

Crterios de rotura no lineales para la estabilidad de taludes en macizos rocosos con deslizamiento plano

Nonlinear failure criteria for the stability of slopes in rock masses with planar sliding

Roberto Úcar Navarro^{1*}, Luis Arlegui Crespo², Norly Belandria Rodríguez¹ y Rosibeth Toro Mora²

¹ Escuela de Ingeniería Geológica, Universidad de Los Andes, Mérida, Venezuela.

robertoucar@gmail.com, norlyb@gmail.com

² Departamento de Ciencias de la Tierra, Universidad de Zaragoza, Zaragoza, España.

arlegui@unizar.es, 774048@unizar.es

*Autor de correspondencia

ABSTRACT

Studies on the strength of rock masses have revealed that the envelope of the Mohr circles forms a flat curve, with the position of the tangent changing based on the stress range. This research aims to investigate the stability of rock masses using two nonlinear failure criteria: Úcar's criterion and Hoek-Brown's criterion. The analysis focuses on comparing and evaluating results in rock slopes, specifically considering planar failure, where the potential failure surface is solely due to sliding. Taking into account these aspects, the safety factor has been minimized, thereby identifying the critical inclination of the potential sliding plane. This analysis considers various factors, such as overburden, upper slope inclination, seismic effects, and interstitial pressures.

Key-words: nonlinear failure criteria, slope stability, plane failure, rock mass.

RESUMEN

Estudios y pruebas sobre la resistencia en macizos rocosos demuestran que la envolvente a los círculos de Mohr es una curva plana cuya tangente cambia de posición en función del intervalo de esfuerzos. En la presente investigación se estudia la estabilidad en macizos rocosos mediante los criterios de rotura no lineales de Úcar y de Hoek y Brown, y se analizan y comparan resultados en taludes de macizos rocosos considerando rotura plana cuya superficie potencial de rotura se genera únicamente por deslizamiento. En base a los aspectos señalados, se ha minimizado el factor de seguridad, y por ende la inclinación más crítica del plano potencial de deslizamiento, teniendo en cuenta la sobrecarga, la inclinación de la corona del talud, el efecto sísmico y las presiones intersticiales.

Palabras clave: Criterios no lineales, deslizamiento, rotura plana, macizo rocoso, estabilidad.

Geogaceta, 75 (2024), 99-102

<https://doi.org/10.55407/geogaceta100833>

ISSN (versión impresa): 0213-683X

ISSN (Internet): 2173-6545

Fecha de recepción: 7/07/2023

Fecha de revisión: 24/10/2023

Fecha de aceptación: 24/11/2023

Introducción

Como se sabe, al estudiar la estabilidad para el caso particular de la rotura plana, el bloque de roca se desliza sobre una superficie de fractura. Es la más simple de las formas de rotura, y se produce debido a la presencia de discontinuidades buzando en el mismo sentido que el talud.

Los cálculos obtenidos en este estudio consideran el bloque de roca como un cuerpo rígido, analizándose el sistema de fuerzas aplicando el concepto de equilibrio límite, conjuntamente con los criterios de rotura no lineales de Úcar y Hoek y Brown (Úcar, 2011, 2019, 2021; Hoek y Brown, 1980, 2019).

Por otro lado, en el análisis no se tiene en cuenta la grieta de tracción (Úcar et al, 2023) ni el efecto del vuelco, es decir, no hay momentos que generen rotación del bloque por cuanto se considera que todas las fuerzas pasan por el centro de gravedad de la masa potencial deslizante. En este sentido (Hoek y Bray, 1981) esti-

man que el error es pequeño al ignorar los momentos, sin embargo, juzgan conveniente que el análisis de estabilidad en taludes rocosos con fuertes pendientes y planos de discontinuidad con buzamiento elevados, se debe aplicar la condición de momentos.

De acuerdo con Ayala, (1987), la estabilidad se analiza simplificando el análisis mediante un campo de esfuerzos bidimensional y considerando una rebanada de ancho unitario delimitada por dos planos verticales perpendiculares al plano del talud.

El objetivo de este trabajo es determinar el plano potencial de deslizamiento para el caso particular de rotura plana en macizos rocosos y, por tanto, determinar el mínimo factor de seguridad.

Aspectos geométricos en la rotura plana

Consideremos una rebanada de anchura unitaria de un talud constituido

por un plano de inclinación β_t , junto con el plano de la corona de inclinación β_c y el perteneciente al pie del talud. Al intersectar los referidos planos por un plano vertical perpendicular a ellos, se obtienen los segmentos de rectas (Fig. 1), que a la vez se intersectan o cortan con una superficie de inclinación α_d que es el plano potencial de deslizamiento. En estas condiciones, es posible modelizar el caso bidimensional para la condición de rotura plana.

