



XXXIII JORNADAS SUDAMERICANAS
DE INGENIERIA ESTRUCTURAL
Santiago, 26 al 30 de Mayo de 2008



www.asaee.org.br

APLICACIÓN DE METODOS DE EQUILIBRIO LÍMITE Y DE DEGRADACION DE PARÁMETROS A LA ESTIMACIÓN DE LA SEGURIDAD DE PRESAS DE MATERIALES SUELTOS

APPLICATION OF STRENGTH REDUCTION AND LIMIT EQUILIBRIUM METHODS TO THE SAFETY ESTIMATION OF EMBANKMENT DAMS

Armando Serrano Lombillo (1); Ignacio Escuder Bueno (2); Manuel G. de Membrillera Ortuño (3);
Luis Altarejos García (4)

- (1) Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Valencia.
- (2) Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Valencia
- (3) Doctor Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos, Universidad de Castilla la Mancha
- (4) Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Valencia

Departamento de Ingeniería Hidráulica
Universidad Politécnica de Valencia
Camino de Vera s/n, 46022, Valencia, España



XXXIII JORNADAS SUDAMERICANAS
DE INGENIERIA ESTRUCTURAL
Santiago, 26 al 30 de Mayo de 2008



www.asaae.org.br

Resumen

La modelación numérica de presas es un paso muy importante en la evaluación de su seguridad, tanto si la evaluación se está llevando a cabo mediante un enfoque tradicional como si se están aplicando los más modernos enfoques basados en riesgo. Para llevar a cabo estos cálculos es habitual el uso de códigos de elementos finitos o diferencias finitas. Se ha elegido el código FLAC por su potencia y por la flexibilidad que le otorga su lenguaje de programación FISH. Mediante el uso de dicho lenguaje se han desarrollado una serie de rutinas que sistematizan los cálculos habituales en la evaluación de la seguridad de presas y embalses (generación de la malla de cálculo, simulación del proceso constructivo, evaluación de diferentes casos de carga, obtención de resultados...). Estas rutinas ofrecen muchas ventajas ya que no sólo suponen un ahorro de tiempo, también ayudan a evitar errores y omisiones en el proceso.

El método más popular para la obtención de coeficientes de seguridad en los programas de elementos finitos y diferencias finitas es el de degradación de parámetros, sin embargo muchas normativas y recomendaciones ofrecen coeficientes de seguridad deducidos mediante métodos de equilibrio límite. Es por esto que se comparan diversos resultados obtenidos mediante el método de degradación de parámetros en FLAC y varios métodos de equilibrio límite con SLOPE/W (del paquete GeoStudio), discutiéndose las diferencias entre ambos métodos. Por último, se presenta un caso de aplicación en el que se han empleado los distintos conceptos y rutinas expuestos aquí.

Palabra-clave: Presas de materiales sueltos, análisis de riesgos, coeficientes de seguridad, equilibrio límite, degradación de parámetros

Abstract

Numerical modelling of dams is a very important step in the evaluation of their safety, both for classical and modern risk-based approaches. The use of finite-element and finite-difference codes is widespread in these calculations. FLAC has been chosen for its power and the flexibility that its programming language (FISH) gives it. Using this language, an array of automation codes have been developed to help in common dam safety calculations (grid generation, construction simulation, load scenarios evaluation, processing of results...). These automation codes offer many advantages besides time savings: they also help minimizing errors.

The most popular method for obtaining safety factors in finite-element and finite-difference codes is the strength reduction method. However, many legislations and guidelines propose safety factors which were deduced using limit equilibrium methods. This article presents results obtained with both methods using FLAC and SLOPE/W (GeoStudio) and discusses their differences. An applied case is presented showing all the above concepts.

Keywords: Embankment dams, risk analysis, safety factors, limit equilibrium method, strength reduction method.

1 INTRODUCCIÓN

La modelación numérica de presas es un paso muy importante en la evaluación de su seguridad, tanto si la evaluación se está llevando a cabo mediante un enfoque tradicional como si se están aplicando los más modernos enfoques basados en riesgo [1, 2, 3].

Para llevar a cabo estos cálculos es habitual el uso de códigos de elementos finitos o diferencias finitas. Se ha elegido el código FLAC por su potencia y por la flexibilidad que le otorga su lenguaje de programación FISH [4].

Mediante el uso de dicho lenguaje se han desarrollado una serie de rutinas que sistematizan los cálculos habituales en la evaluación de la seguridad de presas y embalses (generación de la malla de cálculo, simulación del proceso constructivo, evaluación de diferentes casos de carga, obtención de resultados...). Estas rutinas ofrecen muchas ventajas ya que no sólo suponen un ahorro de tiempo, también ayudan a evitar errores y omisiones en el proceso y simplifican la realización de estudios de sensibilidad. En el presente artículo se exponen las rutinas empleadas para la simulación del proceso constructivo.

Por otra parte, las normativas y recomendaciones ofrecen muchas veces coeficientes de seguridad deducidos mediante métodos de equilibrio límite. Por ello es adecuado calcular también los coeficientes de seguridad mediante dichos métodos. A tal efecto, se ha utilizado el programa SLOPE/W del paquete GeoStudio, por su flexibilidad en cuanto a métodos de cálculo se refiere y también por su facilidad de uso.

Aplicando todos estos conceptos se presenta en este artículo un caso de aplicación que los autores desarrollaron recientemente.

Por último se discute la validez de emplear unos u otros métodos de cálculo, tanto en la fase de diseño como en la de comprobación.

2 SIMULACIÓN DEL PROCESO CONSTRUCTIVO

Si se trabaja con el código FLAC, el primer paso en todo modelo es la generación de la malla de cálculo. En ese paso se debe generar la malla completa del modelo, incluso si el modelo se va emplear para simular una construcción por fases, ya que FLAC no permite la generación de malla una vez se han iniciado los cálculos. Por lo tanto, en caso de que se quiera simular la construcción por tongadas tan característica de las presas de materiales sueltos los pasos a seguir (de forma genérica) son:

- Generación de la malla completa (cimentación y presa). Nota: la malla de la presa se debe generar de tal forma que permita la posterior simulación de las tongadas.
- Asignación de material, propiedades y condiciones de contorno al cimiento (manteniendo la parte de la malla correspondiente a la presa con material tipo "NULL").
- Inicialización de tensiones y/o cálculo a peso propio del cimiento.
- Para cada tongada:
 - Activación de la tongada: asignación de material y propiedades a la parte de la malla que se corresponda con la tongada simulada.
 - Cálculo del modelo hasta alcanzar el equilibrio.
- Resto de cálculos.

Para poder automatizar el proceso de simulación de la construcción por tongadas se ha seguido la siguiente metodología:

- La malla de la presa se ha construido mediante filas de espesor igual al espesor de tongada.

- Se ha creado una variable extra asociada a cada zona del modelo (mediante el comando CONFIG EXTRA n). En esta variable extra se pretende almacenar un valor distinto en cada zona dependiendo de si pertenece a la presa, al cimiento o a ninguno de los dos. Para ello, los pasos seguidos son:
 - Generar la malla.
 - Asignar material constitutivo a toda la malla.
 - Asignar material nulo a las zonas que no pertenecen al cimiento ni a la presa.
 - Incrementar en un uno el valor de la variable extra de las zonas que no tengan material nulo. Esto se hace mediante la función MARCAR, programada en FISH y que se muestra más adelante.
 - Asignar material nulo a la presa.
 - Aplicar de nuevo la función MARCAR.

De esta forma, se tiene que la variable extra vale 0 para las zonas que no se van a incluir en el cálculo, 1 para las zonas de la presa y 2 para las del cimiento. En este caso, se trata de una presa homogénea, pero para una presa con varios materiales (por ejemplo núcleo impermeable y escollera) se debería aplicar la función MARCAR más veces para poder diferenciar entre las distintas zonas.

- Para la construcción por fases se ha creado la función CONSTRUYE (programada en FISH y que se muestra más adelante), que consiste en un bucle en el que para cada tongada se activan las zonas correspondientes y se lleva el modelo a equilibrio. Antes de llamar a la función CONSTRUYE se deben asignar mediante el comando SET sus parámetros, que son:
 - n_tong: número de tongadas.
 - j_tong_ini: coordenada j de la tongada inferior.
 - bulk_p, she_p, den_p, fri_p y coh_p: propiedades constitutivas de la presa.

