

Failure potential index for slopes conditioned by landforms

Sebastián Camacho-Orozco & Alfonso Mariano Ramos-Cañón

Facultad de Ingeniería, Pontificia Universidad Javeriana, Bogotá, Colombia. Sebastian.camacho@javeriana.edu.co, a-ramos@javeriana.edu.co

Received: October 19th, 2015. Received in revised form: April 8th, 2016. Accepted: May 13th, 2016.

Abstract

The paper contributes to the understanding of the effect of three-dimensional landforms in the slope stability through to the analysis of nine models, which result from the combination of three different landforms in plan and profile view (straight, convex and concave). The analysis is based on the calculation of a failure potential index which represent a unified way a stability value for each model. The procedure was performed by mean of finite element numerical simulations with a Mohr-Coulomb elastoplastic model applied to each geometry in homogeneous soils. We take into account permanent flow and partial saturation above of the flow surface within the slope. Finally, it is quantified the failure susceptibility of the nine models by mean of the assignation of a failure potential index. With this assignation, it is possible to establish an order of priority of the susceptibility of the slopes in function of geomorphology of each model.

Keywords: Geomorphology, finite element method, slopes stability, elastoplasticity, susceptibility, Failure potential index, flow lines.

Indicador potencial de falla para taludes condicionados por las geoformas

Resumen

El trabajo contribuye al entendimiento del efecto de la geoforma en la estabilidad de taludes en un análisis tridimensional por medio de nueve modelos conformados por la combinación en planta y perfil de la forma recta, convexa y cóncava. El análisis se basa en el cálculo de indicadores potenciales de falla que representan de manera unificada un valor de estabilidad en cada modelo. El procedimiento se realizó a través de simulaciones numéricas en elementos finitos con un modelo elastoplástico tipo Mohr-Coulomb para suelos homogéneos. Se tuvo en cuenta condiciones de flujo permanente y parcial saturación arriba de la superficie de flujo superior en el interior del talud. Finalmente se cuantifica la susceptibilidad a la falla de diferentes geometrías de taludes por medio de la asignación del indicador de estabilidad con lo que se establece un orden de susceptibilidad a la falla de los modelos analizados en función de las características geomorfológicas. El indicador logra cuantificar de una manera unificada la influencia de la trayectoria del flujo en el estado de esfuerzos localizando zonas inestables e identificando los modelos más susceptibles a la falla.

Palabras clave: Geomorfología, elementos finitos, estabilidad de taludes, elastoplasticidad, susceptibilidad, líneas de flujo.

1. Introducción

Las trayectorias de flujo sub superficial en taludes están condicionados por la forma del terreno que a su vez es un reflejo del origen, evolución y composición de los materiales constituyentes. Adicionalmente son factores que predominan en el estudio y evaluación de procesos de remoción en masa [1-6].

[3,4,7] han desarrollado estudios en el análisis cuantitativo de la interacción entre la topografía y la respuesta hidrológica en taludes por medio de metodologías numéricas donde han evaluado la incidencia del factor geomorfológico en la magnitud y dirección de las líneas de flujo. La misma problemática se ha

analizado por [2] en términos de estabilidad, donde se cuestiona la variabilidad del estado de esfuerzos efectivos en modelos bidimensionales. [2] evalúan la estabilidad de cuatro modelos geométricos en dos dimensiones implementando el criterio de falla de Mohr Coulomb para calcular un indicador potencial de falla en el que se relaciona el esfuerzo cortante máximo (τ_{max}) y el esfuerzo efectivo medio (σ'_m) con lo que logra representar las zonas inestables a lo largo del cuerpo del talud.

En un análisis tridimensional de la problemática planteada, [8] han estudiado el comportamiento divergente y convergente del flujo sub superficial, localizando zonas de cargas y descargas a través de ecuaciones diferenciales que están en

función de parámetros establecidos para conformar la geometría del talud. A diferencia de un análisis bidimensional el cual esconde aspectos relevantes en el gradiente y magnitud del flujo, la combinación de la forma del terreno en planta y perfil produce dos importantes efectos en la trayectoria del flujo: por un lado, el efecto de la forma en perfil genera una aceleración y desaceleración del flujo produciendo una variabilidad en la magnitud en diferentes puntos del talud. Por otro lado, el efecto de la forma en planta controla el comportamiento convergente y divergente del flujo [9].

Se observan trabajos que se enfocan principalmente en el estudio de procesos geomorfológicos e hidrológicos por medio de análisis cualitativos [10-13]. En términos cuantitativos, los estudios con modelación tridimensional se han desarrollado a través de análisis de la respuesta hidrológica y la trayectoria de las líneas de flujo [14,3,4] sin hacer referencia directa a la incidencia en la potencialidad a la falla. En contraste, se ha evaluado la estabilidad por medio de un indicador potencial de falla propuesto por [2] con modelos bidimensionales, por lo que poseen deficiencias intrínsecas dado su carácter plano.

En este punto es importante mencionar, que a pesar de los trabajos desarrollados, se desconoce de un estudio en el que se cuantifique la estabilidad del talud por causa de la influencia de la forma del terreno y la trayectoria de las líneas de flujo en un análisis numérico tridimensional con elementos finitos.

