

Cálculo de desmontes frente a roturas por vuelco

MIGUEL A. RODRÍGUEZ-MIRANDA (*)

RESUMEN La rotura por vuelco de estratos es reconocida en la actualidad como una forma relativamente frecuente de caída de desmontes o de laderas naturales, sobre todo en formaciones rocosas estratificadas en paquetes delgados y con buzamientos elevados.

Para estudiar este tipo de roturas, los métodos cinemáticos (K. W. John, Londe, etc.) no son válidos y los específicos para vuelco (Goodman) tienen varias limitaciones.

El autor propone un método nuevo de cálculo, que permite analizar este tipo de roturas. El método, que ha servido de base al programa de ordenador VUELCORM, ha sido contrastado con varios casos reales de roturas por vuelco experimentados por el autor, con resultados satisfactorios.

METHOD FOR ANALYSIS OF TOPPLING FAILURES IN CUT SLOPES

ABSTRACT *Toppling failure is recognized, in the present day, as a relatively frequent form of failure encountered in man made or natural slopes, particularly in thinly bedded rock formations dipping more than 45°.*

In order to study this type of failure, the kinematic methods of analysis (K. W. John, Londe, etc.), are no longer valid, and published methods for toppling failures (Goodman, etc.) are limited in several ways.

The author proposes a new method to study toppling failures. The method, which has been taken as the basis for the VUELCORM computer program, has been contrasted with several real-life cases of toppling failures experienced by the author, with satisfactory results.

Palabras clave: Vuelco; Desmontes; Roturas; Vuelcorm.

1. CONSIDERACIONES INICIALES

La rotura por vuelco de estratos es un fenómeno bastante frecuente en desmontes o laderas naturales, en que las rocas se presentan estratificadas en paquetes delgados. Para que este tipo de roturas se produzca, es necesario que las rocas presenten rumbos sensiblemente paralelos a la excavación, natural o artificial, y que tengan buzamientos elevados, más de 45° en general, hacia el interior del macizo. En determinadas zonas de España en que abundan las formaciones de esquistos y pizarras con buzamientos subverticales, este es el mecanismo casi exclusivo de erosión de laderas; en estas zonas son frecuentes las laderas volcadas con volúmenes de cientos de miles de metros cúbicos.

Los métodos tradicionales de cálculo de desmontes en roca (K.W. John, Londe, etc.) no son adecuados para analizar estas roturas, en las que ningún plano principal queda descalzado por las excavaciones.

Las roturas por vuelco han sido investigadas por R. Goodman y J. Bray, que en el año 1980, publicaron en la revista *Rock Engineering* un extenso artículo dedicado a este tema.

En la figura 1 se presenta gráficamente el criterio cinemático de estabilidad de desmontes al vuelco de Goodman;

este criterio está basado en considerar que la tensión principal en el desmonte, es paralela al talud y que el vuelco no es posible sin deslizamiento entre estratos.

Analíticamente esta condición sería:

$$\tau \geq \sigma \cdot \tan \beta$$

En la misma figura se han representado una serie de desmontes caídos por vuelco y posteriormente estabilizados, junto con las líneas límites de equilibrio para una fricción entre estratos de 15° y 25°. Asumiendo una fricción media de 20°, los puntos que definen las caídas están en la zona inestable y viceversa; es decir hay una buena concordancia entre el criterio de estabilidad de Goodman y la realidad.

No obstante, hay que tener en cuenta que los casos de rotura representados en la figura 1 corresponden a desmontes con alturas de más de 25 metros, y que hay numerosos casos de taludes de menor altura, que son estables aunque gráficamente estarían en la zona inestable. En este sentido el criterio de Goodman representa en mi opinión una condición necesaria pero no suficiente.

En el artículo publicado por Goodman y Bray (1) se proponía un método de cálculo. El método está basado en considerar el equilibrio individual de cada estrato y las fuerzas que como consecuencia de la tendencia al vuelco se originan entre estratos; el cálculo de estos esfuerzos permite en úl-

(*) Ingeniero de Caminos. I.S.R.S.A.