La estructura de esta función es muy adecuada para ser adaptada a casos y geometrías más complejos.

A continuación se incluyen las funciones FISH que se han presentado.

```
def MARCAR
  loop i (1,izones)
    loop j (1,jzones)
      if model(i,j) > 1 then
        ex_1(i,j) = ex_1(i,j) + 1
      end_if
    end_loop
  end_loop
end
```

```
def CONSTRUYE
  loop tongada (1, n_tong)
    xx = out('Tongada ' + string(tongada) + ' de ' + string(n_tong))
    jj = tongada + j_tong_ini - 1
    loop ii (1, izones)
      if ex_1(ii, jj) = 1 then
        command
          model mohr i=ii j=jj
          pro bulk=bulk_p she=she_p den=dens_p fri=fri_p coh=coh_p j=jj i=ii
        end_command
      end_if
    end_loop
    command
      SOLVE
    end_command
  end_loop
end
```

3 OBTENCIÓN DE COEFICIENTES DE SEGURIDAD

En el contexto de los modelos tenso-deformacionales (modelos de elementos finitos y modelos de diferencias finitas), existen varios métodos para calcular coeficientes de seguridad. El método de degradación de parámetros consiste en reducir los parámetros resistentes del modelo hasta que el problema se haga inestable. En el caso de utilizar un modelo de Mohr-Coulomb, el coeficiente de seguridad sería el número por el que habría que dividir la cohesión y la tangente del ángulo de rozamiento para llegar a la inestabilidad. Otra manera de calcular el coeficiente de seguridad dada una superficie potencial de rotura, consiste en medir la diferencia entre las tensiones existentes a lo largo de dicha superficie y las máximas admisibles. De estos dos métodos, FLAC incorpora en sus rutinas internas el primero, mediante el comando SOLVE FOS [5], aunque mediante el uso del lenguaje de programación FISH es posible implementar cualquiera de los dos métodos. De hecho, en ocasiones puede ser conveniente re-implementar el método de degradación de parámetros en FISH para tener un mayor control sobre el procedimiento usado (por ejemplo, para capturar un determinado modo de fallo) y el tiempo empleado (buscando un compromiso entre precisión y tiempo de cálculo).

Sin embargo muchas normativas y recomendaciones ofrecen coeficientes de seguridad deducidos mediante métodos de equilibrio límite. Existen dos diferencias entre los principales métodos de cálculo por equilibrio límite: las hipótesis que se hacen al respecto de las fuerzas entre rebanadas y la manera en que se calcula el coeficiente de seguridad (coeficiente al vuelco o coeficiente al deslizamiento). A continuación se hace un repaso de varios métodos, todos ellos disponibles en el programa SLOPE/W del paquete GeoSlope [6]. En el presente trabajo, se ha empleado el de Morgenstern-Price, aunque para algunos cálculos también se han obtenido los coeficientes de seguridad por los métodos de Bishop y Janbu, por ser estos métodos ampliamente utilizados, conocidos y contrastados.

- **Método ordinario, sueco o de Fellenius:** Este fue el primer método desarrollado y es el más simple de todos. Ignora todas las fuerzas entre rebanadas. Calcula el coeficiente de seguridad frente al vuelco como el momento de las fuerzas resistentes partido por el momento de las fuerzas desequilibrantes, a lo largo de la superficie de rotura. En caso de adoptarse un criterio de rotura de Mohr-Coulomb, el coeficiente de seguridad se puede calcular fácilmente sin necesidad de métodos numéricos ya que viene dado por la siguiente fórmula explícita:

$$FS = \frac{\sum_i (c_i \cdot \beta_i + W_i \cdot \cos \alpha_i \cdot \tan \phi_i) \cdot r_i}{\sum_i (W_i \cdot \sin \alpha_i) \cdot r_i} \quad (\text{ecuación 1})$$

donde c_i es la cohesión en la rebanada i , β_i es la longitud de la base de la rebanada i , W_i es el peso de la rebanada i , α_i es la inclinación de la base de la rebanada i , ϕ_i es el ángulo de rozamiento de la rebanada i y r_i es la distancia entre la base de la rebanada i y el punto desde el cual se toman los momentos.

Al ignorar las fuerzas entre rebanadas, el método ordinario puede dar resultados muy alejados de la realidad y sólo tiene interés desde el punto de vista histórico, por ser el primer método empleado.

- **Método de Bishop:** Este método fue ideado por Bishop en los años 50 y presenta algunos avances respecto del método ordinario. El coeficiente de seguridad se calcula igual que en el método ordinario (momento de las fuerzas resistentes partido por el momento de las fuerzas desequilibrantes), pero en el método de Bishop se tienen en cuenta las fuerzas normales entre las rebanadas para hacer un equilibrio de fuerzas y calcular la fuerza normal a la base de la rebanada de una manera más realista que en el método ordinario. Sin embargo, esta sofisticación implica que la ecuación del coeficiente de seguridad se vuelve implícita y por lo tanto complica su cálculo. Por supuesto, con los medios de cálculo de hoy en día, esto no es ningún problema.
- **Método de Janbu:** Fue ideado por Janbu, también en los años 50 y es similar al método de Bishop, pero en lugar de obtenerse el coeficiente de seguridad frente al vuelco (sumatorio de momentos), se obtiene el coeficiente de seguridad frente a deslizamiento (sumatorio de fuerzas horizontales).
- **Método de Spencer:** El método de Spencer es de los años 60, cuando ya se disponía de ordenadores. En este método, además de las fuerzas normales entre rebanadas se tienen en cuenta las de corte, mediante la siguiente ecuación:

$$X_i = \lambda \cdot E_i \quad (\text{ecuación 2})$$

donde X_i es la fuerza de corte en el contacto i entre rebanadas, E_i es la fuerza normal en el contacto i entre rebanadas y λ es una incógnita del problema. Como λ vale lo mismo para todas las rebanadas, eso quiere decir que la inclinación de la resultante de las fuerzas entre rebanadas es constante para todas ellas. En cuanto al valor de λ , en el método de Spencer se escoge (se calcula) aquel que haga que el coeficiente de seguridad frente al vuelco sea igual al coeficiente de seguridad frente al deslizamiento.

- **Método de Morgenstern-Price:** El método de Morgenstern-Price también es de los años 60 y es similar al de Spencer. En este método las fuerzas de corte se calculan mediante la ecuación:

$$X_i = \lambda \cdot f(x) \cdot E_i \quad (\text{ecuación 3})$$

donde $f(x)$ es una función a elegir. Si $f(x)$ se toma constante, se tiene el método de Spencer. Por otra parte, si se toma la función nula, no habrá fuerzas de corte entre rebanadas y no se podrán hacer coincidir los dos coeficientes de seguridad (vuelco y deslizamiento), ya que uno será igual al de Bishop y el otro al de Janbu.

El método de Morgenstern-Price es el que se ha empleado en lo que resta de artículo para los cálculos de equilibrio límite.

4 CASO DE APLICACIÓN

Se presenta a continuación un caso de aplicación en el que utilizando FLAC se simuló la secuencia constructiva, se obtuvieron tensiones, deformaciones y coeficientes de seguridad por el método de degradación de parámetros y se compararon con los coeficientes de seguridad obtenidos por varios métodos de equilibrio límite utilizando SLOPE/W (del paquete GeoStudio).

4.1 Planteamiento del problema

El problema que se plantea consiste en una presa en la cual se tiene constancia de la existencia de zonas blandas debidas a filtraciones. Sin embargo, se desconocen la posición, extensión y características de estas zonas blandas. Por lo tanto se decidió realizar varios estudios de sensibilidad respecto de dichas incógnitas. En el presente artículo se presentan los resultados del estudio de sensibilidad realizado con respecto a la resistencia de las zonas blandas.

La figura 1 muestra un croquis de la presa y la tabla 1 muestra las características de los materiales. Todas las unidades están en el S.I. (metros, kilogramos, Pascales...).

