

**CAPÍTULO 5. DEGRADACIÓN DE LA SUPERFICIE DE UN TALUD.
FORMULACIÓN EN EL MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**

5.1. INTRODUCCIÓN

En los análisis realizados en los Capítulos anteriores no se ha introducido la degradación del terreno en sí, sino que se han analizado tanto la malla de refuerzo como el talud sometidos a una serie de acciones que se pueden suponer consecuencia de dicha degradación. Con ello se ha pretendido conocer, en una primera aproximación, la forma de funcionamiento de ambos elementos, e incluso su interacción tal y como se ha expuesto en el Capítulo 4. Ello ha permitido obtener una serie de conclusiones sobre dicho funcionamiento y también sobre las distintas formas de cálculo para afrontar el análisis. Dichas conclusiones resultan de gran valor para enfocar el análisis que se presenta en este Capítulo.

Se trata ahora de analizar el efecto de la degradación del terreno situado en la zona superficial de un talud, que se encuentra reforzado por medio de una malla de alambres anclada. Dicho análisis se realiza de forma numérica, mediante el método de elementos finitos. Para ello es necesario, en primer lugar, establecer una formulación para representar dicha degradación del terreno en el método de elementos finitos, y a continuación, implementarla en un programa basado en dicho método, para finalmente realizar los cálculos precisos. En definitiva, se trata de introducir el efecto de los agentes externos (erosión, filtración, meteorización, etc.) responsables de la aparición de la inestabilidad superficial debido a la disminución de la resistencia del terreno a que dan lugar.

Todo ello lleva a la estructura del presente Capítulo donde se establece:

- i) formulación correspondiente a la degradación
- ii) implementación de dicha formulación en el programa de elementos finitos OXFEM de la Universidad de Oxford
- iii) verificación de la formulación de degradación en el caso sencillo de una cimentación superficial
- iv) aplicación a taludes sin y con refuerzo

Para llevar a cabo las tareas anteriores ha sido necesario realizar una serie de adaptaciones previas al programa OXFEM, tal y como se describe en uno de los

apartados del presente Capítulo, referentes principalmente a la introducción de un nuevo criterio de plastificación.

5.2. FORMULACIÓN DE LA DEGRADACIÓN DEL TERRENO

La degradación de un terreno puede suponer pérdida de resistencia y/o rigidez. En este caso, se considera sólo la de resistencia, por el tipo de problema (las deformaciones no importan en sí mismas, sino sólo por el trabajo de la membrana, y las componentes elásticas son muy pequeñas).

El definir una formulación que suponga la disminución de los parámetros resistentes de un suelo, implica establecer las leyes que deben regir la relación entre los incrementos de tensión y de deformación, por supuesto dentro de la teoría de la plasticidad.

5.2.1. Ley incremental tensión-deformación en materiales rigidizables y plásticos perfectos

En la literatura actual existen formulaciones perfectamente definidas para representar distintos tipos de comportamiento de los materiales, entre ellos el suelo. Dichas formulaciones proporcionan la relación existente entre incremento de tensiones y de deformaciones, para cada tipo de comportamiento; es decir, la matriz de rigidez correspondiente. Así se puede citar el comportamiento plástico perfecto, el plástico rigidizable, el plástico reblandecible, etc., todos ellos basados en las formulaciones correspondientes a la teoría de la plasticidad y que se encuentran desarrollados en cualquier literatura existen sobre plasticidad como puede ser Zienkiewicz y Taylor (1995); Owen y Hinton (1980); Potts y Zdravković (1999); etc.

A la hora de establecer una formulación dentro de la teoría de la plasticidad, es necesario tener en cuenta las siguientes leyes y definiciones:

- Función de plastificación: $f(\sigma_i, \eta_k) = 0$ (5.1)

- Ley de comportamiento elástico: $d\sigma_i = D_{ij}^e \cdot d\varepsilon_j^e$ (5.2)

- Ley de rigidización o reblandecimiento, en caso de materiales rigidizables o reblandecibles: $\eta_k = \Gamma_k(\varepsilon_j^p)$ (5.3)

$$- \text{ Definición de un potencial plástico: } d\varepsilon_j^p = \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j} \quad (5.4)$$

En la función de plastificación, η_k representa los parámetros resistentes que la definen. Dicha función de plastificación responde a distintas superficies en el espacio de tensiones, dependiendo de cual sea el modelo de comportamiento adoptado (Mohr Coulomb, Tresca, Von Mises, Drucker Prager, Matsuoka-Nakai, etc.).

