

SIMULACION DE FALLA DE TALUDES EN RIOS DE LLANURA

R. Schiava^a, G. Etse^b, E. Urtubey^a y V. Fares^a

^aGrupo de Mecánica Computacional, Universidad Nacional de Santiago del Estero, Avda. Belgrano (s) 1912, 4200 Santiago del Estero, Argentina, schiava@unse.edu.ar,
<http://www.unse.edu.ar>

^bCEMNCI, Universidad Nacional de Tucumán, Avda. Roca 3400, 4000 Tucumán, Argentina, getse@herrera.unt.edu.ar

Palabras Clave: Suelos no saturados, elastoplasticidad, análisis de falla

Resumen. El trabajo comprende el estudio de las condiciones límites de estabilidad de márgenes en río de llanura para distintas condiciones de borde, poniendo énfasis en el cambio del grado de saturación de los suelos, que produce el inicio de la falla de los taludes.

Se presenta un análisis de la rotura del terraplén de cierre del Dique Figueroa en el Río Salado en la provincia de Santiago del Estero, iniciado por un proceso conocido como socavación retrógrada aguas abajo del valle de inundación debido aparentemente por cambios en las condiciones de nivel libre del agua o bien infiltración superficial.

Para ello, en base a ensayos de compresión triaxial realizados sobre muestras inalteradas y con contenidos de humedad diferentes, se logra reproducir la respuesta tenso deformacional de los suelos y mediante un modelo elastoplástico la simulación de su comportamiento previa calibración de los parámetros materiales.

El modelo constitutivo elastoplástico empleado es una extensión del MRS Lade, donde la succión se introduce como componente adicional del estado de tensiones.

En el análisis, se pone énfasis en la influencia de la geometría de los taludes relevados y del diseño de la malla de elementos finitos y las condiciones de borde impuestas para la determinación del mecanismo de falla.

Se estudia la variación de la condición de estabilidad debida a cambios del contenido de humedad del suelo del talud por inundación del valle de bajas pendientes y además por infiltración de agua de lluvia por la parte superior del terraplén

1 INTRODUCCION

Para la construcción de los terraplenes de cierre de presas en ríos de llanura se utilizan suelos compactados, los que se encuentran parcialmente saturados con una alta presión de poros negativa o succión. Por lo que las propiedades ingenieriles de dichos suelos están fuertemente influenciadas por los valores de la succión y su variación en el tiempo por cambios en las condiciones ambientales, altura del tirante de agua, etc.

En el sistema río Salado-Dique Figueroa, se produjo un fenómeno llamado de “erosión retrógrada” que se inicia con la falla de taludes de la margen del río, originalmente estable y que por razones que se tratan de establecer pierdan esa condición de estabilidad.

Como causales del inicio de este tipo de erosión (Borsellino et al,1998), se puede citar:

- El incremento del peso de la masa del suelo, debido a aumento de la infiltración y/o ascenso del nivel freático.
- Aumento de la presión de poros como consecuencia de la saturación de los suelos.
- Descarga de la freática por la paredes del talud después de la crecida.
- Reducción de la cohesión del suelo por cambio del contenido de humedad.
- Variación de la condición de impermeabilidad de la cubierta limosa orgánica superior por acción antrópica.

Por la infiltración de agua de precipitación pluvial a estratos de suelos inferiores de características loessicas colapsables, se produce la falla generalizada del talud y la posterior evolución como erosión retrógrada.

En el trabajo se estudia este mecanismo complejo de falla de taludes de márgenes de ríos de llanura, que involucra aspectos diversos y complejos, con el objeto de avanzar en la investigación, enfatizando ahora sobre los aspectos físico-mecánicos de los suelos.

Posteriormente, se analiza el proceso rotura del talud de la presa del Dique Figueroa, atribuido en principio, a la erosión en cárcava o erosión retrógrada sobre suelos cohesivos en un valle de inundación de bajas pendientes con escurrimientos areales de profundidades medias a bajas. Como consecuencia del estudio del proceso de erosión se determinan las condiciones de equilibrio límites de los taludes de las márgenes de los cursos de agua de llanura.

Los pasos utilizados para el análisis del problema son:

1. Caracterización de los suelos y determinación experimental de la respuesta tenso deformacional mediante ensayos de compresión triaxial con contenidos de humedad variables.
2. Calibración del modelo extendido de MRS Lade para simular la respuesta de los ensayos experimentales(Schiava,2001) .
3. Discretización de los taludes de las secciones en estudio mediante malla de elementos finitos con elementos triangulares isoparamétricos y círculos probables de falla.
4. Análisis de las condiciones de estabilidad debida a cambios del contenido de humedad del suelo del talud por inundación en el pie o bien por infiltración de agua de lluvia.

2 CARACTERIZACION DE LOS SUELOS

Los suelos de la zona en estudio son de características limo arcillosas, clasificación unificada (CL-ML y CL) , en general loess de la planicie santiagueña, de origen eólico y de características colapsables al aumentar su humedad a valores críticos. Las características de los estratos involucrados, se resumen en la Tabla N° 1.

Suelo	S.U.C.S.	%Pasa T N°200	L. L.	L. P.	I. P.	γ_h kPa	H.N. %
Estrato superior	ML-CL	98.30	25.96	19.70	6.26	17.8	8.10
Estrato inferior	CL	91.10	35.98	23.81	12.17	18.9	20.60

Tabla N° 1 Características de los suelos

Para determinar el comportamiento tenso deformacional de los suelos, se realizaron ensayos de compresión triaxial con deformación controlada y adquisición automática de datos mediante software específico.

