

Artículo publicado en el Repositorio Institucional del IMTA

<i>Título</i>	Consideración de fuerzas de filtración en el análisis de estabilidad de taludes granulares.
<i>Autor / Adscripción</i>	Xiangyue Li Luis Emilio Rendón María Joselina Espinoza Ayala Instituto Mexicano de Tecnología del Agua
<i>Publicación</i>	Tecnología y Ciencias del Agua, 1(3): 89-107
<i>Fecha de publicación</i>	2010
<i>Resumen</i>	Para estudiar materiales porosos se presenta un modelo elastoplástico. Mediante dicho modelo es factible determinar las condiciones bajo las que sucede el colapso de taludes formados por materiales granulares saturados sujetos a un campo de fuerzas de filtración en régimen estacionario. Los análisis de estabilidad de talud desarrollados en este trabajo permiten calcular, con un adecuado nivel de precisión, el campo de flujo de agua y la condición de colapso de las masas de suelo bajo el flujo de agua y la carga interna, ambos generados por la gravedad.
<i>Identificador</i>	<a href="http://hdl.handle.net/123456789/1313">http://hdl.handle.net/123456789/1313</a>

# CONSIDERACIÓN DE FUERZAS DE FILTRACIÓN EN EL ANÁLISIS DE ESTABILIDAD DE TALUDES GRANULARES

• Xiangyue Li • Luis Emilio Rendón •  
• María Joselina Espinoza •  
*Instituto Mexicano de Tecnología del Agua*

## Resumen

Para estudiar materiales porosos se presenta un modelo elastoplástico. Mediante dicho modelo es factible determinar las condiciones bajo las que sucede el colapso de taludes formados por materiales granulares saturados sujetos a un campo de fuerzas de filtración en régimen estacionario. Los análisis de estabilidad de talud desarrollados en este trabajo permiten calcular, con un adecuado nivel de precisión, el campo de flujo de agua y la condición de colapso de las masas de suelo bajo el flujo de agua y la carga interna, ambos generados por la gravedad. Las fuerzas de filtración varían espacialmente, en contraste con una distribución uniforme de dichas fuerzas, hipótesis en la que se fundamentan las soluciones analíticas de taludes infinitos. Solamente para ciertas combinaciones de parámetros de materiales y geometrías de taludes, los factores de seguridad calculados a partir de modelos de flujo uniforme y talud infinito se aproximan a aquellos determinados que toman en cuenta campos de flujo espacialmente variados y taludes bidimensionales. Bajo otras condiciones, la solución del talud infinito puede sobrestimar los factores de seguridad. Por último, se analizan los taludes no homogéneos en capas de diferentes materiales, considerando pequeñas variaciones de la permeabilidad. En la mayoría de los estudios de estabilidad, ya sea usando los métodos de equilibrio límite, análisis límite o, incluso, elemento finito, por lo común se calcula la distribución de presiones de poro con base, exclusivamente, en el perfil del nivel freático, sin resolver la ecuación del flujo estacionario. El presente estudio muestra que, si bien tal hipótesis se considera aceptable en los taludes homogéneos, se encuentra lejos de ser la adecuada para los taludes no homogéneos.

**Palabra clave:** talud, suelo arenoso, estabilidad, filtración, flujo subterráneo, elastoplasticidad.

## Introducción

Durante la época de lluvias con frecuencia ocurren deslizamientos de tierra y derrumbes de taludes naturales o artificiales. Dos son las principales causas que los provocan: el aumento de esfuerzos cortantes en los taludes, y la reducción de resistencia al corte de los materiales constituyentes, es decir, suelos y rocas. Sin duda, el agente que más contribuye a generar y desarrollar las fallas de talud es el agua, ya que el

90% de éstas se asocian con la misma de alguna manera. Debido a la estrecha interacción entre flujo de agua y estabilidad de talud, así como también por el alto impacto económico y social que puede producir una falla de gran magnitud, este tópico, estudiado casi de forma exclusiva por expertos en mecánica de suelos, ahora es motivo de análisis por parte de otras especialidades, tales como la hidrología, la hidráulica, la geomorfología y la geología aplicada. Así, desde un enfoque interdisciplinario, se llevan

a cabo investigaciones y estudios que generan modelos de predicción integrados (Crosta y Frattini, 2008).

Desde el punto de vista mecánico, el agua contenida en los medios porosos interactúa con el esqueleto sólido mediante la presión de poro. En suelos saturados se distinguen dos fuentes responsables de los cambios en la presión de poro.

La primera se asocia con la creación y disipación de las presiones de poro debidas a la deformación del esqueleto sólido de los suelos. Bajo las cargas gravitacionales y externas, la deformación por cortante ocurre acompañada por un cambio en volumen. Si los suelos cuentan con baja permeabilidad, la deformación volumétrica no tiene lugar de manera inmediata, por lo que se genera un exceso en la presión de poro. Como este fenómeno tiene carácter transitorio, el exceso en la presión del poro se disipa con el paso del tiempo y desaparece para dar lugar a la condición del flujo estacionario, siempre y cuando las condiciones de frontera del flujo de agua se mantengan constantes. La presión de poro inducida por la deformación —que puede estimarse utilizando los coeficientes de Skempton (1954), o bien, de manera más precisa, los modelos elastoplásticos— se presenta en especial en suelos de baja permeabilidad, tales como limos y arcillas. Por lo general, este tipo de presión de poro se toma en cuenta al evaluar la estabilidad de taludes artificiales: excavaciones, cortes y terraplenes, donde intervienen actividades humanas.

La segunda fuente del cambio en la presión de poro en los taludes es el flujo subterráneo, que puede ser transitorio o de estado estacionario, sucediendo por igual tanto en taludes naturales como artificiales.

Los alcances del presente trabajo se enfocan a este tipo de flujo, considerando el agua subterránea con movimiento lento en los taludes naturales.

La hidrodinámica del agua subterránea, combinada con la fluctuación de niveles del espejo de agua, puede observarse en diversos

eventos: lluvias, variación en el nivel de los vasos o manantiales. Durante lluvias intensas, la infiltración de aguas pluviales satura el talud y eleva el nivel freático a través de las zonas vadosas. Dicho proceso equivale a la aplicación del campo de fuerzas de filtración sobre el esqueleto sólido de los suelos, pudiendo llevar al talud a su condición de seguridad más crítica. Dependiendo de la intensidad y duración de las lluvias se generan diferentes condiciones de estabilidad. Una de las más estudiadas es aquella en la que todo el talud se satura y el flujo es tipo estacionario. Como la determinación de esta condición crítica requiere de pocos parámetros sobre suelo y flujo de agua, su análisis puede extenderse a grandes extensiones territoriales, produciéndose así mapas de riesgos geológicos e hidrometeorológicos, sujetos de plasmarse en sistemas de información geográfica, que proporcionen soluciones interdisciplinarias para mitigar desastres naturales (Borga *et al.*, 2002; Talebi *et al.*, 2008).

La descripción del problema de la inestabilidad inducida por la filtración se encuentra en muchos libros acerca de mecánica de suelos (Abramson *et al.*, 1996). Por lo común, y para simplificar el análisis, se considera un talud infinito bajo flujos de agua con líneas de corriente rectas. Con frecuencia, las filtraciones paralelas a la superficie del talud se mencionan como la condición de flujo más representativa, siendo éstas un efecto importante en la evaluación de la estabilidad de los taludes durante tormentas e inundaciones. Recientemente, la inestabilidad inducida por la filtración ha recibido más atención, con el objetivo de incluir, al interior de estudios de deslizamientos y fallas de talud, más factores de influencia, así como para representar con mayor realismo y rigor las condiciones de campo. En 1986, Iverson y Major analizaron el potencial de falla en taludes formados por materiales granulares y saturados. Los autores manejan el concepto “falla de Coulomb” para describir el fenómeno en cuestión que, en terminología de mecánica

de suelos, es referido como “falla de materiales puramente friccionantes” o “falla de materiales sin cohesión”.

Al considerar la filtración de Darcy con una magnitud uniforme y dirección arbitraria, los autores citados desarrollaron un proceso de normalización para la solución del equilibrio límite, mostrando que tres parámetros adimensionales definen completamente el potencial de falla de Coulomb en estos taludes. Utilizando dicha solución, los autores indicaron que la condición de estabilidad mínima del talud ocurre para una cierta dirección de filtración que, a su vez, se asocia con el ángulo de fricción interna del material saturado. Años después, en 1992, Iverson y Reid (Reid e Iverson, 1992) formularon un modelo bidimensional poroelástico con un flujo estacionario, tomando como base la teoría de consolidación de Biot (1941). Una vez definidos los campos del flujo subterráneo, las fuerzas de cuerpo totales y los esfuerzos elásticos efectivos, se calcula el potencial de falla de Coulomb, utilizado posteriormente para evaluar la estabilidad del talud. El modelo determina el campo del flujo subterráneo con exactitud, considerando un número de factores tales como condiciones de frontera del flujo, morfología del talud y heterogeneidades de la permeabilidad. En este modelo no se calculan los factores de seguridad, los que ofrecen un indicador global de la condición de colapso del talud, en cambio se determina el patrón del potencial de falla en los taludes, tomando en cuenta las condiciones de frontera de esfuerzo y deformación, así como los parámetros elásticos de los materiales. Después de efectuar estos cálculos se revisa la influencia de los campos de fuerza de filtración sobre los potenciales de falla por cada punto espacial. Como resultado, el modelo no puede considerarse completo para determinar la inestabilidad global inducida por la filtración. Usando la formulación de Iverson y Reid (1992) y Reid e Iverson (1992), en 1997, Reid estudió la influencia de las pequeñas variaciones en la conductividad hidráulica sobre la estabilidad

de taludes granulares saturados. De forma complementaria, el mismo autor realizó los análisis de equilibrio límite para determinar los factores de seguridad. Sin embargo, como el deslizamiento de los taludes granulares ocurre superficialmente, el método de equilibrio límite ha demostrado su deficiencia para generar buenos resultados en el análisis de estabilidad. Más aún, no queda claro cómo se introduce la distribución espacial de las fuerzas de filtración, que tiene forma continua, en un método que contempla fuerzas discretas en su análisis de equilibrio.