Basándose en las expresiones anteriores, se establece la formulación de un proceso de carga incremental.

Así, en el caso de que un punto esté plastificado y se apliquen unos incrementos de tensiones, se obtiene la relación entre dichos incrementos de tensiones y los de deformaciones tal y como se muestra a continuación.

Si el punto está plastificado cumple la condición de estar sobre la superficie de plastificación, es decir la condición dada por la expresión (5.1). Partiendo de esta situación, al aplicar un incremento de tensiones, se pueden presentar dos posibilidades:

$$i) \frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i \leq 0, \text{ tratándose por tanto de un incremento de descarga elástica}$$

hacia el interior de la superficie de plastificación. En este caso la ley incremental tensión-deformación viene dada por la ley elástica, al no haber componente plástica de deformación:

$$d\sigma_i = D_{ij}^e \cdot d\varepsilon_j \quad \text{ó} \quad d\varepsilon_i = C_{ij}^e \cdot d\sigma_j \quad (5.5)$$

$$ii) \frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i > 0, \text{ tratándose por tanto de un incremento plástico, y por tanto}$$

con una ley incremental tensión-deformación dada por:

$$d\varepsilon_i = d\varepsilon_i^e + d\varepsilon_i^p = C_{ij}^e \cdot d\sigma_j + \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i} \quad (5.6)$$

En este segundo caso (ii) es necesario distinguir entre materiales rigidizables y plásticos perfectos, para obtener el valor del parámetro λ e introducirlo en la ecuación anterior.

Materiales rigidizables

Imponiendo que el punto ha de estar sobre la nueva superficie de plastificación, correspondiente a los nuevos parámetros resistentes, se tiene que:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i + \frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot d\eta_k = 0 \quad (5.7)$$

Teniendo en cuenta la ley de rigidización (5.3), la expresión anterior resulta:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i + \frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot \frac{\partial \eta_k}{\partial \varepsilon_i^p} \cdot d\varepsilon_i^p = 0 \quad (\text{condición de consistencia}) \quad (5.8)$$

Finalmente empleando la definición de potencial plástico (5.4), se tiene:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i + \frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot \frac{\partial \eta_k}{\partial \varepsilon_i^p} \cdot \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i} = 0 \quad (5.9)$$

De esta última expresión se puede obtener el parámetro λ , resultado:

$$\lambda = - \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i}{\frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot \frac{\partial \eta_k}{\partial \varepsilon_i^p} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}} \quad (5.10)$$

Combinando las expresiones (5.6) y (5.10) se tiene la relación incremental buscada:

$$d\varepsilon_i = C_{ij}^e \cdot d\sigma_j - \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i}{\frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot \frac{\partial \eta_k}{\partial \varepsilon_i^p} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i} \quad (5.11)$$

o bien:

$$d\sigma_i = D_{ij}^{ep} \cdot d\varepsilon_j \quad (5.12)$$

$$\text{con } D_{ij}^{ep} = \left[C_{ij}^e - \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}}{\frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot \frac{\partial \eta_k}{\partial \varepsilon_i^p} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}} \right]^{-1}$$

Materiales plásticos perfectos

En este caso, al no haber rigidización, el punto se ha de mover sobre la superficie de plastificación, por tanto su trayectoria ha de ser tangente a dicha superficie, debiéndose cumplir por tanto la condición:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i = 0 \quad (5.13)$$

Por otro lado, se cumple que:

$$d\sigma_i = D_{ij}^e \cdot (d\varepsilon_j - d\varepsilon_j^p) \quad (5.14)$$

Empleando la definición de potencial plástico (5.4) en la expresión anterior, se obtiene:

$$d\sigma_i = D_{ij}^e \cdot \left(d\varepsilon_j - \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j} \right) \quad (5.15)$$

Sustituyendo la expresión anterior en la (5.13) se obtiene la expresión (5.16) que permite despejar el valor del parámetro λ .