2.1 Ensayos de Compresión Triaxiales

Se ejecutaron ensayos de compresión triaxial del tipo rápido, no drenado, no consolidado, sobre muestras inalteradas, talladas, de diámetro 35 mm y altura 70 mm, que fueron realizados bajo presión de confinamiento constante y humedad variable.

La relación entre el contenido de humedad del suelo y el valor de la succión se basó en la formulada por [D Y. Xie y otros](#), para suelos Limos arcillosos de características similares, con Límites de Atterberg de : L.L.= 30,9 ; L.P. = 17,6 e I.P. = 13,3 , adecuándose la curva para las densidades de los suelos ensayados, como se indica en ([Figura 1](#)).

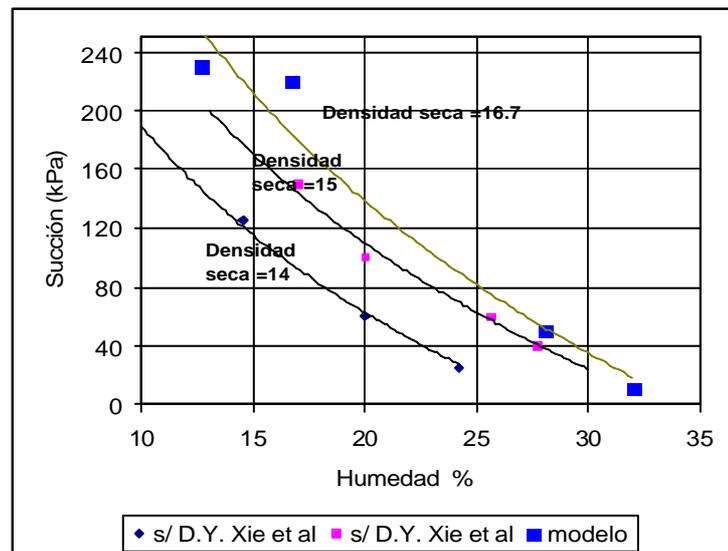


Figura 1. Relación entre Humedad % y Succión

Se calibraron los parámetros del modelo extendido de MRS-Lade para simular la respuesta con los resultados obtenidos de los ensayos experimentales, con una presión de confinamiento inicial de $\sigma_{conf} = -100$ kPa y $\sigma_{conf} = -150$ kPa y para succiones de $s = 10$ kPa, $s = 100$ kPa y $s = 200$ kPa.

La simulación obtenida en el comportamiento de los suelos se grafica para una presión de confinamiento de $\sigma_{conf} = -100$ kPa ([ver Figura 2](#)) y para $\sigma_{conf} = -150$ kPa ([Figura 3](#)).

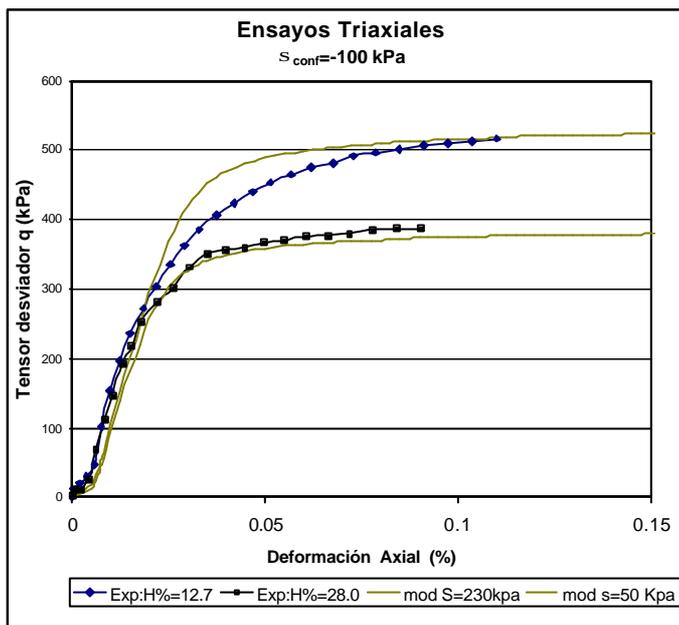


Figura 2. Ensayos triaxiales CTC para $\sigma_{conf} = -100$ kPa: experimental y simulación

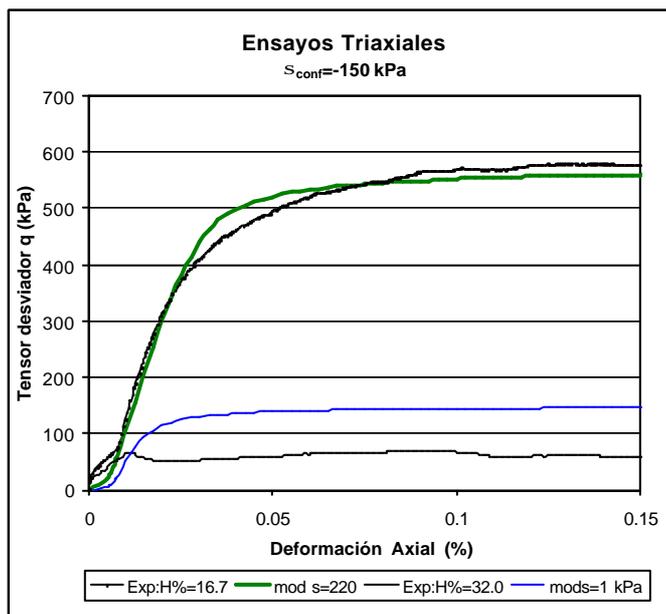


Figura 3. Ensayos triaxiales CTC para $\sigma_{conf} = -150$ kPa: experimental y simulación

