

MODELACIÓN DE LA EROSIÓN DE MÁRGENES POR MECANISMO DE COLAPSO MASIVO ASOCIADO A FALLA PLANA

Pedro A. Basile

Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET)
Centro Universitario Rosario de Investigaciones Hidroambientales (CURIHAM). FCEIA. UNR
Riobamba 245 bis, (2000) Rosario, Argentina.
Telefax: 0341 4808541. E-mail: pbasile@fceia.unr.edu.ar

RESUMEN

El proceso de erosión de márgenes induce ingresos laterales de sedimentos y cambios morfológicos significativos en el sistema fluvial. La erosión de márgenes se produce como consecuencia de la acción combinada de diversos factores, tales como el desgaste por exposición cíclica a procesos de humedecimiento y secado, la erosión fluvial del lecho en proximidades de la margen, la erosión fluvial del pie de la margen y distintos tipos de mecanismos de colapsos masivos por inestabilidad geotécnica. En zonas de temperaturas bajo cero, el efecto cíclico de congelamiento y descongelamiento del contenido de agua de la margen juega un rol importante. En este trabajo se presenta el desarrollo, la implementación y el análisis de sensibilidad de un modelo de erosión de márgenes, el cual contempla el efecto combinado de la erosión fluvial del lecho, la erosión fluvial lateral de pie de margen y el mecanismo de colapso masivo de margen por inestabilidad geotécnica asociada a falla plana. La estabilidad de la margen es modelada definiendo un factor de seguridad, expresado en función de la relación entre la fuerza resistente y la fuerza desestabilizadora actuantes sobre el bloque de margen. Debido a las características cohesivas que generalmente exhibe el sedimento de las márgenes, se contempla la influencia de la cohesión y de la fricción en las fuerzas resistentes. El modelo se basa en una modificación del modelo de Osman y Thorne, el cual no considera el efecto del contenido de agua en la margen y no incluye la fuerza hidrostática relacionada con el nivel de agua en el río. Por lo tanto, se desarrolló un factor de seguridad generalizado que tiene en cuenta ambos efectos. Dicho factor brinda, en el caso de margen seca y presión de confinamiento nula, el mismo valor obtenido por Osman y Thorne; mientras que, para margen completamente saturada y para condiciones de saturación intermedias se obtienen valores definitivamente menores. Se derivó además una expresión para calcular el volumen sólido que ingresa al curso de agua lateralmente como consecuencia del colapso masivo de margen y otra para calcular el correspondiente incremento de ancho de la sección transversal.

PALABRAS CLAVE: erosión de márgenes, ríos aluviales, modelación matemática.

INTRODUCCIÓN

La erosión de márgenes en ríos aluviales es un proceso complejo que involucra la acción combinada de desgaste por exposición cíclica a procesos de humedecimiento y secado, erosión fluvial del lecho en proximidades de la margen, erosión fluvial del pié de la margen y mecanismos de colapsos masivos por inestabilidad geotécnica (Thorne, 1982). En zonas de temperaturas bajo cero, el efecto cíclico de congelamiento y descongelamiento del contenido de agua de la margen juega un rol importante. Por otra parte, en ríos navegables, puede ser importante la acción del oleaje incidente inducido por el tránsito de embarcaciones en zonas cercanas a la margen.

De acuerdo a la forma del perfil de la margen y a las propiedades físicas del material que la constituye, se pueden observar distintos tipos de mecanismos de falla: plana (Lohnes *et al.*, 1968; Osman y Thorne, 1988; Darby *et al.*, 1996a/b; Simon *et al.*, 1999; Wan *et al.*, 2001), rotacional (Bishop, 1955), cantilever (Thorne *et al.*, 1981), por tubificación o sifonaje (Hagerty, 1991). La diversidad de los distintos mecanismos hace dificultoso establecer un modelo de validez universal.

En años recientes se han realizado avances considerables en la modelación de mecanismos de colapso de margen por falla plana. Los primeros análisis de estabilidad realizados por Culman (1866) y Lohnes *et al.* (1968) consideraban una geometría lineal de la cuña de deslizamiento. Muchos análisis de estabilidad (Spangler y Handy, 1982; Huang, 1983) no consideran el efecto combinado de erosión de lecho y erosión lateral de pié en la estabilidad de margen. Contribuciones más recientes realizadas por Osman y Thorne (1988), Darby *et al.* (1996a,b) y Darby *et al.* (2000) consideran perfiles más reales asociados a deformación de márgenes por erosión lateral al pié y erosión de lecho en proximidad de la margen. Los modelos matemáticos hidromorfológicos desarrollados por Darby *et al.*, (1996a,b) y Wan *et al.* (2001) incorporan el modelo de Osman y Thorne (1988) para simular el proceso de erosión de márgenes y ensanchamiento de la sección transversal.

En este trabajo se presenta el desarrollo, la implementación y el análisis de sensibilidad de un modelo de erosión de márgenes, el cual contempla el efecto combinado de la erosión fluvial del lecho, la erosión fluvial lateral de pié de margen y el mecanismo de colapso masivo de margen por inestabilidad geotécnica asociada a falla plana. Debido a las características cohesivas, que generalmente exhibe el material sólido de las márgenes, se contempla la influencia de la cohesión y de la fricción en las fuerzas resistentes.

El modelo se basa en una modificación del modelo de Osman y Thorne (1988), el cual considera condición de margen seca y no contempla el efecto estabilizador de la presión hidrostática de confinamiento ejercida por el nivel hidrométrico en el curso. Por lo tanto, se desarrolló un factor de seguridad generalizado que tiene en cuenta el efecto inducido por el agua contenida en el suelo de margen y el efecto del nivel del agua en el río. En el trabajo se presenta, además, una expresión para calcular el volumen sólido que ingresa al curso de agua lateralmente debido al colapso masivo de margen y otra expresión para calcular el correspondiente incremento de ancho de la sección transversal.

MODELACIÓN MATEMÁTICA DE LA EROSIÓN DE MÁRGENES

La geometría del perfil de margen incluye la deformación por erosión lateral al pié (Δy_m) y la erosión del lecho (Δz_b) en proximidad de la margen, como se esquematiza en la Figura 1. De acuerdo a Huang (1983) el agua del curso que actúa sobre el bloque de margen se considera como

un material sin cohesión ni fricción. Por lo tanto, la superficie de deslizamiento es extendida verticalmente dentro del curso y se le aplica una fuerza hidrostática horizontal (tal como se esquematiza en la Figura 1), (Langendoen *et al.*, 1999). Las fuerzas actuantes sobre el bloque de margen que puede colapsar son (ver Figura 1): el peso del bloque de margen, G_b ; el peso del agua del curso que actúa sobre el bloque, G_a ; la fuerza hidrostática horizontal actuante en la superficie ficticia vertical, F_a ; la fuerza hidrostática ejercida por el agua contenida en el suelo de margen sobre la grieta de tracción, F_t ; la fuerza resistente actuante a lo largo de la superficie de deslizamiento, R y la fuerza normal a la superficie de deslizamiento, N .