Por su parte, en 1992, Rhee y Bezuijen definieron dos modos de falla en los taludes arenosos saturados: continuo y de grano individual. El primero es el modelo empleado en el análisis de los taludes granulares y, el segundo, considera la estabilidad de cada grano de manera aislada. Los resultados de un experimento confirman que en el caso del flujo hacia fuera, la teoría del modo continuo gobierna el proceso de falla, mientras que la estabilidad de los taludes bajo el flujo hacia dentro se describe mejor por el método de grano individual. Budhu y Gobin (1994) analizaron la destrucción de muchas barras de arena localizadas en el río Colorado, aguas abajo de la presa Glen Canyon, Uta, Estados Unidos. Atribuyeron estas fallas a las fluctuaciones del nivel del río. Luego Budhu y Gobin (1996) cuestionaron varios resultados del análisis de Iverson y Major (1986), porque estos últimos afirmaron que la magnitud y dirección de una fuerza de filtración quedan como variables independientes, que se vuelven dependientes entre sí únicamente sobre la cara del talud. Además, según estos mismos segundos autores, la condición de estabilidad más crítica se presenta cuando las filtraciones actúan en paralelo a la cara del talud. Budhu y Gobin (1996) realizaron experimentos en una masa arenosa para respaldar sus cuestionamientos.

Aunque todos los trabajos arriba mencionados tratan el flujo subterráneo de manera rigurosa, la mayoría de ellos sólo usa soluciones aproximadas, como el modelo del

talud infinito, para determinar las condiciones de estabilidad. Los métodos de equilibrio límite aplicados por algunos autores ofrecen resultados más precisos. No obstante, por suponer superficies de falla de manera a priori, estos métodos tienen limitaciones cuando intentan considerar la influencia de las fuerzas de filtración, en particular cuando las condiciones de flujo presentan complejidad y en la masa del talud se advierte heterogeneidad. Debido a que las fuerzas varían espacialmente, es deseable resolver el problema de estabilidad sobre la misma base en que se enfoca el problema del flujo de agua. Ambos problemas, flujo y estabilidad, preferentemente se manejan con base en los principios de la mecánica de los medios continuos.

El análisis de estabilidad mediante elementos finitos resulta útil para cumplir tal objetivo. La técnica de análisis de estabilidad de taludes a través de los elementos finitos se basa en el concepto de "reducción de la resistencia al corte" (Matsui y San, 1992). La cohesión y el ángulo de fricción interna se reducen hasta que ocurra la falla. Después de efectuar la comparación de los resultados numéricos obtenidos por el método del elemento finito y el análisis riguroso del equilibrio límite, Ugai y Leshchinsky (1995) encontraron una buena concordancia entre ambas soluciones para cortes verticales. Yu *et al.* (2005) analizaron recientemente la estabilidad tridimensional de presas de enrocamiento usando el método del elemento finito. Griffiths y Lane (1999), Lane y Griffiths (2000), así como Griffiths y Fenton (2004) reportaron una serie de estudios de la estabilidad de taludes por medio de elementos finitos. Los análisis del elemento finito se pueden aplicar a los taludes con inclinación del talud irregular, suelos no homogéneos, patrón del flujo de agua arbitrario y cargas externas. Entre las ventajas que ofrecen los métodos del elemento finito sobre otros planteamientos, la más notable está asociada con el hecho de que no es necesario suponer mecanismos de falla a priori. En consecuencia, su uso puede

extenderse a masas fuertemente heterogéneas o, incluso, a taludes con propiedades aleatoriamente distribuidas (Griffiths y Fenton, 2004). En cuanto a la consideración de las fuerzas de filtración, Griffiths y Lane (1999) y Lane y Griffiths (2000) realizaron los análisis del elemento finito en los taludes sumergidos. Sin embargo, no usaron la formulación de Biot para tratar el problema del flujo de agua. En cambio, consideraron suficientemente precisa y conservadora la estimación de las presiones de poro en un punto del talud, como el producto entre el peso volumétrico del agua y la distancia vertical del punto con respecto a la superficie libre del flujo subterráneo. En otras palabras, el flujo del agua no se resolvió de manera rigurosa, sino que se definió tomando en cuenta solamente la localización del nivel freático. Aunque esta metodología se utiliza en la mayoría de los estudios de equilibrio límite o análisis límite, no puede aportar buenos resultados si las condiciones de frontera del flujo son complejas y los materiales son heterogéneos, como se mostrará más adelante.

En el presente trabajo se formula el análisis de la inestabilidad inducida por la filtración, usando la teoría de consolidación de Biot, considerando el comportamiento elastoplástico y poroso de los materiales granulares saturados. Tanto el campo del flujo estacionario como la condición de colapso se determinan rigurosamente, abriendo la posibilidad de analizar situaciones que otros métodos no pueden manejar. Se analizan, en primera instancia, los taludes homogéneos de una sola inclinación; luego, se procede a comparar entre la solución del elemento finito y el método del talud infinito y, por último, se analizan los taludes no homogéneos que tienen capas con diferentes permeabilidades.

### Análisis de taludes infinitos

El análisis más simple de la inestabilidad inducida por la filtración es el talud infinito, al tiempo que forma la base para entender el comportamiento de taludes más complejos.

Considérese un talud sumergido formado por un material granular saturado con el peso volumétrico  $\gamma$  y el ángulo de fricción interna  $\phi'$  (figura 1). El talud tiene una inclinación  $\beta$  con respecto a la línea horizontal; el nivel freático coincide con la superficie del terreno, pasando por la corona, cara y fondo del talud. Se reitera que un talud como se muestra en la figura 1 presenta una de las condiciones de estabilidad más críticas, cuando las fuerzas de gravedad provenientes del flujo de agua actúan en todo el cuerpo del talud. Si de fuerza de gravedad se trata, otros flujos, como por ejemplo transitorios, parcialmente sumergidos o parcialmente saturados, no propician condiciones de estabilidad más desfavorables. Los valores aceptables del ángulo de fricción e inclinación del talud son  $\phi' > 0$  y  $0 \leq \beta \leq \phi'$ . Esta última condición garantiza la estabilidad estática cuando la fuerza de filtración esté ausente. La fuerza de filtración actúa dentro de la masa del talud con su magnitud o gradiente hidráulico  $i$  y un ángulo de inclinación  $\theta$ , formado entre la dirección del vector de fuerza de filtración y la línea perpendicular a la cara del talud. Por lo común, el factor de seguridad  $F$  se calcula mediante la siguiente fórmula (Iverson y Major, 1986; Budhu y Gobin, 1996):

$$\frac{F}{\tan\phi'} = \frac{\gamma' \cos\beta - i\gamma_w \cos\theta}{\gamma \sin\beta + i\gamma_w \sin\theta} \quad (1)$$

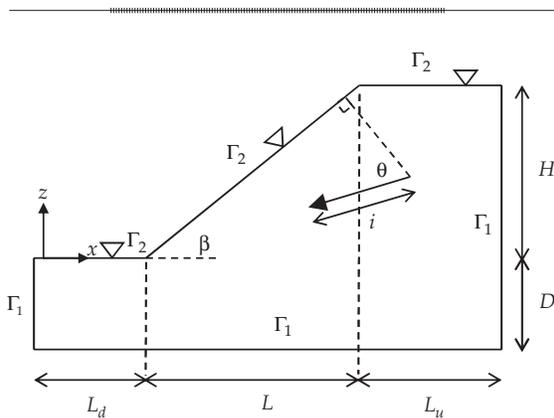


Figura 1. Esquema del dominio del análisis.

donde  $\gamma' = \gamma - \gamma_w$  denota el peso volumétrico sumergido del material saturado y  $\gamma_w$  define el peso volumétrico del agua. La fuerza de filtración afecta la estabilidad del talud por medio de su magnitud y dirección. Estas últimas dos variables se consideran como independientes por algunos autores, aunque otros las relacionan en la cara del talud por medio de la siguiente condición:

$$i = \frac{\sin\beta}{\sin\theta} \quad (2)$$

De acuerdo con Iverson (1997), esta relación resulta de que en los taludes infinitos los contornos de iguales presiones de poro deben ser paralelos a la superficie del talud. Con base en dicha relación, el factor de seguridad expresado en la ecuación (1) puede convertirse en:

$$\frac{F}{\tan\phi'} = \frac{\gamma'}{\gamma} \cot\beta - \left(1 - \frac{\gamma'}{\gamma}\right) \cot\theta \quad (3a)$$

o

$$\frac{F}{\tan\phi'} = \frac{\gamma'/\gamma_w}{1 + \gamma'/\gamma_w} \cot\beta - \frac{1}{1 + \gamma'/\gamma_w} \cot\theta \quad (3b)$$

