$

y en término de la ley incremental :

$$\dot{\kappa}_{cono} = \frac{1}{c_{cono} p_a} \left( \frac{p}{p_a} \right)^{-l} \dot{w}^p \quad \dot{\kappa}_{cap} = \frac{1}{c_{cap} p_a} \left( \frac{p_{cap,0}}{p_a} \right)^{-r} \dot{w}^p \quad (48)$$

donde :  $c_{cono}$ ,  $c_{cap}$ ,  $p_a$ ,  $p_{cap,0}$ ,  $l$  y  $r$  son constantes del material [8].

Se considera a  $p_{cap,0}$  como la presión de preconsolidación dependiente además del valor de la succión y que se define ,según la expresión de Schrefler[9][10], y que se utiliza como una superficie de fluencia adicional conocida como “carga-colapso” como :

$$p_{cap,0} = p_0^* + i s \quad (49)$$

con :  $i$  constante del material,  $p_0^*$  es la presión preconsolidación en condiciones de saturación ,ver Figura N°2.

#### 4 SIMULACIÓN NUMÉRICA

Para verificar la respuesta del modelo implementado, se realiza la simulación numérica de un ensayo de filtración a través de un suelo de relleno contenido en una caja rígida de dimensiones que se indican en Fig. N° 3 , que fuera presentado por Y. Kohgo en [11].

El ensayo fue ejecutado para simular el proceso de filtración y de asentamiento de un terraplén de presa de tierra. El nivel del agua que ingresa a la caja por su lado derecho es de  $h=37,5$  cm y se permite el egreso del flujo por el lado izquierdo hasta el nivel indicado, como condiciones de borde aplicadas.

En la Figura N° 4 se muestran , las curvas tensión -deformación correspondientes al ensayo de compresión triaxial realizado con control de succión para distintos valores de succión constante, con la finalidad de evaluar los parámetros utilizados en el modelo constitutivo. En ella se puede observar que las magnitudes de la tensión de corte se incrementan al aumentar el valor de la succión , concordantes con la respuesta dada por los ensayos de laboratorio.

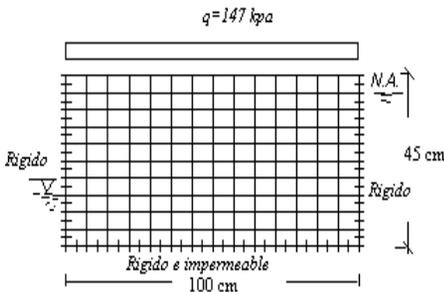


Figura N° 3 - Malla y condiciones de borde

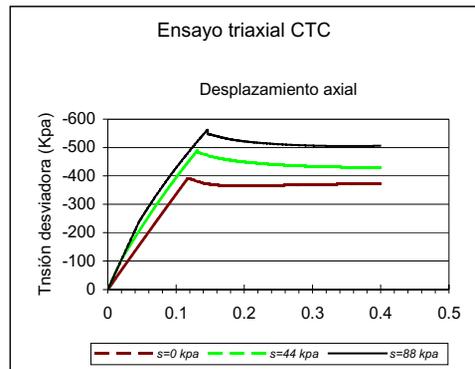


Figura N° 4- Respuesta ensayo triaxial

El ensayo fue ejecutado para simular el proceso de filtración y de asentamiento de un terraplén de presa de tierra. El nivel del agua que ingresa a la caja por su lado derecho es de  $h=37,5$  cm y se permite el egreso del flujo por el lado izquierdo hasta el nivel indicado, como condiciones de borde aplicadas.

En la Figura N° 4 se muestran , las curvas tensión -deformación correspondientes al ensayo de compresión triaxial realizado con control de succión para distintos valores de succión constante, con la finalidad de evaluar los parámetros utilizados en el modelo constitutivo. En ella se puede observar que las magnitudes de la tensión de corte se incrementan al aumentar el valor de la succión , concordantes con la respuesta dada por los ensayos de laboratorio.

El proceso de filtración a través del suelo con la distribución de las presiones equivalentes, el asentamiento y estado de tensiones verticales se realiza utilizando el análisis flujo-mecánico parcialmente acoplado desarrollado anteriormente. La malla de elementos finitos, sus dimensiones y las condiciones de borde se indican en la Figura N° 3 y el análisis se realizó en condición de deformación plana. Para modelar la malla se han usado elementos cuadriláteros isoparamétricos de 8 nodos. En el borde superior se aplicó una presión  $q = 147$  kpa. Los parámetros materiales del modelo utilizado se indican en Tabla N° 1, y en Tabla N°2 las características del medio.

Elasticidad $E=25000$ Kpa	$n=0.10$	$k_1=0.5$	$p_0^* = 600$ Kpa
Mod. Poisson $\nu= 0.20$	$\alpha=0.80$	$k_2=0.75$	$c_{cap}=1.50$
$e=0.70$	$\eta= 1.023$	$c_{cono}=0.009$	$r_{cap}=1.50$
$m=0.038$	$v_{cono}=1.50$	$l_{cono}=1.35$	$i=1.00$

Tabla N°1-Constantes del modelo

Permeabilidad $K_x= 600$	Retención $c= 10$	P.Unit. $\gamma= 14.7$ kN/m <sup>3</sup>
Permeabilidad $K_y= 100$	$\rho=0.20$	

Tabla N°2-Características del medio

Los resultados de la simulación con la distribución de las presiones de poros equivalente y los desplazamientos verticales se indican a continuación.

