

XXII CONGRESO LATINOAMERICANO DE HIDRÁULICA
CIUDAD GUAYANA, VENEZUELA, OCTUBRE 2006

MODELACIÓN MATEMÁTICA DE LA ESTABILIDAD DE MÁRGENES
EN RÍOS ALUVIALES

Pedro A. Basile^{(1),(3)}, *Gerardo Riccardi*^{(2),(3)}, *Marina Garcia*^{(1),(3)} y *Hernán Stenta*^{(1),(3)}

⁽¹⁾ CONICET – ⁽²⁾ CIUNR – ⁽³⁾ DH y CURIHAM-FCEIA-UNR

Riobamba 245 bis, (2000) Rosario, Argentina - Telefax: ++54 +341 4808541

E-mail: pbasile@fceia.unr.edu.ar - Web: <http://www.fceia.unr.edu.ar/curiham>

RESUMEN:

Se presenta la formulación, la implementación computacional y la aplicación de un modelo de erosión de márgenes, que 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. 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. El modelo se aplicó para diagnosticar la estabilidad de márgenes en un tramo del río Paraná a la altura de los kilómetros 420 y 445 de la ruta de navegación.

ABSTRACT:

In this work the formulation, computational implementation and application of a riverbank erosion model is presented. The model takes into account the influence of riverbed degradation-aggradation processes, lateral erosion at the riverbank foot and the process of riverbank collapse due to geotechnical instability associated to planar failure. Riverbank stability is modelled by defining a safety factor expressing the relationship between the resistant force and the driving force. The model is based on the modification of the Osman and Thorne stability model, in which neither the effect of water content in the riverbank soil nor the hydrostatic force associated to water level variations in the river are considered. Thus, a generalized safety factor that takes into account both effects was developed. Compared with the Osman and Thorne model, in the case of dry riverbank soil condition and vanishing confining pressure, the same value of safety factor is obtained. Instead, for saturated riverbank soil condition the safety factor is definitively lower than in the former case. Moreover, two relationships to evaluate lateral sediment input and width increment of the cross section were derived. The model was applied to assess riverbank stability in the Paraná River at km 420 and km 445 of the navigation route.

PALABRAS CLAVE: estabilidad de márgenes, modelación matemática, río Paraná.

INTRODUCCIÓN

La erosión de márgenes es uno de los factores que contribuyen con el proceso de producción de sedimentos de las cuencas hidrográficas. La erosión de márgenes a lo largo de ríos aluviales puede causar un gran número de problemas económicos y ambientales, tales como la pérdida de tierras, infraestructuras y habitats acuáticos; además, la sedimentación aguas abajo puede afectar negativamente las profundidades náuticas disponibles para la navegación, la capacidad funcional de estructuras de control de inundaciones, obras de toma y embalses en general.

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 pie de 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 márgenes bajas de 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 y la posible interacción de los mismos hace dificultoso establecer un modelo de validez universal.

En años recientes se han realizado avances considerables en la modelación del mecanismo 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 pie 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 pie y erosión de lecho en proximidad de la margen. Los modelos matemáticos morfológicos 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 la implementación de un modelo de erosión de márgenes, EROSMAR_FP (Basile, 2005), que contempla el efecto combinado de la erosión fluvial del lecho, la erosión fluvial lateral de pie de margen, la profundidad de la grieta de tracción, la presión de confinamiento ejercida por el nivel de agua en el río, el contenido de agua en el suelo de la 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, en el modelo 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, el factor de seguridad utilizado en el modelo EROSMAR_FP 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. El modelo es aplicado para diagnosticar la estabilidad de márgenes en un tramo del río Paraná a la altura de los kilómetros 420 y 445 de la ruta de navegación.

MODELO MATEMÁTICO

La geometría del perfil de margen incluye la deformación por erosión lateral al pie (Δy_m) y la erosión del lecho (Δz_b) en proximidad de la margen, como se esquematiza en la Figura 1 (Basile, 2005). 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 se expresa mediante la relación entre la fuerza resistente R y la fuerza desestabilizadora D , actuantes sobre el bloque:

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

En rigor, si $F_s > 1$ la margen es estable y si $F_s < 1$ la margen es inestable. Sin embargo, debido a la incertidumbre en la evaluación de las fuerzas (por la heterogeneidad de los parámetros geotécnicos involucrados) se establece un rango intermedio para el cual si $1 \leq F_s \leq 1,3$ la margen es condicionalmente estable.