El presente trabajo desarrolla un procedimiento y propone un único indicador potencial de falla para 9 modelos de taludes tridimensionales los cuales es producto de la combinación en planta y perfil de tres geoformas (recto, convexo, cóncavo) tomando como herramienta de solución el método de elementos finitos con un modelo constitutivo del tipo elastoplástico con flujo permanente en la zona saturada y parcial saturación arriba de la superficie superior de flujo. El indicador logra cuantificar de una manera unificada la influencia de la trayectoria del flujo en el estado de esfuerzos localizando zonas inestables e identificando los modelos más susceptibles a la falla.

2. Simulación numérica en elementos finitos

2.1. Morfología

Los nueve modelos de taludes mostrados en la Fig. 1 representan de una forma general la morfología de terrenos montañosos producto de procesos hidrológicos y geomorfológicos.

Cada geometría del talud se parametrizó en función de la altura del talud, tal como se muestra en la Fig. 2. Los factores de parametrización y las características geométricas se muestran en la Tabla 1.

Las distancias F_c y F_p de la Fig. 2 se determinaron por medio de un análisis de sensibilidad mostrado en la Fig. 3. El parámetro z es la distancia de la corona del talud, β es el ángulo de inclinación del talud y el parámetro a es la distancia que forma la concavidad en la parte superior del talud.

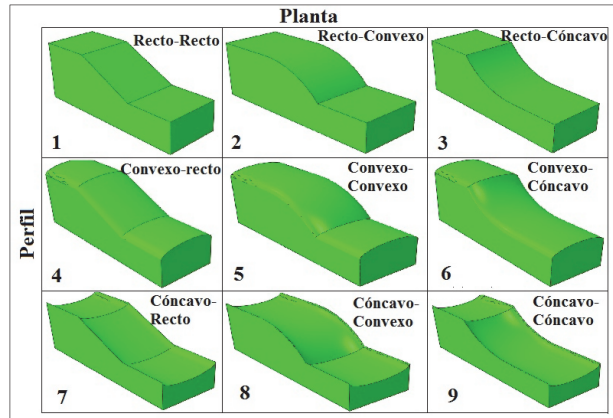


Figura 1. Vista en planta y perfil de los nueve modelos tridimensionales de taludes.

Fuente: Los autores

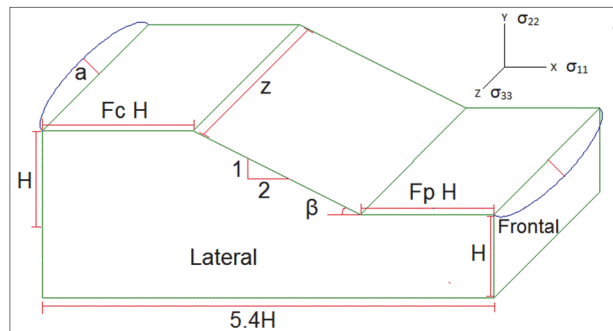


Figura 2. Parametrización geométrica de los 9 modelos

Fuente: Los autores

Tabla 1. Dimensiones definidas en el presente estudio

H (m)	a (m)	z (m)	β°	F_c	F_p
25	6.75	45	26.56	1.8	1.6

Fuente: Los autores

Se estudia la distancia en la que el efecto que genera la restricción de los desplazamientos en los nodos (dirección x) en la distribución de esfuerzos es insignificante. Se cuidó que las condiciones de contorno de los desplazamientos en los límites del modelo no afectaran los resultados en términos de esfuerzos de corte tanto en la corona como en la pata del talud. La Fig. 3a y 3b muestran a variación de los esfuerzos de corte (τ_{12}) en una sección en la corona y en la pata del talud, respectivamente en función de la altura H del talud (Fig. 2). La altura H del talud se fijó en 25 metros.

Se observa que para distancias cercanas a la pata y a la corona del talud (de 15 a 40 metros) se presenta una variación significativa en los esfuerzos de corte (τ_{12}) con la profundidad. Para valores superiores a $F_c=1.8$ (45 metros) de la frontera izquierda a la corona de los taludes no se observa cambio representativo de los esfuerzos de corte (τ_{12}) (Fig. 3a). Comportamiento similar se presenta para la pata del talud con distancias mayores a la frontera derecha de $F_p=1.6$ (40 metros) (Fig. 3a y 3b).

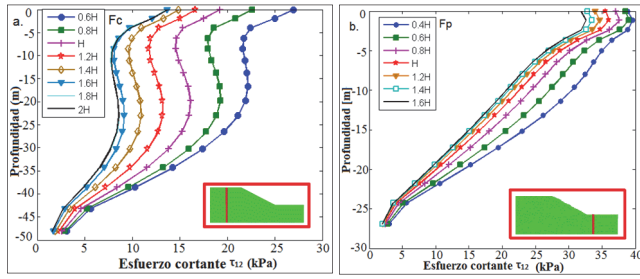


Figura 3. a. Variación de los esfuerzos de corte en la sección de análisis. a. Para diferentes distancias (Fc) de la frontera izquierda del modelo en la corona del talud. b. Para diferentes distancias de la frontera derecha del modelo en la pata del talud (Fp). Fuente: Los autores

2.2. Modelo constitutivo

En la relación de esfuerzos y deformaciones se utilizó el modelo constitutivo elastoplástico tipo Mohr Coulomb implementado en el software ABAQUS. El modelo constitutivo contiene los siguientes componentes que caracterizan el comportamiento elastoplástico.