En consecuencia, el factor de seguridad depende de la inclinación del talud, la inclinación del vector de la fuerza de filtración y el cociente entre el peso volumétrico sumergido del material y el peso volumétrico del agua. Dentro del cuerpo del talud, el flujo subterráneo puede dirigirse cuesta arriba o cuesta abajo, a lo largo de la cara del talud u otras fronteras, o el flujo se puede orientar hacia dentro o hacia afuera. A pesar de las varias posibilidades en que puede presentarse un flujo, el flujo horizontal hacia afuera ( $\theta = \pi/2 - \beta$ ) y el flujo paralelo cuesta abajo ( $\theta = \pi/2$ ) son los más considerados en la literatura. Por otra parte, en anteriores estudios ha surgido la pregunta acerca del valor admisible de la inclinación del vector de la fuerza de filtración

$\theta$ . Iverson y Major (1986) indicaron que el ángulo  $\theta$  puede ser cualquier valor entre 0 y  $\pi/2$ . Budhu y Gobin (1996) concluyeron que  $\theta$  debe acotarse por el intervalo  $\tan^{-1}(\gamma_w/\gamma \tan \beta) \leq \theta = \pi/2$ . Este intervalo admisible se puede deducir aceptando la relación expresada en la ecuación (2). Rhee y Bezuijen (1992) realizaron experimentos cuyos resultados ayudan a aclarar la polémica: montaron un tanque de agua en cuyo fondo se tendió una cama de arena, y en el tanque se generaron flujos de agua cuesta arriba y cuesta abajo, ambos perpendiculares a la cara del talud. La inclinación del talud se controló mediante un mecanismo de rotación. La arena, con diámetro medio del grano de 0.2 mm, tenía un ángulo de fricción de reposo de  $37^\circ$ . Al aplicar diferentes gradientes hidráulicos se midieron las inclinaciones del talud correspondientes cuando los taludes fallaban. Este ensayo experimental establece un verdadero flujo uniforme en un talud infinito, de manera que la ecuación (1) se aplica sin restricciones. Para la condición de falla del talud con  $F = 1$ , el gradiente hidráulico en la falla se puede derivar de la ecuación (1) como:

$$i_f = \frac{\gamma' \cos \beta - \cot \phi' \operatorname{sen} \beta}{\gamma_w \cos \theta + \cot \phi' \operatorname{sen} \theta} \quad (4)$$

Para los flujos cuesta arriba y cuesta abajo con  $\theta = 0$  y  $\theta = \pi$ , el gradiente hidráulico está dado, respectivamente, por:

$$i_f = \pm \frac{\gamma' \operatorname{sen}(\phi' - \beta)}{\gamma_w \operatorname{sen} \phi'} \quad (5)$$

Un gradiente hidráulico negativo indica flujo hacia dentro. Nótese que la convención de signos usada en este trabajo difiere de la utilizada en el trabajo de Rhee y Bezuijen (1992). Así, se observa una buena concordancia entre los datos experimentales y los resultados calculados por la ecuación (5) para los flujos hacia fuera. En el caso de los flujos hacia dentro,

el valor absoluto del gradiente hidráulico medido en los experimentos representa un 33% más alto que el calculado por la ecuación anterior. Dichos autores desarrollaron un modelo alternativo para los flujos hacia dentro, considerando el modo de falla del grano individual. Su trabajo confirma que el modelo de estabilidad continua, descrito por la ecuación (1), es válido para los flujos hacia fuera y, para este tipo de falla, el valor admisible de  $\theta$  puede extenderse hasta cero, siendo acotado, además, por el límite superior de  $\pi/2$ . Este último ángulo corresponde al flujo paralelo cuesta abajo. Los flujos con un ángulo de  $\theta$  mayor que  $\pi/2$  deben dirigirse hacia dentro, caso en el que la ecuación (1) ya no se considera completamente válida.

La discusión expuesta en esta sección se limita a la condición de flujo uniforme. Para problemas bidimensionales y tridimensionales, dependiendo de las condiciones del flujo subterráneo y niveles del embalse, las fuerzas de filtración varían espacialmente y las líneas de flujo dejan de ser rectas, por lo que resulta importante determinar con precisión el campo de filtración. Para llevar a cabo esta tarea, por lo común se disponen los métodos gráficos usando las redes de flujo y los métodos numéricos, así como el análisis del elemento finito. En la siguiente sección se presenta el modelo de consolidación de Biot, con el que se formula el análisis completo de los problemas de filtración y estabilidad en los taludes granulares saturados, cuya solución numérica se da a través de elementos finitos.

### Análisis de taludes bidimensionales

Siguiendo la teoría de Biot sobre los medios poros saturados deformables (Biot, 1941), las ecuaciones de la conservación de masa y del equilibrio estático están dadas por:

$$\dot{m} + q_{i,i} = 0 \quad (6)$$

$$\sigma_{ji,i} + \gamma g_i = 0 \quad (7)$$

donde  $\sigma_{ji}$  = tensor de esfuerzo total;  $g_i$  = vector indicando la dirección de la aceleración de la gravedad;  $\dot{m}$  = rapidez del cambio en la masa del fluido, con el cambio definido en un estado no deformable, y  $q_i$  = vector de flujo del agua. El esfuerzo total se relaciona con el esfuerzo efectivo  $\sigma'_{ji}$  y la presión de poro  $p$  en la forma de  $\sigma_{ji} = \sigma'_{ji} - p\delta_{ji}$ , donde  $\delta_{ji}$  es el tensor de delta de Kronecker;  $i$  y  $j$  son subíndices que indican direcciones de los ejes de coordenadas cartesianas. Las derivadas espaciales con respecto a dichas direcciones se denotan por  $(\cdot)_{,j}$ . El flujo del agua  $q_i$  se describe por la ley de Darcy:

$$q_i = -k_{ij}(p_{,j} - \gamma_w g_j) \quad (8)$$

donde  $k_{ij}$  es el tensor de permeabilidad. Para el caso desacoplado, la solución se encuentra bajo la hipótesis de que no existe cambio alguno en la densidad de masa del material bifásico, de manera que se satisface la condición  $\dot{m} = 0$ . Por lo tanto, la ecuación (6) se convierte en:

$$q_{i,i} = 0 \quad (9)$$

Por el otro lado, la presión de poro se puede relacionar con la carga hidráulica  $h$ , de tal forma que:

$$p = \gamma_w(h + g_i x_i) \quad (10)$$

donde  $x_i$  = coordenada en el sistema cartesiano. Usando la ecuación (10) y la ecuación (8), se puede transformar  $q_i = -k_{ij}\gamma_w h_{,j}$ . La ventaja de utilizar la carga hidráulica en lugar de la presión de poro para formular los problemas del flujo de agua bajo las cargas gravitacionales radica en el hecho de que la condición del flujo y la fuerza de filtración se pueden expresar con mayor claridad. Considerando la relación entre los esfuerzos efectivo y total, así como las ecuaciones (8) y (10), las ecuaciones (9) y (7) se escriben nuevamente como:

$$(k_{ij}\gamma_w h_{,j})_{,i} = 0 \quad (11)$$

$$\sigma'_{ij,j} + \gamma' g_i = \gamma_w h_{,i} \quad (12)$$

Así, dos ecuaciones separadas están completamente definidas. Una de ellas es la filtración del flujo estacionario, de la cual se estiman las cargas hidráulicas y los vectores de gradientes hidráulicos o de fuerzas de filtración. La ecuación de equilibrio estático se define en términos de los esfuerzos efectivos, donde están incluidos dos efectos del agua. Dichos efectos provienen de las fuerzas de flotación y de filtración representadas, respectivamente, por  $\gamma' g_i$  y  $\gamma_w h_{,i}$ ; ambos efectos se incluyen en la ecuación (12), en forma de fuerzas de cuerpo. Las cargas externas se pueden aplicar, pero deben definirse en términos de esfuerzos efectivos. Para el problema bidimensional que nos ocupa y el sistema de referencia establecido en la figura 1, el vector  $g_i$  está definido como  $g_x = 0$  y  $g_z = -1$ . La frontera del problema está dividida en dos partes:  $\Gamma_1$  y  $\Gamma_2$  (figura 1). A lo largo de la primera frontera  $\Gamma_1$  no existen las tracciones efectivas y la superficie libre del agua coincide con el nivel del terreno, de manera tal que la carga hidráulica en cualquier punto de la superficie terrestre iguale su elevación, esto es,  $h = z$ . La otra frontera,  $\Gamma_2$ , está sujeta a los valores prescritos de los desplazamientos del esqueleto sólido y a la condición del flujo nulo. Bajo las condiciones de frontera del flujo a lo largo de ambas fronteras, el campo de fuerzas de filtración se determina en un procedimiento rutinario del elemento finito. El gradiente hidráulico y la inclinación del vector de fuerza de filtración se puede calcular subsecuentemente de acuerdo con las expresiones  $i = \left\| (h_{,x}, h_{,z})^T \right\|$  y  $\theta = \pi/2 - \beta + \tan^{-1}(h_{,z}/h_{,x})$ .