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

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

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:

$$D = (G_b + G_a) \text{sen } \beta - (F_a - F_t) \text{cos } \beta \quad (3)$$

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

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

La fuerza N dada por:

$$N = (P + G_a) \text{cos } \beta + (F_a - F_t) \text{sen } \beta \quad (5)$$

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:

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

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 y en el suelo de margen, la ecuación (6) queda expresada como:

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

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 fuerza ejercida por el bloque de margen (cuyo volumen total es V) es reducida por el efecto de flotación, mientras que el peso total del volumen V aumenta debido a la presencia del agua. En general, las fuerzas P y G_b pueden expresarse 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:

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

Los pesos específicos globales, asociados al volumen V , pueden expresarse de la manera que se describe a continuación.

Margen seca

Si el sedimento de margen está seco ambos pesos específicos son iguales a:

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

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

Si el sedimento de margen está saturado las partículas de suelo están sumergidas, 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:

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

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 una función lineal. 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_{f^*} 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 y el incremento de ancho ΔB mediante:

$$V = \frac{1}{2} \left(\frac{Z^2 - Z_t^2}{\text{tg}\beta} - \frac{Z^2}{\text{tg}\alpha} \right), \quad \Delta B = \frac{Z - Z_t}{\text{tg}\beta} - \frac{Z^*}{\text{tg}\alpha} \quad (18a) \text{ y } (18b)$$

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 V por unidad de longitud de margen, contenido en $abcdef$ (ver Figura 3) y el correspondiente incremento de ancho ΔB se expresan de la siguiente manera:

$$V = \frac{1}{2} \left[\frac{(Z^2 - Z_{t2}^2)}{\text{tg}\beta_2} - \frac{(Z^2 - Z_{t1}^2)}{\text{tg}\beta_1} \right], \quad \Delta B = \left[\frac{(Z - Z_{t2})}{\text{tg}\beta_2} - \frac{(Z - Z_{t1})}{\text{tg}\beta_1} \right] \quad (19a) \text{ y } (19b)$$

El proceso de erosión de márgenes se simula dinámicamente incorporando las ecuaciones (14) a (19) en un modelo hidromorfológico (Basile, 2000) que brinda información sobre la evolución de la erosión/sedimentación del lecho (Δz_b), la erosión al pié de margen (Δy_m) y la evolución de niveles hídricos en el curso de agua (h) y conociendo, además, la evolución del nivel freático en la zona de margen. Por otra parte, el modelo de erosión por colapso masivo de margen puede aplicarse también en forma estática para determinadas configuraciones geométricas del perfil de margen y diferentes condiciones hidráulicas y geotécnicas especificadas.

APLICACIÓN DEL MODELO

Para la aplicación del modelo se utilizaron datos topográficos y geotécnicos de las barrancas sobre margen derecha del río Paraná a la altura del km 420 y del km 445 en correspondencia de las ciudades de Rosario y San Lorenzo respectivamente. Los datos geotécnicos se obtuvieron a través de ensayos de laboratorio de muestras extraídas mediante perforaciones realizadas en distintas zonas de las barrancas (DPOH, 1998). En la Tabla 1 se presentan las características topográficas y geotécnicas de cada uno de los perfiles de barranca estudiados.

El modelo se aplicó estáticamente considerando el perfil de la barranca dividido en tres estratos, cada uno con sus características geotécnicas definidas. Además, a los efectos comparativos se consideraron diferentes condiciones: (a) condición de suelo seco, (b) condición de suelo saturado y (c) condición de suelo saturado con profundidad adimensional de la grieta de tracción $K=0,2$.

Cabe destacar que cuando se realizaron los sondeos para extraer las muestras de suelo no se detectó la presencia de la napa freática. Sin embargo, es necesario señalar que, aún sin la presencia de la napa freática, se pueden alcanzar distintos grados de saturación como consecuencia de eventuales pérdidas a través de la red de distribución de agua, de roturas en conductos de desagüe y de procesos locales de infiltración de lluvia.