- Función de fluencia: es gobernada por la ecuación (1) y se define por el estado y parámetros del material a través de invariantes de esfuerzos.

$$F = Rmc \cdot q - p \cdot \tan\phi - c \tag{1}$$

Donde F es la función de fluencia, Rmc (ecuación 2) es una medida de la forma de la superficie de fluencia en función del ángulo de fricción (ϕ) y el ángulo de Lode (θ), (p) es la primera invariante de esfuerzos, (q) es la segunda invariante de esfuerzos y (c) es la cohesión del material.

$$Rmc = \frac{1}{\sqrt{3 \cdot \cos\phi}} \cdot \sin\left(\theta + \frac{\pi}{3}\right) + \frac{1}{3} \cos\left(\theta + \frac{\pi}{3}\right) \cdot \tan\phi \tag{2}$$

- Ley de flujo plástico: establece la magnitud y dirección de las deformaciones plásticas por medio de una regla de flujo no asociada (ecuación 3).

$$G = \sqrt{(E \cdot c \cdot \tan\psi)^2 + (Rmw \cdot q)} - p \cdot \tan\psi \tag{3}$$

En la ecuación 3, (G) es el potencial plástico y (E) es la excentricidad meridional que controla la forma de la función (G) en el plano meridional. El plano meridional representa un corte de la superficie del potencial plástico, donde la dirección de las deformaciones plásticas están perpendicular a la superficie de potencial plástico [15]. (ψ) es el ángulo de dilatación y (Rmw) es la función elíptica propuesta por [16] (ecuación 4) que suaviza las esquinas en la superficie del potencial plástico en el espacio principal de esfuerzos. El parámetro (e) está en función del ángulo de fricción (ϕ) (ecuación 5).

$$Rmw = \frac{4 \cdot (1 - e^2) \cdot (\cos[\theta])^2 + (2e - 1)^2}{2 \cdot (1 - e^2) \cdot \cos\theta + (2e - 1) \cdot \sqrt{4 \cdot (1 - e^2) \cdot (\cos[\theta])^2 + 5e^2 - 4e}} \tag{4}$$

$$e = \frac{3 - \sin\phi}{3 + \sin\phi} \tag{5}$$

- Ley de endurecimiento: El comportamiento de endurecimiento o ablandamiento por deformación del material depende de una cohesión equivalente para cada nivel de deformaciones plásticas. La evolución de la superficie de fluencia dada por el endurecimiento es del tipo isotrópico y es controlado directamente por el usuario ingresando la cohesión equivalente para las deformaciones plásticas en el proceso de carga.

Los parámetros del modelo constitutivo elastoplástico se definieron con base en valores típicos de arenas limosas propuestos por [17] (Tabla 2).

En la simulación del flujo en el medio poroso se representó una fase saturada y una parcialmente saturada. En la zona saturada se simuló un flujo estacionario gobernado bajo la ley de Darcy definiendo dos alturas piezométricas. En la Fig. 4 se observa las condiciones de frontera definidas en la simulación del flujo.

Las condiciones iniciales y parámetros del modelo de succión son el contenido de humedad (ω), la relación de vacíos (e), el grado de saturación inicial (Sr), el coeficiente de permeabilidad (K) y las alturas piezométricas (Za y Zb). En la Tabla 3 se muestran los valores seleccionados para el análisis.

Para establecer la condición de la zona parcialmente saturada se conformó la curva de retención de humedad basados en la ecuación analítica de [18] (ecuación 6) que relaciona el grado de saturación y el esfuerzo de succión en el medio poroso. Los parámetros del modelo de saturación – succión fueron tomados del trabajo de [19] (Tabla 4).

Tabla 2. Valores típicos de parámetros para el modelo elastoplástico de Mohr Coulomb para arenas limosas

Parámetros del modelo elastoplástico		
Ángulo de fricción (ϕ) ^o	Ángulo de dilatación (ψ) ^o	Cohesión (kPa)
34	5	25
Peso unitario (kN/m ³)	Módulo de elasticidad (kPa)	Relación de poisson
19	18000	0.33

Fuente: Los autores

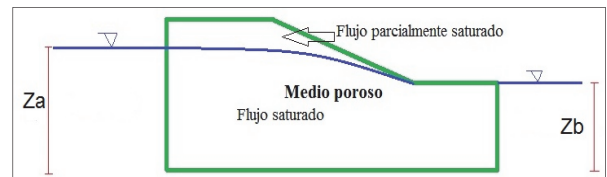


Figura 4. Condiciones de frontera del flujo en un medio poroso. Altura piezométrica costado izquierdo (m.c.a) (Za) – altura piezométrica costado derecho (m.c.a) (Zb).

Fuente: Los autores

Tabla 3.