3 MODELO EXTENDIDO DE MRS LADE

El modelo empleado en la simulación numérica, es el extendido de MRS Lade para suelos parcialmente saturados (Schiava y Etse,2004), basado en:

- Formulación de dos superficies de fluencia, una superficie curva “aplanada” correspondiente al cono que se intersecta con otra superficie curva también “alisada” en el plano meridiano.
- Definición de la superficie de fluencia Carga-Colapso (LC).
- Las variables de endurecimiento y ablandamiento de ambas superficies están basadas en el trabajo plástico de disipación.

- Regla de no asociatividad en el plano meridiano y asociada en el plano desviatorio en la región del cono y regla de asociatividad en la región de capa.

-Capacidad del modelo para considerar las fuerzas de cohesión y una superficie curva en el plano meridiano de la región del cono.

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:

$$F_{cono}\{p, q, \mathbf{q}, s, \mathbf{k}_{cono}\} = f\{q, \mathbf{q}, s\} - h_{cono}\{\mathbf{k}_{cono}\}(p+s-p_c) = 0 \quad (1)$$

$$f\{q, \mathbf{q}, s\} = q \left(1 + \frac{q}{q_a}\right)^m g\{\mathbf{q}\}; \quad p = \frac{I_1}{3}; \quad q = \sqrt{3J_{2D}}; \quad \cos 3\mathbf{q} = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_{3D}}{\sqrt{(J_{2D})^3}} \quad (2)$$

donde q_a , m , h_{cono} y la cohesión p_c son parámetros del modelo y \mathbf{k}_{cono} es la variable de endurecimiento, calculada en base al trabajo plástico acumulado.

El parámetro p_c es la presión media en la que la función del cono intersecta al eje hidrostático y puede ser considerada como una medida de la cohesión.

La cohesión del material p_c es variable con la succión según la ecuación : $p_c = r_{pc} s$, con r_{pc} parámetro del material y $s = (p_a - p_w)$ es la succión definida como presión del aire menos presión de poros en vacíos del suelo.

La superficie de capa, que involucra principalmente la respuesta volumétrica, viene dada por una superficie elíptica en el plano meridiano expresada en términos de los invariantes de tensiones como:

$$F_{capa}(p, q, \mathbf{q}, s, \mathbf{k}_{capa}) = \left(\frac{p - p_m}{p_r}\right)^2 + \left(\frac{f}{f_r}\right)^2 - 1 = 0 \quad (3)$$

3.1 Ley de endurecimiento

Los parámetros de endurecimiento y ablandamiento \mathbf{k}_{cono} y \mathbf{k}_{cap} se define en función del trabajo plástico acumulado w^p que es disipado durante la carga en el actual camino de tensiones:

$$w^p = \int \mathbf{s} : \dot{\mathbf{e}}^p dt \quad (4)$$

$$\dot{\mathbf{k}}_{cono} = \frac{1}{c_{cono} p_a} \left(\frac{p + s - p_c}{p_a}\right)^{-l} \dot{w}^p \quad \mathbf{k}_{cap} = \frac{1}{c_{cap} p_a} \left(\frac{p_{cap,0}}{p_a}\right)^{-r} w^p \quad (5)$$

donde : c_{cono} , c_{cap} , p_a , $p_{cap,0}$, l y r son constantes del material¹.

Se considera: $p_{cap,0}$ la presión de preconsolidación dependiente además del valor de la succión y que se define ,según la expresión de Schrefler (Schrefler y Bolzon,1997), y que se utiliza como una superficie de fluencia adicional conocida como “carga-colapso” como :

$$p_{cap,0} = p_0^* + i s \quad (6)$$

con : i constante del material, p_0^* es la presión preconsolidación en condiciones de saturación .

Los parámetros del modelo extendido de MRS Lade utilizados para la simulación se indican en Tabla 2.

Parámetros	Estrato 1	Estrato 2	Terraplén
E (kPa)	15000	25000	25000
n	0.22	0.22	0.22
e	0.70	0.70	0.70
m	0.03871	0.03871	0.03871
n	0.002	0.002	0.002
$y = \frac{h_{capa}}{h_{cono}}$	0.00	0.00	0.00
a	0.80	0.80	0.80
h_{cono}	0.57	0.87	0.57
r_g	1.15	1.15	1.15
k_1	0.05	0.05	0.05
k_2	0.9673	0.9673	0.9673
c_{cono}	0.1337	0.1337	0.1337
l	1.065	1.065	1.065
c_{capa}	0.0058	0.0058	0.0058
r	1.102	1.102	1.102
P_o^*	600	800	800
r_{pc}	-0.15	-0.55	-0.25
i	1.00	1.50	1.50

Tabla 2 : Parámetros del modelo extendido de MRS Lade

4 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. (Richards,1995).