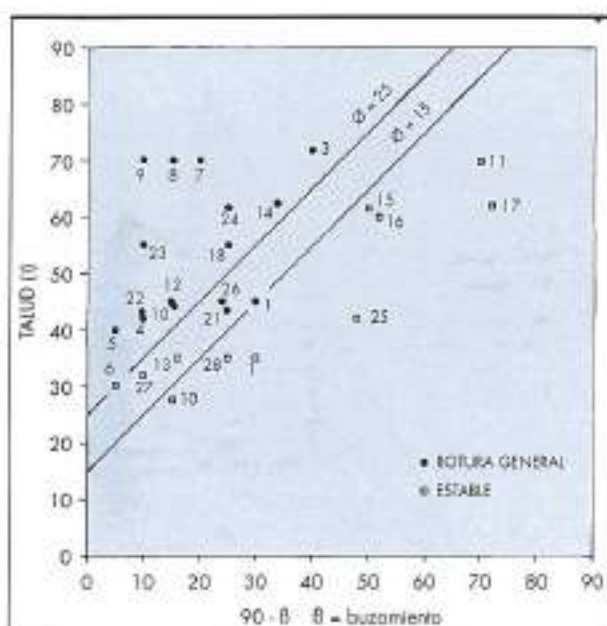


FIGURA 1.

tima instancia analizar si la zona del pie llega a romperse por deslizamiento debido al empuje de vuelco de los estratos superiores.

El método presenta varias limitaciones para su utilización en la práctica; las más importantes son, la necesidad de usar una fricción igual para los estratos y las juntas complementarias, y una línea de vuelco siempre con más pendiente que las juntas complementarias.

Tener que utilizar un valor de fricción igual entre estratos que a lo largo de las juntas complementarias es la limitación más seria del método. Es una experiencia casi sistemática que una vez que se ha producido el vuelco en el desmonte, la masa de estratos deformados permanece en esta situación durante mucho tiempo, sin que se produzca un deslizamiento global; la rotura general del talud una vez volcado, se produce de una forma lenta, por caídas secundarias, erosiones y alteraciones. Estas observaciones suponen que los valores de la fricción a lo largo de la línea de vuelco son muy superiores a la fricción entre estratos.

C. Zambak (2) propuso en 1983 un método de cálculo, que consiste básicamente en la extensión del Método de Goodman para incluir los casos en que la fricción entre estratos sea diferente de la fricción en la junta complementaria; el método sin embargo no permite estudiar líneas de vuelco paralelas a la junta complementaria.

O. Aydan y T. Kawamoto (3), proponen un método de cálculo de desmontes al vuelco que se adapta bien al vuelco por flexión ("flexural toppling") es decir para macizos rocosos en los que solo hay un plano de discontinuidad preferente.

Desde el año 1971, el Dr. P. A. Cundall (4) ha venido desarrollando modelos matemáticos capaces de simular el comportamiento de taludes formados por bloques discretos. Los programas de ordenador UDEC y 3DEC son en la actualidad las mejores herramientas para analizar el comportamiento de taludes frente al vuelco. Sin embargo, la complejidad de estos modelos, y la necesidad de introducir datos de difícil valoración, hacen que, para casos normales, no se utilicen demasiado en la práctica.

Teniendo en cuenta estas consideraciones, en opinión del autor era necesario contar con un método de cálculo, directamente aplicable a los casos prácticos y que no tuviera las limitaciones de los anteriores.

2. DESCRIPCIÓN DEL MÉTODO

El método propuesto es un método basado en el equilibrio límite del talud; se basa en considerar que la tendencia al vuelco de los estratos, ver figura 2, hace que se desarrollen unos esfuerzos entre estratos que pueden llegar a romper la zona de pie del talud. Los esfuerzos entre rebanadas están gobernados básicamente por la fricción entre estratos; la resistencia del pie viene definida por la cohesión y fricción del macizo rocoso, en la dirección de la línea de vuelco elegida.

En la figura 3 se presentan los esfuerzos en cualquier estrato del talud. Estableciendo el equilibrio de momentos con respecto al punto C:

$$T_i = P_i \tan \phi_R \quad (1)$$

$$[W_i \cdot [(D_i + D_{i-1}) \cdot \cos \beta / 4 - a \cdot \cos \alpha / 2 \cos T] + P_{i-1} D_{i-1} / 2 + a \cdot (tg T - tg \phi_R) / 2] / D_i = P_i \quad (2)$$

siendo

D_i = longitud del estrato entre la línea de vuelco y el talud

β = buzamiento entre estratos

a = anchura de rebanada de estrato

α = pendiente de la línea de vuelco

T = $\beta + \alpha - 90^\circ$

P_i = esfuerzo normal sobre el estrato

T_i = esfuerzo tangencial sobre el estrato

La ecuación (2) supone que los esfuerzos normales están situados a media distancia del estrato; los estudios paramétricos realizados indican que esta hipótesis está más próxima a la realidad que otras posibilidades.