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \left(d\varepsilon_j - \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j} \right) = 0 \quad (5.16)$$

$$\lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot d\varepsilon_j}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}} \quad (5.17)$$

Finalmente, sustituyendo el valor de λ en la expresión (5.15) resulta la expresión ley incremental tensión-deformación:

$$d\sigma_i = D_{ij}^{ep} \cdot d\varepsilon_j \quad (5.18)$$

con

$$D_{ij}^{ep} = D_{ij}^e - D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j} \cdot \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}}$$

5.2.2. Ley incremental tensión-deformación en materiales con degradación

En el caso que nos ocupa sobre la formulación de la degradación del terreno, consistente en una disminución de sus parámetros resistentes, se propone una formulación semejante a las anteriores, pero con la peculiaridad de que ahora, en vez de una ley de rigidización, hay que hablar de una ley de degradación.

A diferencia de la ley de rigidización, en la ley de degradación la variación de parámetros resistentes no depende del valor de las deformaciones plásticas alcanzadas en cada momento, sino que es función externa dentro de un cálculo con elementos finitos.

Las condiciones en cuanto a la función de plastificación, ley de comportamiento elástico, y definición de potencial plástico, son las mismas que las expuestas anteriormente de forma general. A estas leyes hay que añadir la existencia de una degradación, expresada en forma de variación de los parámetros resistentes del terreno, $d\eta_k$.

- Función de plastificación: $f(\sigma_i, \eta_k) = 0$ (5.19)

- Ley de comportamiento elástico: $d\sigma_i = D_{ij}^e \cdot d\varepsilon_j^e$ (5.20)

- Existencia de una degradación: $d\eta_k$ (5.21)

- Definición de un potencial plástico: $d\varepsilon_j^p = \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j}$ (5.22)

Si un punto se encuentra plastificado y se ve sometido a un escalón de degradación, correspondiente a una cierta variación incremental de los parámetros resistentes según la ley de degradación, se ha de cumplir que el punto pase a ocupar una posición sobre la nueva superficie de plastificación definida por los nuevos parámetros. Esta condición queda establecida mediante la siguiente ecuación que se ha de cumplir:

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot d\sigma_i + \frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot d\eta_k = 0 \quad (5.23)$$

Por otro lado, teniendo en cuenta la ley elástica y la definición de potencial plástico, se establece:

$$d\sigma_i = D_{ij}^e \cdot (d\varepsilon_j - d\varepsilon_j^p) = D_{ij}^e \cdot \left(d\varepsilon_j - \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j} \right) \quad (5.24)$$

Sustituyendo la expresión anterior en la (5.23) se tiene la (5.25) que permite obtener el valor del parámetro λ (5.26).

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \left(d\varepsilon_j - \lambda \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j} \right) + \frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot d\eta_k = 0 \quad (5.25)$$

$$\lambda = \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot d\varepsilon_j + \frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot d\eta_k}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}} \quad (5.26)$$

Finalmente, sustituyendo la expresión anterior en la (5.24), se tiene la ley incremental tensión-deformación correspondiente a la degradación:

$$d\sigma_i = D_{ij}^{ep} \cdot d\varepsilon_j - \frac{D_{ij}^e \cdot \frac{\partial f}{\partial \eta_k} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}} \cdot d\eta_k \quad (5.27)$$

$$\text{con } D_{ij}^{ep} = D_{ij}^e - D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j} \cdot \frac{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}}$$

Como se puede observar en la expresión anterior, al no depender la variación del valor de los parámetros resistentes del suelo ($d\eta_k$) del nivel de deformaciones alcanzadas ($d\varepsilon_j$), no se puede agrupar toda la expresión en una relación del tipo $d\sigma_i = D_{ij}^{ep} \cdot d\varepsilon_j$ donde el incremento de tensiones está relacionado con el de deformaciones a través de una matriz de rigidez. Surge por tanto, el segundo término de la ecuación (5.27), que se puede considerar como un término independiente, y se puede tratar dentro de un análisis de elementos finitos como un término a sumar a las tensiones existentes, y que por tanto dará lugar a un nuevo valor de las fuerzas internas en equilibrio con las tensiones de los elementos.

5.3. PROGRAMA DE ELEMENTOS FINITOS OXFEM. ADAPTACIONES PREVIAS NECESARIAS

El programa de elementos finitos elegido para implementar la formulación presentada en el apartado anterior sobre la degradación del terreno, ha sido el programa OXFEM de la Universidad de Oxford.