La estabilidad de la margen es modelada definiendo un factor de seguridad F_s , el cual puede expresarse en función de la relación entre la fuerza resistente R y la fuerza desestabilizadora D actuantes sobre el bloque, como:

$$F_s = \frac{R}{D} \quad (1)$$

Si $F_s \geq 1$ la margen es estable y si $F_s < 1$ la margen es inestable.

La fuerza resistente R por unidad de longitud de margen puede expresarse como:

$$R = \frac{c(Z - Z_t)}{\sin \beta} + N \operatorname{tg} \phi \quad (2)$$

donde c es la cohesión del sedimento de margen, Z es el nivel de margen respecto al fondo erosionado, Z_t : es la profundidad de la grieta de tracción, β es el ángulo de falla plana, N es la fuerza normal al plano de falla y ϕ es el ángulo de fricción interna del sedimento que constituye la margen.

La fuerza desestabilizadora D , actuante paralela al plano de falla ae (Figura 1) y en dirección opuesta a R , queda definida mediante:

$$D = (G_b + G_a) \sin \beta - (F_a - F_t) \cos \beta \quad (3)$$

Reemplazando (3) y (2) en (1) se obtiene:

$$F_s = \frac{c(Z - Z_t)}{(G_b + G_a) \sin^2 \beta - (F_a - F_t) \cos \beta \sin \beta} + \frac{N \operatorname{tg} \phi}{(G_b + G_a) \sin \beta - (F_a - F_t) \cos \beta} \quad (4)$$

La fuerza N dada por:

$$N = (P + G_a) \cos \beta + (F_a - F_t) \sin \beta \quad (5)$$

es la componente normal, de una fuerza vertical P , transmitida sobre el plano de falla o deslizamiento por el suelo contenido en el volumen **abcde** (Figura 1). La fuerza G_b en (3) es la fuerza asociada al peso total del mismo volumen. Reemplazando (5) en (4) se obtiene:

$$F_s = \frac{c(Z - Z_t)}{(G_b + G_a) \sin^2 \beta - (F_a - F_t) \cos \beta \sin \beta} + \frac{[(P + G_a) \cos \beta + (F_a - F_t) \sin \beta] \operatorname{tg} \phi}{(G_b + G_a) \sin \beta - (F_a - F_t) \cos \beta} \quad (6)$$

Si se considera la margen seca P y G_b son idénticas, adoptan el mismo valor, es decir, son iguales al peso de las partículas de suelo contenidas en el volumen **abcde** (Figura 1). En este caso, despreciando además el efecto del nivel del agua en el curso, la ecuación (6) queda expresada como:

$$F_s = \frac{c(Z - Z_t)}{\gamma_b V \sin^2 \beta} + \frac{\operatorname{tg} \phi}{\operatorname{tg} \beta} \quad (7)$$

donde V es el volumen total por unidad de longitud de margen, contenido en **abcde** (ver Figura 1) y $\gamma_b = \rho_s g (1-p)$ es el peso específico global del sedimento, siendo p la porosidad, g la aceleración de la gravedad y ρ_s la densidad del sedimento. La ecuación (7) así definida es idéntica a la obtenida por Osman y Thorne (1988), Darby *et al.* (1996a), Darby *et al.* (2000), Wan *et al.* (2001).

Generalmente existe una interacción entre el nivel de agua en el curso y el nivel freático que regula el contenido de agua en el suelo de la margen. Por lo tanto, el factor de seguridad generalizado, que contempla el efecto del agua en el suelo de margen puede derivarse de la manera que se describe a continuación.

Si se considera la margen saturada P y G_b son diferentes. En este caso, la tensión total ejercida por el bloque de margen (cuyo volumen total es V) es reducida por el efecto de flotación (presión efectiva), mientras que el peso total del volumen V aumenta debido a la presencia del agua. En general, las fuerzas P y G_b se pueden expresar como:

$$P = \gamma_f V \quad (8)$$

$$G_b = \gamma_g V \quad (9)$$

donde γ_f y γ_g representan una suerte de pesos específicos globales asociados al volumen V en lo que concierne a las fuerzas de fricción y gravedad respectivamente. Por lo tanto, reemplazando (8) y (9) en (6) se obtiene:

$$F_s = \frac{c(Z - Z_t)}{(\gamma_g V + G_a) \sin^2 \beta - (F_a - F_t) \cos \beta \sin \beta} + \frac{[(\gamma_f V + G_a) \cos \beta + (F_a - F_t) \sin \beta] \operatorname{tg} \phi}{(\gamma_g V + G_a) \sin \beta - (F_a - F_t) \cos \beta} \quad (10)$$

Los pesos específicos globales asociados al volumen V pueden expresarse de la siguiente manera:

- **Margen seca:**

$$\gamma_f = \gamma_g = \rho_s g (1-p) \quad (11)$$

donde ρ_s , g y p ya han sido definidos anteriormente. Considerando $\rho_s=2650 \text{ kg/m}^3$, $g=9,81 \text{ m/s}^2$ y $p=0,37$, se obtiene $\gamma_f = \gamma_g \cong 16 \text{ KN/m}^3$.

- **Margen saturada:**

En este caso las partículas de suelo están sumergidas y por lo tanto a la fuerza de “fricción” se le debe sustraer el efecto de flotación, consecuentemente:

$$\gamma_f = g[\rho_s(1-p) - \rho_w(1-p)] = g(\rho_s - \rho_w)(1-p) \quad (12)$$

donde ρ_w es la densidad del agua. Considerando $\rho_w=1000 \text{ kg/m}^3$ y los mismos valores definidos anteriormente, se obtiene $\gamma_f \cong 10 \text{ KN/m}^3$.

Por otra parte, a la fuerza de gravedad se le debe adicionar el peso del agua contenida en los poros, es decir:

$$\gamma_g = g[\rho_s(1-p) + \rho_w p] \quad (13)$$

Considerando los valores adoptados en las estimaciones anteriores se obtiene $\gamma_g \cong 20 \text{ KN/m}^3$.

Consecuentemente, el factor de seguridad F_s generalizado puede expresarse como:

$$F_s = \frac{cZ(1-K)}{(\gamma_{g^*}V + G_a) \sin^2\beta - (F_a - F_t) \cos\beta} + \frac{[(\gamma_{f^*}V + G_a) \cos\beta + (F_a - F_t) \sin\beta] \text{tg}\phi}{(\gamma_{g^*}V + G_a) \sin\beta - (F_a - F_t) \cos\beta} \quad (14)$$

donde $K=Z_t/Z$ es la profundidad adimensional de la grieta de tracción, la cual puede asumir valores comprendidos entre $0 \leq K \leq 0,5$ y los pesos específicos globales γ_{g^*} y γ_{f^*} se expresan como:

$$\gamma_{g^*} = g[\rho_s(1-p) + \eta\rho_w p] \quad (15)$$

$$\gamma_{f^*} = g(\rho_s - \eta\rho_w)(1-p) \quad (16)$$

donde el coeficiente η se relaciona con el nivel adimensional de la napa freática Z_{nf}/Z mediante la función que se esquematiza en la Figura 2. En este sentido, es útil vincular a η con el nivel freático y utilizarlo como un coeficiente que ajusta los pesos específicos globales promedios, asociados al volumen del bloque de margen en lo que se refiere a las fuerzas de fricción y gravedad.