De acuerdo con la figura 1, la simbología utilizada en el desarrollo analítico bidimensional, junto con la geometría del talud es:

A (0,0) = origen de coordenadas en el pie del talud.

B (X_B , Y_B) = Punto ubicado en la parte superior de la cara del talud

$Y_B = H$ = Altura del talud

C (X_C , Y_C) = Punto de intersección entre el segmento de la recta del plano potencial de falla y la corona del talud.

D (X_D, Y_D), E (X_E, Y_E) = Puntos de intersección de la recta que define el nivel del agua con los segmentos de rectas al plano de falla y del talud respectivamente.

β_t = inclinación de la cara del talud

α_d = inclinación del plano de deslizamiento

β_c = inclinación de la coronación

q = Sobrecarga

U = Fuerza resultante de las presiones intersticiales actuando en el plano de falla.

H_w = Altura del nivel de agua (H_w = Y_D = Y_E)

BC = Distancia medida en el plano de la corona del talud donde actúa la sobrecarga q.

d = (X_C - X_B) = Distancia horizontal = BC · cos β_c

W_T = Peso de la masa de deslizamiento.

kh = Coeficiente sísmico horizontal

k_v = Coeficiente sísmico vertical

ε = Ángulo que forma la resultante R con la vertical

La determinación de las coordenadas de los puntos, B, C, D y E mostrados en la figura 1, se obtienen mediante manipulaciones algebraicas dando como resultado, las siguientes expresiones:

Coordenadas de B

Y_B = H

X_B = H / tan β_t

Coordenadas de C

X_C = b / (tan α_d - tan β_c)

Y_C = X_C · tan β_c + H (1 - (tan β_c / tan β_t))

Coordenadas de D

X_D = H_w / tan α_d

Y_D = H_w

Coordenadas de E

X_E = (H_w / tan β_t), Y_E

Metodología

A continuación, se describe el procedimiento del desarrollo analítico para determinar la superficie de deslizamiento plana y el mínimo coeficiente de seguridad, teniendo en cuenta el peso de la masa de deslizamiento W_T, las fuerzas sísmicas F_h y F_v, junto con la resultante U de las presiones intersticiales que actúan sobre el plano supuesto de rotura, la sobrecarga q y los parámetros que gobiernan la resistencia al corte en el plano de discontinuidad. Dichas fuerzas pueden expresarse (ecuaciones 1a, 1b) como sigue:

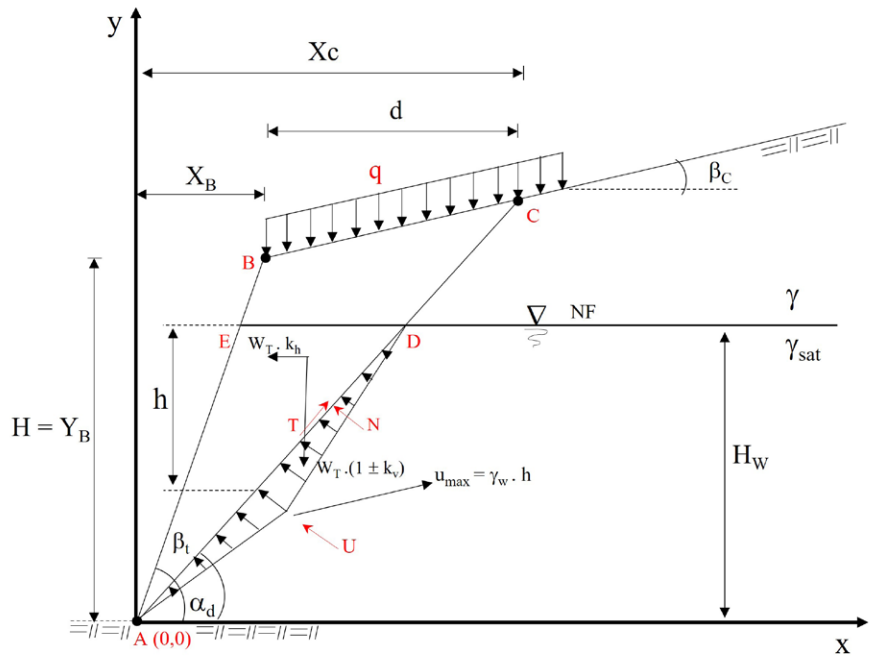


Fig. 1.- Geometría del talud mostrando el plano potencial de deslizamiento, la sobrecarga, las fuerzas sísmicas y la distribución de las presiones intersticiales.