Parámetros seleccionados del modelo succión humedad

Parámetros del modelo succión humedad					
ω (%)	e	Sr (%)	k (m/s)	Za (m.c.a)	Zb (m.c.a)
20	0.85	62.8	0.0001	35	25

Fuente: Los autores

Tabla 4.

Parámetros típicos de una arena limosa para la ecuación de van Genuchten [19]

ρ (m-1)	m	n
3.1	1.27	0.213

Fuente: Los autores

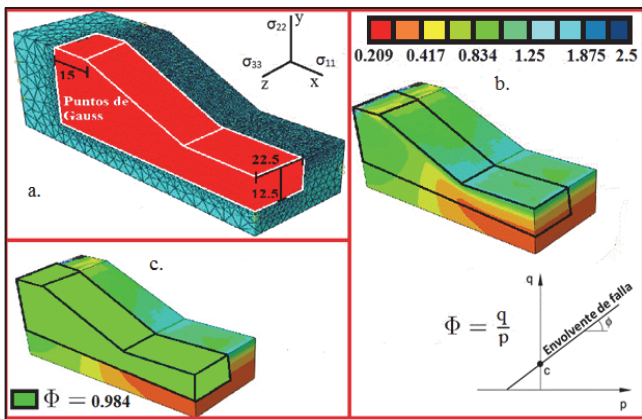


Figura 5. Metodología para el cálculo de indicadores potenciales de falla (Φ). (a): Selección de la zona de análisis. (b): Cálculo de los indicadores potencial de falla en la zona de análisis. (c): Cálculo del indicador potencial de falla.

Fuente: Los autores

$$Sr = \left[\frac{1}{1 + (\rho\psi)^n} \right]^m \quad (6)$$

Donde (Sr) es el grado de saturación, ρ, m, n son parámetros dependientes de la gradación y clasificación textural del suelo y (ψ) es el esfuerzo de succión (kPa).

3. Indicadores potenciales de falla (Φ)

El procedimiento propuesto para calcular el indicador potencial de falla en cada uno de los modelos tiene los siguientes procesos (Fig. 5).

- Selección de la zona de análisis.
- Cálculo de los indicadores potenciales de falla en la zona de análisis.
- Cálculo del indicador representativo de falla.

3.1. Zona de análisis

La zona de análisis de los modelos de taludes representa los lugares de mayor concentración de esfuerzos y líneas de flujo. Hay zonas del modelo donde no se consideraron los indicadores en el análisis cuantitativo debido a su baja tendencia (Fig. 5a).

Se inicia el procedimiento con la selección de nodos del enmallado en la zona de refinamiento en lugares de interés donde se espera la mayor concentración de esfuerzos y flujo. La zona seleccionada abarca todos los nodos del modelo tridimensional (Fig. 5a).

Los límites de la zona de interés se definieron a través de observaciones en los contornos de los indicadores potenciales de falla (Φ). Se inicia a una distancia de 15 metros en la corona del talud en dirección x como se observa en la Fig. 5. Los valores localizados por fuera de la distancia seleccionada no son representativos. En dirección z se definió en la mitad del modelo debido a la simetría de la geometría del talud.

En la Fig. 6 se observa la relación entre la profundidad en la pata del talud y el indicador potencial de falla (Φ). Se seleccionó una profundidad en dirección y de 12.5 metros. Las profundidades mayores a 12.5 metros no presentan cambios significativos en el indicador potencial de falla, generando una baja tendencia debido al aumento del esfuerzo de confinamiento.

3.2. Cálculo de los indicadores potenciales de falla en la zona de análisis

La estabilidad de los 9 modelos de taludes se cuantificó por medio del indicador potencial de falla (Φ). El indicador propuesto en el presente trabajo es una modificación del desarrollado por [2]. El indicador propuesto por [2] está en términos del máximo esfuerzo cortante (τ_{max}) y el esfuerzo medio (σ'_m) de los esfuerzos principales, en tanto que el propuesto está en función de las invariantes de esfuerzo por lo que está en capacidad de tener en cuenta estados de esfuerzos generales en condiciones multiaxiales. El indicador tiene la potencialidad de tener en cuenta en términos de invariantes esfuerzos, que la propensión a la falla de un talud utilizando un modelo constitutivo con envolvente de falla del tipo Mohr Coulomb, es proporcional al cortante máximo o la segunda invariante de esfuerzos (q), e inversamente proporcional al esfuerzo de confinamiento o primera invariante de esfuerzos (p). Es decir, cuando la primera invariante de esfuerzos de