Para margen seca: $Z_{nf}/Z=0 \rightarrow \eta=0$, γ_{f^*} y γ_{g^*} son iguales a γ_f y γ_g dados por (11), es decir, si además no se considera el efecto del nivel del agua en el curso, encontramos el modelo de Osman y Thorne (1988) dado por (7).

Para margen saturada: $Z_{nf}/Z=1 \rightarrow \eta=1$, γ_{f^*} y γ_{g^*} son iguales a γ_f y γ_g dados por (12) y (13) respectivamente.

Para valores intermedios del nivel adimensional de la napa freática (margen parcialmente saturada), es decir $0 < Z_{nf}/Z < 1$, se obtiene: $0 < \eta < 1$, γ_{r*} varía entre los límites dados por (11) y (12), mientras que γ_{g*} varía entre los valores límites dados por las ecuaciones (11) y (13).

El ángulo de falla plana β se determina mediante la siguiente expresión (Osman y Thorne, 1988; Darby *et al.*, 1996a; Langendoen *et al.*, 1999):

$$\beta = \frac{1}{2} \left\{ \text{tg}^{-1} \left[\frac{Z}{Z_*} (1 - K^2) \text{tg} \alpha \right] + \phi \right\} \quad (17)$$

En función de las características geométricas del bloque de margen que puede eventualmente deslizar (ver Figura 1) se determina el volumen total por unidad de longitud de margen V mediante:

$$V = \frac{1}{2} \left(\frac{Z^2 - Z_t^2}{\text{tg} \beta} - \frac{Z_*^2}{\text{tg} \alpha} \right) \quad (18)$$

Mientras que, el incremento de ancho ΔB queda expresado como:

$$\Delta B = \frac{Z - Z_t}{\text{tg} \beta} - \frac{Z_*}{\text{tg} \alpha} \quad (19)$$

Como consecuencia del colapso precedente de un bloque de margen, puede existir una grieta de tracción antecedente, Z_{t1} , como se indica en la Figura 3. En este caso el volumen total, por unidad de longitud de margen, contenido en **abcdef** (ver Figura 3) es dado por la siguiente expresión:

$$V = \frac{1}{2} \left[\frac{(Z^2 - Z_{t2}^2)}{\text{tg} \beta_2} - \frac{(Z_*^2 - Z_{t1}^2)}{\text{tg} \beta_1} \right] \quad (20)$$

Mientras que, el correspondiente incremento de ancho ΔB se expresa de la siguiente manera:

$$\Delta B = \left[\frac{(Z - Z_{t2})}{\text{tg} \beta_2} - \frac{(Z_* - Z_{t1})}{\text{tg} \beta_1} \right] \quad (21)$$

De esta forma es posible modelar dinámicamente el proceso, incorporando el modelo de erosión de márgenes en un modelo hidromorfológico que brinde información sobre la evolución de la erosión/sedimentación del lecho (Δz_b), la erosión al pie de margen (Δy_m) y la evolución de niveles hídricos en el curso de agua (h).

ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD

Durante el tránsito de una onda de crecida, en correspondencia con la fase de crecimiento de caudales, se desarrolla un proceso de infiltración desde el río al suelo de margen. Posteriormente, durante la fase de decrecimiento de caudales, se desarrolla un proceso de pérdida de la presión de

confinamiento (por disminución del nivel hidrométrico en el río) con una tasa mucho mayor que la correspondiente al drenaje del agua acumulada en la margen. Consecuentemente, la condición crítica, desde el punto de vista de la estabilidad de la margen, se alcanza cuando se sustrae completamente la presión de confinamiento y la margen permanece saturada por la alimentación previa del curso y de la eventual lluvia local. Por lo tanto, se efectuó un análisis de sensibilidad del modelo de erosión de márgenes considerando tal condición crítica, es decir, se asumió margen saturada ($\eta=1$) y presión de confinamiento nula. Además, a los efectos comparativos se consideró la condición de margen seca ($\eta=0$) y margen parcialmente saturada ($\eta=0,5$).

En el análisis de sensibilidad realizado se consideró una sección trapezoidal. A los distintos parámetros se les asignaron los valores que se detallan a continuación. Altura inicial de bankfull: $Z_0=3,5$ m, ancho medio de la sección transversal: $B=30$ m, ángulo de fricción interna: $\phi=38^\circ$, densidad del sedimento de margen: $\rho_s=2650$ kg/m³, densidad del agua: $\rho_w=1000$ kg/m³, porosidad del sedimento de margen: $p=0,37$.

(i) Influencia del ángulo inicial α . Sedimento de margen sin cohesión

En este análisis se se adoptó: $c=0$, $K=0$, $\Delta z_b=0$, $\Delta y_m=0$ y se hizo variar el ángulo inicial α entre 20° y 50° . En la Figura 4 se presenta: (a) el factor de seguridad F_s , (b) el incremento de ancho adimensional B^* y (c) el volumen total adimensional por unidad de longitud que colapsa V^* , en función de α , para margen seca, parcialmente saturada y saturada. Se observa que para margen seca ($\eta=0$) el factor de seguridad es $F_s=1$ para $\alpha=38^\circ$, es decir, es igual al ángulo de fricción interna; mientras que, para margen saturada ($\eta=1$) el ángulo estable que soporta el talud es solo de aproximadamente 22° . Para $\alpha>38^\circ$ la margen es inestable en cualquier caso. Generalmente, el sedimento de margen es cohesivo, por lo tanto, en el caso siguiente se analiza la influencia de la cohesión.

(ii) Influencia de la cohesión. Ángulo inicial $\alpha=70^\circ$ constante

Para $K=0$, $\Delta z_b=0$, $\Delta y_m=0$ y $\alpha=70^\circ$ se hizo variar la cohesión entre $c=0,5$ kPa y $c=12$ kPa. En la Figura 5 se observa la influencia de la cohesión en: (a) el factor de seguridad F_s , (b) el incremento de ancho adimensional B^* y (c) el volumen total adimensional por unidad de longitud V^* . Es indudable el efecto estabilizador de la cohesión. El factor de seguridad aumenta con el incremento de la cohesión, mientras que, a igualdad de cohesión el factor de seguridad F_s disminuye a medida que aumenta el contenido de agua en el suelo de la margen. Para margen seca ($\eta=0$), una cohesión mayor o igual que 3 kPa es suficiente para que $F_s \geq 1$ (para $c=7$ kPa se obtiene $F_s=1,6$). Mientras que, con margen saturada ($\eta=1$), la cohesión debe ser mayor o igual que 6 kPa para que la misma sea estable (para $c=7$ kPa se obtiene $F_s=1,13$). En el caso de margen parcialmente saturada ($\eta=0,5$) se obtienen valores intermedios.