Fig. 1.- Geometry of the slope showing the potential sliding plane, overburden, seismic forces, and distribution of interstitial pressures.

Fuerza sísmica horizontal:

$$F_h = m \cdot a_h = \frac{W_T}{g} \cdot a_h = W_T \cdot k_h \tag{1a}$$

- Fuerza sísmica vertical:

$$F_v = W_T \cdot k_v \tag{1b}$$

Donde: $k = \sqrt{k_h^2 + (1 + k_v^2)}$

En este punto, Willey y Mah, (2004) mencionan que la incorporación de la componente de la fuerza vertical debido al sismo no afecta el coeficiente de seguridad en más de un 10%. Además, consideran aceptable incluirlo cuando en el registro de las aceleraciones durante el movimiento del terreno la componente vertical y horizontal está exactamente en fase y tienen la misma frecuencia.

En función de las presiones intersticiales, que actúan sobre el plano de deslizamiento de área ACx1 (ancho unidad), el valor de la fuerza total U (ecuación 2) debida al agua para distribución triangular es:

$$U = \frac{H_w^2}{2} \gamma_w (\cot \alpha_d - \cot \beta_t) \sec \alpha_d \tag{2}$$

El peso de la masa potencial de deslizamiento W_T de ancho unidad (ecuación 3), se obtiene considerando el peso específico natural γ, el peso saturado γ_{sat} y la sobrecarga q.

$$W_T = \frac{\sin(\beta_t - \alpha_d)}{\sin \beta_t \cdot \sin \alpha_d} \cdot \left[\frac{\gamma_{sat}}{2} \cdot H_w^2 + \frac{\gamma}{2} \cdot (H^2 - H_w^2) + \frac{\gamma}{2} H^2 \left[\left(1 - \frac{\tan \beta_c}{\tan \beta_t} \right) \left(\frac{\tan \alpha_d}{\tan \alpha_d - \tan \beta_c} \right) \right] - 1 + \frac{q \cdot H}{\tan \beta_t} \left[\left(\frac{\tan \beta_t}{\tan \alpha_d - \tan \beta_c} \right) - 1 \right] \right] \tag{3}$$

Por otra parte (figura 1), aplicando las ecuaciones de equilibrio (ecuaciones 4a, 4b), la sumatoria de fuerzas normales y tangenciales son:

$$N = W_T \cdot k \cdot \cos(\alpha_d + \varepsilon) - U \tag{4a}$$

$$T = W_T \cdot k \cdot \sin(\alpha_d + \varepsilon) \tag{4b}$$

Al dividir la ecuación 4b entre AC, se obtiene el esfuerzo cortante actuante promedio, que en forma adimensional al dividir entre σ_c, toma la forma de la ecuación 5:

$$\tau_a = \left(\frac{1}{\sigma_c} \right) \cdot \left(\frac{1}{AC} \right) (W_T \cdot k \cdot \sin(\alpha_d + \varepsilon)) \tag{5}$$

Finalmente, el último paso correspon-

derá a calcular el factor de seguridad (FS).

Resultados y Discusión

En relación a la determinación de FS, no hay en el cálculo de estabilidad una definición única. En general, se determina a través del cociente entre la resistencia al corte disponible τ_r y el esfuerzo de cizalla desestabilizador τ_a , que tiende a producir el deslizamiento (ecuación 6).

Por otro lado, a través de los procedimientos analíticos llevados a cabo en el presente estudio, ambos esfuerzos corresponden a valores promedios (ecuaciones 7, 8).

En este sentido, es usual admitir tácitamente FS constante a lo largo del plano potencial de rotura (Ayala, 1987), a sabiendas que varía en función de las coordenadas de cada punto de la superficie analizada. En base a lo mencionado, se tiene que:

$$FS = \frac{\tau_r}{\tau_a} \tag{6}$$

Adicionalmente, aplicando el criterio de rotura no lineal de Úcar, se obtiene el esfuerzo de cizalla resistente mediante la ecuación 7.

$$\left(\frac{\tau_r}{\sigma_c}\right) = \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_c} - \xi_m\right) \cdot \tan\left(45 + \frac{\beta}{2}\right) - \frac{\left(\frac{k_2}{2}\right)^2 \cdot \tan\left(45 + \frac{\beta}{2}\right)^2}{\left[\tan^2\left(45 + \frac{\beta}{2}\right) - k_1\right]^2} \tag{7}$$