Se han estudiado tres casos en función del ángulo de rozamiento de la zona blanda: igual que el resto del aluvial (20°), 8° y 2°.

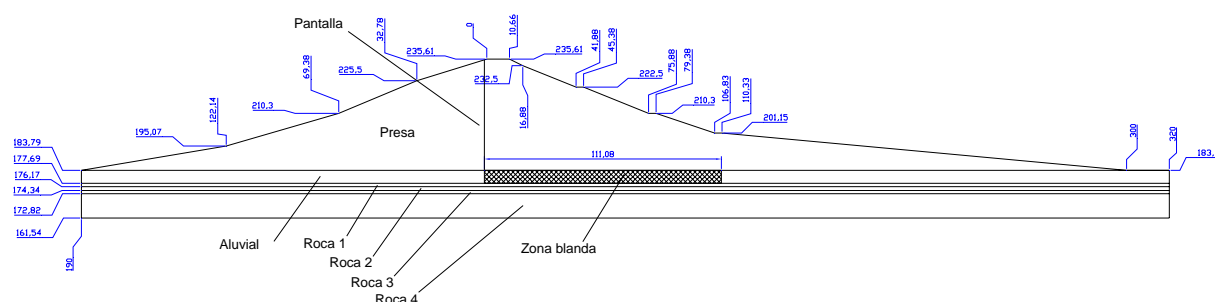


Figura 1 – Croquis de la presa.

TABLA 1 – Propiedades de los materiales.

Material	Densidad	Módulo de Young (E)	Número de Poisson's (ν)	Cohesión	Ángulo de rozamiento
Presca	2092 *	4.60E+07	0.36	0	27°
Aluvial	1932 *	1.50E+08	0.25	0	20°
Zona blanda	Idem	Idem	Idem	Idem	variable
Roca 1	2236 *	2.80E+09	0.2	1.50E+06	45°
Roca 2	Idem	4.90E+09	Idem	Idem	Idem
Roca 3	Idem	7.70E+09	Idem	Idem	Idem
Roca 4	Idem	1.05E+10	Idem	Idem	Idem

El nivel piezométrico sigue las coordenadas de la tabla 2.

TABLA 2 – Coordenadas de la superficie piezométrica.

X	Y
-190	218
-1.076	218
-1.076	200
106.83	186.23
320	183.8

Además, la presa dispone de una pantalla de hormigón, situada a la altura de la coronación y que se extiende hasta la roca.

4.2 Simulación del proceso constructivo y validación del modelo

Para conseguir simular las condiciones de tensión y deformación existentes, se simuló el proceso constructivo. Para ello se emplearon las rutinas que se han expuesto en los apartados anteriores. La figura 2 muestra el patrón de desplazamientos verticales calculados tras la construcción.

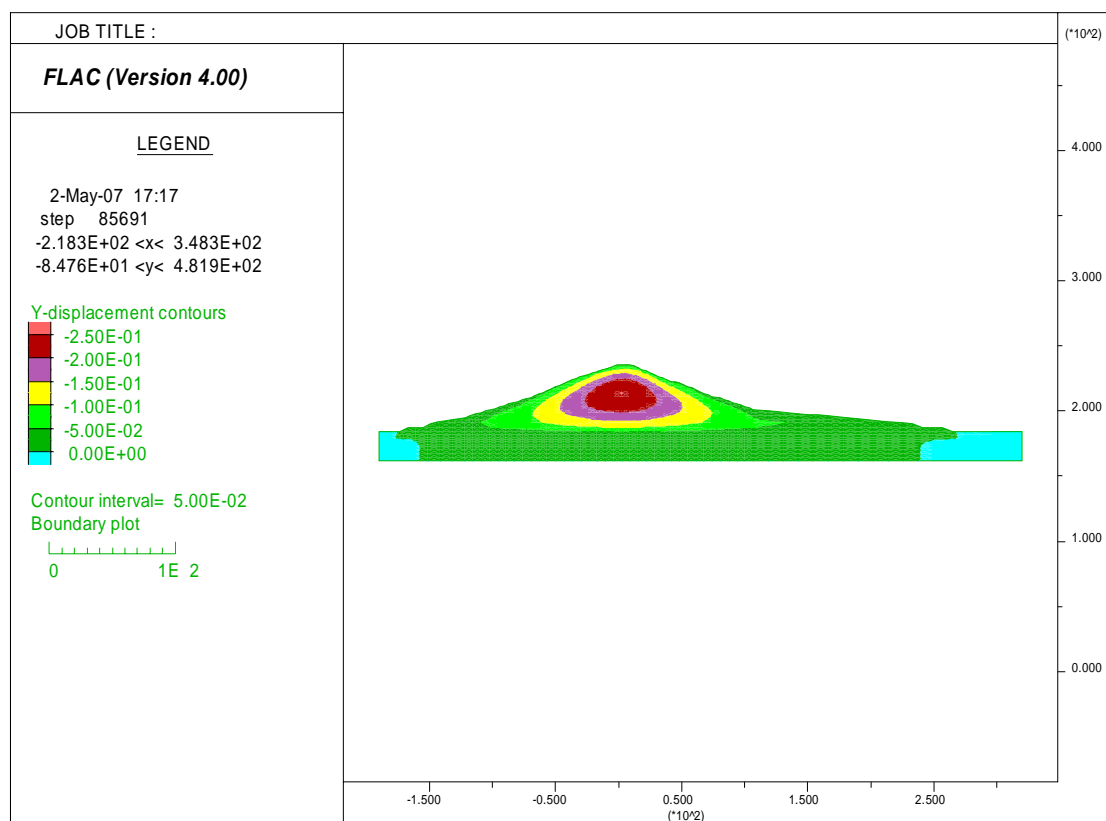


Figura 2 – Desplazamientos verticales en la presa debidos al proceso de construcción.

Para validar el modelo se compararon los resultados de tensiones, deformaciones y coeficientes de seguridad con los resultados de informes de seguridad de la presa anteriores.

4.3 Coeficientes de seguridad obtenidos mediante el método de degradación de parámetros

La figura 3 muestra la geometría y características del problema y las figuras 4, 5 y 6 muestran los coeficientes de seguridad y modos de fallo para los siguientes casos:

- No existe capa blanda.
- Capa blanda con $\phi = 8^\circ$.
- Capa blanda con $\phi = 2^\circ$.

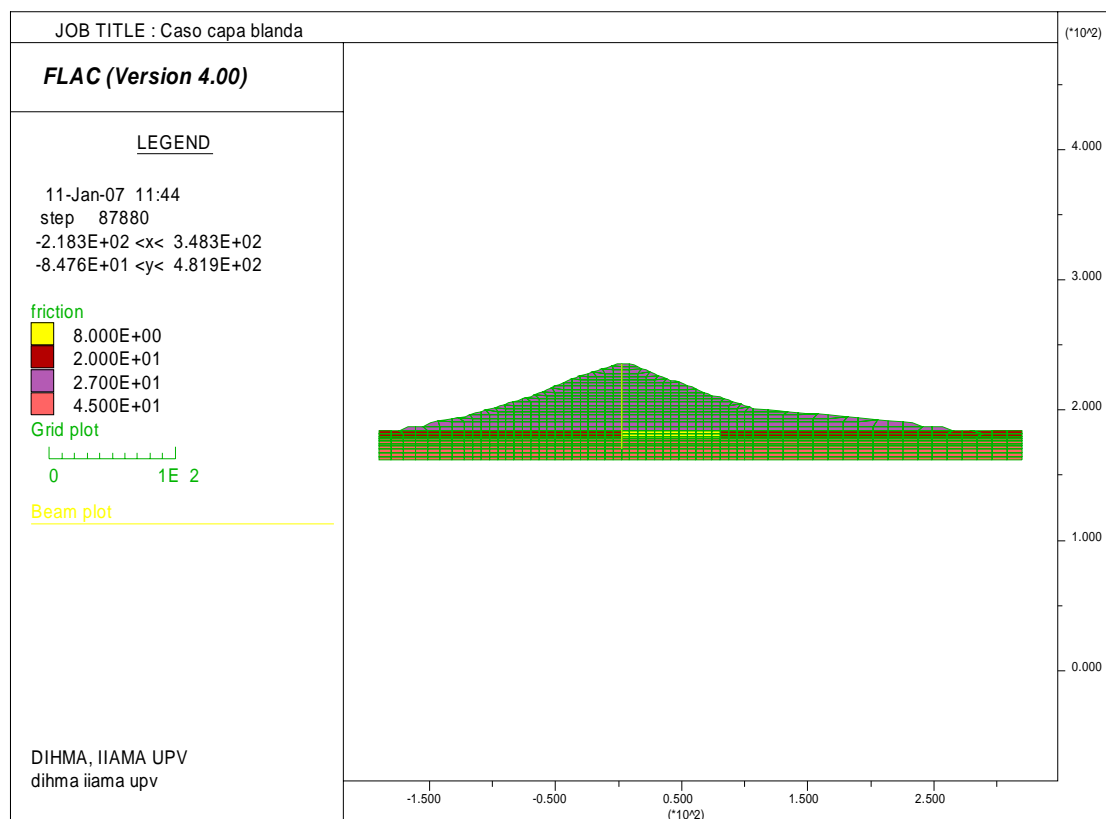


Figura 3 – Geometría y propiedades resistentes para el caso de capa blanda.