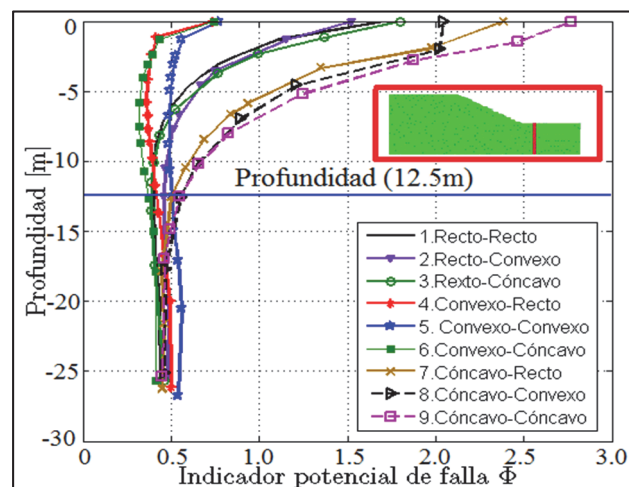


Figura 6. Selección de la profundidad adecuada de la sección de análisis. Fuente: Los autores

los puntos de Gauss es baja, indica que la contribución del esfuerzo de confinamiento para desarrollar mayor resistencia al corte es baja. Por otro lado, si se están desarrollando esfuerzos de corte muy altos, quiere decir que el estado de esfuerzos estará muy cerca a la envolvente de falla del material (Fig. 5b).

Las dos invariantes de esfuerzos (p,q) tiene en cuenta los seis componentes del tensor de esfuerzos, a diferencia del indicador presentado por [2] que lo desarrollan en un análisis de deformación plana donde no se considera la influencia del esfuerzo intermedio del tensor de esfuerzos.

$$\Phi = \frac{q}{p} \tag{7}$$

La primera invariante de esfuerzos (p) está en función de los tres componentes principales del tensor de esfuerzos ($\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}$) (ecuación 8), y la segunda invariante (q) está en función del esfuerzo desviador (s_{ij}) (ecuaciones 9 y 10). El esfuerzo desviador es igual al tensor de esfuerzos (σ_{ij}) menos la primera invariante de esfuerzos (p).

$$p = -\frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \tag{8}$$

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}(s_{ij}:s_{ij})} \tag{9}$$

$$\begin{bmatrix} s_{11} & s_{21} & s_{31} \\ s_{12} & s_{22} & s_{32} \\ s_{13} & s_{23} & s_{33} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{21} & \sigma_{31} \\ \sigma_{12} & \sigma_{22} & \sigma_{32} \\ \sigma_{13} & \sigma_{23} & \sigma_{33} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} p & 0 & 0 \\ 0 & p & 0 \\ 0 & 0 & p \end{bmatrix} \tag{10}$$

3.3. Cálculo del indicador representativo de falla

Una vez definida la zona de análisis y después de haber calculado los indicadores potenciales de falla (Φ) en cada punto de Gauss del enmallado, se procede a interpretar los resultados calculando medidas de tendencia central y dispersión de los datos. De esta forma se analizan los modelos más susceptibles frente algún proceso de remoción en masa y se establece un valor que represente de una manera unificada la estabilidad de cada modelo.

El procedimiento del cálculo de los indicadores potenciales de falla permite que los resultados obtenidos sean considerados como una iniciativa en el entendimiento del factor geomorfológico enfocado al estudio de grados susceptibilidad frente a procesos de remoción en masa.

4. Medidas de tendencia central y dispersión de los indicadores potencial de falla (Φ)

La interpretación de los resultados obtenidos se realizó a través de medidas descriptivas del conjunto de datos de la zona seleccionada empleando el procedimiento propuesto. Se calcularon medidas de tendencia central (media, mediana, moda) y dispersión de los datos (desviación estándar, coeficiente de variación y cuartiles), de esta manera se cuantifica la incidencia de la geoforma y la trayectoria del flujo en los nueve modelos de taludes.

La influencia de la trayectoria del flujo fue analizada mediante comparaciones entre modelaciones sin presencia de nivel freático (esfuerzos totales) y con flujo en términos de esfuerzos efectivos. Los análisis en términos de esfuerzos totales y efectivos fueron representados por diagramas de cajas que definen rangos intercuartiles (Fig. 7) (Fig. 8).

En un análisis en términos de esfuerzos totales existe una leve variación entre los modelos donde tienden a rangos intercuartiles muy similares. A diferencia del análisis en términos de esfuerzos efectivos donde prevalece la existencia del nivel freático, afectando la estabilidad del talud. La convergencia de las líneas de flujo en modelos con concavidad vista en planta (modelos 7, 8 y 9) se ve reflejada en la distribución del tamaño y localización de los diagramas de cajas (Figs. 7 y 8). El tamaño y la localización de los diagramas de cajas que representa cada modelo permiten definir las geoformas más susceptibles a la falla, donde son identificadas por los diagramas de cajas más largos y localizados a una mayor altura de la gráfica (Figs. 7 y 8).

En modelos con presencia de nivel freático se observa que el 75% de la distribución de los datos se concentran con indicadores menores a 1.6 y 1.9 (Fig. 7), en cambio, en modelos secos el 75 % se concentran aproximadamente con indicadores menores de 1.5 (Fig. 7b).