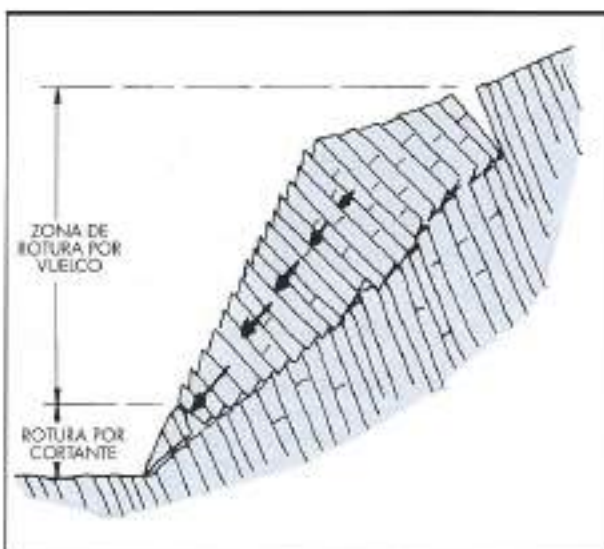


FIGURA 2.

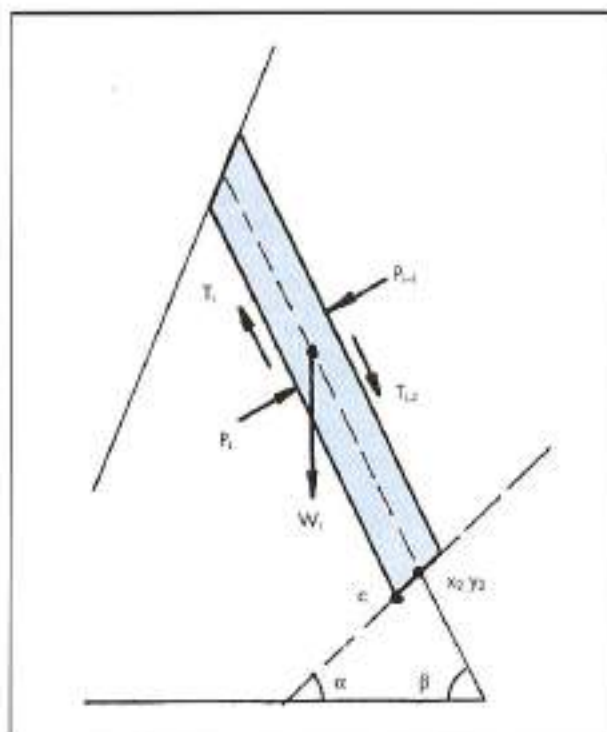


FIGURA 3.

El valor de P_i se utiliza para calcular el factor de seguridad frente a rotura por cortante de la parte anterior de cada estrato. Con los símbolos de la figura 4 sería:

$$P'_i = P_i / \cos \varnothing_E \quad [3]$$

el peso de la zona anterior:

$$W_{2i} = \left[\left(\sqrt{x_2^2 + y_2^2} \right) \cdot \cos \theta + D_i \cdot \cos \mu \right] \cdot D_i \cdot \text{sen} \mu \cdot \gamma_R / 2 \quad [4]$$

en los que:

$\theta = \tau - \alpha$ siendo τ el valor del talud

$\mu = 180 - \beta - \tau$

γ_R = densidad de la roca

El factor de seguridad vendría definido por:

$$FS_i = \left[C_R \cdot \sqrt{x_2^2 + y_2^2} + [W_{2i} \cdot \cos \alpha + P'_i \cdot \text{sen} \gamma] \cdot \text{tg} \varnothing_R \right] / [W_{2i} \cdot \text{sen} \alpha + P'_i \cdot \cos \gamma] \quad [5]$$

en la que: C_R y $\varnothing_R$ son los valores de resistencia a lo largo de la línea de vuelco

$$\gamma = 90 + \varnothing_R - \beta - \alpha$$

En el cálculo del desmonte pueden introducirse bulones. El sistema de bulonaje no es necesario que atraviese el plano de vuelco; el bulonaje sirve en la práctica para aumentar la resistencia a cortante a lo largo de los planos de estratificación.