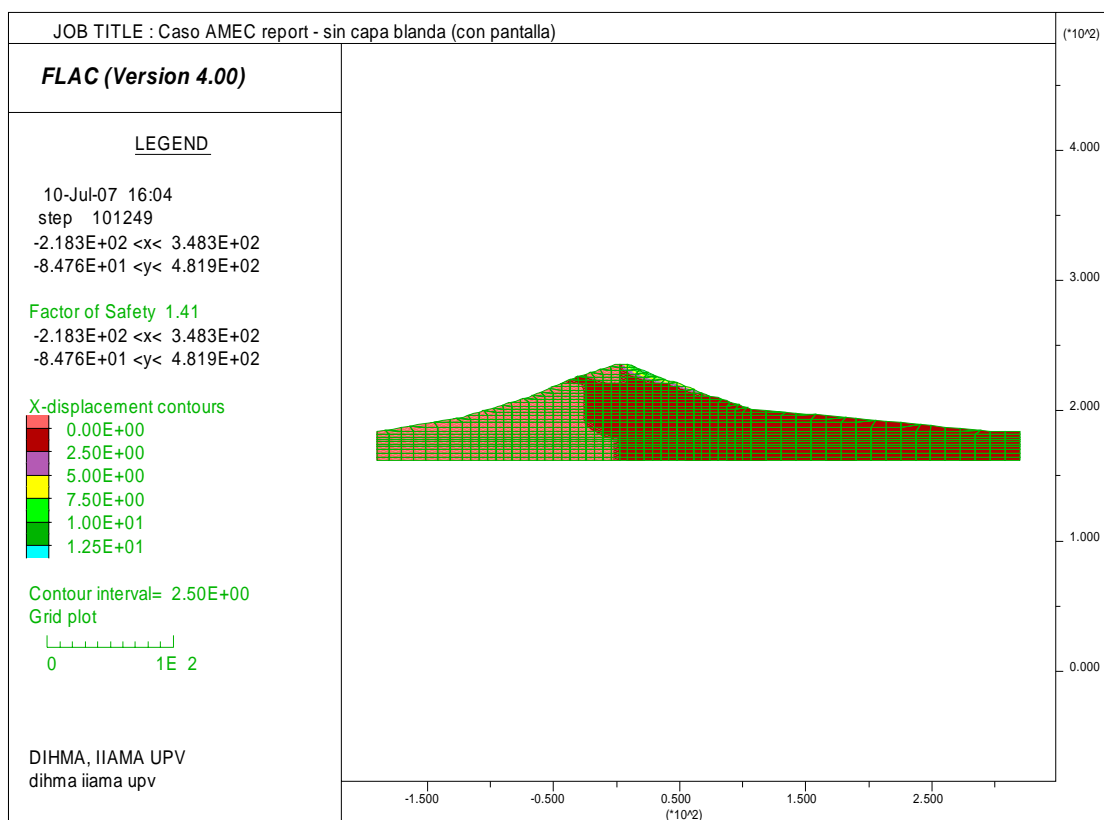


Figura 4 – Coeficiente de seguridad y modo de fallo para el caso de que no exista capa blanda.

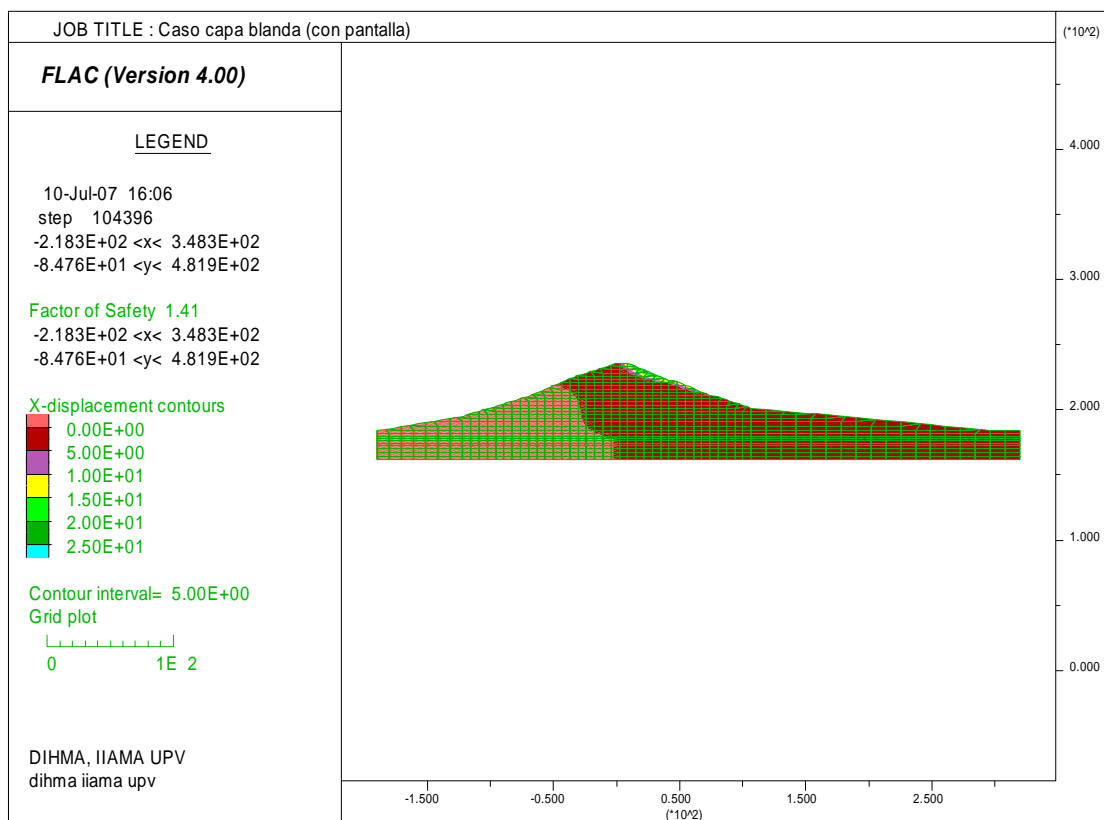


Figura 5 – Coeficiente de seguridad y modo de fallo para el caso de capa blanda con $\phi = 8^\circ$.