La ecuación de continuidad :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = -\nabla q + G \quad (7)$$

en donde q es el flujo volumétrico dado por la ley de Darcy (vector velocidad) :

$$q = -\mathbf{K}(s) \nabla p \quad (8)$$

G = velocidad a la que se genera o se pierde por unidad de volumen, en régimen estacionario ó permanente.

s = succión

t = tiempo

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

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

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

p = potencial de agua en los poros

Combinando las ecuaciones (7) y (8) :

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = \nabla [K(s) \nabla p] + G \quad (9)$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial s} \frac{\partial s}{\partial t} = \nabla [K(s) \nabla p] + G \quad (10)$$

En 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 :

$$c(s) \frac{\partial s}{\partial t} = \nabla [K(s) \nabla p] + G \quad (11)$$

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

$$K(s) \left(\frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 p}{\partial y^2} \right) + G = c(s) \frac{\partial s}{\partial t} \quad (12)$$

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 de las ecuaciones diferenciales con condiciones de borde se denominan "forma fuerte" del problema, para mayores detalles ver (Schiava y Etse, 2002).

Los parámetros del suelo utilizados en la simulación se resumen en [Tabla 3](#)

Parámetros	Estrato 1	Estrato 2	Terraplén
$K_x(s)$ (m/s)	2.E-04	1.5E-04	1.5E-04
$K_y(s)$ (m/s)	3.E-04	2.E-04	3.E-04
$c(s)$	80	50	50

Tabla 3 : Parámetros del suelo.

5 ANALISIS MEDIANTE ELEMENTOS FINITOS

5.1 Análisis del proceso de falla

Para el estudio del inicio del proceso de falla de taludes que dan origen a la socavación retrógrada, se considera un perfil de talud típico relevado, con las características de los estratos de suelo detectados, en el cual se ha representado también, una leve socavación al pie por acción de escorrentía y considerándose un proceso de infiltración de agua de lluvia por las superficies

expuestas. Este análisis puede realizarse por medio de dos condiciones de borde diferentes: a) “Superficie de Talud Saturada” y b) “Infiltración controlada ó prescripta”(Alonso y otros,1995) . En el trabajo se considera la primera y para ello se supone una lluvia de larga duración tal que gran parte del agua se infiltra en el suelo y el resto puede correr sobre la superficie. En este caso las condiciones de borde prescriptas es tal que la succión es cero ($p_a - p_w = 0$) en los puntos de la superficie libre, y en todos los puntos del fondo y del borde derecho se impone la condición impermeable.

El talud en estudio se ha discretizado mediante elementos triangulares isoparamétricos de tres nodos, con densificación de malla en zona del círculo probable de falla, como se observa en Figura 4 y el análisis se hace en estado plano de deformaciones.

Las condiciones de succiones impuestas, que se muestran en Figura 5 , para simular infiltración de agua de lluvia desde la parte superior del talud, que afecta el estado original de succión en que el suelo se encontraba en su faz inicial, alcanzando la parte superior el suelo su saturación con una succión de $s = 0$ kPa.

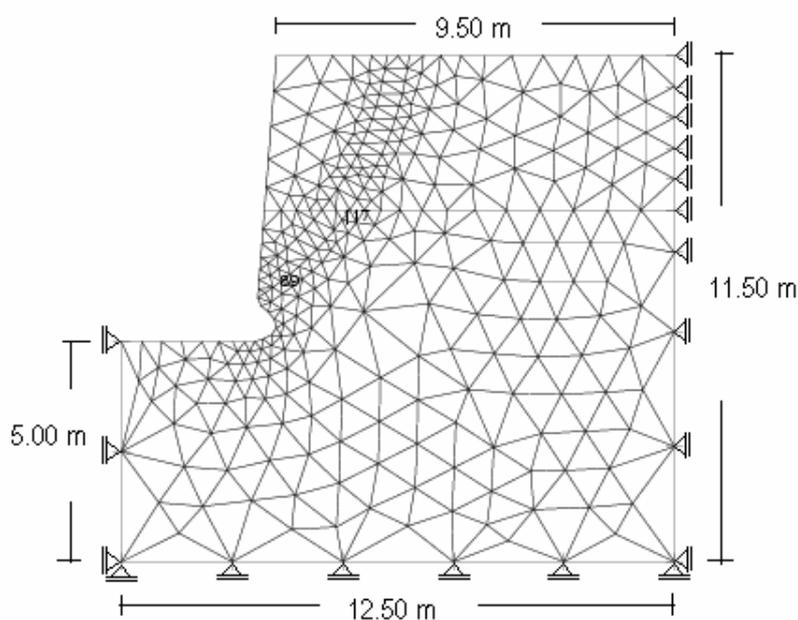


Figura 4. Malla Talud

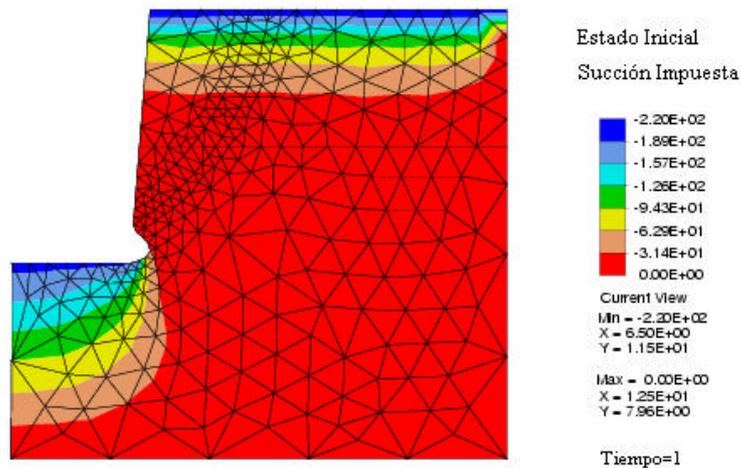


Figura 5. Succiones impuestas en tiempo inicial.