El efecto del bulón es añadir una fuerza de cortante, que viene definida por:

$$T_b = A_b \cdot \sigma_b \cdot n \cdot (1 + 0.5 \text{tg} \varnothing_R \cdot \text{sen} 2\theta) \quad [6]$$

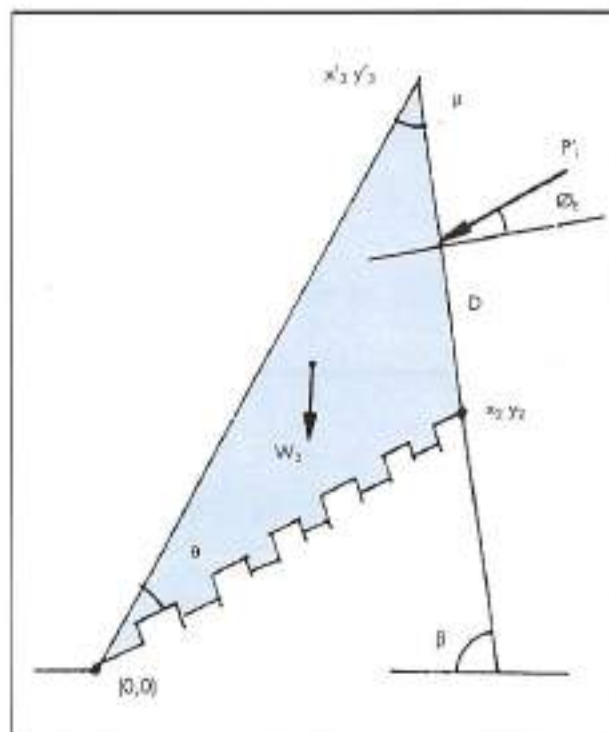


FIGURA 4.

siendo:

A_b : área del bulón

$\theta = \beta - i$

i : inclinación del bulón con la horizontal

n : n° de intersecciones bulon-estratos, y

$$\sigma_b = \sigma_t \cdot \sigma_c / \sqrt{(\sigma_t \cdot \text{sen} \theta)^2 + (\sigma_c \cdot \cos \theta)^2} \quad [7]$$

en que σ_t y σ_c son la resistencia a tracción y cortante de los bulones.

Con el efecto del bulonaje, la ecuación (1) quedaría:

$$[W_i \cdot (D_i + D_{i-1}) \cdot \cos \beta / 4 - a \cdot \cos \alpha / 2 \cos T] + P_{i-1} [D_{i-1} / 2 + a \cdot (\text{tg} T - \text{tg} \varnothing_E)] - T_b \cdot a / 2 / D_i = P_b \quad [8]$$

Partiendo de estas bases teóricas se ha elaborado el programa de ordenador VUELCORM que permite analizar la mayor parte de los casos que se presentan en la práctica. El programa establece para cada estrato dentro del desmonte las ecuaciones anteriores, calcula los esfuerzos intermedios P_i y el factor de seguridad frente a rotura de la zona del pie.

ANÁLISIS DE DESMONTES CON EL NUEVO MÉTODO DE CÁLCULO

Con el método de cálculo descrito se ha analizado el caso teórico de un desmonte de las siguientes características:

Altura	45 m
Buzamiento	60°
Inclinación de plano de vuelco	30°

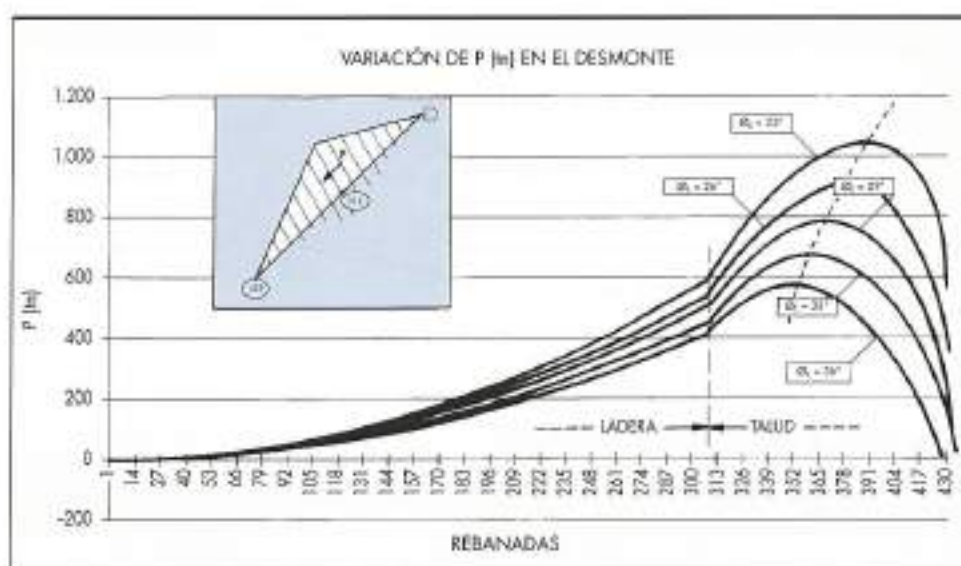


FIGURA 5.

Inclinación de ladera

15°

Talud

2(V) : 1(H)

Anchura de estrato

0.30 m

En la figura 5 se presenta la variación del esfuerzo normal entre estratos P , para varios valores del ángulo de fricción entre estratos, entre 23° y 36°. Como se observa en la figura, para fricciones bajas, la tendencia al vuelco de los estratos de la parte superior, origina unos valores de fuerza normal entre estratos de 600 tn en el pie, mientras que para fricciones altas el esfuerzo entre estratos en el pie es cero.

Adoptando un valor de $C_R = 100 \text{ t/m}^2$ y $\theta_R = 30$ para el plano de vuelco, se han calculado los factores de seguridad del desmonte para varios valores de θ_E ; en la figura 7 se presentan los resultados. Para este caso teórico, el desmonte tendría un factor de seguridad de uno para una $\theta_E = 26,2^\circ$.

En la figura 8 se presenta la relación entre el factor de seguridad del talud y su altura, para una $\theta_E = 25^\circ$; a partir de 20 metros de altura el desmonte no sería estable.

Para este mismo valor de θ_E , se ha analizado la influencia de la pendiente del talud en el factor de seguridad; en la figura 9 se presentan los resultados. El criterio de Goodman determina que los taludes son estables para pendiente de menos de 55°; con este método el coeficiente de seguridad uno resulta para taludes de menos de 58,6°. Para alturas de menos de 45 m, caso analizado, la diferencia entre el criterio de Goodman y el cálculo es aún mayor.

La influencia de la anchura del estrato se ha analizado también para el mismo desmonte, para un rango entre 0.3 y 2.0 metros. En la figura 10 se presentan los resultados, para una $\theta_E = 25^\circ$.

Como puede observarse, el factor de seguridad aumenta a medida que se incrementa la anchura de los estratos, y es superior a la unidad para anchuras de más de 1.80 m.

En la figura 11 se analiza la influencia del valor del buzamiento. El criterio de Goodman conduciría una condición de estabilidad para valores del buzamiento de menos de 52,5°, mientras que esta condición se verifica por este método para valores de menos de 55,5°.

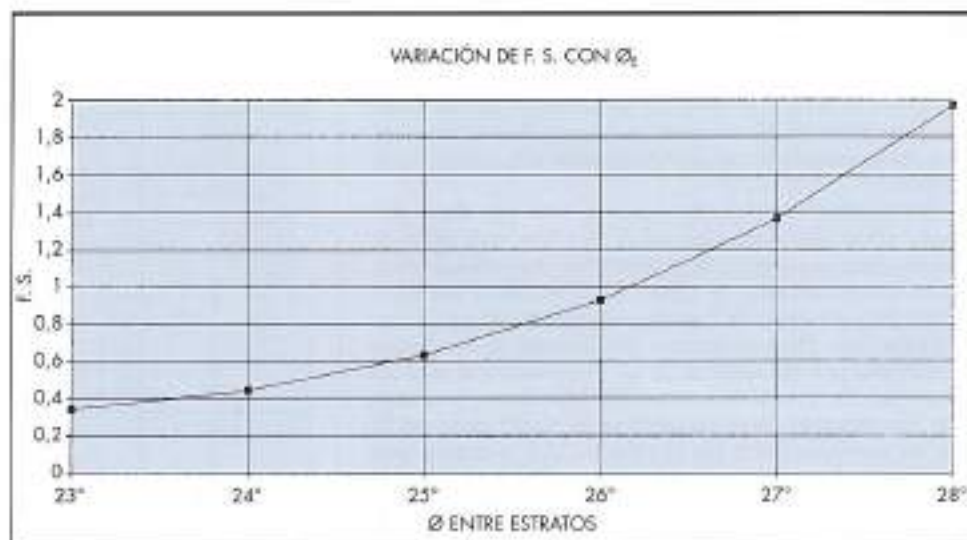


FIGURA 6.