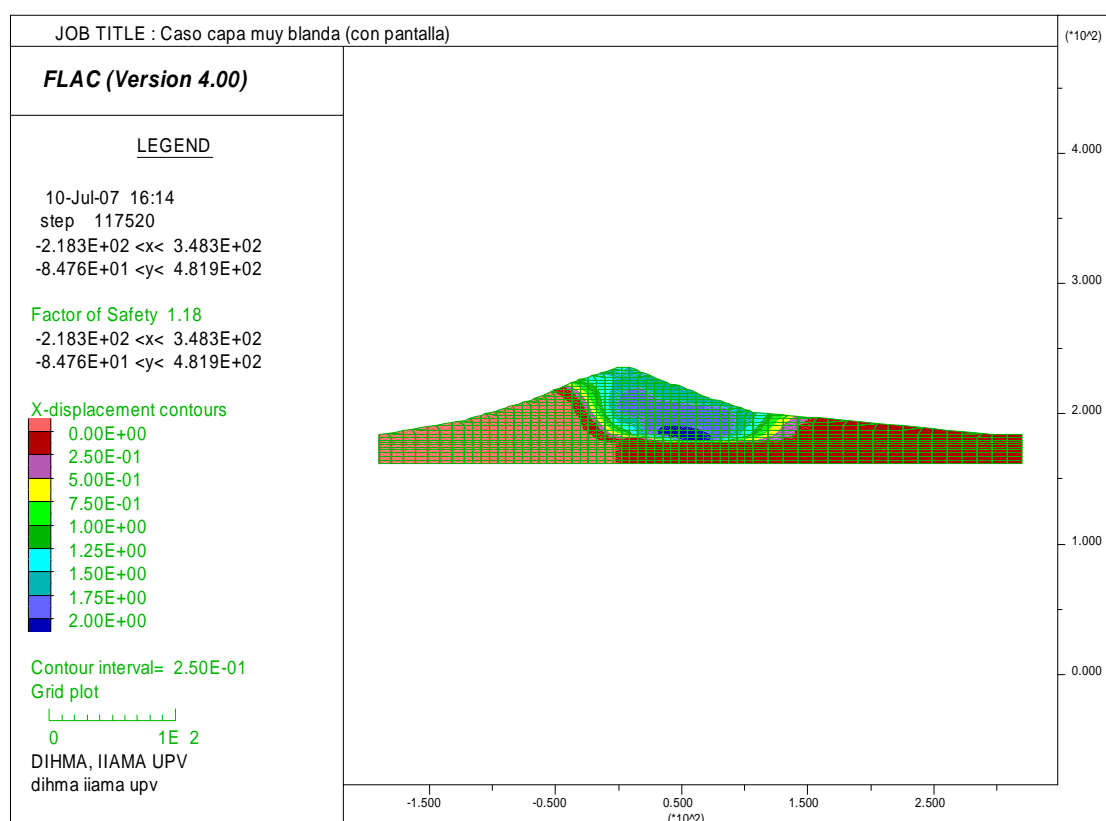


Figura 6 – Coeficiente de seguridad y modo de fallo para el caso de capa blanda con $\phi = 2^\circ$.

En el primer caso (no existe capa blanda) y en el segundo (capa blanda con $\phi = 8^\circ$), la presa falla por un deslizamiento superficial en el talud de aguas abajo con un coeficiente de seguridad de 1.41. Si se mide la pendiente del talud de aguas abajo (contando dos bermas) y se calcula su coeficiente de seguridad (teniendo en cuenta que se ha modelado la presa con un material puramente friccional), se obtiene:

$$FS = \frac{\tan \alpha}{\tan \phi} = \frac{\tan 20,22^\circ}{\tan 27^\circ} = 1,38 \quad (\text{ecuación 4})$$

que concuerda perfectamente con el resultado de FLAC.

Para el tercer caso (capa blanda con $\phi = 2^\circ$) el modo de fallo cambia y pasa a ser un deslizamiento profundo que atraviesa la capa blanda pero a pesar del bajo ángulo de fricción empleado (y de que no se haya considerado cohesión) el coeficiente de seguridad sigue siendo mayor de la unidad (1.18).

Además de estos cálculos, se realizó un cálculo conservador suponiendo que la pantalla no tiene ningún efecto mecánico. Las figuras 7, 8 y 9 muestran los resultados obtenidos.

El primer caso permanece inalterado, en el segundo el modo de fallo pasa a ser profundo, reduciéndose el coeficiente de seguridad mínimamente (de 1.41 a 1.37), en el tercero el coeficiente de seguridad se reduce algo más (de 1.18 a 1.04).

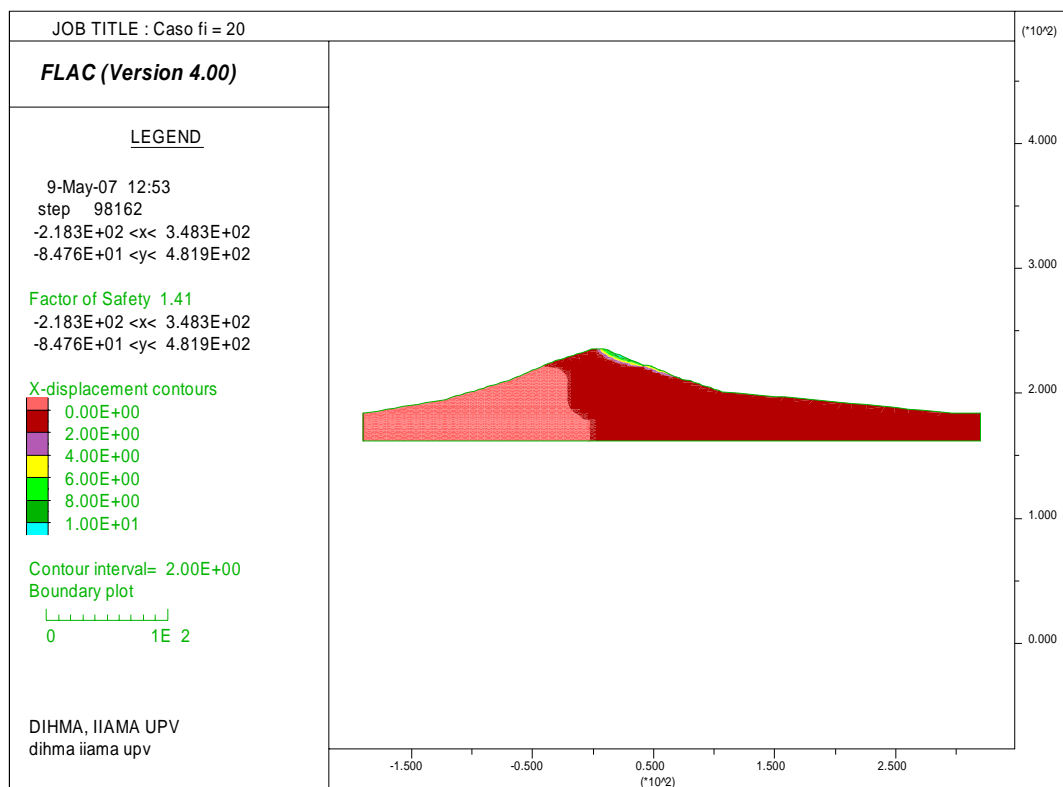


Figura 7 – Coeficiente de seguridad y modo de fallo para el caso de que no exista capa blanda. Caso sin pantalla.