Si se considera $\alpha=90^\circ$ (manteniendo los mismos valores anteriores de los restantes parámetros) se observa que respecto al caso anterior ($\alpha=70^\circ$) F_s disminuye, B^* aumenta y V^* aumenta (por razones de espacio no se exponen los gráficos correspondientes). En este caso, por ejemplo, para $c=7$ kPa y $\eta=0$ (margen seca) el valor de F_s es igual a 1; mientras que para $\eta=1$ (margen saturada) el valor es $F_s=0,7$.

(iii) Influencia de la erosión del lecho Δz_b ($\alpha = 70^\circ$, $c = 7$ kPa)

Para $K=0$, $\Delta y_m=0$, $\alpha=70^\circ$ y $c=7$ kPa se hizo variar la erosión adimensional del lecho entre $\Delta z_b/Z_o=0$ y $\Delta z_b/Z_o=0,66$ aproximadamente. En la Figura 6 se observa la influencia de la erosión del lecho en: (a) el factor de seguridad F_s , (b) el incremento de ancho adimensional B^* y (c) el volumen total adimensional por unidad de longitud V^* . Se observa que el factor de seguridad disminuye a medida que se incrementa la erosión del lecho, y además, a igualdad de erosión del lecho, el factor de seguridad F_s disminuye a medida que aumenta el contenido de agua en el suelo de la margen. En el caso de margen seca ($\eta=0$), para que el factor de seguridad sea mayor o igual que 1 se requiere que la erosión sea menor o igual que $0,45 Z_o$ (aproximadamente la mitad de la altura de bankfull inicial). Mientras que, con margen saturada ($\eta=1$), para que el factor de seguridad sea mayor o igual que 1 se requiere que la erosión sea menor o igual que $0,07 Z_o$ aproximadamente, es decir, una erosión del lecho ligeramente superior a $0,07 Z_o$ ya es suficiente para que la misma sea inestable. Respecto al caso anterior, la erosión del lecho induce un aumento tanto del ancho B^* como del volumen total colapsado V^* .

(iv) Influencia de la erosión de pié de margen Δy_m ($\alpha = 70^\circ$, $c = 7$ kPa)

Para $K=0$, $\Delta z_b=0$, $\alpha=70^\circ$ y $c=7$ kPa se hizo variar la erosión adimensional de pié de margen entre $\Delta y_m/Z_o=0$ y $\Delta y_m/Z_o=0,16$ aproximadamente. En la Figura 7 se observa la influencia de la erosión de pié de margen en: (a) el factor de seguridad F_s , (b) el incremento de ancho adimensional B^* y (c) el volumen total adimensional por unidad de longitud V^* . La tendencia del factor de seguridad es similar a la del caso anterior. Para condición seca la margen es estable para todo el rango de variación de la erosión al pié, mientras que, para margen saturada una erosión al pié de $0,04 Z_o$ es suficiente para inestabilizarla. El ancho B^* se incrementa pero mucho menos que en el caso anterior. El volumen V^* es menor que en el caso anterior y muestra una tendencia a alcanzar un máximo y luego disminuir. Esto está de acuerdo con el proceso de erosión al pié de la margen, ya que al aumentar dicha erosión (partícula por partícula) hace que progresivamente disminuya el volumen V que colapsa masivamente.

(v) Influencia combinada de Δz_b y Δy_m ($\alpha = 70^\circ$, $c = 7$ kPa)

Para $K=0$, $\alpha=70^\circ$ y $c=7$ kPa se hizo variar la erosión adimensional del lecho entre $\Delta z_b/Z_o=0$ y $\Delta z_b/Z_o=0,66$ aproximadamente (como en (iii)) y la erosión adimensional de pié de margen entre $\Delta y_m/Z_o=0$ y $\Delta y_m/Z_o=0,16$ aproximadamente (como en (iv)). En la Figura 8 se observa la influencia combinada de la erosión de lecho y pié de margen en: (a) el factor de seguridad F_s , (b) el incremento de ancho adimensional B^* y (c) el volumen total adimensional por unidad de longitud V^* . En comparación con el caso (iii) la estabilidad disminuye ulteriormente. En el caso de margen seca ($\eta=0$), para que el factor de seguridad sea mayor o igual que 1 se requiere que la erosión sea menor o igual que $0,32 Z_o$. Mientras que, en condición saturada ($\eta=1$), para que el factor de seguridad sea mayor o igual que 1 se requiere que la erosión del lecho sea menor o igual que $0,03 Z_o$ aproximadamente, es decir, una erosión del lecho ligeramente mayor que $0,03 Z_o$ ya es suficiente para que la margen sea inestable. Respecto al caso (iii) se observa además un aumento tanto de B^* como de V^* .

(vi) Influencia conjunta de Δz_b , Δy_m y grieta de tracción Z_t

Al caso (v) ($\alpha=70^\circ$, $c=7$ kPa, $0 \leq \Delta z_b/Z_0 \leq 0,66$ y $0 \leq \Delta y_m/Z_0 \leq 0,16$) se le agregó la profundidad adimensional de la grieta de tracción $K=Z_t/Z=0,2$. Esto hace que la profundidad de la grieta de tracción varíe entre $0,7 \text{ m} \leq Z_t \leq 1,2 \text{ m}$ aproximadamente. En la Figura 9 se observa la influencia combinada de la erosión de lecho, de la erosión del pie de margen y de la grieta de tracción en: (a) el factor de seguridad F_s , (b) el incremento de ancho adimensional B^* y (c) el volumen total adimensional por unidad de longitud V^* . En comparación con el caso (v) la estabilidad disminuye. En el caso de margen seca ($\eta=0$), para que el factor de seguridad sea mayor o igual que 1 se requiere que la erosión del lecho sea menor o igual que $0,23 Z_0$. Mientras que, en condición saturada ($\eta=1$), la margen es inestable ($F_s < 1$) para todo el rango de variación de la erosión adimensional del lecho. En comparación al caso anterior, el efecto de la grieta de tracción se traduce en una disminución del incremento de ancho y una disminución del volumen V^* . Adoptando $K=0,4$ se observa que F_s , B^* y V^* tienden a disminuir ulteriormente.

Se analizó además la influencia de ρ_s , ϕ y p . Por cuestiones de espacio no se exponen los gráficos correspondientes. De todos modos, puede señalarse que una disminución de ϕ implica una disminución del factor de seguridad, mientras que, la influencia de la variación de p y ρ_s no es significativa.

CONCLUSIONES

El modelo de erosión de márgenes propuesto contempla los principales procesos que gobiernan el mecanismo de colapso masivo por falla plana. El modelo incluye entre otros factores, la erosión del fondo, la erosión del pie de margen, la profundidad de la grieta de tracción, la presión de confinamiento ejercida por el nivel de agua en el río y el contenido de agua en el suelo de la margen. Este último es regulado por el nivel freático y su efecto se simula mediante un coeficiente que ajusta los pesos específicos globales promedios, asociados al volumen del bloque de margen en lo que se refiere a las fuerzas de fricción y gravedad.