El comportamiento convergente y divergente de las líneas de flujo es reflejado en las medidas de tendencia central y dispersión de la distribución de los indicadores potenciales de falla. La divergencia de las líneas de flujo en geoformas convexas vista en planta (modelos 4, 5 y 6) tiende a generar bajos indicadores potenciales de falla, tanto en medidas de tendencia central (media, mediana, y moda) como de dispersión (cuartiles). Por otro lado, las altas concentraciones de líneas de flujo debido a la geoforma cóncava (7, 8,9) generan un aumento en el indicador por causa al incremento de la presión de poros logrando disminuir el esfuerzo de confinamiento hasta el punto de presentar esfuerzos a tensión en cada punto del material. En la Fig. 9 en los modelos 1, 2, 3, 7, 8, 9 se observa las zonas a tensión representadas por indicadores negativos.

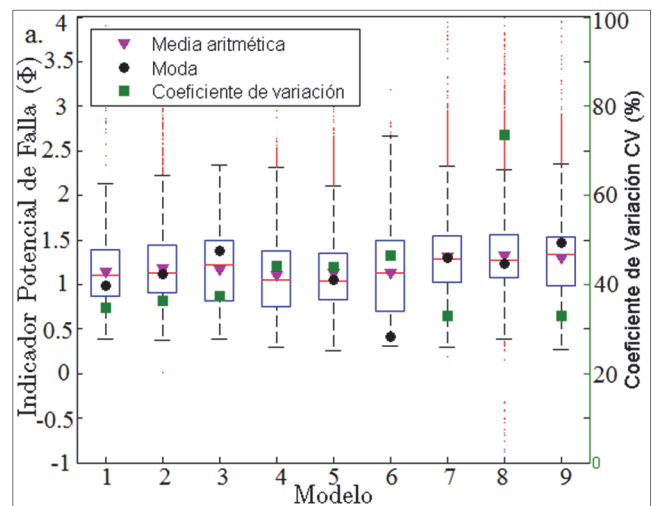


Figura 7. Diagramas de cajas de la estabilidad de cada geoforma en términos de esfuerzos totales
Fuente: Los autores

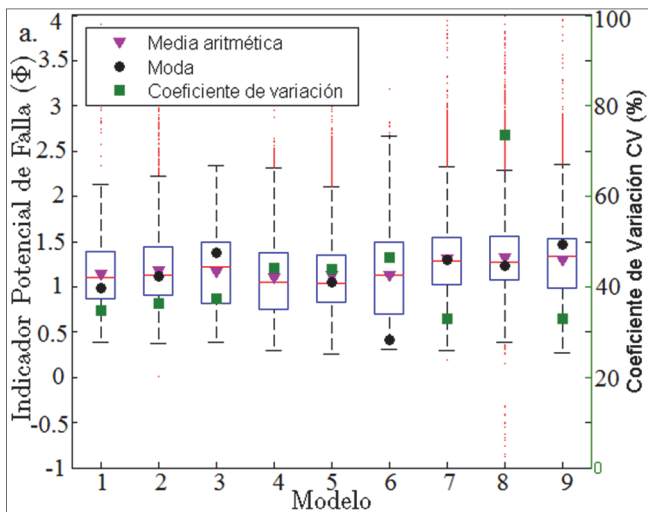


Figura 8. Diagramas de cajas de la estabilidad de cada geoforma en términos de esfuerzos efectivos.
Fuente: Los autores

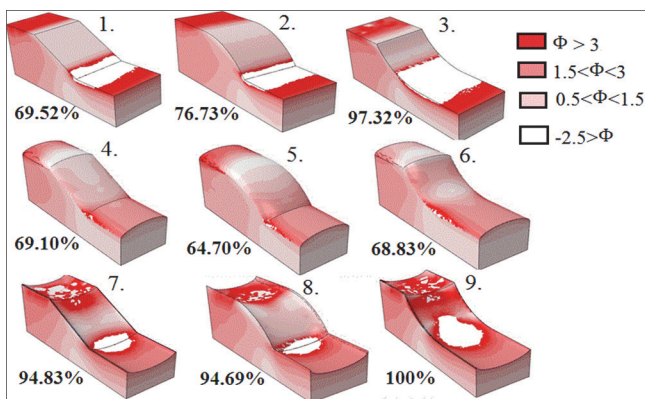


Figura 9. Contornos en elementos finitos de los indicadores potenciales de falla en cada modelo
Fuente: Los autores

La dispersión de los datos también es controlada por la trayectoria del flujo. En trayectorias uniformes y convergentes se presenta un alto coeficiente de variación de los datos. Este comportamiento se manifiesta debido a que existen zonas susceptibles a deslizarse localizadas en la pata y corona del talud donde se concentra el flujo (Fig. 9.1, 9.2, 9.3) y zonas con indicadores relativamente bajos localizadas a profundidades mayores a cinco metros aproximadamente (Fig. 9.1, 9.2, 9.3). El alto grado de dispersión de los datos coincide con la diferencia entre los máximos y mínimos indicadores, este comportamiento se presenta en geoformas rectas y cóncavas en planta (modelos 1, 2 y 3) (modelos 7, 8 y 9). Lo contrario ocurre en geoformas convexas en planta (modelos 4, 5 y 6) obteniendo coeficientes de variación menores al 50 % de la distribución de los datos. Aunque presentan zonas susceptibles a la falla debido a la alta concentración de esfuerzos cortantes en la pata del talud propagándose en la corona. (Fig. 8).