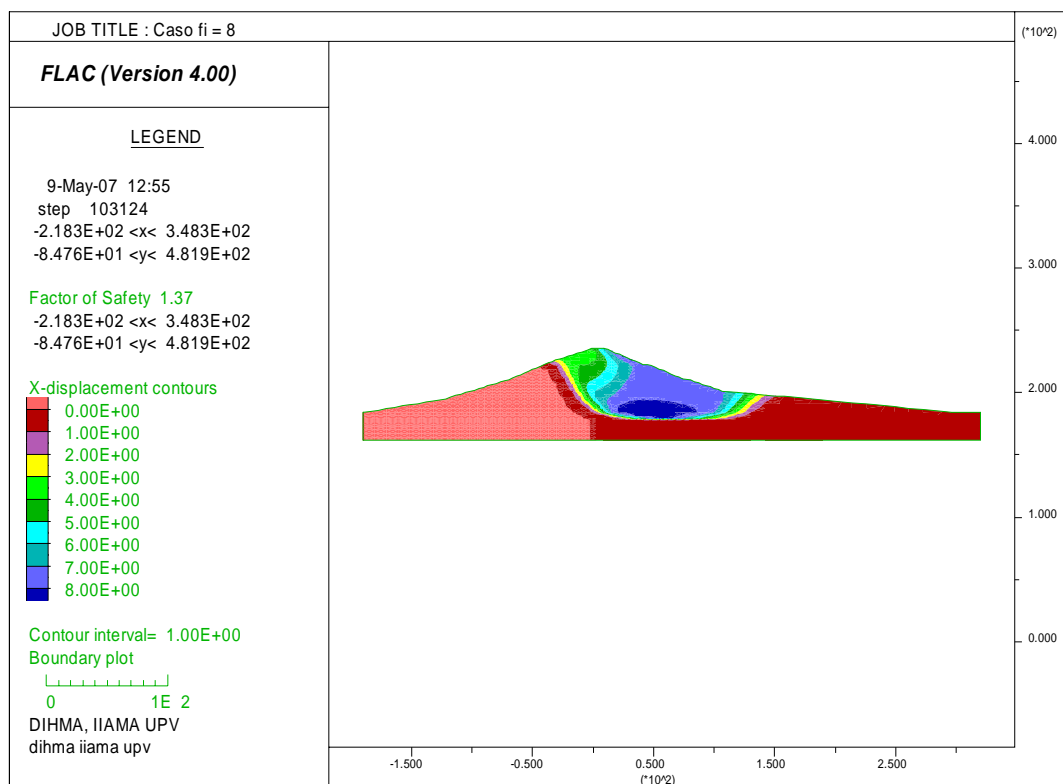
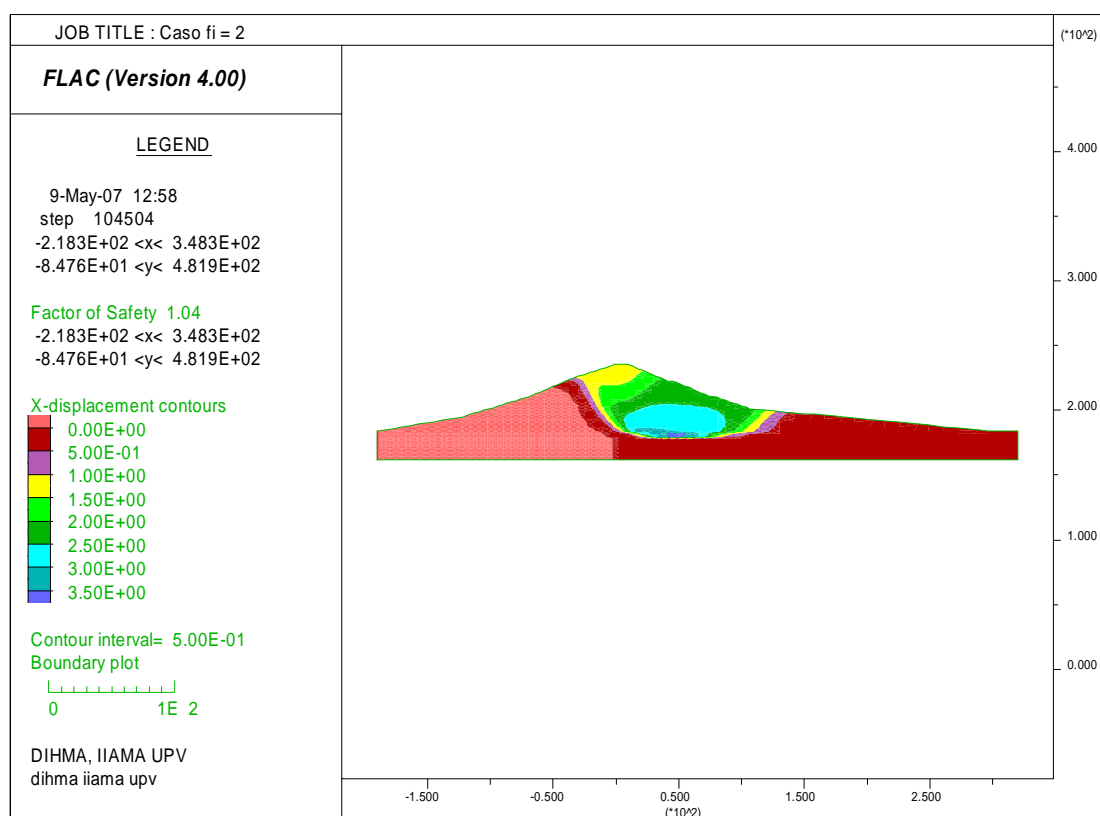


Figura 8 – Coeficiente de seguridad y modo de fallo para el caso de capa blanda con $\phi = 8^\circ$. Caso sin pantalla



**Figura 9 – Coeficiente de seguridad y modo de fallo para el caso de capa blanda con $\phi = 2^\circ$.
 Caso sin pantalla.**

4.4 Coeficientes de seguridad obtenidos mediante el método de equilibrio límite

Para contrastar los resultados obtenidos con FLAC se decidió analizar la estabilidad de la presa por el método del equilibrio límite. Para ello se empleó el programa SLOPE/W, del paquete GeoStudio. Los datos de partida son idénticos a los presentados en el apartado anterior, con la única diferencia de que en el análisis de equilibrio límite se fue directamente al caso desfavorable de que la pantalla no tenga ningún efecto mecánico.

En el primer caso (sin capa blanda), en función de la profundidad mínima exigida a la superficie de fallo, se pudieron capturar diferentes modos de fallo más o menos profundos. La figura 10 muestra los distintos resultados obtenidos, que en cualquier caso concuerdan con lo obtenido en FLAC y también con cálculos manuales como los de la ecuación 4.

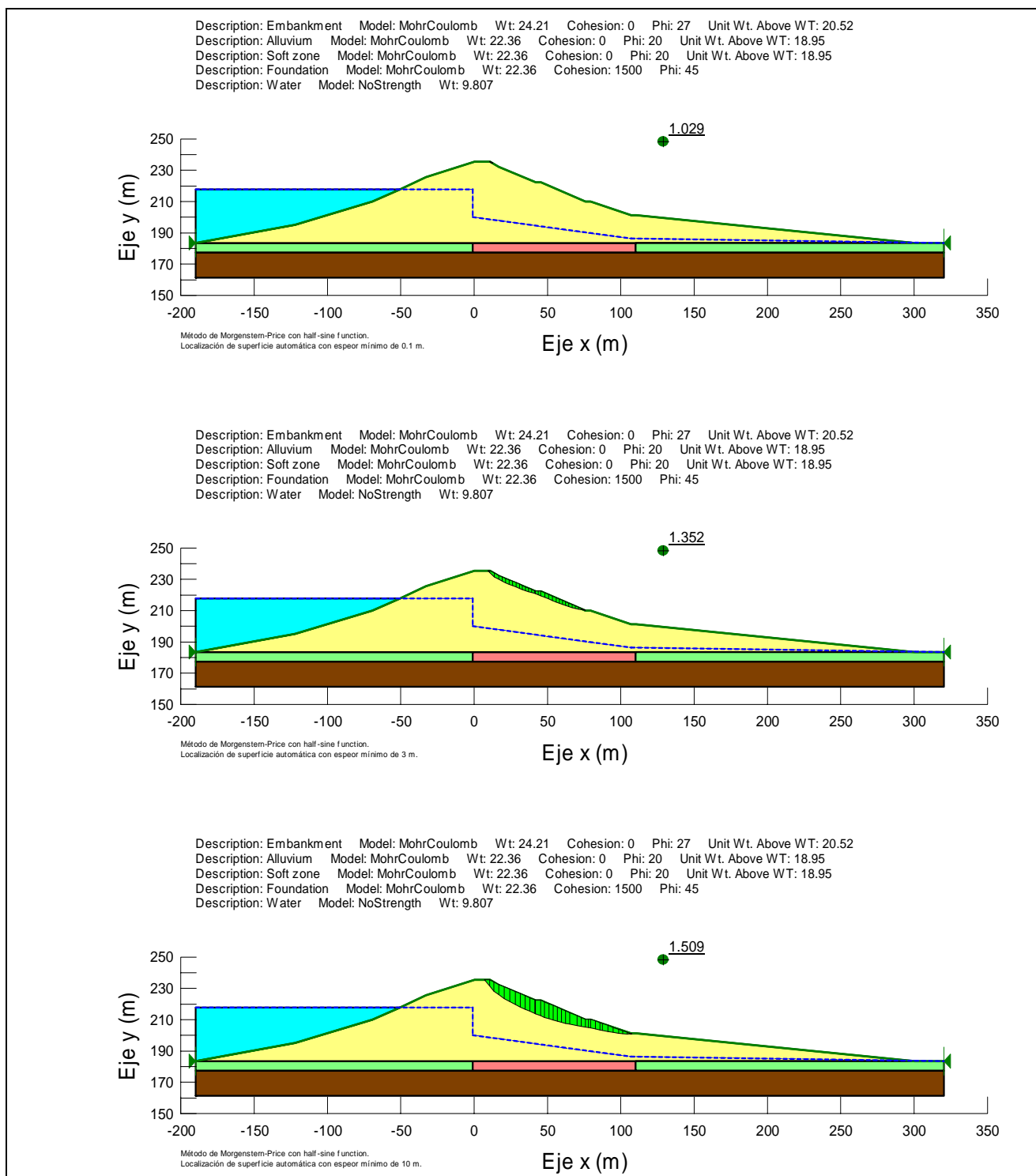


Figura 10 – Coeficientes de seguridad y superficies de fallo calculados con SLOPE/W para el caso de que no exista capa blanda.