En el análisis de sensibilidad realizado se observa que el factor de seguridad disminuye con el aumento del ángulo inicial de la margen, con el aumento de la erosión del lecho, con el aumento de la erosión de pie de margen, con la disminución de la cohesión, con el incremento de la profundidad de la grieta de tracción y con la disminución del ángulo de fricción interna.

Por otra parte, cuando se verifican en forma conjunta los procesos de erosión de lecho, erosión de pie de margen y profundidad de grieta de tracción, el valor de F_s disminuye drásticamente. En este caso, la grieta de tracción induce una disminución del incremento de ancho y una disminución del volumen total colapsado. Finalmente, a igualdad de condiciones de erosión, cohesión, etc., se observa que el factor de seguridad F_s disminuye a medida que aumenta el contenido de agua en el suelo de la margen.

BIBLIOGRAFÍA

- Bishop, A.W.** (1955) “*The use of the slip circle in the stability analysis of slopes*”. Geotechnique, Vol.5, pp. 7-17.
- Culman, C.** (1866) *Graphische Statick*, Zurich.
- Darby, S.E. y Thorne, C.R.** (1996a). “*Numerical simulation of widening and bed deformation of straight sand-bed rivers I: Model development*”. Journal Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 122, N. 4, pp.184-193.
- Darby, S.E.; Gessler, D. y Thorne, C.R.** (2000) “*Computer program for stability analysis of steep, cohesive riverbanks*”. Earth Surface Proc. Landforms, Vol. 25, pp. 175-190.
- Darby, S.E.; Thorne, C.R. y Simon, A.** (1996b). “*Numerical simulation of widening and bed deformation of straight sand-bed rivers II: Model evaluation*”. Journal Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 122, N. 4, pp.194-202.
- Hagerty, D.J.** (1991) “*Piping/sapping erosion. I: Basic considerations*”. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 117, pp. 991-1008.
- Huang, Y.H.** (1983) *Stability analysis of earth slopes*. Van Nostrand Reinhold, New York, USA.
- Langendoen, E.J.; Simon, A.; Curini, A.; Alonso, C.V.** (1999) *Field validation of an improved process-based model for streambank stability analysis*. Proc. of the International Water Resources Engineering Conference, Seattle, WA.
- Lohnes, R. y Handy R.L.** (1968) “*Slope angles in friable loess*”. Journal of Geology, Vol.76, pp. 247-258.
- Osman, A.M. y Thorne, C.R.** (1988) “*Riverbank stability analysis. I: Theory*”. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 114, pp. 134-150.
- Simon, A.; Curini, A.; Darby, S.E. y Langendoen, E.J.** (1999) *Streambank mechanics and the role of bank and near-bank processes in incised channels*. In *Incised River Channels*. John Wiley, Chichester (Gran Bretaña). Darby & Simon eds., pp. 123-152.
- Spangler, M.G. y Handy, R.L.** (1982) *Soil engineering*. 4ta edición, Intext Educational, New York, USA.
- Thorne, C.R.** (1982) *Processes and mechanisms of river bank erosion*. In *Gravel Bed Rivers*. John Wiley, Chichester (Gran Bretaña). Hey, Bathurst & Thorne eds., pp. 227-271.
- Thorne, C.R. y Tovey, N.K.** (1981) “*Stability of composite river banks*”. Earth Surface Proc. Landforms, Vol. 6, pp. 469-484.
- Wan, G. y Xia, J.** (2001) “*Channel widening during degradation of alluvial rivers*”. International Journal of Sediment Research, Vol. 16, N.2, pp. 139-149.

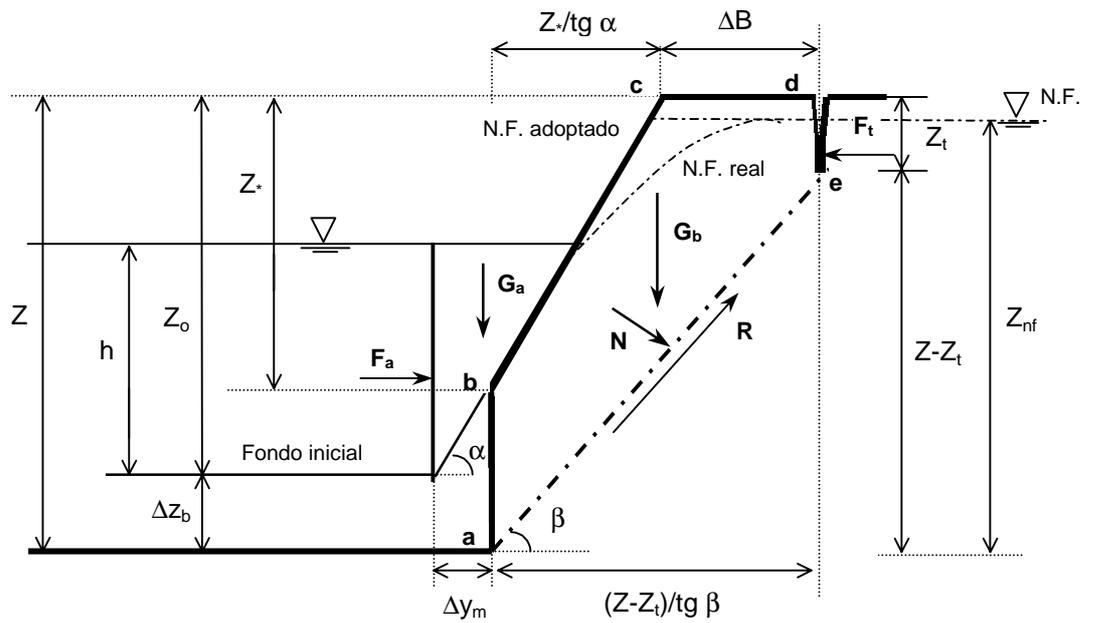


Figura 1. Esquemática de colapso de margen por falla plana debido al efecto combinado de erosión de fondo y erosión de pié de margen, incluyendo efecto del nivel freático y del nivel del curso.

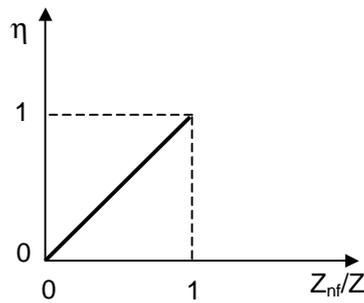


Figura 2. Coeficiente η en función del nivel freático adimensional Z_{nf}/Z .