La ecuación (12) se resuelve en el contexto del análisis de estabilidad a través de los elementos finitos, para lo cual se usa la ecuación constitutiva elástica y perfectamente plástica, representando el comportamiento esfuerzo-deformación de los materiales. La función de fluencia  $f$  está dada por  $f = \sigma_q - \sigma'_m \text{sen}\phi'$ , donde

el esfuerzo cortante  $\sigma_q$  se define por  $\sigma_q = -(\sigma'_1 - \sigma'_3)/2$ ,  $\sigma'_m = -(\sigma'_1 + \sigma'_3)/2$ ,  $\sigma'_1$  y  $\sigma'_3$  y denotan esfuerzos principales efectivos, mayor y menor, respectivamente. Los esfuerzos considerados toman el signo positivo cuando están en tensión. La función del potencial plástico  $g$  está definida por  $g = \sigma_q - \sigma'_m \sin \psi$ , donde  $\psi$  es el ángulo de dilatancia. Como las relaciones constitutivas obedecen leyes elastoplásticas, la ecuación de equilibrio estático resulta no lineal y su solución se puede obtener por medio del algoritmo viscoplástico. A fin de encontrar los factores de seguridad mínimos es necesario introducir los factores de seguridad  $F$ , los cuales llevan la función de fluencia factorizada  $f_F$  a la forma  $f_F = \sigma_q - \sigma'_m \sin \phi'_F$ , donde  $\tan \phi'_F = \tan \phi' / F$ . Si la mencionada función de fluencia factorizada queda mayor que cero, ocurre la deformación plástica para la que el potencial plástico se calcula usando la condición de no asociación  $\psi = \phi'_F$ .

### Taludes homogéneos

Los taludes que se analizan en ésta y la siguiente sección se muestran en la figura 1. El talud con una altura  $H$  queda acotado en la corona por una distancia  $L_u$  y cimentado sobre un estrato horizontal de espesor  $D$ , lateralmente acotado en el lado talud arriba a la distancia de  $L_{av}$  medida desde el pie del talud. Las condiciones de frontera que deben imponerse a lo largo de  $\Gamma_1$  y  $\Gamma_2$  se han descrito previamente. Primero se analizan varios casos de taludes homogéneos y cimentados sobre un estrato del mismo material. El primer caso se relaciona con el ensayo experimental de laboratorio efectuado por Budhu y Gobin (1996), quienes construyeron un talud arenoso con inclinación de  $32^\circ$  y altura  $H = 0.76$  m. La arena usada en el experimento tiene un coeficiente de permeabilidad de  $5 \times 10^{-5}$  m/s, peso volumétrico de  $19$  kN/m<sup>3</sup> y  $\phi' = 32^\circ$ . Durante el experimento, el nivel del agua externa fue elevado hasta la cota de la corona del talud, estableciendo así una condición de equilibrio. A partir de ahí, el nivel del agua

externa iba bajando paulatinamente, con una rapidez de  $0.1$  m/min. Las fallas del talud bajo el efecto de filtración fueron progresivas, comenzando con la aparición de grietas, caras verticales y taludes fallidos intermedios hasta que se logró un talud estable mínimo con un ángulo de inclinación de  $18^\circ$ . Estos autores usaron el modelo del talud infinito para analizar el resultado experimental suponiendo un flujo paralelo cuesta abajo. De acuerdo con la ecuación (1) y suponiendo el ángulo de  $\theta = \pi/s$ , el factor de seguridad se da por:

$$\frac{F}{\tan \phi'} = \frac{\gamma'}{\gamma} \cot \beta \quad (13)$$

Considerando  $F = 1$  y sustituyendo otros valores incluidos en la ecuación (13), la inclinación del talud en la falla está dada por  $\beta = 16.8^\circ$ , la cual es cercana al valor experimental de  $18^\circ$ . Con el fin de verificar el modelo de análisis del elemento finito presentado en el presente trabajo, se analiza un talud con los siguientes datos:  $L_u = 2$  m,  $H = 0.76$  m y  $D = 0$ . Una malla de  $10 \times 10$  fue empleada con un total de cien elementos finitos. Se tomaron  $1\ 000$  y  $10^{-4}$  como números máximos de iteraciones y límite de tolerancia, respectivamente. Durante el análisis se probaron varias inclinaciones del talud, determinando, en cada caso, el factor de seguridad correspondiente. Se encontró que el factor de seguridad pudiera llegar a 1 si el ángulo era  $\beta = 15.8^\circ$ . Este valor es ligeramente menor que  $16.8^\circ$ , calculado en la ecuación (13), por lo que este modelo del elemento finito predice taludes menos estables que el modelo del talud infinito. En comparación con la inclinación del talud en la falla, experimentalmente determinada, las dos soluciones teóricas aportan estimaciones menores, o bien, los modelos teóricos resultan más conservadores. Es probable que este efecto se deba a que en el experimento se desarrolla una zona de succión, o no saturada, en la cercanía a la corona del talud, dando como resultado un talud más estable que el estimado teóricamente, donde

se supone una condición totalmente saturada. También es probable la presencia de efectos transitorios debidos a la variación del nivel freático o a la deformación del esqueleto sólido, haciendo más estable al talud experimental. Al comparar los diferentes modelos y datos experimentales, se demuestra que el presente análisis tiene capacidad para predecir la inestabilidad inducida por la filtración en los taludes granulares saturados.

El resultado comparativo descrito líneas arriba es relevante, porque confirma que un talud totalmente saturado y sujeto a flujo estacionario representa la condición de estabilidad más crítica, lo que resulta de gran utilidad en un estudio preliminar. Llevar a cabo estudios geotécnicos detallados para un área de gran extensión no es realista. El estudio preliminar sirve para delimitar zonas de mayor potencial de inestabilidad, en las que se pueden planear investigaciones a detalle y determinar con mayor precisión condiciones de estabilidad. Por lo general, en una segunda etapa se obtienen factores de seguridad mayores que los estimados en el estudio preliminar.

En los modelos de elemento finito, las fronteras laterales juegan un papel importante, por lo que deben ubicarse lo suficientemente lejos de la zona de estudio para que su presencia no altere resultados. Como el objeto de este estudio es la falla superficial, varios análisis previos demuestran adecuado colocar las fronteras laterales a una distancia que sea, al menos, dos veces la altura del talud.

El modelo de elastoplasticidad empleado en este estudio, además de cumplir con los propósitos, es relativamente sencillo. Bien sabido es el desarrollo de un gran número de modelos constitutivos que incorporan características elastoplásticas de los materiales. El uso de estos modelos en la simulación de propiedades mecánicas de los materiales tiene dos objetivos básicos: el primero, estudiar las condiciones de falla, el segundo pretende calcular deformaciones permanentes. Para este segundo objetivo es indispensable recurrir a modelos sofisticados, ya que las historias de

deformación sólo se simulan adecuadamente cuando se consideran, dependiendo de las condiciones de carga, una serie de efectos: historia y rapidez de carga, ciclos de cargas, descarga y recarga, núcleos elásticos y endurecimiento o ablandamiento, entre otros. En cambio, si el objetivo radica en determinar condiciones de falla, como sucede en el presente estudio, resulta idóneo contar con un modelo sencillo donde se incorporan superficies de falla. Por otra parte, tal como se menciona en la sección anterior, en el modelo elastoplástico empleado se considera una condición de no asociación, por la que el potencial plástico y la superficie de falla no coinciden. Estudios previos muestran que si la superficie de falla es representada por la ley Mohr-Coulomb, esta condición es necesaria para que no se presenten expansiones volumétricas excesivas durante la falla del material.

Para entender mejor el comportamiento de los taludes bajo el efecto de filtración, se analizó un talud homogéneo cimentado sobre un estrato, contemplando los siguientes datos:  $L_u = 2$ ,  $H = 1$ ,  $D = 1$ ,  $L_d = 1$  y  $\gamma'/\gamma = 0.55$ . El talud tiene una inclinación de  $\beta = 26.6^\circ$ , o bien,  $\cot \beta = 2$ . Se usaron las mallas de  $10 \times 10$  y  $20 \times 10$  para representar la masa del talud y la cimentación, respectivamente, dando como resultado un total de trescientos elementos. En una primera instancia se analizó el talud sin el efecto de filtración. Para los taludes granulares homogéneos, con un ángulo de fricción constante, el factor de seguridad se puede normalizar con respecto al coeficiente de fricción interna. El factor de seguridad normalizado  $F/\tan\phi'$  se seleccionó como el indicador de estabilidad del talud, porque los resultados del análisis, así presentados, ofrecen alcances más generales por su independencia con respecto al parámetro de la resistencia al corte de los materiales. Para un talud con la inclinación  $\cot \beta = 2$ , el valor calculado del factor de seguridad normalizado está dado por 2.07, ligeramente mayor que el estimado por medio del modelo del talud infinito, igual a 2.0.

Además de determinar los factores de seguridad, el análisis del elemento finito también tiene la capacidad de generar el campo de desplazamientos desde donde se visualiza la superficie de deslizamiento. Generalmente, el análisis del elemento finito, por su inherente naturaleza de formulación del medio continuo, sólo puede aportar una indicación difusa del mecanismo de falla. Con el objetivo de mejorar la capacidad de captura y visualización de los mecanismos de falla por medio de los elementos finitos se han desarrollado varias técnicas. Entre ellas destaca la denominada "mallaje repetido", concebida por Griffiths y Kidger (1995). Considerando las ideas básicas existentes detrás de esta técnica, en la figura 2(a) se grafican los vectores de desplazamientos incrementales correspondientes a las soluciones no convergentes. Nótese que en las tres imágenes de la figura 2 se dibujan los vectores para indicar dirección y magnitud relativas, pero sin especificar escalas de longitud. Los desplazamientos incrementales se definen como la diferencia entre los desplazamientos generados en la última iteración, justo antes de la falla, y aquellos obtenidos en la penúltima iteración. De acuerdo con el patrón de falla mostrado en la figura 2(a), todos los desplazamientos se concentran en la cara del talud, indicando una falla superficial con deslizamientos planos. La dirección de los desplazamientos queda horizontal, con una magnitud uniformemente distribuida a lo largo de toda la cara del talud. Dicha distribución uniforme se asemeja a la hipótesis de un talud infinito, una de las razones por las que las soluciones del elemento finito y del talud infinito concuerdan muy bien para los taludes, sin el efecto de filtración.