Por medio de las medidas descriptivas de la distribución de los indicadores potenciales de falla (Φ), se seleccionó la moda como indicador representativo en la estabilidad de cada geoforma definiendo una relación entre el valor del modelo, sobre el máximo valor que representa el 100% de los nueve valores (Fig. 9). Se concluye que los modelos de formas cóncavas tanto en planta y perfil son considerados más susceptibles de presentar algún tipo de movimiento en comparación de los modelos con forma recta y convexa.

5. Discusión

Los trabajos enfocados con modelos bidimensionales concluyen que las geoformas convexas son consideradas las formas más susceptibles frente a procesos de remoción en masa de tipo rotacional o fallas progresivas debido a la concentración de esfuerzos cortantes en la pata del talud [10,20,2]. Cabe resaltar que los análisis bidimensionales esconden aspectos relevantes en el análisis del factor geomorfológico en la estabilidad de taludes, a diferencia de un análisis con un modelo tridimensional que tiene en cuenta todos los componentes del tensor de esfuerzos y el gradiente del flujo en las tres direcciones.

Los resultados obtenidos en el presente trabajo concluyen que las geoformas cóncavas y la combinación tanto en planta y perfil de las tres formas (modelos 3, 6, 7, 8, 9) presentan mayores zonas inestables como se observa en la Fig. 9. La concentración de líneas de flujo genera zonas saturadas en donde según [10-12] en sus análisis cualitativos concluyen que las geoformas con forma cóncava pueden ocasionar mecanismos de falla del tipo traslacional o flujos debido al alto grado de saturación en las zonas de concentración de flujo. En cambio, las geoformas convexas en planta presentan bajos indicadores causados por dos factores significativos en la estabilidad. Por un lado, la contribución de los esfuerzos de succión en las zonas parcialmente saturadas y el comportamiento divergente de las líneas de flujo ocasionando bajos grados de saturación del material.

Una de las formas de evaluación de la amenaza por deslizamientos es del tipo semicuantitativo. En esa aproximación, se ponderan los factores que contribuyen, detonan y condicionan la estabilidad de los taludes a través de pesos o valores de estabilidad que usualmente son asignados con base en la experticia de los profesionales que la proponen. El estudio de amenaza por deslizamiento realizado en la ciudad de Bogotá implementó dicho modelo bajo una combinación lineal de factores geotécnicos, geológicos, geomorfológicos, hidrológicos, sísmicos y antrópicos. La suma ponderada de los factores anteriormente mencionados es el grado de susceptibilidad del terreno frente a procesos de remoción en masa. En términos geomorfológicos, el estudio de amenaza evaluó el parámetro relieve teniendo en cuenta la inclinación y forma del terreno en un análisis bidimensional. La suma de los dos factores logra evaluar de una forma cuantitativa la susceptibilidad del terreno, obteniendo valores de estabilidad de 9 puntos para geoformas convexas, 12 para rectas y 14 para cóncavas. El resultado de la ponderación de cada parámetro evaluado,

incluyendo el factor geomorfológico (relieve), es un primer acercamiento cuantitativo para lograr identificar zonas de amenaza por deslizamientos.

Los resultados del presente trabajo muestran una forma alternativa y objetiva de obtener factores de ponderación de las diferentes geoformas a través del cálculo de indicadores potenciales de falla (Fig. 9). Los pesos asignados en el estudio de amenaza por deslizamiento en Bogotá [20] son concordantes con los resultados obtenidos en el presente trabajo cuando se consideran los modelos cóncavos con una mayor susceptibilidad en el parámetro de relieve debido a sus condiciones hidrológicas y geomorfológicas [20].

Dado que los materiales usados para las simulaciones presentadas en el presente trabajo son característicos de taludes homogéneos, la aplicación de los resultados está limitada en ambientes de formación donde no se presenten diferencias fuertes en las características geomecánicas de los horizontes. Por lo anterior, su aplicabilidad a suelos residuales es limitada. Trabajo futuro está enmarcado en la influencia de las condiciones pluviométricas sobre la estabilidad de taludes con diferentes geoformas [21].

6. Conclusiones

- Las geoformas cóncavas en planta y perfil (modelo 9) son aproximadamente 1.5 veces más susceptibles que las geoformas rectas y convexas (modelo 5).
- La convergencia de la trayectoria del flujo en geoformas cóncavas crea zonas saturadas que pueden generar mecanismos de falla del tipo traslacional, flujos o mecanismos complejos detonados por deslizamientos antecedentes.
- La geoforma convexa presenta altos indicadores potenciales de falla en la pata del talud y en las zonas de curvatura debido a la alta concentración esfuerzos cortantes. Esta geoforma podría presentar mecanismos de falla rotacionales del tipo progresivo, propagándose desde la pata del talud hasta la corona.
- El cálculo del indicador potencial de falla que representa de una manera unificada la estabilidad de las 9 geoformas, contribuye en una nueva asignación de valores de estabilidad basada en una metodología objetiva para realizar estudios de grados susceptibilidad en procesos de remoción en masa enfocados en el factor geomorfológico.