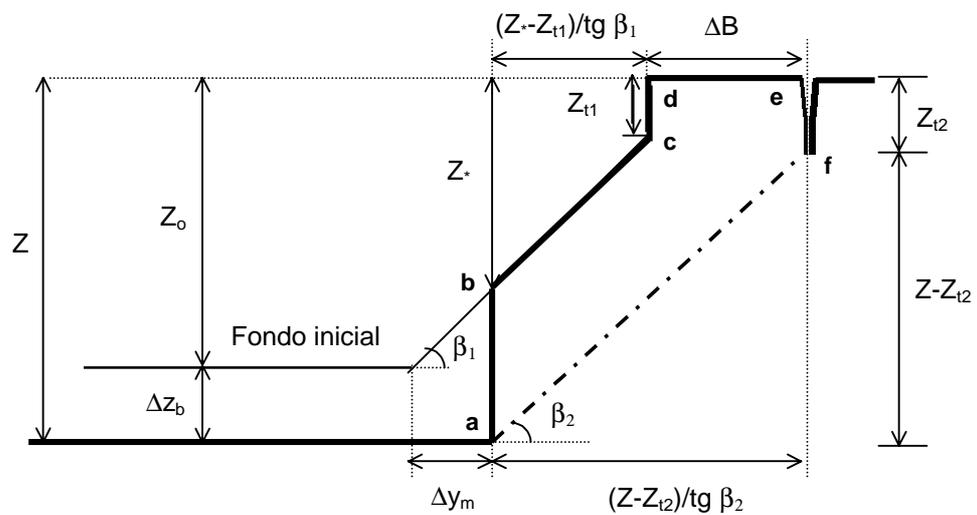


Figura 3. Esquemática de colapso de margen por falla plana, después del colapso inicial.

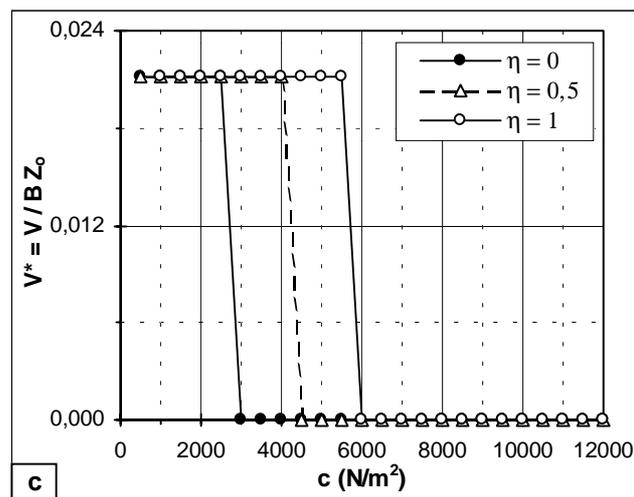
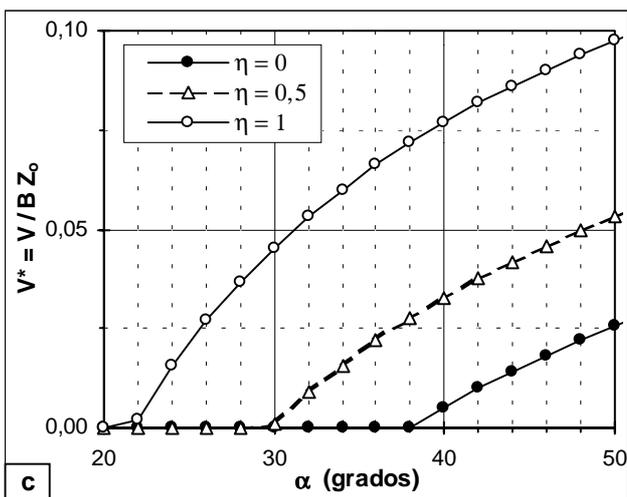
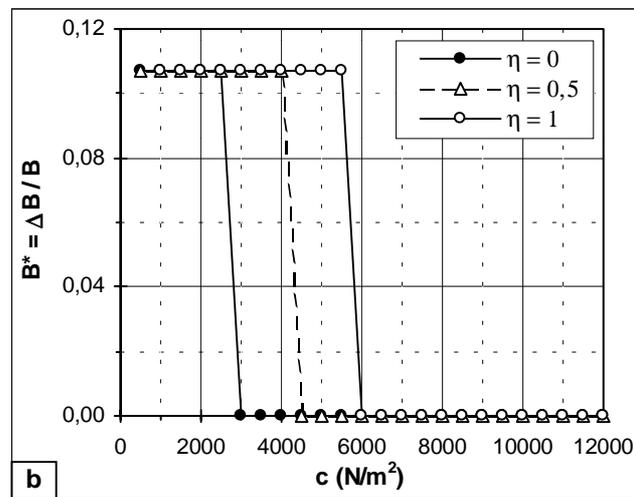
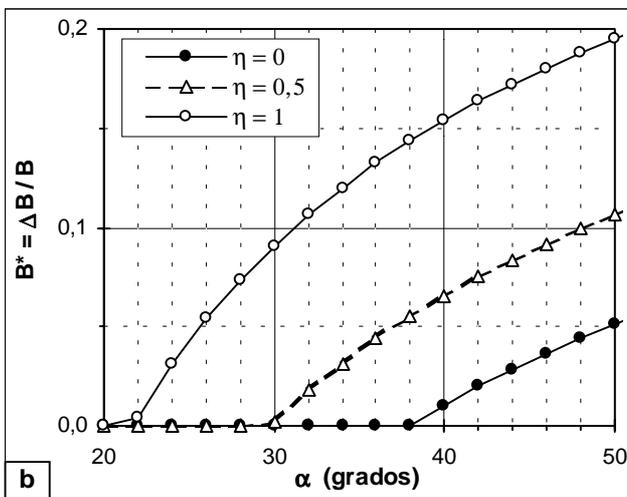
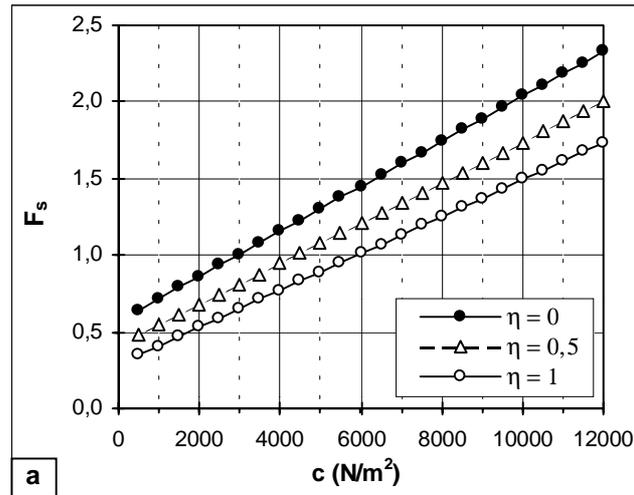
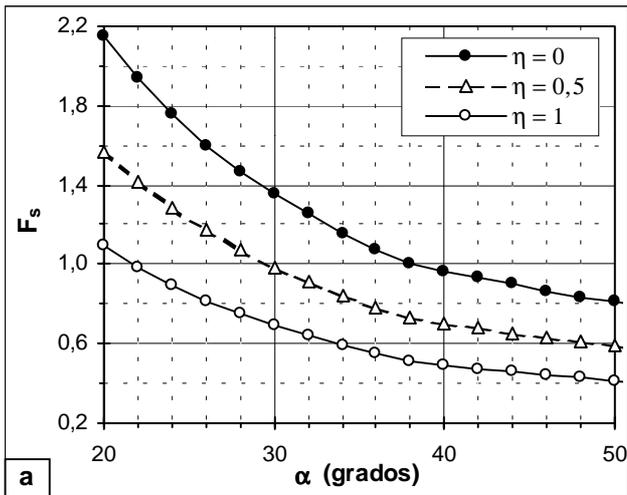


Figura 4. Influencia del ángulo inicial (suelo sin cohesión).
a) Factor de seguridad, b) Incremento ancho adimensional, c) Volumen por unidad de longitud adimensional.