Los perfiles de barrancas analizados no son alcanzados por las variaciones del nivel hidrométrico del río, por lo tanto, no son expuestos directamente a la acción hidrodinámica de la corriente hídrica en la totalidad de la altura especificada. Consecuentemente, la presión de confinamiento, la erosión de fondo y la erosión de pié de margen fueron consideradas nulas.

De esta manera, para cada perfil (dividido en tres estratos) se evaluó la estabilidad considerando planos de falla definidos de la siguiente manera: 1) a la altura del primer estrato, 2) a la altura del conjunto formado por el primer y segundo estrato y 3) a la altura total formada por el conjunto de los tres estratos superpuestos. A cada estrato se le asociaron las correspondientes características geotécnicas definidas en la Tabla 1.

ANÁLISIS DE RESULTADOS

En la Tabla 2 se exponen los valores calculados del factor de seguridad, en función de las distintas condiciones planteadas y para cada uno de los perfiles analizados. Los tres estratos superpuestos representan la situación más desfavorable desde el punto de vista de la estabilidad. Considerando esta situación en combinación con la condición de margen seca (condición a) se observa que el factor de seguridad está por encima de 1,3 en todos los perfiles analizados, es decir, las barrancas son estables. En particular, considerando los perfiles del km 420, el factor de seguridad varía entre 1,5 (perfil P4) y 2,55 (perfil P5). Por otra parte, considerando el km 445, el factor de seguridad varía entre 4,78 (perfil P1) y 13,63 (perfil P3).

Considerando nuevamente los tres estratos superpuestos pero condición de margen saturada (condición b) se observa que los perfiles P1, P2 y P3 correspondientes al km 420 pueden considerarse condicionalmente estables, con valores del factor de seguridad de 1,11; 1,17 y 1,25 respectivamente. Mientras que, el perfil P5 es estable ($F_s=1,7$) y el perfil P4 es inestable ($F_s=0,99$). En lo que respecta al km 445, todos los perfiles son estables con F_s variando entre 3,54 (perfil P1) y 10,36 (perfil P3).

Si a la condición de suelo saturado se le agrega una profundidad adimensional de grieta de tracción $K=0,2$ (condición c) se observa que en el km 420 los perfiles P1, P2 y P4 presentan factores de seguridad menores que la unidad, es decir, son inestables, mientras que, el perfil P3 es condicionalmente estable ($F_s=1,01$) y el perfil P5 es estable ($F_s=1,36$). En el caso del km 445 se observa que el factor de seguridad varía entre 2,9 (perfil P1) y 8,45 (perfil P3), es decir, son estables.

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 pié 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.

La aplicación del modelo en el río Paraná (km 420) muestra que para margen seca (condición a) las barrancas son estables, con un valor mínimo de $F_s=1,5$ correspondiente al perfil P4. Para suelo de margen saturado (condición b) el factor de seguridad se reduce respecto a la condición anterior, conduciendo al perfil P4 a la inestabilidad. Para margen saturada y $K=0,2$ (condición c) el factor de seguridad se reduce ulteriormente y hace que los perfiles sean inestables o condicionalmente estables, con excepción del perfil P5 cuyo factor de seguridad es de 1,36.

Los factores de seguridad de los perfiles en el km 445, calculados para las distintas condiciones consideradas, son mucho mayores que la unidad. Esto indica que las márgenes son estables, debido sustancialmente a los elevados valores de la cohesión y a los ángulos de talud relativamente menores. En efecto, aún en la condición más desfavorable desde el punto de vista de la estabilidad, es decir, margen saturada y profundidad adimensional de grieta de tracción $K=0,2$ (condición c) y tres estratos superpuestos, se observa que las márgenes pueden continuar siendo estables, con un valor mínimo del factor de seguridad entorno a 2,9 (perfil P1) y un valor máximo de 8,45 (perfil P3).