En el segundo caso (capa blanda con $\phi = 8^\circ$), el modo de fallo detectado en FLAC atravesaba la capa blanda arrojando un coeficiente de seguridad de 1.37 (figura 8). En SLOPE/W, en función de las restricciones que se impongan a la superficie de rotura se pueden capturar los modos de fallo superficiales (con los mismos coeficientes de seguridad que en el caso de que no exista capa blanda) o el deslizamiento profundo. En este segundo caso, el coeficiente de seguridad obtenido es 1.213, tal como se muestra en la figura 11. En este mismo caso, los coeficientes de seguridad calculados con los métodos de Bishop y Janbu son 1.187 y 1.083 respectivamente. Se

concluye por lo tanto que para el caso de $\phi = 8^\circ$ los resultados entre FLAC y SLOPE/W discrepan ya aproximadamente en un 15%.

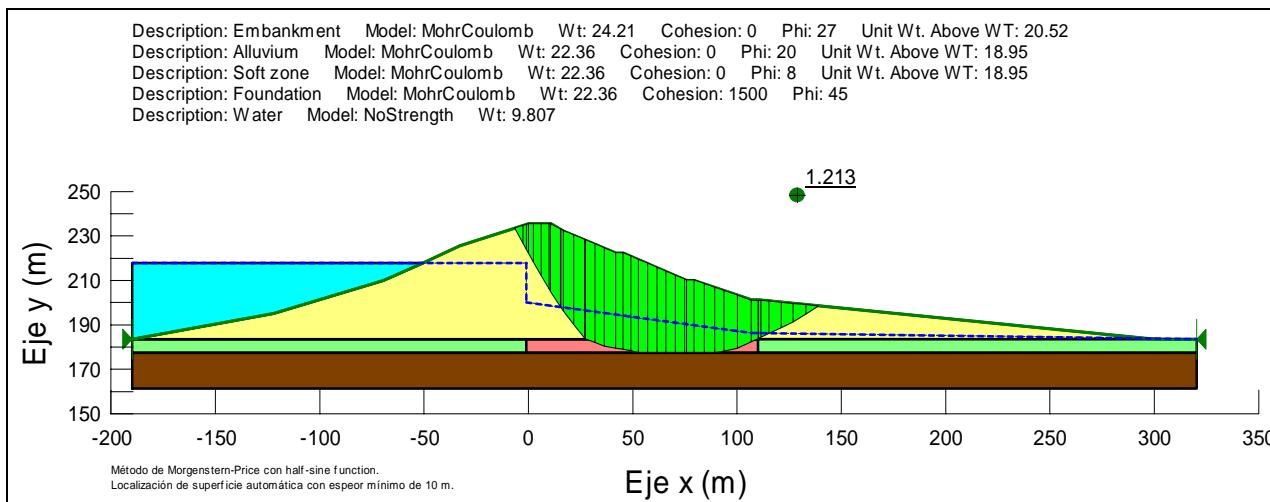


Figura 11 – Coeficiente de seguridad y superficie de fallo calculados con SLOPE/W para el caso de capa blanda con $\phi = 8^\circ$.

En el tercer caso (capa blanda con $\phi = 2^\circ$), el modo de fallo detectado en FLAC era esencialmente el mismo que para el caso de $\phi = 8^\circ$, aunque el coeficiente de seguridad se veía reducido a 1.04 (figura 9). Es de notar sin embargo que el coeficiente de seguridad era mayor que la unidad. En SLOPE/W, el coeficiente de seguridad por el método de Morgenstern-Price es 0.858 (figura 12), mientras que con los métodos de Bishop y Janbu son 0.833 y 0.792 respectivamente, todos ellos claramente inferiores a la unidad. Se concluye por lo tanto que para el caso de $\phi = 2^\circ$ los coeficientes de seguridad calculados con FLAC y SLOPE/W son sustancialmente distintos.

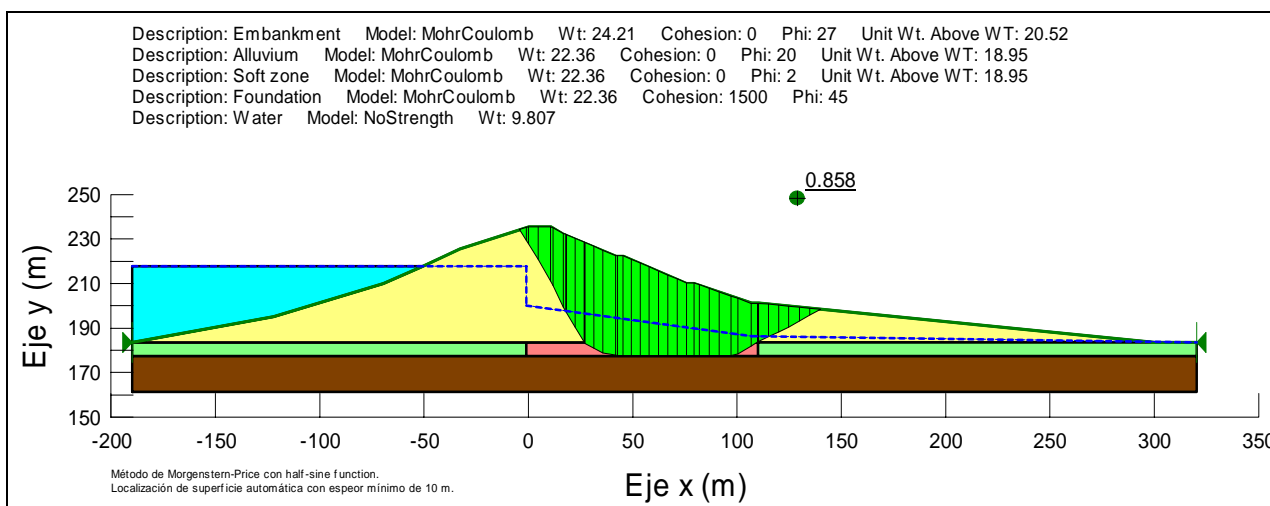


Figura 12 – Coeficiente de seguridad y superficie de fallo calculados con SLOPE/W para el caso de capa blanda con $\phi = 2^\circ$.

4.5 Discrepancias entre ambos métodos

La tabla 3 resume los resultados presentados. Las discrepancias son importantes y muestran que el método del equilibrio límite es sistemáticamente más conservador que el de degradación de parámetros para el caso estudiado. Por otra parte, hay que resaltar que con $\phi = 8^\circ$ y sin pantalla, el método de equilibrio límite también arroja resultados muy superiores a la unidad.

TABLA 3 – Comparativa de coeficientes de seguridad calculados con FLAC y con SLOPE/W para el caso de no considerar el efecto mecánico de la pantalla.

	$\varphi = 20^\circ$	$\varphi = 8^\circ$	$\varphi = 2^\circ$
FLAC	1.41	1.37	1.04
SLOPE/W	1.35 / 1.51	1.21	0.86

Ante estas discrepancias, los autores opinan que utilizar los resultados de FLAC es aceptable en un caso como el presente, en el que se quiere comprobar la seguridad de una estructura existente, sin embargo, en una situación de diseño, si los coeficientes de seguridad dados por las normas se calcularon pensando en métodos menos precisos, no es seguro emplear indiscriminadamente métodos diferentes, aún cuando sean más precisos. El siguiente apartado ahonda en este dilema.