Los valores del estado de succión inicial del relleno y la distribución inicial de deformaciones debido a la carga aplicada e inmediatamente antes de comenzar el flujo, se muestran primero en las Figuras N° 5 y 6 . Luego se indican el estado de presiones de poros y desplazamientos verticales para un tiempo intermedio de  $t= 100$  y finalmente para el estado estacionario, superpuestos a la malla deformada.

La distribución de presiones de poros y de desplazamientos verticales del relleno debido a la filtración progresiva son consistentes con los ensayos realizados en laboratorio y al problema geotécnico analizado.

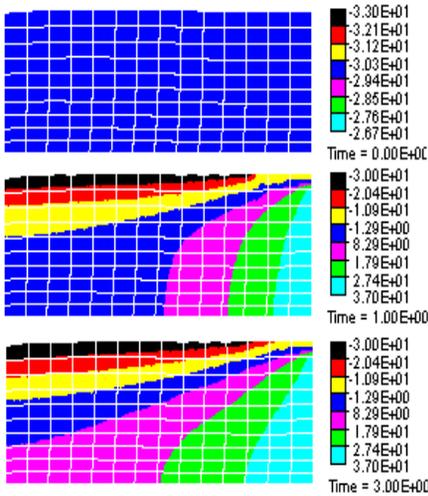


Figura N°5. Distribución de presiones durante la filtración.

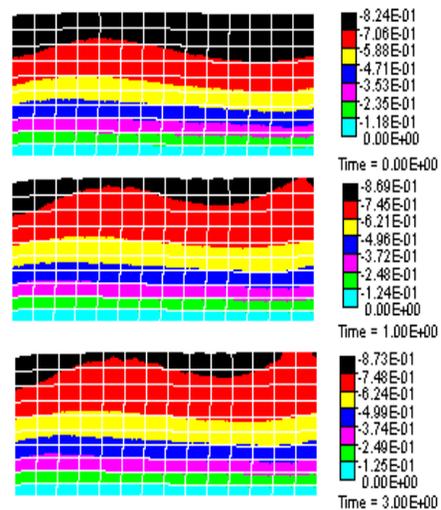


Figura N°6. Distribución de los desplazamientos verticales durante la filtración.

## 5 CONCLUSIONES

El análisis flujo-mecánico parcialmente acoplado se realizó utilizando el método descrito anteriormente para el problema de flujo acoplado parcialmente, con el modelo constitutivo MRS-Lade extendido para suelos parcialmente saturados, en el que interviene el tensor de succión como variable independiente del estado de tensiones. La distribución de las presiones de poros y succiones adquieren la forma hidrostática en el modelo siendo la distribución en los ensayos es algo más compleja. También se encuentran diferencias con valores sobreestimados y en la distribución de succiones antes de comenzar la filtración. La distribución de los desplazamientos verticales en la modelación muestra similitud con el ensayo pero con valores máximos algo menores a los del laboratorio, posiblemente porque requiere mayor ajuste de los parámetros del modelo constitutivo.

Las simulaciones realizadas indican una respuesta acorde a la esperada y consistente con simulaciones y los ensayos de laboratorio realizados y publicados. El método propuesto se considera adecuado para analizar problemas estáticos geomecánicos que involucran cambios en la presión de poros.

## 6 REFERENCIAS

- [1] B.G. Richards, “*Numerical analyses and coupling*”, Unsaturated Soils , Vol.3 UNSAT’95, Balkema-Rotterdam-Brookfield, 1381-1389 (1995).
- [2] W.Gräsle, T. Baumgartl, R. Horn, B.G. Richards, “*Interaction between soil mechanical properties of structured soils and hydric process-Theoretical fundamentals of a model*” , Vol.2 UNSAT’95, Balkema-Rotterdam-Brookfield, 719-724 (1995).
- [3] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, “*El método de los Elementos Finitos*”, Vol. 1y Vol.2, CIMNE, Barcelona, McGraw-Hill, (1994).
- [4] D. G. Fredlund , “ *The scope of unsaturated soil mechanics : An overview*” .Unsaturated Soils. Vol.3 . UNSAT’95.Balkema-Rotterdam-Brookfield. 1155-1177 (1996).
- [5] E. S. Macari , S. Weihe , P. Arduino ; “ *Implicit integration of elastoplastic constitutive models for frictional materials with highly non-linear hardening functions*” Mechanics of Cohesive-frictional materials , Vol. 2 (1997).
- [6] Boris Jeremic, Thesis “ *Implicit Integration Rules in Plasticity : Theory and Implementation*”. Thesis Master of Science, University of Colorado (1994).
- [7] Stefan Weihe ; Master’s Thesis : “Implicit integration schemes for multi-surface yield criteria subjected to hardening/softening behavior” University of Colorado, Boulder (1989).
- [8] R. Schiava, G. Etse “*Modelación numérico computacional de suelos parcialmente saturados*”. XIX Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural Jubileo Profesor Julio Ricaldoni. Punta del Este, Uruguay (2000).
- [9] B.A. Schrefler, G. Bolzon ; “*Compaction in gas reservoirs due to capillary effects*”, Computational Plasticity, CIMNE – Barcelona (1997).
- [10] R. Schiava; Tesis de Magister “Modelación constitutiva elastoplástica para medios cohesivos friccionales parcialmente saturados”. Universidad Nacional de Santiago del Estero (2001).
- [11] Y. Kohgo ; “A consolidation analysis method for unsaturated soils coupled with an elastoplastic model” Unsaturated Soils, Vol.2 UNSAT’95, Balkema-Rotterdam-Brookfield, 1085-1093 (1995).