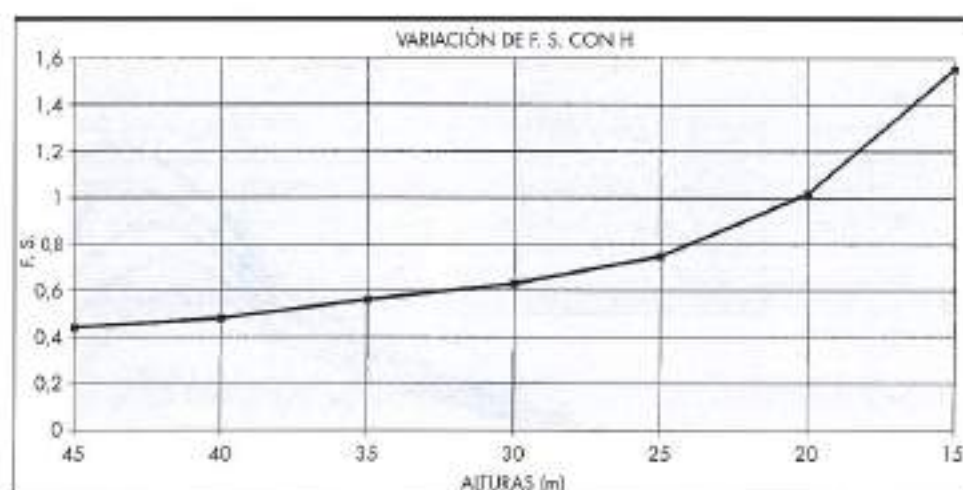


FIGURA 7.

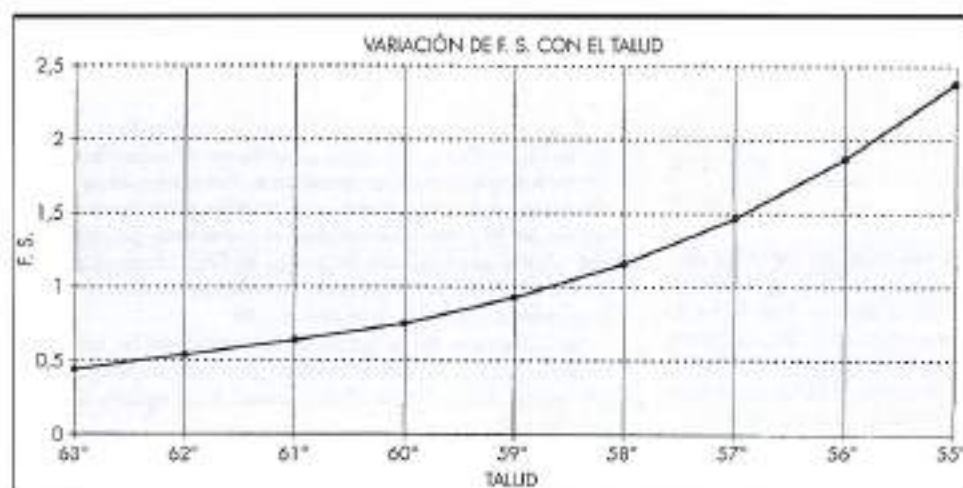


FIGURA 8.

Los resultados anteriores demuestran que el método de cálculo propuesto responde, al menos cualitativamente, a la realidad. Este comportamiento se repite para un número elevado de casos analizados.

Además de comprobar que el método de cálculo responde cualitativamente a lo esperado, se ha contrastado cuantitativamente, con una serie de casos reales.