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Basile, P.A.** (2005). "Modelación de la Erosión de Márgenes por Mecanismo de Colapso Masivo Asociado a Falla Plana". XX Congreso Nacional del Agua, Mendoza, Argentina.
- Basile, P.A.** (2000). "Modelación Matemática Hidromorfológica en Ríos con Lechos de Sedimentos Heterogéneos". XIX Congreso Latinoamericano de Hidráulica – IAHR, Córdoba, Argentina. Tomo III, pp. 565-574.
- 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 Statik*, 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.
- DPOH** (1998). "Estudio geotécnico para proyecto de estabilización de barrancas en Campo de la Gloria, San Lorenzo, Santa Fe". Informe técnico.
- 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.

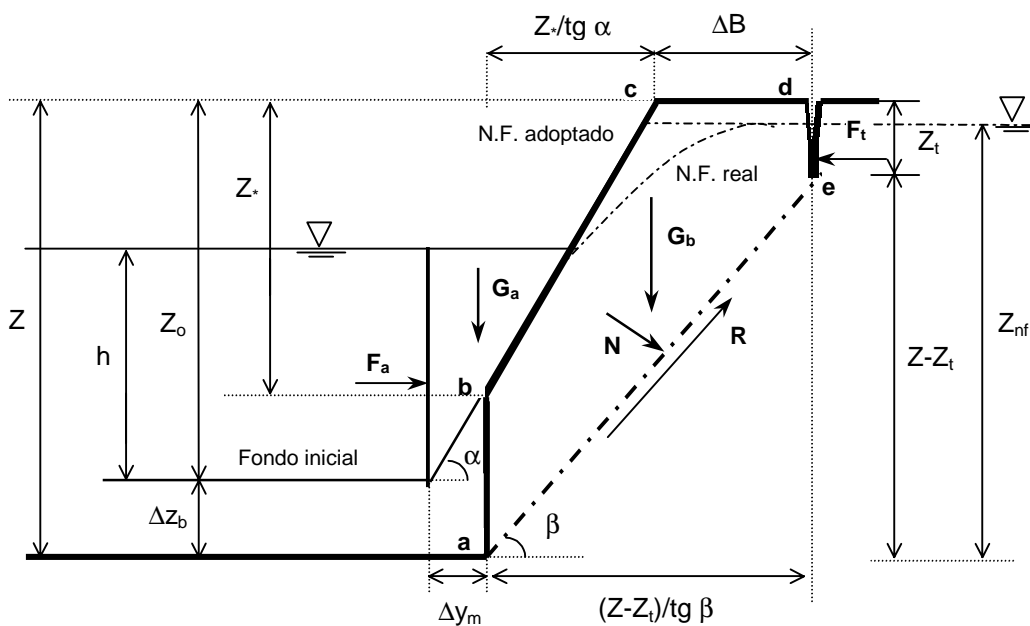


Figura 1.- Esquemización de colapso de margen por falla plana debido al efecto combinado de erosión de fondo y erosión de pie de margen, incluyendo efecto del nivel freático y del nivel del curso.

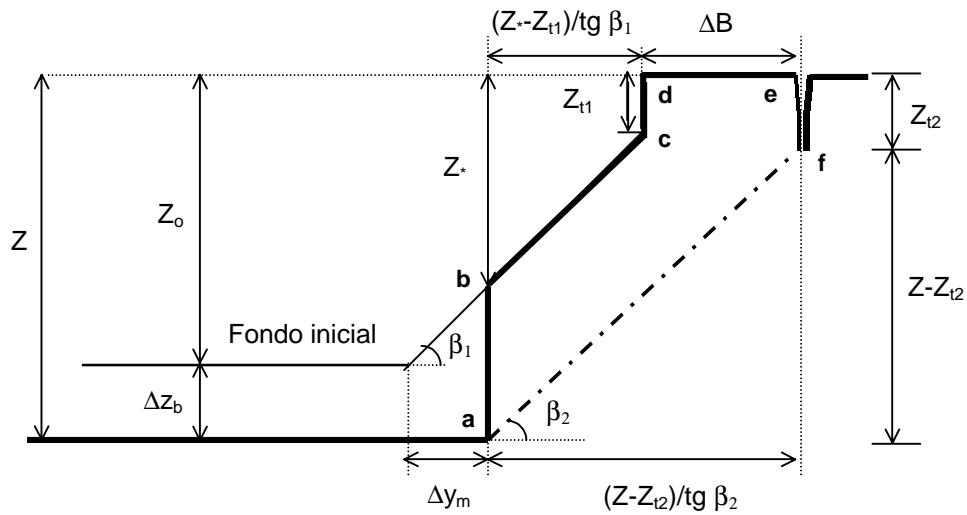


Figura 2.- Esquematación de colapso de margen por falla plana, después del colapso inicial.