5 CONCLUSIONES Y REFLEXIÓN SOBRE LOS COEFICIENTES DE SEGURIDAD

En el presente artículo se han presentado rutinas para la automatización de los cálculos de seguridad de presas de materiales sueltos y se han discutido algunos de los métodos más extendidos para el cálculo de coeficientes de seguridad. Estos conceptos se han desarrollado en un caso de aplicación, que ha puesto de manifiesto las discrepancias entre los distintos métodos. Estas discrepancias merecen una reflexión.

Si se calcula el coeficiente de seguridad de un determinado problema por diferentes métodos, se obtienen resultados diferentes. Ante esta situación se plantea la pregunta de qué coeficiente de seguridad se debe escoger. ¿El más conservador? ¿El más preciso? Para responder a esta pregunta es necesario reflexionar sobre el proceso de obtención de un coeficiente de seguridad.

Cuando se desea obtener un coeficiente de seguridad se parte de la realidad y se van realizando diferentes abstracciones y simplificaciones hasta la obtención del resultado, tal como se muestra en la figura 13.

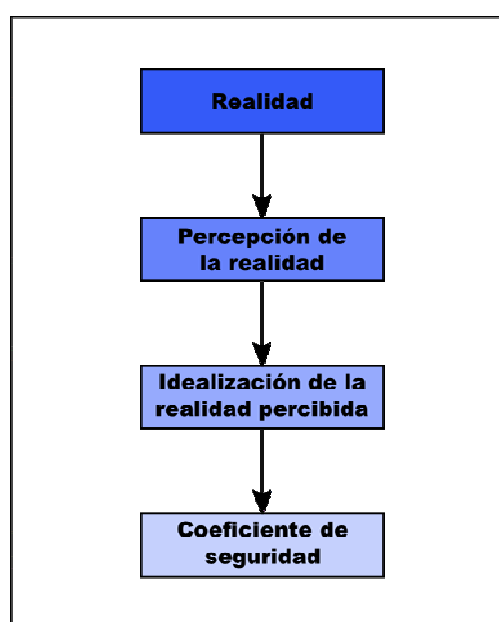


Figura 13 – Proceso de obtención de un coeficiente de seguridad.

Estas simplificaciones y abstracciones hacen que el coeficiente de seguridad real y el calculado no sean iguales, tal como muestra la siguiente ecuación:

$$FS_{real} = FS_{calc} + \varepsilon(\mu, \sigma) \quad (\text{ecuación 5})$$

donde la función $\varepsilon(\mu, \sigma)$ es el error que se comete a lo largo de todos los pasos de la figura 13. En general esta función será positiva (es decir, el coeficiente de seguridad real es mayor que el calculado) debido al sesgo conservador del ingeniero (que se manifiesta en la materialización del modelo) y a las hipótesis conservadoras de los métodos de cálculo empleados. Sin embargo, también existe una gran componente de dispersión (σ) debida a varios motivos, pero principalmente a que es imposible conocer la realidad con exactitud [7].

Todo esto hace que, para la totalidad de las presas, la población de coeficientes de seguridad calculados sea distinta de la población de coeficientes de seguridad reales, tal como se muestra en la figura 14. Si en la fase de diseño se cumplen las normativas, la población de coeficientes de seguridad calculados estará toda por encima de $FS = 1$ (es más, estará por encima del FS especificado en las normativas) y será relativamente estrecha. Por otra parte, debido a la existencia del error $\varepsilon(\mu, \sigma)$, la población de coeficientes de seguridad reales, aunque estará en media más a la derecha que la de los coeficientes de seguridad calculados, tendrá una dispersión mucho mayor, que hará que algunas presas tengan un coeficiente de seguridad menor de la unidad y por lo tanto fallen.

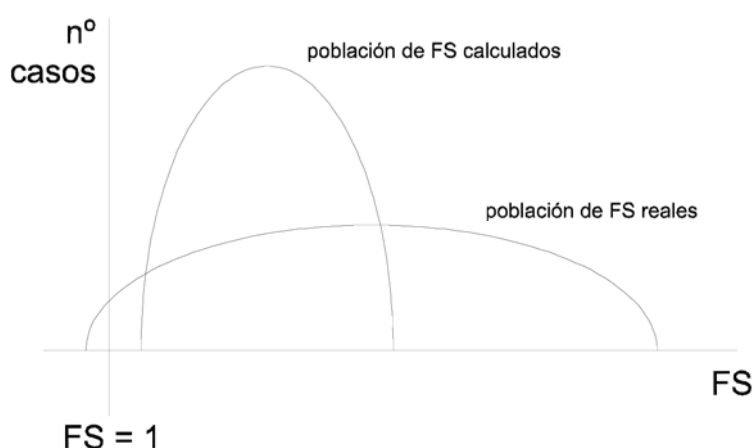


Figura 14 – Población de FS reales y calculados.

Para limitar el número de presas que fallan, las normativas y recomendaciones [8] actúan sobre la población de coeficientes de seguridad calculados, imponiendo unos coeficientes de seguridad mínimos, sustancialmente mayores de la unidad e indirectamente desplazando la población de coeficientes de seguridad reales hacia la derecha.

Si se utilizan métodos de cálculos con menos sesgo conservador que los contemplados en las normativas, pese a acercarse más a la realidad del problema, si se mantiene fija la población de coeficientes de seguridad calculados, se desplaza hacia la izquierda la población de coeficientes de seguridad reales, aumentándose la probabilidad de fallo. Por lo tanto, en la fase de diseño, no deben emplearse métodos de cálculo menos conservadores que los contemplados en las normativas, aunque sean más cercanos a la realidad. Sin embargo, en la evaluación de la seguridad de una presa ya existente, sí que tiene sentido emplear los métodos más precisos que estén a nuestro alcance, ya que permiten conocer con mayor precisión el estado real de la presa.

Por último, también hay que tener en cuenta que, independientemente de las hipótesis más o menos conservadoras adoptadas en su cálculo, no todos los coeficientes de seguridad son comparables, es decir, no todos calculan lo mismo. Cuando se esté comparando un coeficiente de

seguridad con el prescrito por una normativa, hay que asegurarse de que los resultados obtenidos son comparables con los de la normativa.

6 AGRADECIMIENTOS

Esta contribución se ha desarrollado en el marco del proyecto "Aplicación del análisis de riesgos a los programas de conservación, mantenimiento, rehabilitación y gestión de la seguridad de presas y embalses" BIA2006-08948, financiado por el Ministerio de Educación y Ciencia y los fondos FEDER (70 %).

7 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] G. de Membrillera, M., I. Escuder, J. González y L. Altarejos: *Aplicación del análisis de riesgos a la seguridad de presas*. Universidad Politécnica de Valencia, 2005, ISBN 84-9705-779-1.

[2] G. de Membrillera, M.: *Contribución a la aplicación del análisis y declaración de riesgos en presas españolas, incluyendo priorización de inversiones*. Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Valencia, 2007.

[3] ICOLD: Bulletin 130: *Risk Assessment In Dam Safety Management: A reconnaissance of benefits, methods and current applications*. International Commission on Large Dams - Committee on Dam Safety, Francia, 2005.

[4] I. Escuder, J. Andreu y M. Rechea: *An analysis of stress-strain behaviour and wetting effects on quarried rock shells*. Canadian Geotechnical Journal, Volume 42, Number 1, 2005.

[5] *FLAC user's guide*. Itasca Consulting Group, 2001.

[6] *Stability modeling with SLOPE/W. An engineering methodology*. Geo-Slope International, 2 ed. Mayo 2007.

[7] Kreuzer, H.: *Assesing uncertainty in dam engineering*. Mayo 2005, 73rd Annual Meeting of ICOLD.

[8] Guías Técnicas de seguridad de presas: *Criterios para proyectos de presas y sus obras anejas*. 2003, Comité Nacional Español de Grandes Presas.