Figura 5. Influencia de la cohesión. ($\alpha = 70^\circ$ fijo).

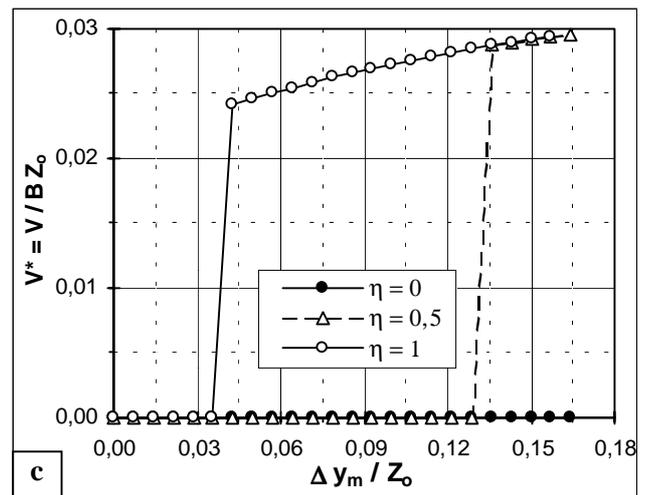
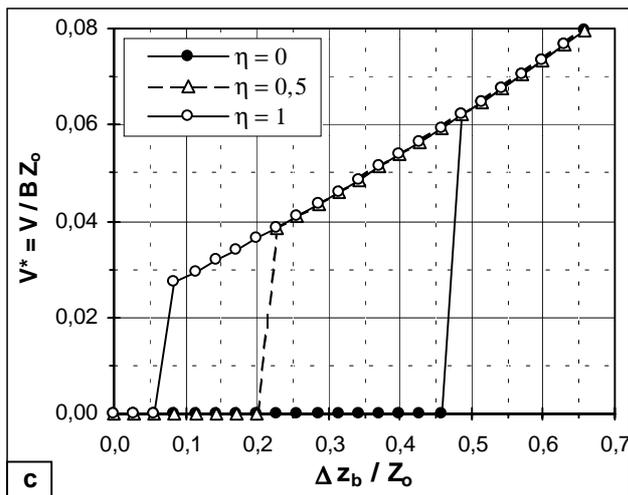
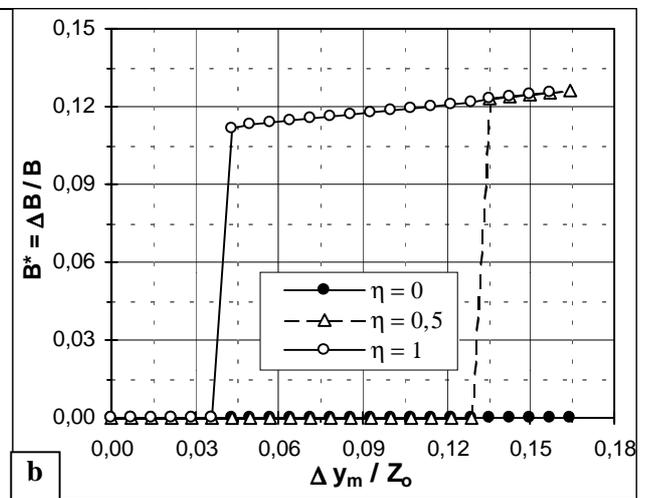
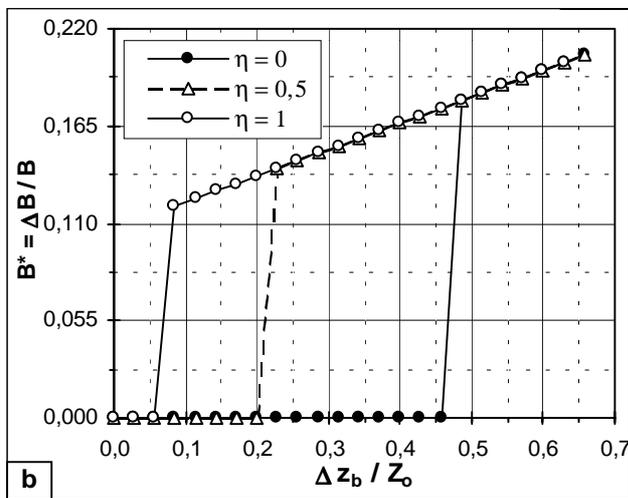
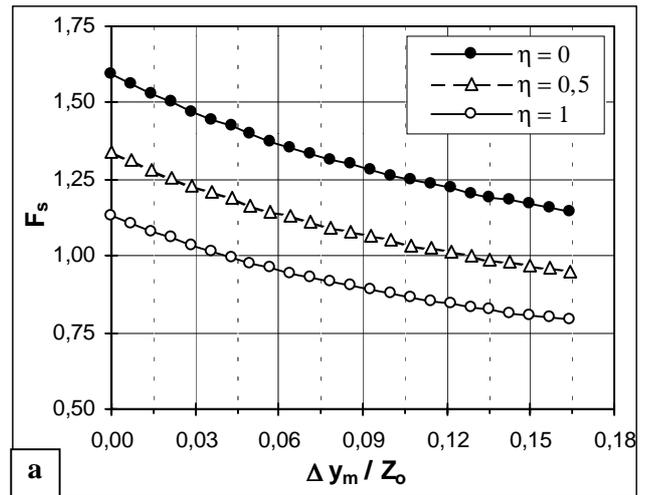
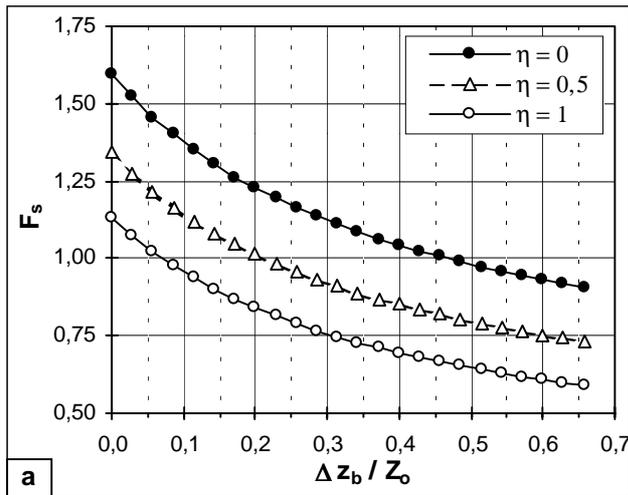


Figura 6. Influencia de la erosión del lecho.

a) Factor de seguridad, b) Incremento ancho adimensional, c) Volumen por unidad de longitud adimensional.