Referencias

- [1] Ruiz, A. y Calderon, Y., Proyecto compilación y levantamiento de la información geomecánica. Zonificación geomecánica de la Sabana de Bogotá. Hidrología y clima de la Sabana, 4, 2004.
- [2] Reid, M.E. y Iverson, R.M., Gravity-driven ground water flow and slope failure potential: 2. Effects of slope morphology, material properties, and hydraulic heterogeneity. Water Resources Research, 28(3), pp. 939-950, 1992. DOI: 10.1029/91WR02695
- [3] Forster, C. y Smith, L., Ground water flow systems in mountainous terrain: 2. Controlling factors. Water Resources Research, 24(7), pp. 1011-1023, 1988. DOI: 10.1029/WR024i007p01011, 10.1029/WR024i007p00999
- [4] Foster, C. y Smith, L., Ground water flow systems in mountainous terrain: 1. Numerical modelling technique. Water Resources Research,

- 24(7), pp. 999-1010, 1988. DOI: 10.1029/WR024i007p00999
- [5] Ramos, A., Andrade, J. y Lizcano, A., Modelling diffuse instabilities in sands under drained conditions. Geotechnique, 62(6), pp. 471-478, 2012. DOI: 10.1680/geot.10.P.109
- [6] Ramos, A., Andrade, J. y Lizcano, A., Numerical simulation of the instability line based on laws of physics. DYNA, 78(170), pp. 23-30, 2012.
- [7] Forster, C. y Smith, L., The influence of ground water flow on thermal regimes in mountainous terrain: a model study. J. Geophys. Res., 94(7), 9439-9451, 1989. DOI: 10.1029/JB094iB07p09439
- [8] Troch, P., Van Loon, E., y Hilberts, A. Analytical solutions to a hill slope-storage kinematic wave equation for sub surface flow. Advances in Water Resources, 25(6), pp. 637-649, 2002. DOI: 10.1016/S0309-1708(02)00017-9
- [9] Zevenbergen, L.W. y Thorne, C.R., Quantitative analysis of land surface topography. Earth surface processes and landforms, 12(1), pp. 47-56, 1987. DOI: 10.1002/esp.3290120107
- [10] Wsocki, D y Schoeneberger, A., Geomorphology of soil landscapes. Handbook of soil science, 2000.
- [11] Akerman, J., Fluvial aspects on slope processes and slope land-forms, Lond University, [Online], [date of reference September 20th of 2015], Available at: <http://www.nateko.lu.se/files/fluvial.pdf>, 2014.
- [12] Dunne, T., Hydrology, mechanics, and geomorphic implications of erosion by subsurface flow. Special Paper-Geological Society of America, (252), pp. 1-28, 1990.
- [13] Dietrich, W.E. y Perron, J.T., 2006. The search for a topographic signature of life. Nature, 439(7075), pp. 411-418, 2006. DOI: 10.1038/nature04452
- [14] Gleeson, T. y Manning, A.H., Regional groundwater flow in mountainous terrain: Three-dimensional simulations of topographic and hydrogeologic controls. Water Resources Research, 44(10), 2008. DOI: 10.1029/2008WR006848
- [15] Hibbit, K., Analysis of geotechnical problems with ABAQUS, [online] [date of reference January 30th of 2015], Available at: <http://people.seas.harvard.edu/~viesca/articles/ABAQUSGeotechnicalProblemsv5.pdf>, 1996.
- [16] Menetrey, P. and Willam, P., Triaxial failure criterion for concrete and its generalization, ACI Structural Journal, 92, 1995.
- [17] Bowles, L.E., Foundation analysis and design. Quinta ed., 1988.
- [18] Genuchten, V., A closed-form equation for predicting the hydraulic conductivity of unsaturated soils. Soil Science Society of America Journal, 44(5), pp. 892-898, 1980. DOI: 10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x
- [19] Yang, X. and You, X., Estimating parameters of van Genuchten model for soil water retention curve by intelligent algorithms. Appl. Math, 7(5), pp. 1977-1983, 2013. DOI: 10.12785/amis/070537
- [20] INGEOCIM. Zonificación por inestabilidad del terreno para diferentes localidades de la ciudad de Santafé de Bogotá D.C. Technical Report, FOPAE, 1998.
- [21] Ramos, A., Prada-Sarmiento L., Trujillo-Vela, M., Macías, J., Santos, A., Linear discriminant analysis to describe the relationship between rainfall and landslides in Bogotá, Colombia. Landslides. DOI: 10.1007/s10346-015-0593-2. DOI: 10.1007/s10346-015-0593-2

A.M. Ramos-Cañón, es profesor asociado de la Facultad de Ingeniería, Instituto Geofísico de la Pontificia Universidad Javeriana. Es líder del Grupo de Investigación Riesgo en Sistemas Naturales y Antrópicos. ORCID .0000-0003-2306-4333

S. Camacho-Orozco, es Ing. Civil de la Pontificia Universidad Javeriana. Miembro del Grupo de Investigación Riesgo en Sistemas Naturales y Antrópicos. Ingeniero auxiliar del departamento de Geotecnia y Obras Subterráneas de la empresa E.D.L S.A.S. Ingenieros Consultores. ORCID: 0000-0002-3493-0164