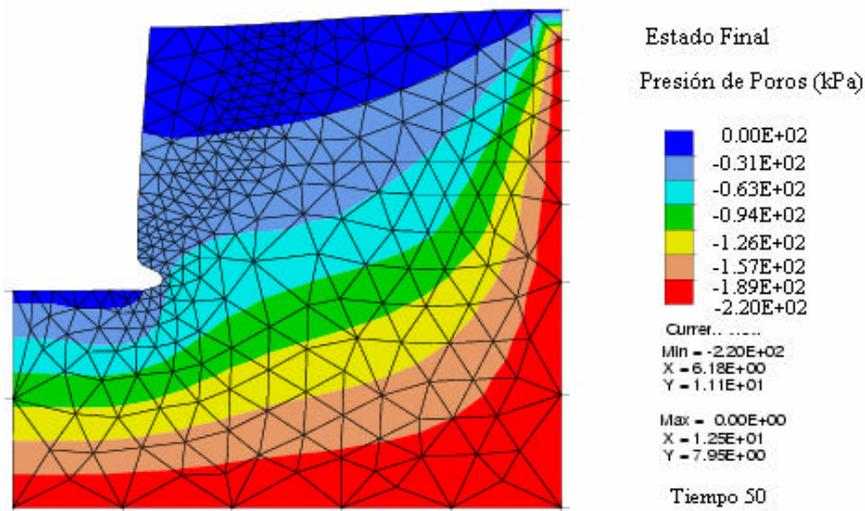


Figura 6. Estado final de succiones en suelo.

En la **Figura 6** se observa el estado final ó distribución de la succión ó presiones de poros resultantes, después de un tiempo simulado de 50 días. En ella se visualiza la saturación prácticamente total del estrato superior y no así el inferior que se mantiene aun parcialmente saturado.

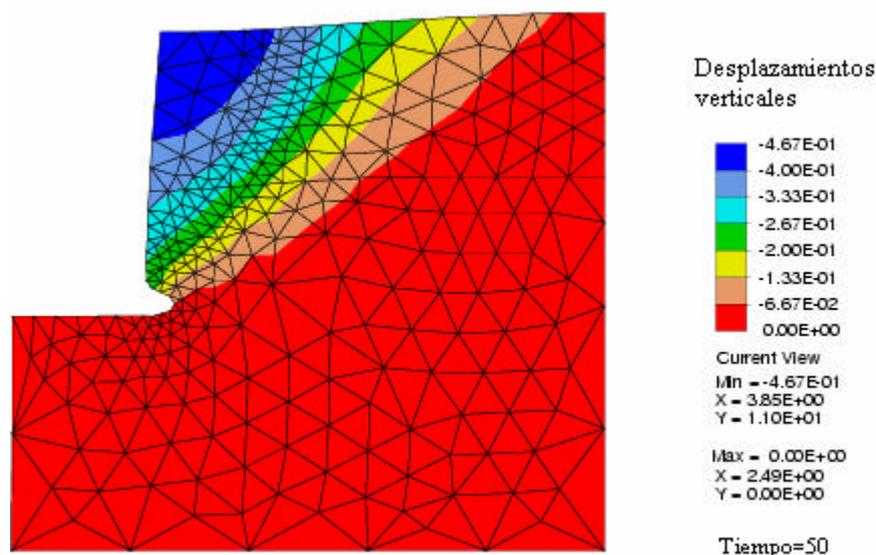


Figura 7. Malla deformada y desplazamientos verticales en estado final.

En la **Figura 7** se observa la malla deformada y el contorno de los desplazamientos verticales experimentados por el talud en el estado final.

5.2 Análisis de la Estabilidad

Con la finalidad de estudiar las condiciones de estabilidad del talud al final del proceso, se calcula el Factor de Seguridad Local (Alonso y otros, 1995) en puntos de la superficie de falla.

Se define el Factor de Seguridad Local F como :

$$F = \frac{t_f}{t} \quad (18)$$

con:

t_f es la resistencia al corte del suelo y t el esfuerzo cortante, en cada punto de la masa de suelo.

El efecto de la succión sobre la resistencia al corte viene dada por la expresión extendida del criterio de Mohr Coulomb:

$$t_f = c' + (s_n - p_a) \tan f'$$

donde c' es la cohesión aparente en función del valor de la succión en el punto considerado, s_n presión total normal y f' el ángulo de fricción interna.

En **Figura 8** se indica la variación de la cohesión en ambos elementos en función del tiempo y en **Figura 9** la variación de la succión y del grado de humedad también en función del tiempo.

El análisis de la estabilidad con el cálculo del grado de seguridad local se realiza para los elementos 117 y 89 ubicados en zona del círculo de falla, calculando la resistencia al corte con el valor de la cohesión resultante en ese tiempo para los valores de la succión obtenidas en nodos 172 y 175.