Figura 7. Influencia de la erosión al pie de margen.

a) Factor de seguridad, b) Incremento ancho adimensional, c) Volumen por unidad de longitud adimensional.

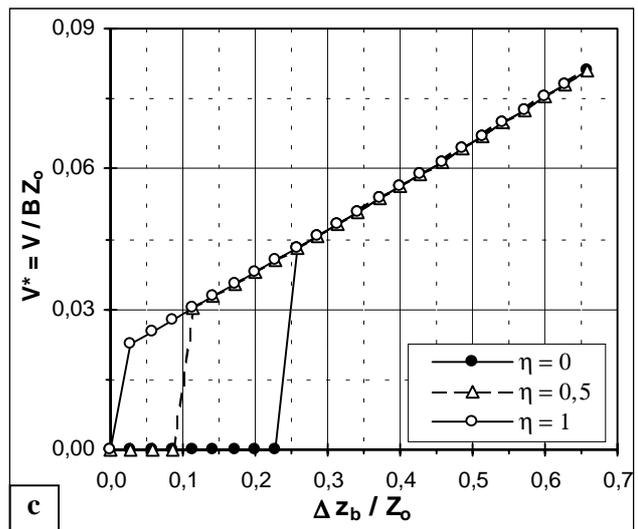
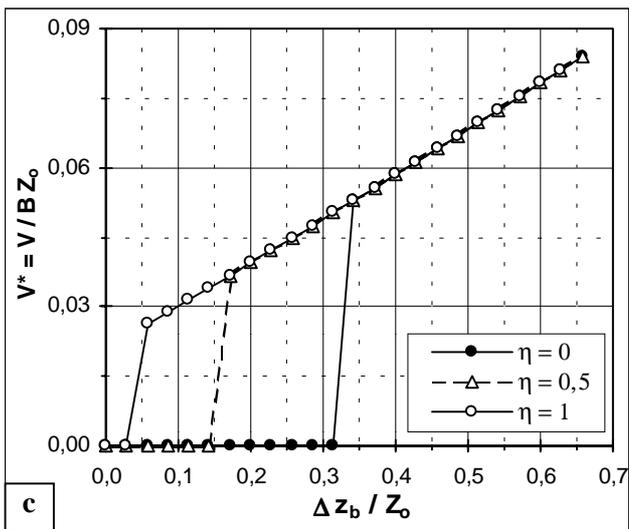
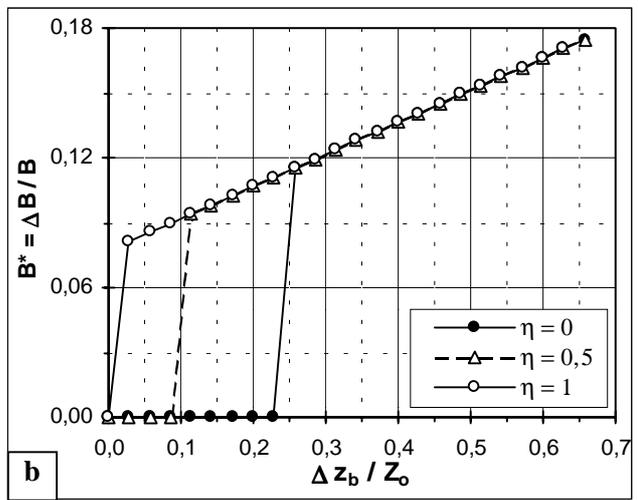
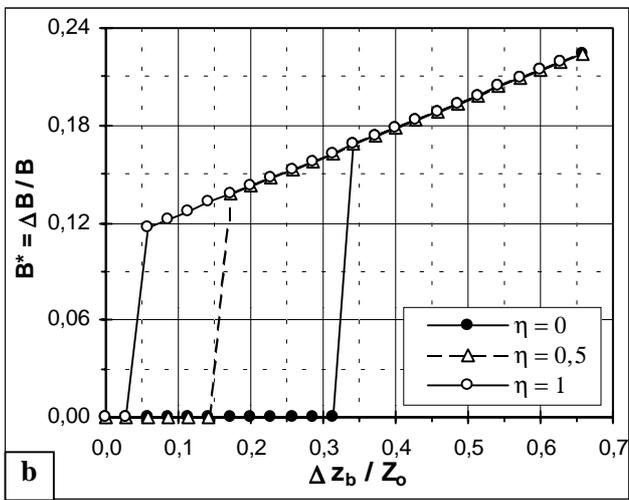
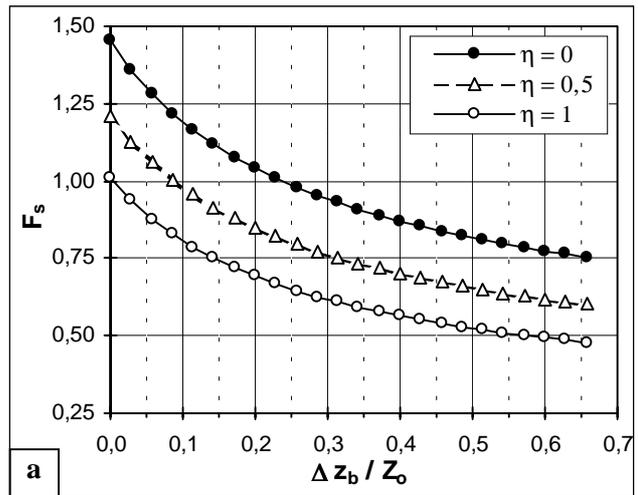
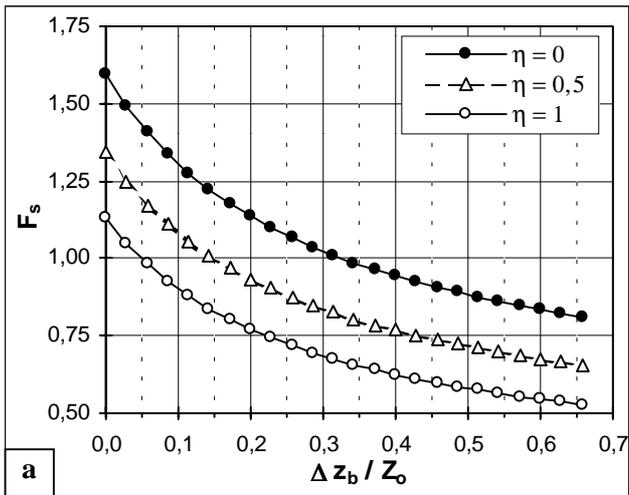


Figura 8. Influencia de la erosión del lecho y pié margen.
a) Factor de seguridad, b) Incremento ancho adimensional, c) Volumen por unidad de longitud adimensional.

Figura 9. Influencia de Δz_b , Δy_m y grieta de tracción.
a) Factor de seguridad, b) Incremento ancho adimensional, c) Volumen por unidad de longitud adimensional.