En la tabla 1 se presentan los resultados del análisis de varios casos de roturas (o taludes estabilizados) experimentados por el autor a lo largo de varios años. En su mayor parte, se trata de formaciones rocosas sedimentarias, con una junta complementaria de pequeña dimensión, inclinada a°:

Los resultados obtenidos con el método de cálculo propuesto tienen una buena concordancia con la realidad en todos los casos analizados. El primer caso que corresponde al desmonte del depósito de aguas de Eibar, de la autopista Bilbao-Behobia requiere una fricción extremadamente baja entre estratos. Hay que aclarar que se trata de una formación rocosa perteneciente al flysch Cenomaniense con una alteración importante de manera que los estratos presentan una interfaz arcillosa saturada en la mayor parte del talud; en correspondencia con el valor de 13,5° necesario para el vuelco, se han experimentado caídas por descalce de la estratificación para buzamientos del mismo orden en varios desmontes de la misma zona.

DESMONTE	ALTURA	β	α	γ	σ	SITUACIÓN	ϕ_1	C_1	ϕ_2	F.S.
Eibar	35	60°	35°	45°	0,10	CAÍDA	14°	75	20	1,26
							13,5°	75	20	<1
Eibar	15	60°	35°	45°	0,10	ESTABLE	13,5°	75	20	3,04
Eibar	40	60°	35°	30°	0,10	ESTABLE	13,5°	75	20	>10
Beceña	25	85°	25°	40°	0,10	CAÍDA	25°	100	35	<1
							30°	100	35	<1
Albana	30	75°	35°	71°	0,3	CAÍDA	35°	200	40	<1
Urtias	35	75°	35°	45°	0,1	CAÍDA	25°	200	35	<1
Aizua	20	40°	50°	63°	0,1	ESTABLE	25°	100	30	17,5
		40°								10,1
		30°								7,8
Txorierri 6,9	40	80°	34°	45°	0,5	CAÍDA	20°	100	30	<1
							30°	200	35	<1

TABLA 1.



FIGURA 9.



FIGURA 10.

CONCLUSIONES

En base a las consideraciones anteriores se propone un nuevo método de cálculo para desmontes que pueden verse afectados por el fenómeno de vuelco. El método permite utilizar valores de resistencia al corte diferentes entre estratos y a lo largo del plano de vuelco, y ha demostrado tener resultados consistentes con la realidad.

La pendiente de la línea de vuelco no está definida a priori para un desmonte determinado. La realidad es que en un número importante de casos esta pendiente viene controlada por la de las juntas conjugadas con la estratificación. En nuestra opinión esto se debe a que los valores de C_R y ϕ_R para líneas de rotura coincidentes con la junta conjugada son mínimos. En este sentido el análisis de un talud determinado, para varias líneas de vuelco, debe realizarse con valores variables de C_R y ϕ_R ; la distribución espacial y la continuidad de estas juntas juega un papel determinante sobre el valor de estos parámetros.

BIBLIOGRAFÍA

GOODMAN, R. E. y BRAY, J. (1980). Toppling of rock slopes. Conf. Rock Eng. for foundations and slopes. ASCE, 2.
ZANBAK, C. (1982). Design charts for rock slopes susceptible to toppling. ASCE. Geot. Journal, August 1983.

O. AYDAN; T. KAWAMOTO (1992). The stability of slopes and underground. Openings against flexural toppling and their stabilization. Rock Mech. Rock Eng. 1992.25 (3)
CHESSON, E.; FAUSTINO, N. High strength bolts subjected to tension and shear. Proc. ASCE. J. of Struct., 91.
MOORE D. LEWIS M. R. (1982). Rock slope reinforcement with passive anchors 23rd U.S. Symp. on Rock Mech.
CUNDALL, P. (1971). A computer model for simulating progressive, large scale movements in blocky rock systems. Proc. I.S. Rock Fractures Nancy.
ASHBY JOHN (1971) "Sliding and Toppling modes of failure in model and jointed rock slopes". Imperial College. London.
BUKOVANSKY; RODRÍGUEZ-MIRANDA y CEDRÚN (1974). "Three rock slides in stratified and jointed rocks". Proc. 3rd. Congress of ISRM.
GOODMAN, R. E. (1975). Methods of Geological Engineering in discontinuous Rocks. West. Pub. Co. St. Paul. Minn.
MULLER, L. (1970). Selection, compilation and assessment of Geological Data for the Slope Problem. Open pit Mining Symposium Johannesburg.
ADACHI, T. et al. (1991). Investigation of toppling failure at Route 305 in Japan Proc. of 7th. I.S.R.M. Congress. Aachen.