En **Figura 10** se muestra la variación del grado de seguridad local calculado en los elementos 117 y 89 del círculo de falla y demuestra la pérdida de la seguridad y la incipiente falla del talud al sobrepasarse la resistencia al corte del suelo disminuida por saturación.

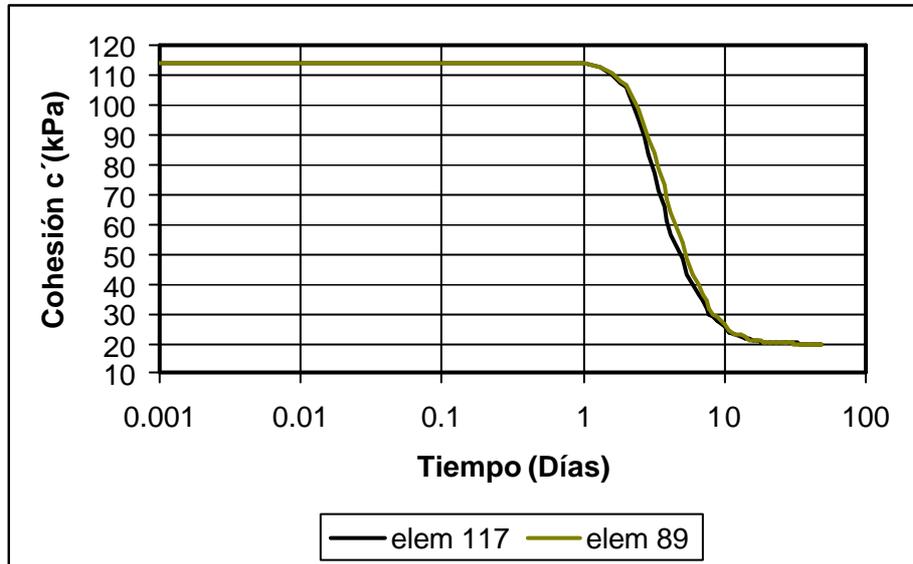


Figura 8. Variación de la cohesión con el tiempo.

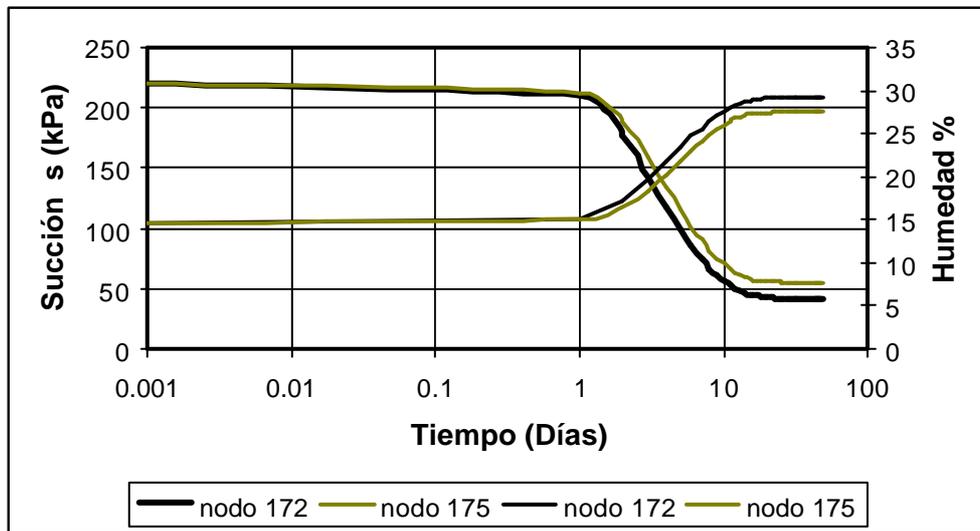


Figura 9. Variación de la succión y humedad con el tiempo.

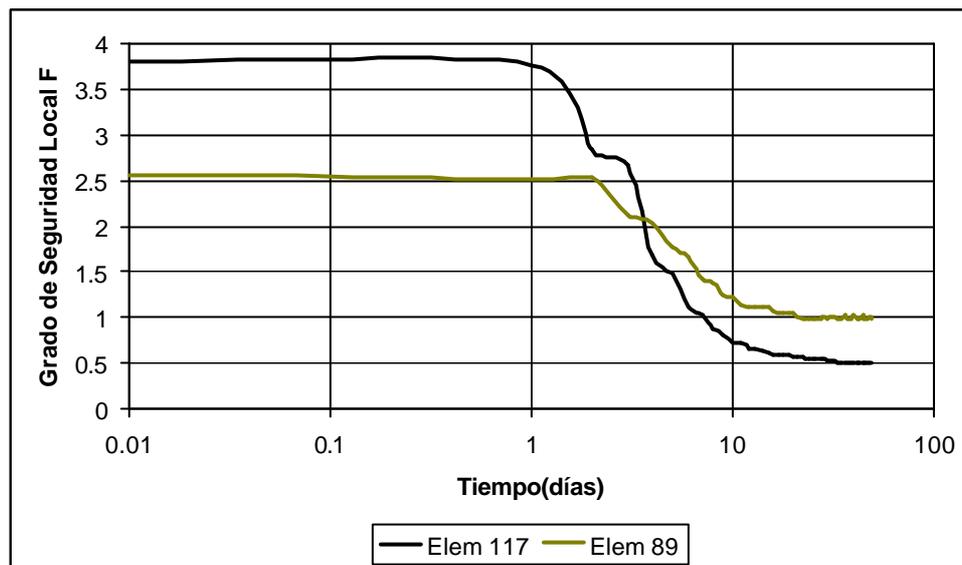


Figura 10. Evolución del grado de seguridad local con el tiempo.