Tabla 1.- Datos topográficos y geotécnicos de las barrancas del río Paraná.

	Perfil N°	α (°)	Z (m)	Estrato N°	ΔZ (m)	c (N/m ²)	ϕ (°)	γ_{sat} (N/m ³)	ρ (-)
K M 4 2 0	P1	74	14,0	1	0,0 - 3,5	15.836	34,3	18.616	0,439
				2	3,5 - 8,0	29.103	37,7	18.275	0,461
				3	8,0 - 14,0	38.259	39,0	17.975	0,480
	P2	74	13,0	1	0,0 - 3,5	30.916	15,9	17.856	0,487
				2	3,5 - 8,0	27.337	36,3	17.913	0,484
				3	8,0 - 13,0	40.221	36,4	17.353	0,519
	P3	80	9,0	1	0,0 - 3,5	40.221	18,0	18.410	0,452
				2	3,5 - 5,0	29.921	29,5	19.046	0,412
				3	5,0 - 9,0	19.620	41,0	17.613	0,503
	P4	85	10,0	1	0,0 - 3,5	29.430	22,4	18.459	0,449
				2	3,5 - 6,5	21.582	29,0	17.270	0,525
				3	6,5 - 10,0	37.278	29,0	17.604	0,503
	P5	85	8,0	1	0,0 - 3,5	23.936	42,1	18.138	0,469
				2	3,5 - 6,5	38.210	43,2	17.990	0,479
				3	6,5 - 8,0	49.050	44,0	17.494	0,510
K M 4 4 5	P1	60	18,0	1	0,0 - 4,5	98.100	27,0	18.303	0,459
				2	4,5 - 8,5	138.321	29,0	19.074	0,410
				3	8,5 - 18	115.758	32,0	18.796	0,427
	P2	56	17,0	1	0,0 - 4,5	98.100	27,0	18.303	0,459
				2	4,5 - 8,5	138.321	29,0	19.074	0,410
				3	8,5 - 17,0	115.758	32,0	18.796	0,427
	P3	45	11,0	1	0,0 - 3,0	98.100	27,0	18.303	0,459
				2	3,0 - 7,0	138.321	29,0	19.074	0,410
				3	7,0 - 11	115.758	32,0	18.796	0,427

Tabla 2.- Factor de seguridad para cada situación analizada en el río Paraná.

	Perfil Nº	Estrato Nº	Z _{ac.} (m)	Factor de seguridad †		
				(a)	(b)	(c)
K M 4 2 0	P1	1	3,5	2,70	1,93	1,58
		2	8,0	2,04	1,39	1,13
		3	14,0	1,71	1,11	0,90
	P2	1	3,5	4,07	2,90	2,38
		2	8,0	2,15	1,46	1,20
		3	13,0	1,84	1,17	0,96
	P3	1	3,5	4,45	3,29	2,70
		2	5,0	2,90	2,18	1,80
		3	9,0	1,87	1,23	1,01
	P4	1	3,5	3,15	2,31	1,89
		2	6,5	1,93	1,27	1,04
		3	10,0	1,50	0,99	0,81
	P5	1	3,5	3,53	2,50	2,02
		2	6,5	2,62	1,81	1,46
		3	8,0	2,55	1,70	1,36
K M 4 4 5	P1	1	4,5	14,53	10,80	8,84
		2	8,5	8,81	6,79	5,57
		3	18,0	4,78	3,54	2,90
	P2	1	4,5	16,36	12,17	9,95
		2	8,5	9,94	7,67	6,29
		3	17,0	5,68	4,23	3,47
	P3	1	3,0	37,14	27,80	22,66
		2	7,0	19,33	15,04	12,29
		3	10,0	13,63	10,36	8,45

† (a) margen seca, (b) margen saturada, (c) margen saturada y K=0,2.