La razón principal de dicha elección se debe a la formulación de cálculo en grandes desplazamientos que presenta el programa. Dicha formulación es debida principalmente a la concepción del programa, que ha sido para el análisis de terraplenes de caminos sin asfaltar reforzados en su base con geomembranas (Burd, 1986), donde la eficacia del sistema de refuerzo se alcanza precisamente cuando tienen lugar deformaciones de magnitud suficiente. Por ello, la formulación en grandes desplazamientos, es un aspecto muy importante dentro del programa OXFEM y de toda su concepción.

Otros casos en los que el análisis con grandes desplazamientos es importante, además del citado el análisis de caminos reforzados (Burd, 1995; Burd 1990), son por ejemplo, la cimentación de tanques con el empleo de membranas como refuerzo de dicha cimentación (Burd, Houlsby y Brocklehurst, 1994), o terraplenes reforzados con geomembranas dispuestas entre tongadas, etc.

El análisis de taludes reforzados con mallas ancladas, tiene en común con los casos citados, la necesidad de que se produzcan deformaciones de cierta magnitud para que el sistema de refuerzo ejerza su función. Así, en los Capítulos anteriores de esta Tesis, se concluyó la necesidad de realizar los análisis numéricos bajo una formulación en grandes desplazamientos.

5.3.1. Consideraciones sobre análisis en grandes desplazamientos

El hecho de considerar una formulación en grandes desplazamientos implica que la geometría del problema sea adaptada tras cada escalón de cálculo, de forma que el análisis se realiza siempre teniendo en cuenta la geometría deformada.

Si además de los grandes desplazamientos se tienen en cuenta las grandes rotaciones, aparece entonces la necesidad de considerar en las relaciones tensión-

deformación no sólo los incrementos de tensiones, sino también las variaciones originadas por el hecho de que cambia la orientación de los planos sobre los que actúan. La introducción de dicha rotación da lugar a los denominados incrementos de tensiones de Jaumann ($\overset{\nabla}{\sigma}$), que hacen que en la matriz de rigidez que relaciona incrementos de deformaciones y de tensiones aparezca una nueva columna relacionada con dicha rotación θ . Por tanto, además de las deformaciones longitudinales (ϵ) y a las distorsiones (γ), es necesario considerar la rotación (θ).

En los métodos de elementos finitos se plantean las dos siguientes ecuaciones:

$$K = \int B^T \cdot D \cdot B \cdot dvol \quad (5.28)$$

$$F = \int B^T \cdot \sigma \cdot dvol \quad (5.29)$$

donde K es la matriz de rigidez global, la matriz B contiene información sobre la geometría del problema, la matriz D es la matriz de rigidez elasto-plástica y F es el vector correspondiente a las fuerzas nodales. En grandes desplazamientos y grandes rotaciones, D depende de la rotación y B y $dvol$ dependen de los desplazamientos.

En la formulación de elementos finitos es usual el empleo de coordenadas curvilíneas locales (α, β) de forma que los contornos de cada elementos sean, tanto antes como después de la deformación: $\alpha=\pm 1, \beta=\pm 1$; y por tanto:

$$K = \iint B^T \cdot D \cdot B \cdot \det J \cdot d\alpha \cdot d\beta \quad (5.30)$$

$$F = \iint B^T \cdot \sigma \cdot \det J \cdot d\alpha \cdot d\beta \quad (5.31)$$

Partiendo de estas expresiones, al calcular el incremento de fuerzas no sólo hay que derivar la variable σ , que por supuesto cambia en valor y orientación a lo largo del análisis; sino también la matriz B , ya que la geometría varía a lo largo del proceso; y el determinante de la matriz jacobiana. Por tanto, la expresión correspondiente incluye los términos convencionales de pequeñas deformaciones, pero además se añaden otros dos nuevos términos, tal y como se refleja en la siguiente expresión (Burd y Houlsby, 1989).

$$\dot{F} = \iint B^T \cdot \overset{\nabla}{\sigma} \cdot \det J \cdot d\alpha \cdot d\beta + \iint \dot{B}^T \cdot \sigma \cdot \det J \cdot d\alpha \cdot d\beta + \iint B^T \cdot \dot{\sigma} \cdot \det J \cdot d\alpha \cdot d\beta \quad (5.32)$$

En la expresión anterior el incremento de tensiones $\overset{\nabla}{\sigma}$ está relacionado con el incremento de deformación a través de la matriz de rigidez, según:

$$\overset{\nabla}{\sigma} = D \cdot \dot{\varepsilon} \quad (5.33)$$

donde la matriz de rigidez D , incluye el término relacionado a la rotación θ , y por tanto el vector de incremento de tensiones incluye las tensiones de Jaumann.