Los valores obtenidos para la altura libre máxima de un talud vertical, en condiciones de humedad natural, según los parámetros mecánicos del suelo, usando el método clásico se indica en **Tabla 4**.

Parámetros		Fórmula	H (libre) (m)	Nota
C (kPa)	ϕ			
113.4	13.2°	$\frac{4c \tan(45^\circ + \phi/2)}{g}$	28.90	Con humedad natural
22.0	14.7		5.80	Saturado

Tabla 4. Máxima altura de talud vertical según método clásico

5.3 ANALISIS DE FALLA DE PRESA

A continuación se estudia el proceso de falla de la presa del Dique Figueroa en la provincia de Santiago del Estero. El colapso de la misma se produce cuando la socavación retrograda iniciada en taludes aguas abajo del dique alcanza el terraplén de cierre. Para simular el proceso de falla se supone que la socavación retrograda en el momento de alcanzar el terraplén de cierre posee una profundidad de 3.00 m. La discretización se realiza con elementos triangulares isoparamétricos, con la geometría y condiciones de borde que se muestran en **Figura 11** y en la que se fija un nivel de agua de 3.00 m en el socavón y además no se considera nivel libre de agua ó saturación del terraplén del lado del embalse de la presa, por lo que el cambio de las condiciones de estabilidad se debe únicamente al efecto de la socavación retrógrada.

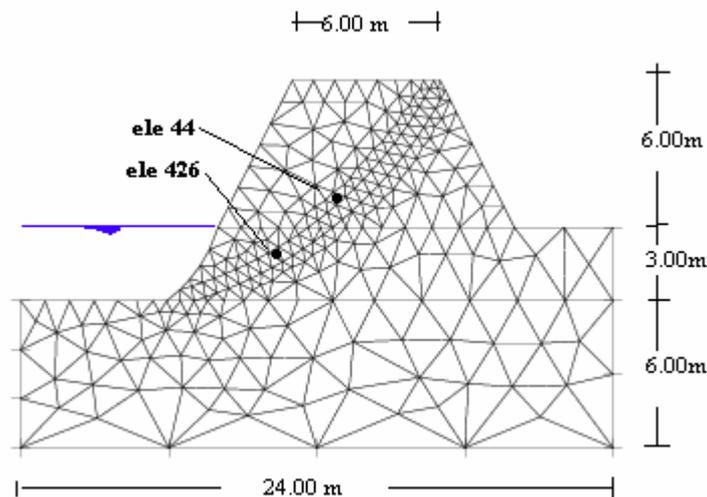


Figura 11. Geometría y malla de la presa

Las condiciones de presión de poros final del terraplén de la presa y de los estratos de suelo involucrados, para un tiempo de 40 días, se indican en **Figura 12**.

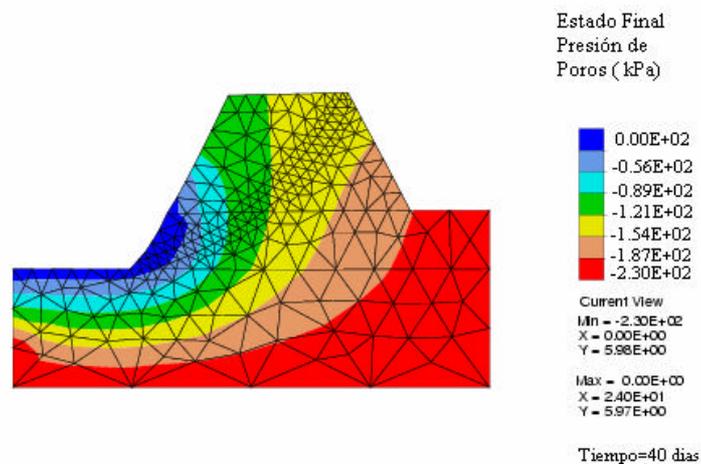


Figura 12. Estado final de presión de poros

Para verificar las condiciones de estabilidad del terraplén de la presa al final del proceso, se calcula el Factor de Seguridad Local (Alonso y otros,1995), de la manera indicada precedentemente en puntos de la superficie de falla adoptada.

El análisis de la estabilidad, con el cálculo del grado de seguridad local, se realiza para los elementos 44 y 426 ubicados en puntos representativos del círculo de falla indicados en **Figura 11**, calculando la resistencia al corte con el valor de la cohesión resultante en ese tiempo para los valores de la succión obtenidas en nodos 137 y 90 respectivamente. La evolución del grado de seguridad local se indica en **Figura 13** y en **Figura 14** se observa la malla deformada de la presa, ampliada con un factor de 5.