El patrón de las fuerzas de filtración  $h_j$  determinado en el análisis de filtración se muestra en la figura 2(b). Las fuerzas de filtración se calculan en los puntos Gaussianos usando las cargas hidráulicas estimadas en los puntos nodales. El flujo subterráneo tiene su entrada en la corona del talud; sus salidas se sitúan en la mitad inferior de la cara de

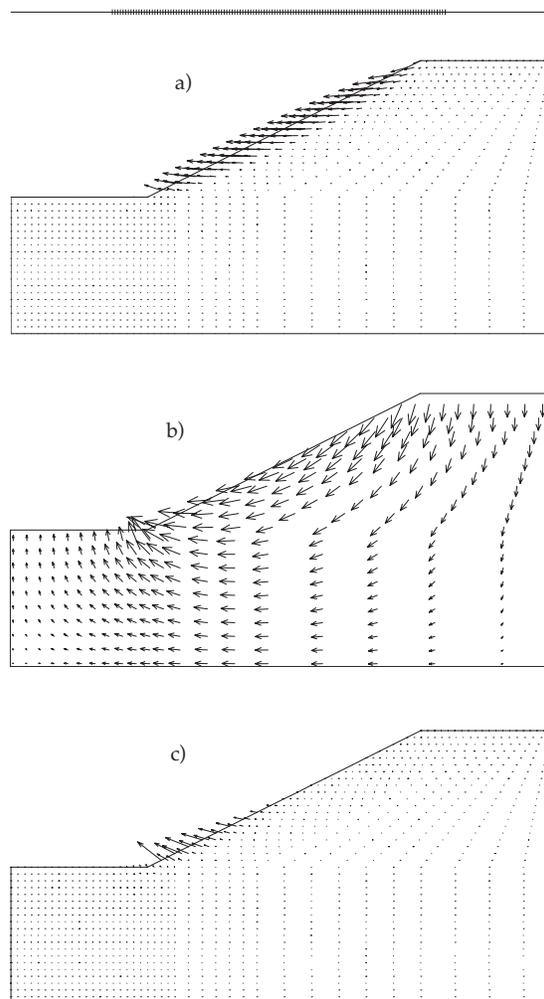


Figura 2. Patrones de flujos de filtración y mecanismos de falla de Coulomb: (a) desplazamientos incrementales de un talud seco, (b) vectores de fuerza de filtración, (c) desplazamientos incrementales para un talud saturado.

éste y en la superficie terrestre, más allá del pie del talud. Las fuerzas de filtración actúan, dentro del talud, como fuerzas de cuerpo desestabilizadoras, cuya dirección y magnitud varían espacialmente. Las fuerzas en la cercanía de la corona del talud tienen direcciones hacia abajo con el máximo gradiente hidráulico; a media altura del talud, los vectores de filtración giran y vuelven a ser paralelos a la cara de éste, y acercándose al pie del talud, las fuerzas de filtración se orientan hacia fuera, acomodándose casi en sentido horizontal.

Cuando las fuerzas de filtración se aplican al modelo elastoplástico se obtiene un nuevo factor de seguridad normalizado igual a 0.95, comparable al valor de 1.10 calculado por medio del modelo del talud infinito. El patrón de desplazamientos incrementales alterado por efecto de la filtración se muestra en la figura 2(c), donde se percibe una considerable diferencia entre los patrones de falla antes y después de la aplicación del campo de las fuerzas de filtración. Por efecto de la filtración, los desplazamientos en la falla sólo se concentran en la mitad inferior de la cara del talud. La magnitud de estos desplazamientos incrementales aumenta linealmente desde el punto de la media altura hacia el pie del talud, donde se observa el máximo valor. La dirección de los desplazamientos también se modifica de forma considerable; resulta horizontal a la media altura del talud, punto desde donde los vectores de filtración giran hacia arriba. La parte de concentración de los desplazamientos coincide con la zona en que las fuerzas de filtración se orientan hacia arriba.

Con base en el patrón de las fuerzas de filtración se pueden calcular, en cada punto Gaussiano, el ángulo de inclinación y la magnitud de las fuerzas de filtración. Como la estabilidad de los suelos granulares fundamentalmente se asocia con fallas superficiales, resultan de mayor interés los vectores de filtración en los puntos más cercanos a la cara del talud. En la figura 3(a) se grafican los ángulos de inclinación de los vectores de filtración en los puntos Gaussianos más cercanos a la cara del talud, contra la altura del talud. De igual manera, en la misma figura se indican los valores del ángulo para los flujos vertical cuesta abajo ( $\theta = \pi - \beta$ ), flujo paralelo cuesta abajo ( $\theta = \pi/2$ ) y flujo horizontal hacia afuera ( $\theta = \pi/2 - \beta$ ). Los ángulos de inclinación varían con la altura del talud. En la corona del talud, los vectores de filtración se dirigen verticalmente hacia abajo, a media altura tiene lugar el flujo paralelo y, a la altura  $0.2 H$ , el flujo se convierte horizontal.

Al pie del talud se observa el flujo hacia arriba, aunque no llega a establecerse el flujo normal a la cara del talud ( $\theta = 0$ ). La variación en ángulos se puede considerar lineal entre  $0.9 H$  y  $0.2 H$ , con un valor promedio cercano al del flujo paralelo ( $\theta = \pi/2$ ).

La variación en gradientes hidráulicos con respecto a la altura del talud se muestra en la figura 3(b). Con fines comparativos, los gradientes hidráulicos se calculan utilizando la ecuación (2). Para ello se ocupan los valores numéricos de los ángulos de inclinación de los vectores de filtración mostrados en la figura 3(a). Aunque los resultados numéricos son ligeramente mayores a aquellos obtenidos de la ecuación (2), se observa buena concordancia entre ambos. Entonces, se puede concluir que para un talud homogéneo sujeto al flujo derivado de fuerzas de gravedad, la ecuación (2) tiene validez para todo el rango de la altura del talud. Asimismo, se puede observar que el gradiente hidráulico máximo ocurre en la corona del talud y un brusco decremento en el gradiente hidráulico, desde  $H$  hasta  $0.9 H$ ; variaciones pequeñas en el gradiente hidráulico tienen lugar entre  $0.9 H$  y  $0.1 H$ ; el gradiente hidráulico permanece prácticamente constante desde  $0.7 H$  hasta  $0.5 H$  y, finalmente, el gradiente hidráulico se incrementa desde  $0.1 H$  hasta  $0$ . De ser válida la ecuación (2), el efecto de las fuerzas de filtración en el factor de seguridad de un talud se manifiesta únicamente a través de la inclinación de dichas fuerzas, donde la influencia del gradiente hidráulico está implícita.

Como se sabe, en el modelo del talud infinito, el factor de seguridad de un talud granular no depende de la altura de éste. Dicho modelo se puede usar para evaluar tanto la estabilidad global del talud entero como la estabilidad local en cualquier punto de la cara del talud. En consecuencia, para el talud estudiado en la figura 3, el factor de seguridad local, que varía puntualmente, se puede calcular usando la inclinación del vector de fuerza de filtración graficado en la figura 3(a). El factor de seguridad local alcanza su

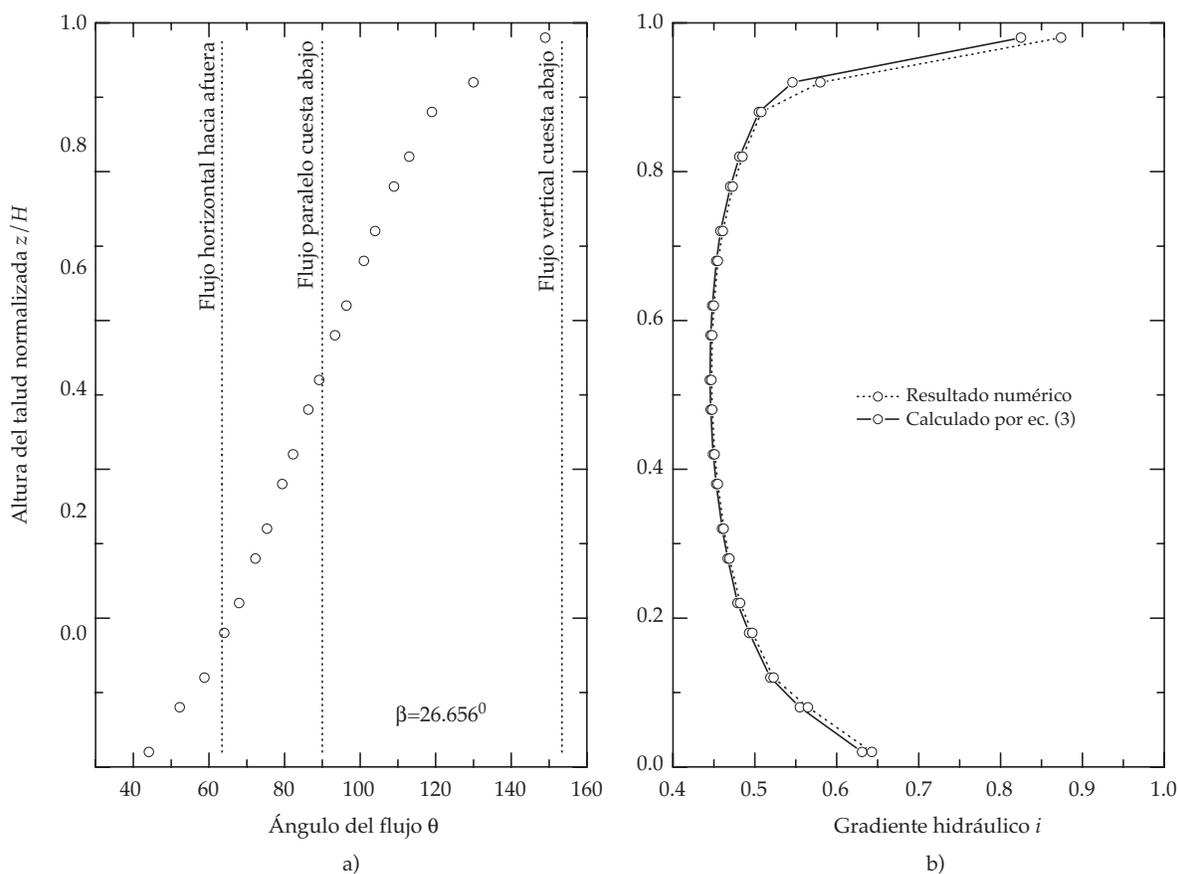


Figura 3. Variaciones de fuerzas de filtración a lo largo de la cara de un talud homogéneo: (a) ángulo de filtración, (b) gradiente hidráulico.