Las integrales anteriores se evalúan mediante el método de Gauss, a través del valor del integrando ponderado en un número finito de puntos (puntos de Gauss) dentro de cada elemento.

La formulación anterior es necesario tenerla en cuenta no sólo en el comportamiento del suelo, sino también en el del elemento de refuerzo. Este elemento se representa en el programa OXFEM a través del denominado 'one dimensional membrane elements', elemento cuyo comportamiento también ha sido formulado en términos de grandes desplazamientos (Burd y Houlsby, 1986).

Todo el desarrollo anterior basado en la consideración de grandes desplazamientos, se analiza en el programa OXFEM empleando la formulación Euleriana del movimiento (Burd, 1986).

5.3.2. Descripción del programa

La estructura del programa OXFEM es la general de un programa de elementos finitos, dividiéndose el cálculo en una serie de fases, cada una correspondiente a una acción global diferenciada, y cada una de ellas en un determinado número de escalones de carga, necesarios para conseguir una cierta precisión en los resultados. Con esta concepción, el cálculo se realiza de forma incremental, partiendo de una serie de fuerzas nodales, que dan lugar a unos incrementos de desplazamientos, éstos a su vez a incrementos de deformaciones, y finalmente se obtiene por medio de la matriz de rigidez correspondiente los incrementos de tensiones. Una vez obtenidas las tensiones es necesario comprobar

que ningún punto de Gauss se encuentre fuera de la superficie de plastificación; de no ser así habrá que corregir dichas tensiones a la superficie de plastificación. En la Figura 5.1 se presenta un diagrama de flujo genérico correspondiente al proceso descrito.

En cuanto al criterio de signos empleado en el programa OXFEM, se consideran positivas las tensiones correspondientes a estados de tracción, y negativas las correspondientes a estados de compresión. El conocer el criterio de signos empleado por el programa, no sólo es importante a la hora de interpretar los resultados, si no que también se ha de tener en cuenta a la hora de realizar cualquier modificación o implementación en el programa, tal es el caso que nos ocupa.