Se puede observar la fuerte reducción del grado de seguridad en el terraplén de cierre a medida que avanza el proceso de saturación del estrato inferior y los puntos estudiados demarcan la

posición de la potencial superficie de falla

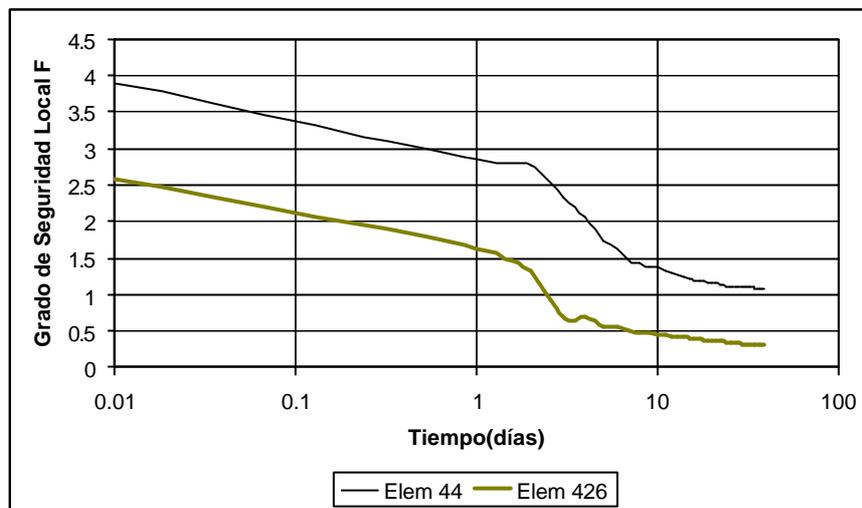


Figura 13. Evolución del grado de seguridad local en terraplén

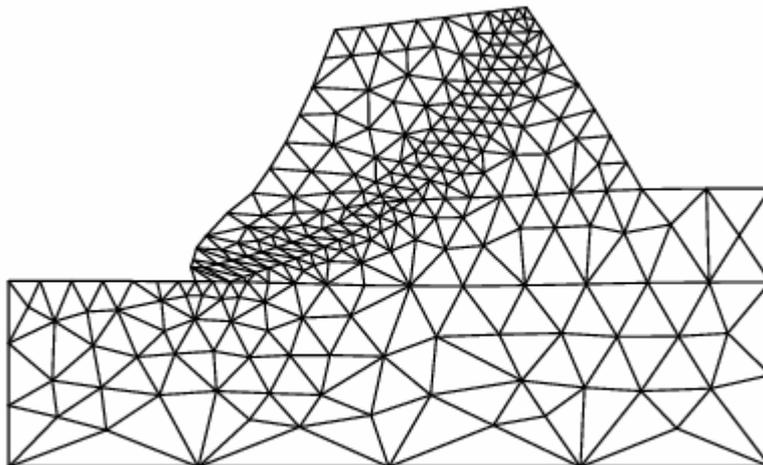


Figura 14. Malla deformada

6 CONCLUSIONES

Se ha realizado un estudio del mecanismo de falla de taludes en suelos parcialmente saturados, simulando la infiltración de agua de lluvia por su superficie expuesta, con variación de las condiciones de succión de la masa de suelo. Se reproducen las variaciones de las presiones de poros en los vacíos del suelo, por efecto de la infiltración superficial y las deformaciones que experimenta la estructura del talud. Se verifica la disminución del grado de seguridad local en puntos de la superficie de falla hasta valores que indican la inminente falla del talud. Comparados con los valores que se obtienen con la teoría clásica, de altura máxima del talud en condiciones de humedad natural, y para la condición de suelo saturado, se observa una aceptable predicción con la simulación mediante

elementos finitos y el modelo utilizado.

Se ha desarrollado un procedimiento para analizar el mecanismo de rotura del terraplén de cierre de la presa Dique Figueroa, por efecto de socavación e inundación al pie de la misma, debido al proceso denominado “socavación retrógrada”.

Los resultados presentados indican la relevancia de las características físico mecánicas de los suelos en el comportamiento de falla de taludes, especialmente de los valores de la relación cohesión- succión y de los parámetros permeabilidad y curva succión-contenido de humedad involucrados.

REFERENCIAS

- E. Alonso, A Gens and A. Lloret, “Effect of Rain infiltration on the stability of slopes ”, *Unsaturated Soils* ,Vol.I, Balkema Rotterdam, 241-249, 1995.
- M. Borsellino,R. Schiava y M. Paz , Un Modelo para evaluar la Tasa de Erosión en Cárcava sobre suelos Cohesivos. *XVIII Congreso latinoamericano de Hidráulica*, 441-419,1998.
- B.G. Richards, “Numerical analyses and coupling”, *Unsaturated Soils* , Vol.3 UNSAT’95, Balkema-Rotterdam-Brookfield, 1381-1389 ,1995.
- B.A. Schrefler and G. Bolzon, “Compaction in gas reservoirs due to capillary effects”, *Computational Plasticity*, CIMNE,1997.
- R. Schiava, “Modelación constitutiva elastoplástica para medios cohesivos friccionales parcialmente saturados”. *Tesis de Magíster. Universidad Nacional de Santiago del Estero* ,2001a.
- R. Schiava y G. Etse, “Simulación de ensayos empleando el Modelo MRS Lade Extendido para suelos parcialmente saturados. *Mecánica Computacional. Vol XXIII*, 795 ,2004.
- R. Schiava y G. Etse: “Elastoplastic Constitutive Theory for Partial Saturated Soil”. *Int. Congress on Quality Assessment of Numerical Simulation in Engineering*.Vol XXII, 2002.
- D.Y. Xie, F.Y. Liu, X. Han, L.Y. Wu And H. Zhao. “A new type of triaxial apparatus for unsaturated soil test”, *Unsaturated Soils* , Vol.3 UNSAT’95, Balkema-Rotterdam-Brookfield, 1551-11558 ,1995.