valor máximo en la corona del talud, con 2.5, y posteriormente decrece hacia el pie del talud, con un valor de 0.4. El factor de seguridad promedio resulta 1.10, idéntico al estimado con el modelo del talud infinito y cercano a 0.95, factor de seguridad global resultante del análisis del elemento finito. De acuerdo con estas observaciones se confirma que el modelo del talud infinito, con la suposición de un flujo paralelo, puede aportar resultados aceptables para los taludes homogéneos sujetos a flujos inducidos por la gravedad. Sin embargo, la concentración local de las fuerzas de filtración hacia afuera, en la cercanía del pie del talud, lo hace menos estable, resultando factores de seguridad menores que el calculado con

el modelo del talud infinito, aun cuando el talud con una sola inclinación es homogéneo.

Los resultados arriba descritos se limitan a un par de parámetros:  $\gamma'/\gamma = 0.55$  y  $\cot \beta = 2$ . La generalización de las conclusiones obtenidas puede validarse mediante el análisis de un amplio espectro de parámetros. En la figura 4 se muestran resultados de otros análisis en los que se consideraron cuatro inclinaciones del talud:  $\cot \beta = 2, 3, 4$  y  $5$ , y dos valores de  $\gamma'/\gamma = 0.35$  y  $0.55$ . Como referencia, en la figura se incluyen resultados del talud seco, para lo cual se consideró  $\gamma'/\gamma = 1$ . Los resultados del elemento finito se muestran con puntos y los del modelo del talud infinito con líneas continuas.

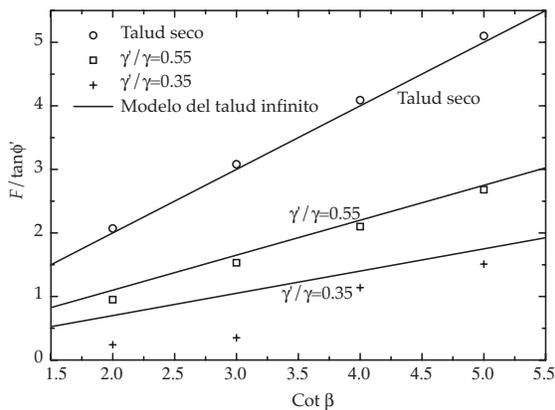


Figura 4. Factores de seguridad normalizados para diferentes taludes homogéneos con efecto de filtración.

Según el análisis del elemento finito, los valores de los factores de seguridad normalizados para el talud seco resultan ligeramente mayores que los estimados por el otro modelo. Para los taludes con  $\cot \beta = 2, 3, 4$  y  $5$  se obtienen los valores de  $F/\tan \phi'$  de 2.07, 3.08, 4.09 y 5.10, respectivamente, comparables a los valores de 2, 3, 4 y 5 del modelo del talud infinito. Las sobrestimaciones por la solución del elemento finito se dan en 3.0, 2.6, 2.2 y 2.0% para los taludes con  $\cot \beta = 2, 3, 4$  y  $5$ , respectivamente. Se observa una pequeña diferencia entre ambas soluciones, misma que permanece constante cuando la inclinación de los taludes cambia.

Cuando está presente el efecto de filtración, los factores de seguridad calculados por el análisis del elemento finito se vuelven menores que los obtenidos por el otro modelo. En el caso de valor  $\gamma'/\gamma$  igual a 0.55, al comparar los valores de  $F/\tan \phi'$  obtenidos por el análisis del elemento finito con respecto a la solución del talud infinito, se observan reducciones de 14, 7, 4 y 2% para los taludes con  $\cot \beta = 2, 3, 4$  y  $5$ , respectivamente. La diferencia entre ambas soluciones ya no queda constante con respecto a la inclinación del talud, como ocurre en taludes secos. Entre ambas soluciones, la

mayor diferencia se observa para los taludes más inclinados. Se infiere, entonces, que la diferencia entre ambas soluciones para los taludes con filtración se debe, principalmente, al efecto de filtración. Las fuerzas de filtración tienen mucha influencia en los taludes más inclinados por los efectos de filtración locales, presentadas en la cara inferior del talud. Esta influencia local es más notable en un material de mayor ligereza, con  $\gamma'/\gamma = 0.35$ . Para el material ligero, en comparación con el modelo del talud infinito, las reducciones en los factores de seguridad, calculadas por el modelo del elemento finito, resultan 66, 66, 19 y 13% para los taludes con  $\cot \beta = 2, 3, 4$  y  $5$ , respectivamente. Se concluye, por lo tanto, que aunque el modelo del talud infinito aporta resultados aceptables para los taludes tendidos, no genera resultados similares a los estimados por la solución del elemento finito en los taludes inclinados. Afortunadamente, los valores comunes de  $\gamma'/\gamma$  se aproximan a 0.5. Así, el efecto de los bajos valores de este parámetro en la mayoría de los casos prácticos tiene poca influencia.

### Taludes no homogéneos

Los coeficientes de permeabilidad de las arenas, aunque éstas tengan texturas similares, difieren en tres o cuatro órdenes de magnitud. En taludes homogéneos, el coeficiente de permeabilidad no afecta el campo de fuerzas de filtración. En cambio, cuando hay presencia de heterogeneidad hidráulica, el contraste en permeabilidad en diferentes zonas del talud modifica el campo de filtración. Reid e Iverson (1992) evaluaron los efectos de las heterogeneidades hidráulicas en la estabilidad de los taludes. Estos autores estudiaron taludes con un estrato de mayor conductividad hidráulica. Consideraron tres tipos de interfaz entre capas de arena: paralela a la cara del talud, horizontal y vertical. Después de analizar el contraste en conductividad hidráulica entre el estrato y el material colindante, encontraron que un

contraste de cuatro órdenes de magnitud es suficiente para lograr que el cambio en las fuerzas de filtración sea máximo debido a las heterogeneidades hidráulicas. Sin embargo, en el trabajo mencionado no se hizo un estudio directo de la estabilidad de taludes. En 1997, Reid también estudió los taludes estratificados, aunque sólo considerando pequeñas variaciones en la conductividad hidráulica, menores a un orden de magnitud. Se estimaron los factores de seguridad utilizando el método de equilibrio límite. Para los taludes con interfaz vertical entre capas, dicho autor reportó una significativa reducción en los factores de seguridad. En vista de estos resultados, el objetivo de la presente sección consiste en estudiar casos similares a los descritos por Reid.

Considérese un talud con una sola inclinación y los siguientes datos:  $L_u = 2$ ,  $H = 1$ ,  $D = 0$ ,  $\cot \beta = 2$  y  $\gamma'/\gamma = 0.55$ . Una malla de  $10 \times 10$  da como resultado un total de cien elementos finitos. Una interfaz divide el talud en dos partes: talud arriba y talud abajo. Dicha interfaz se cruza con la cara del talud a la media altura (figura 5). Se contemplan dos tipos de interfaz: horizontal y vertical. En cada lado de la interfaz, los coeficientes de permeabilidad son constantes y denotados por  $k_u$  y  $k_d$ , que representan el valor del talud arriba y el talud abajo, respectivamente. Se estimaron valores de 0.1, 1, 2, 5 y 10 para el contraste en permeabilidad  $k_u/k_d$ . A pesar de la heterogeneidad hidráulica, para todo el talud se considera constante el ángulo de fricción. En la figura 5 se grafican los factores de seguridad normalizados como una función de los contrastes en permeabilidad para los dos tipos de interfaz. De acuerdo con el análisis del elemento finito efectuado para el talud homogéneo, el factor de seguridad normalizado resulta 0.95. Con respecto al talud homogéneo, los factores de seguridad se incrementan si la permeabilidad talud arriba se vuelve menor que la del talud abajo. En este caso, el gradiente hidráulico hacia afuera, en la mitad inferior de la cara del talud, no queda tan alto como el registrado en el talud

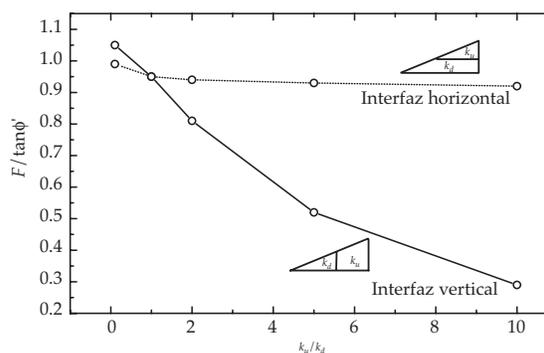


Figura 5. Factores de seguridad normalizados para diferentes taludes no homogéneos con y sin efecto de filtración.

homogéneo, y como en esta parte del talud el gradiente hidráulico controla la estabilidad global del talud, el factor de seguridad se incrementa. No obstante, los incrementos resultan tan pequeños que alcanzan apenas 4 y 10% para las interfaces horizontal y vertical, respectivamente, tomando en cuenta el contraste de  $k_u/k_d = 0.1$ . Cuando los valores  $k_u/k_d$  decrecen todavía más, casi no se observa cambio alguno en los factores de seguridad. Contrariamente, al ser mayor la permeabilidad del lado talud arriba, el decremento en factores de seguridad es mucho más notable, en particular para los taludes con interfaz vertical entre capas. En este caso, los contrastes en permeabilidad  $k_u/k_d = 2, 5$  y  $10$  dan como resultado reducciones en factor de seguridad de 14, 45 y 69%, respectivamente. En cambio, al ser horizontal la interfaz entre capas, las reducciones llegan apenas a 1, 2 y 3%, respectivamente.