Utilizando la expresión analítica de Kumar (1998) al aplicar el criterio no lineal generalizado de rotura de Hoek y Brown (Hoek y Brown, 2019).

$$\frac{\tau_r}{\sigma_c} = \left(\frac{m \cdot a}{2}\right)^{\frac{a}{1-a}} \left(\frac{1 - \sin\phi_i}{\sin\phi_i}\right)^{\frac{a}{1-a}} \left(\frac{\cos\phi_i}{2}\right) \tag{8}$$

En estas condiciones, aplicando los criterios no lineales de rotura de Úcar y Hoek y Brown, se determina el ángulo de deslizamiento más crítico al minimizar el factor de seguridad. Todo esto se logra con la ayuda de los algoritmos matemáticos de la herramienta Solver en una hoja de cálculo; permitiendo a la vez comparar los resultados entre ambos criterios.

Determinación del Factor de seguridad: criterio de rotura de Úcar

En esta sección, es ventajoso determinar previamente la tensión normal efectiva (valor promedio) en forma normalizada respecto a σ_c (ecuación 9), debido a que se logra obtener una visión más clara de las magnitudes de las tensiones en términos de σ_c . Por lo tanto, resulta:

$$\left(\frac{\sigma'_{np}}{\sigma_c}\right) = \left(\frac{N}{\sigma_c \cdot AC}\right) = \frac{W_T \cdot k \cdot \cos(\alpha_d + \varepsilon) - U}{\sigma_c \cdot AC} \tag{9}$$

En base a lo previamente indicado en la ecuación 6, es posible determinar el factor de seguridad relacionando la ecuación 7 y la ecuación 9, mediante el cociente:

$$FS = \frac{\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_c} - \xi_m\right) \cdot \tan\left(45 + \frac{\beta}{2}\right) - \frac{\left(\frac{k_2}{2}\right)^2 \cdot \tan\left(45 + \frac{\beta}{2}\right)^2}{\left[\tan^2\left(45 + \frac{\beta}{2}\right) - k_1\right]^2}}{\left(\frac{1}{\sigma_c}\right) \cdot \left(\frac{1}{AC}\right) (W_T \cdot k \cdot \sin(\alpha_d + \varepsilon))} \tag{10}$$

En este punto, es importante resaltar que mediante la aplicación de los métodos numéricos del programa Solver (disponible como complemento en las principales hojas de cálculo), se logra determinar el mínimo factor de seguridad en forma rápida, teniendo como variables α_d y $\beta = \phi_i$ (ángulo de fricción interna instantáneo). Todo esto sin necesidad del laborioso proceso analítico manual para minimizar el factor de seguridad.

Por otra parte, a través del algoritmo empleado por Solver, existe la posibilidad de que finalice el proceso en un óptimo local, el cual no corresponda al óptimo global del problema.

En definitiva, no se conoce si la solución obtenida es un óptimo global, por lo tanto, en general se pretende aplicar el proceso desde diferentes puntos para determinar si el problema tiende a la solución óptima. En resumen, esta metodología ayuda a obtener un determinado óptimo global

Esto se logra con el método GRG (Gradiente Reducido Generalizado), a través de Solver en una hoja de cálculo, el cual tiene una casilla con la opción denominada Inicio Múltiple (Multistart) que permite seleccionar diferentes puntos de inicio, generando distintas soluciones óptimas locales. En estas condiciones, se selecciona la mejor como solución global óptima propuesta. Esto se logra, al observar que los valores finales son muy

semejantes. Por supuesto esta metodología incrementa la oportunidad de lograr la solución óptima global.

Determinación del Factor de seguridad: criterio de rotura de Hoek - Brown

Siguiendo el mismo proceso indicado y teniendo en cuenta la ecuación 6 y la resistencia a la corte indicada a través de las ecuaciones 5 y 8, el factor de seguridad FS aplicando dicho criterio, es expresado a través de la ecuación 11:

$$FS = \frac{\left\{\left(\frac{ma}{2}\right)^{\frac{a}{1-a}} \left(\frac{1 - \sin\phi_i}{\sin\phi_i}\right)^{\frac{a}{1-a}} \left(\frac{\cos\phi_i}{2}\right)\right\}}{\left(\frac{1}{\sigma_c}\right) \cdot \left(\frac{1}{AC}\right) (W_T \cdot k \cdot \sin(\alpha_d + \varepsilon))} \tag{11}$$