Para entender estas variaciones en factores de seguridad, la figura 6 muestra una gráfica de los ángulos de inclinación de la fuerza de filtración  $\theta$  y el gradiente hidráulico  $i$ , calculados en los puntos Gaussianos más cercanos a la cara del talud. Según se ve en dicha figura, tiene lugar un flujo vertical cuesta abajo en la corona de un talud homogéneo

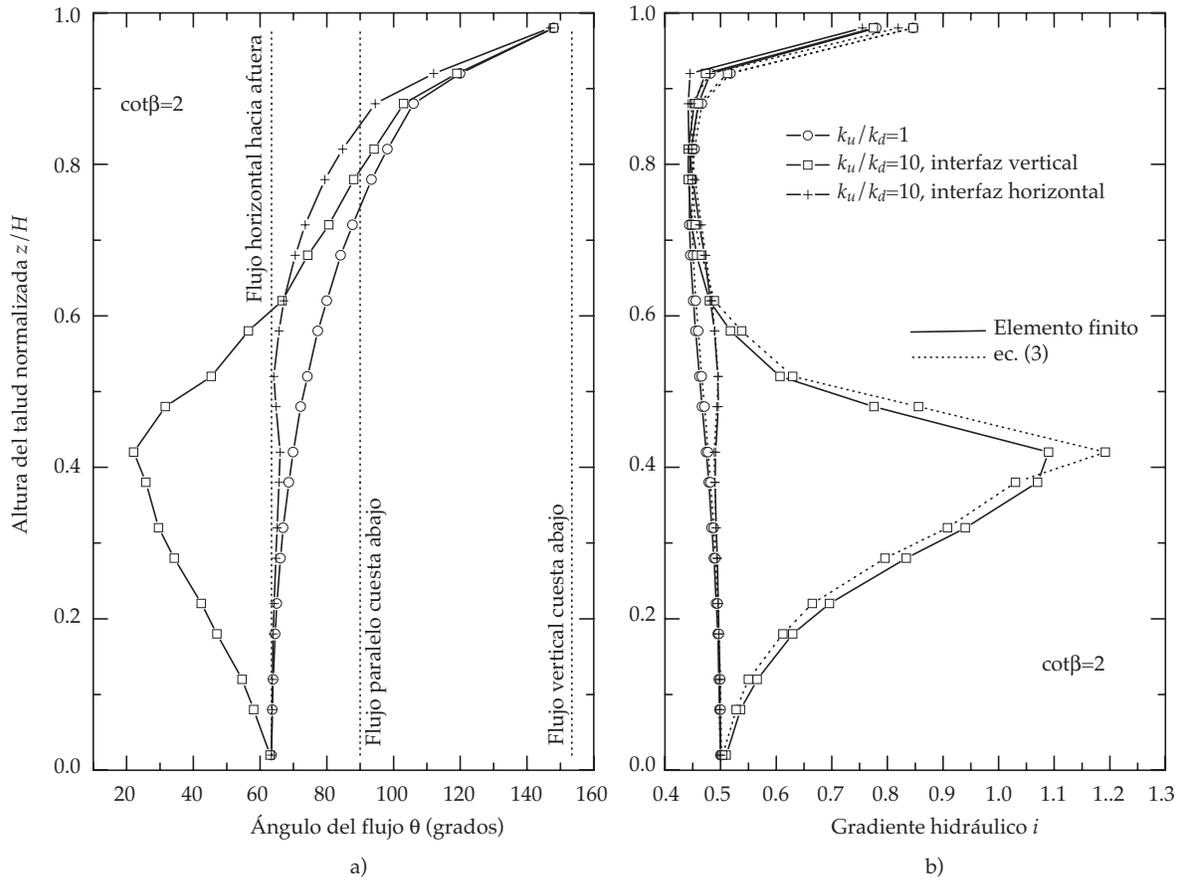


Figura 6. Variaciones de fuerzas de filtración a lo largo de la cara de un talud no homogéneo: (a) ángulo de filtración, (b) gradiente hidráulico.

( $k_u/k_d = 1$ ). Esta fuerza de filtración gira gradualmente, dirigiéndose hacia la dirección horizontal hacia afuera, al pie del talud. Nótese que el patrón de flujo mostrado en la figura 6 difiere del graficado en la figura 3, porque en este último caso se consideró un cimiento subyacente. Como se muestra en la figura 6, el gradiente hidráulico para el talud homogéneo inicia con un valor cercano a 1 en la corona y termina al pie del talud con un valor cercano a 0.5. Con la altura del talud se observa una variación suave. Cuando la interfaz entre capas se vuelve vertical, los valores del ángulo de inclinación y el gradiente hidráulico en la corona se acercan a los obtenidos para el talud

homogéneo. Sin embargo, con la altura, el contraste en permeabilidad genera un cambio brusco en la variación de estas variables. Cerca de la interfaz de capas a la altura del talud  $z/H = 0.5$ , la fuerza de filtración se dirige hacia afuera y es casi normal a la cara del talud. A la altura  $z/H = 0.44$ , el gradiente hidráulico se incrementa desde 0.47, correspondiente al talud homogéneo, hasta el valor de 1.09, registrándose un alto incremento de 130%. Este cambio local en el gradiente hidráulico hace decrecer significativamente el factor de seguridad global del talud. Al contrario, en los taludes con interfaz horizontal, la variación

en la dirección y magnitud de las fuerzas de filtración resulta pequeña; en consecuencia, los factores de seguridad sufren sólo un ligero cambio con respecto a los taludes homogéneos.

Para verificar la validez de la ecuación (2) en los taludes no homogéneos, se calculan los gradientes hidráulicos usando la ecuación (2), mismos que se muestran en la figura 6(b). Al igual que en los taludes homogéneos, estos valores calculados en los taludes no homogéneos se comparan favorablemente con aquellos derivados del análisis del elemento finito, indicando que la ecuación (2) sigue siendo válida, aun para una compleja heterogeneidad de los taludes si los flujos subterráneos se generan por la gravedad. De esta forma se concluye que sólo uno de dos parámetros —dirección o magnitud de las fuerzas de filtración— afecta la estabilidad de los taludes, sean o no homogéneos.

Los resultados del análisis de los taludes no homogéneos muestran claramente que el campo de fuerzas de filtración debe determinarse con la mayor precisión posible, porque dicho campo afecta considerablemente el cálculo de los factores de seguridad. En la mayoría de los estudios de estabilidad, ya sea usando los métodos de equilibrio límite, análisis límite o, incluso, elemento finito, por lo común se calcula la distribución de presiones de poro con base, exclusivamente, en el perfil del nivel freático, sin resolver la ecuación del flujo estacionario. Si bien tal hipótesis se considera aceptable en los taludes homogéneos, se encuentra lejos de ser la adecuada para los taludes no homogéneos. Para ilustrar mejor el defecto de esta hipótesis, considérese el siguiente ejemplo: si se usara la hipótesis comúnmente adoptada sobre la distribución de presiones de poro para los taludes no homogéneos analizados en este trabajo, cuyos resultados se muestran en la figura 5, se obtendrá sólo un factor de seguridad (0.95) para todos los casos considerados, sin poder estimar las significativas variaciones en las condiciones de colapso que se observan. Los errores que se

cometen al utilizar los análisis simplificados conducen a diseños muy inseguros.

## Conclusiones

Los análisis de estabilidad de talud que se presentan en este trabajo permiten calcular, con un adecuado nivel de precisión, el campo de flujo de agua y la condición de colapso de las masas de suelo bajo el flujo de agua y la carga interna, ambos generados por la gravedad. La ventaja de esta metodología es que no se requiere ninguna hipótesis a priori sobre las condiciones de flujo subterráneo o superficies de falla, de manera que se puede establecer un panorama completo del campo de flujo y el patrón de falla. Los campos del flujo de agua deben determinarse considerando una serie de factores tales como las condiciones de frontera del flujo y las heterogeneidades hidráulicas.