Ejemplo de Aplicación

A continuación, se lleva a cabo un ejemplo comparativo utilizando ambos criterios de rotura no lineales. Estos se examinan y analizan aplicando una hoja de cálculo y el complemento Solver. Las características de la geometría del talud en estudio son: altura del talud, 50 m. Ángulo de inclinación de la cara del talud, 76°. Inclinación de la corona del talud, 10°. Peso unitario seco y saturado, 25 y 26 kN/m³. Coeficientes sísmicos vertical y horizontal, 0,2 y 0,1. Sobrecarga 400 kPa. Altura del nivel freático, 20 m. Calidad del macizo, RMR = 4. Resistencia a la compresión simple de la roca, 48 MPa. Resistencia a la tracción de la roca, -4 MPa.

El factor de seguridad se minimiza utilizando como algoritmo el GRG, con sus respectivas restricciones en Solver, y el procedimiento de búsqueda se efectúa con la opción de Inicio Múltiple (Multistart) activada.

Los resultados obtenidos se muestran en la siguiente tabla I:

Criterio de rotura	FS	α_d
Úcar	1,69	58°
Hoek y Brown	1,97	54°

Tabla I.- Resultados del Factor de Seguridad (FS) y de la inclinación del plano de deslizamiento (α_d), comparando los dos criterios de rotura.

Table I.- Results of the Safety Factor (FS) and the inclination of the slip plane α_d , comparing the two failure criteria.

Conclusiones

A través de la metodología desarrollada en este estudio sobre estabilidad de taludes, se logra determinar el plano potencial de deslizamiento en macizos rocosos, y por tanto, el mínimo factor de seguridad considerando el caso particular de rotura plana.

Una de las ventajas del método propuesto, es que contando con la clasificación geomecánica y conociendo la resistencia a tracción y compresión uniaxial de la roca intacta, se obtienen los parámetros que gobiernan la resistencia del macizo investigado. Todo esto, mediante la aplicación de criterios de rotura no lineales que permiten obtener con mayor precisión la resistencia de la roca, dado que está demostrado que la curva de resistencia intrínseca no es lineal. Adicionalmente, otro aspecto importante a mencionar es que la metodología no incluye una posible grieta de tracción, tal y como sí se hace en la propuesta por Úcar et al (2023); en el presente trabajo solo se considera el caso de rotura plana lo que permite la obtención de la distancia crítica, entre el punto, en el cual la línea más desfavorable interseca la corona o cresta del talud y el borde superior de la superficie exterior in-

clinada o vertical. En el caso de estructuras próximas al borde del talud, esta distancia ayuda a delimitar una zona de seguridad más realista y efectiva que garantice la seguridad del talud y de obras circundantes.

Contribución de los autores

R.U. y L.A. son los responsables del desarrollo matemático y N.B. y R.T. del desarrollo del modelo; todos los autores contribuyeron a la redacción, edición, figuras, revisión del manuscrito, análisis, coordinación, y supervisión.

Agradecimientos

Este trabajo es una contribución de Grupo de Investigación Geotransfer (E32_23R), financiado por el Gobierno de Aragón y el Grupo de Investigación en Geología Aplicada (GIGA), Universidad de Los Andes, Venezuela.

Referencias

Ayala, F. (1987). *Manual de ingeniería de taludes Numero 3. Instituto Geológico y Minero de España*. Posse, F.J.A. 9788478406265:456.

Hoek, E y Bray, J.W. (1981). *Rock Slope Engineering*. Institution of Mining and Metallurgy, Revised Third Edition, London, 358 p.

Hoek E, Brown E (1980). Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE 106.

<https://doi.org/10.1061/AJGEB6.0001029>

Hoek, E., Brown, E. (2019). Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering 11.

<https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2018.08.001>

Kumar, P. (1998). Tunnelling and Underground Space Technology, 13(4): 453-458 pp.

Úcar, R. (2011). ProcPanAm CGS GeotechConf, Toronto, Canadá 3: 2694-2700pp

Úcar, R. (2019). *La resistencia al corte en macizos rocosos y en el hormigón. Una metodología reciente de cálculo*. Madrid, 419, Amazon.

Úcar, R. (2021). Geotech. Geol. Eng., 39,3795-3813.

<https://doi.org/10.1007/s10706-021-01728-9>

Úcar, R., Blandria, N., Corredor, A., y Arlegui, L. (2023). Geotech. Geol. Eng.

<https://doi.org/10.1007/s10706-023-02629-9>

Wyllie, D.C., Mah, C. (2004) *Rock slope engineering*. CRC Press.