El talud granular infinito, además de ser sencillo para el análisis con un mínimo requerimiento de parámetros de geometría y suelo, ofrece diversas opciones en la evaluación de la estabilidad de taludes. Es una herramienta que permite analizar fallas superficiales que, incluso, pueden llegar a ser del nivel de granos de arena o bloques de roca. Con los datos analizados se muestra que, a pesar de ser un análisis de medios continuos, el modelo del talud infinito aporta soluciones comparables a las establecidas en métodos discretos, siempre y cuando el flujo de agua sea hacia afuera del talud. Por otro parte, la estabilidad estimada con dicho modelo resulta la misma a niveles global y puntual, diferenciándose de otros métodos de análisis de taludes que calculan solamente factores de seguridad globales. Esta característica se puede aprovechar para generar mapas de riesgos de deslizamiento en áreas tan extensas como una cuenca. Los análisis a esta escala pueden llevarse a cabo haciendo uso de modelos de elevación digital o sistemas de información geográfica que contienen datos de suelos o cubiertas de vegetación. Por último, el flujo estacionario, generado por fuerzas de

gravidad, se puede introducir directamente en el modelo del talud infinito. Los factores de seguridad calculados para dicho flujo de agua resultan menores a los estimados por otros flujos, tales como el no saturado o el transitorio. Este aspecto tiene como consecuencia una estimación conservadora de la estabilidad del talud, atractiva para estudios preliminares, porque se pueden eliminar zonas de menor peligro, delimitándose así áreas que ameriten mayor atención en estudios más detallados.

Sin embargo, existen varias condiciones que limitan el uso del talud infinito. Una de ellas se presenta cuando las superficies de falla profundizan hacia el interior del talud, como ocurre en suelos cohesivos o suelos granulares, que obedecen a leyes de resistencia al corte no lineal. Si el flujo de agua muestra un patrón no uniforme como resultado de la heterogeneidad de permeabilidades en las capas de suelo, el modelo en cuestión arroja resultados erróneos. Estas dificultades se superan si se emplean otros métodos de análisis de taludes, incluyendo el modelo del elemento finito.

La solución mediante elementos finitos tiene capacidad de analizar situaciones complejas para las que el modelo del talud infinito deja de ser aplicable. Con respecto a los otros métodos de análisis de taludes, el método del elemento finito posee la característica distintiva de no suponer a priori superficies de falla, permitiendo así determinar con facilidad el escenario más desfavorable de estabilidad. Este aspecto tiene mayor relevancia cuando el talud está formado por materiales heterogéneos. Si dentro del talud las resistencias al corte cambian de una zona a otra, las superficies de falla potenciales resultan irregulares y de distintos tamaños, lo cual dificulta la búsqueda de la superficie más crítica. De igual manera, al prevalecer variaciones de permeabilidades entre capas o zonas de suelo, aunque sea en pequeñas proporciones, el patrón del flujo de agua se modifica y, en algunos casos, significativamente; ello impacta en la disminución de factores de seguridad. Por lo anterior, resulta necesario

analizar el flujo de agua y del potencial de falla en taludes no homogéneos mediante el uso de elementos finitos. Con el afán de incluir fuerzas de filtración en los análisis de estabilidad de taludes se suele tomar en cuenta, únicamente, el nivel de agua freática. Dicha práctica no es recomendable, ya que para el mismo nivel de agua freática, los campos de flujo de agua difieren y, por lo tanto, las fuerzas de filtración también.

### Agradecimientos

Los autores expresan su gratitud a los tres revisores del artículo, cuyos comentarios han mejorado sustancialmente los contenidos y presentación del trabajo.

Recibido: 27/01/07

Aprobado: 15/12/09

### Referencias

- ABRAMSON, L.W., LEE, T.S., SHARMA, S. and BOYCE, G.M. *Slope stability and stabilization methods*. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1996.
- BIOT, M.A. General theory of three-dimensional consolidation. *J. Appl. Phys.* Vol. 12, 1941, pp. 155-164.
- BORGA, M., DALLA, G.F., GREGORETTI, C. and MARCHI, L. Assessment of shallow landsliding by using a physical based model of hillslope stability. *Hydrological Processes*. Vol. 16, no. 14, 2002, pp. 2833-2851.
- BUDHU, M. and GOBIN, R. Instability of sandbars in Grand Canyon. *J. Hydraulic Eng. ASCE*. Vol. 1202, no. 8, 1994, pp. 919-933.
- BUDHU, M. and GOBIN, R. Slope instability from groundwater seepage. *J. Hydraulic Eng. ASCE*. Vol. 122, no. 7, 1996, pp. 415-417.
- CROSTA, G.B. and FRATTINI, P. Rainfall-induced landslides and debris flows. *Hydrological Processes*. Vol. 22, no. 4, 2008, pp. 473-477.
- GRIFFITHS, D.V. and KIDGER, D.J. Enhanced visualization of failure mechanisms by finite elements. *Computer & Structures*. Vol. 55, no. 2, 1995, pp. 265-268.
- GRIFFITHS, D.V. and LANE, P.A. Slope stability analysis by finite elements. *Geotechnique*. Vol. 49, no. 3, 1999, pp. 387-403.
- GRIFFITHS, D.V. and FENTON, G.A. Probabilistic slope stability analysis by finite elements. *J. Geotechnical and Geoenvironmental Eng. ASCE*. Vol. 130, no. 5, 2004, pp. 507-518.

- IVERSON, R.M. and REID, M. Gravity-driven groundwater flow and slope failure potential 1. Elastic effective-stress model. *Water Resources Research*. Vol. 28, no. 3, 1992, pp. 925-938.
- IVERSON, R.M. and MAJOR, J.J. Groundwater seepage vectors and the potential for hillslope failure and debris flow mobilization. *Water Resources Research*. Vol. 22, no. 11, 1986, pp. 1543-1548.
- IVERSON, R.M. Discussion on slope instability from ground-water seepage. *J. Hydraulic Eng.* ASCE. Vol. 123, no. 10, 1997, pp. 929-930.
- LANE, P.A. and GRIFFITHS, D.V. Assessment of stability of slopes under drawdown conditions. *J. Geotechnical and Geoenvironmental Eng.* ASCE. Vol. 126, no. 5, 2000, pp. 443-450.
- MATSUI, T. and SAN, K.C. Finite element slope stability analysis by shear strength reduction technique. *Soils and Foundations*. Vol. 32, no. 1, 1992, pp. 59-70.
- REID, M. E., 1997. Slope instability caused by small variations in hydraulic conductivity, *J. Geotechnical Eng.* ASCE. Vol. 123, no. 8, 1997, pp. 717-725.
- REID, M. and IVERSON, R.M. Gravity-driven groundwater flow and slope failure potential 2. Effects of slope morphology, material properties, and hydraulic heterogeneity. *Water Resources Research*. Vol. 28, no. 3, 1992, pp. 939-950.
- RHEE, C. VAN and BEZUIJEN, A. Influence of seepage on stability of sandy slope. *J. Geotechnical Eng.* ASCE. Vol. 118, no. 8, 1992, pp. 1236-1240.
- SKEMPTON, A.W. The pore-pressure coefficients A and B. *Geotechnique*. Vol. 4, 1954, pp. 143-147.
- TALEBI, A., TROCH, P.A. and UIJLENHOET, R. A steady-state analytical slope stability model for complex hillslopes. *Hydrological Processes*. Vol. 22, no. 4, 2008, pp. 546-553.
- UGAI, E. and LESHCHINSKY, D. Three-dimensional limit equilibrium and finite element analyses: a comparison of results. *Soils and Foundations*. Vol. 35, no. 4, 1995, pp. 1-7.
- YU, Y., XIE, L. and ZHANG, B. Stability of earth-rockfill dams: Influence of geometry on the three-dimensional effect. *Computers & Geotechnics*. Vol. 32, 2005, pp. 326-339.

## Abstract

LI, X., RENDÓN, L.E. & ESPINOZA, M.J. *Considering filtration forces in the stability analysis of granular slopes. Water Technology and Sciences, formerly Hydraulic engineering in Mexico (in Spanish). Vol. I, no. 3, July-September, 2010, pp. 89-107.*

*A poroelastoplastic model is used to determine collapse conditions of saturated cohesionless slopes which are subjected to a steady-state seepage field. The original coupled formulation for pore-pressure and displacement of solid skeleton is decoupled into two separate problems. The water flow of the slope is described by Laplace's equation and the stress-displacement condition is treated by the static effective-stress equilibrium equation along with an elastic-perfectly plastic constitutive relation. The seepage force field is firstly determined and the viscoplastic algorithm is then applied to calculate slope safety factors. Seepage forces in slopes are spatially variable, in contrast to the uniform seepage force distribution, assumed in the analytical solution of infinite slopes. The safety factors computed for uniform flows and infinite slopes may be close to those determined for spatially variable flow fields and two-dimensional slopes only for certain combinations of material parameters and slope geometries; under other conditions, the infinite slope solution provides significant overestimation regarding factors of safety. Non-homogeneous slopes are finally analyzed in which small variations in permeability are considered in different layers. It is demonstrated that commonly used stability analyses are far from adequate if the seepage field is taken into account only through groundwater table elevation.*

**Keywords:** slope, soil, stability, seepage, water, elastoplasticity.

## Dirección institucional de los autores

Dr. Xiangyue Li-Liu

Dr. Luis Emilio Rendón-Díaz-Mirón

Dr. María Josefina Espinoza-Ayala

Instituto Mexicano de Tecnología del Agua  
Paseo Cuauhnáhuac 8532, colonia Progreso  
62550 Jiutepec, Morelos, México  
teléfono: +52 (777) 3293 600  
xli@tlaloc.imta.mx  
lerendon@tlaloc.imta.mx  
jespinoz@tlaloc.imta.mx