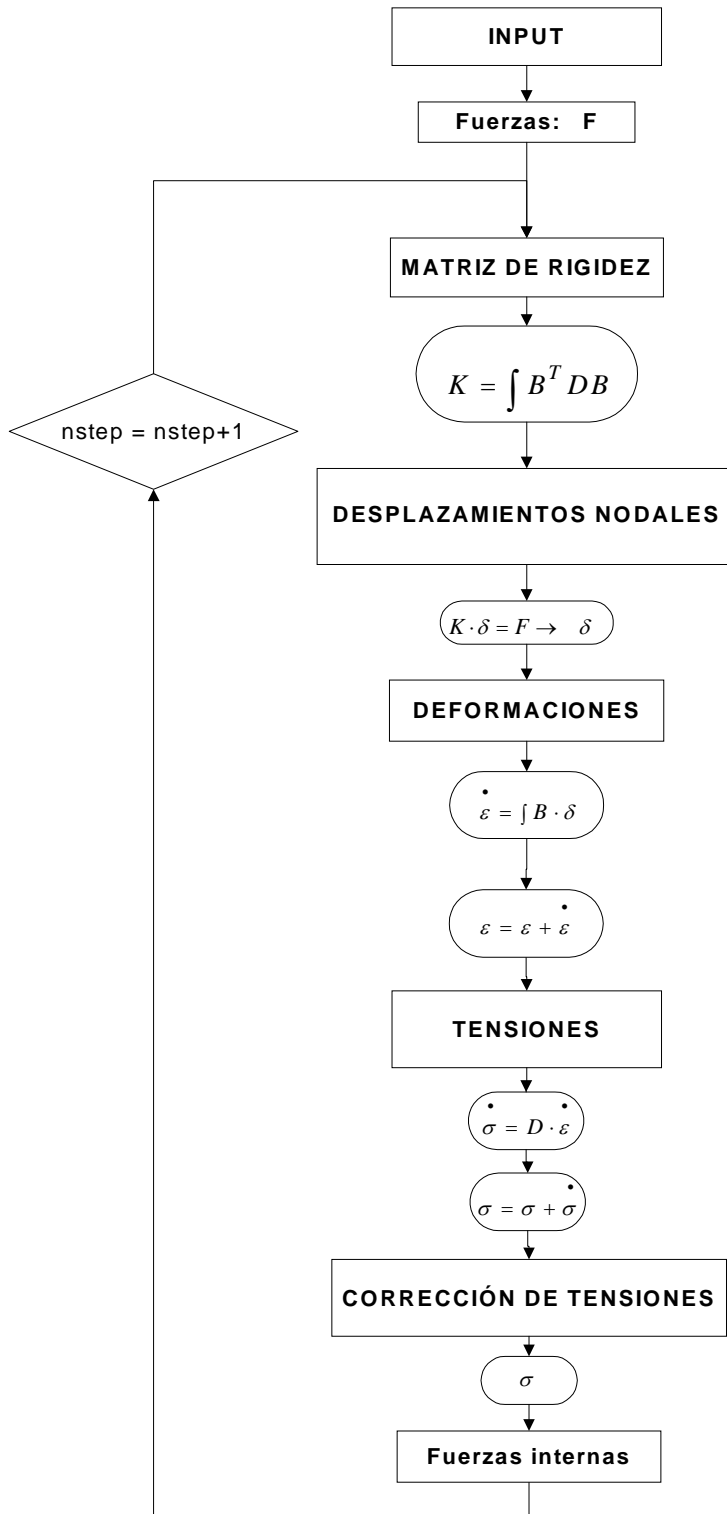


Figura 5.1. Diagrama de flujo del programa OXFEM

Sobre los modelos de comportamiento de suelos, el programa OXFEM dispone de los siguientes: i) elástico perfectamente plástico de Von Mises y ii) elástico perfectamente plástico y iii) friccional de Matsuoka-Nakai. El criterio de Von Mises se emplea para cálculo en arcillas a corto plazo, siendo el parámetro resistente del suelo que lo define la resistencia al corte sin drenaje. En cuanto al criterio friccional de Matsuoka-Nakai, se emplea para representar el comportamiento de suelos a largo plazo con componente cohesiva nula y únicamente componente friccional.

Para ambos modelos de comportamiento se da la opción de parámetros elásticos y resistentes de valor constante o variable con la profundidad.

5.3.3. Adaptaciones previas del programa. Criterio de plastificación de Matsuoka-Nakai con componentes friccional y cohesiva

Como se ha descrito en el apartado anterior, el programa OXFEM dispone del modelo de comportamiento de Von Mises para casos únicamente cohesivos, y del de Matsuoka-Nakai para los únicamente friccionales, sin embargo no dispone de un modelo de comportamiento con ambas componentes, friccional y cohesiva.

En el análisis que se pretende realizar de la degradación de la superficie de un talud en suelo, resulta interesante poder considerar para el suelo un modelo de comportamiento definido por un ángulo de rozamiento interno y una cohesión. Ello hace surgir la necesidad de implementar en el programa OXFEM un modelo de dicho tipo, caracterizado por ambos parámetros resistentes (c y ϕ).

Existen diferentes modelos de comportamiento que consideran como parámetros resistentes del suelo la cohesión y el ángulo de rozamiento, Mohr Coulomb, Drucker Prager, etc. Cualquiera de ellos se habría podido implementar en el programa OXFEM, sin embargo, dada la existencia en el programa del criterio friccional de Matsuoka-Nakai, se ha adoptado la opción de introducir dicho modelo, pero generalizado al caso de componente no sólo friccional sino también cohesiva.

La incorporación del criterio de Matsuoka-Nakai generalizado al programa, implica no sólo introducir la subrutina correspondiente al cálculo de la matriz de rigidez de dicho material, sino también, introducir las correspondientes al cálculo de la intersección con dicha superficie de plastificación, así como las relacionadas con la

corrección de tensiones a la superficie de plastificación, que habrá que definir las nuevas al ser nueva también la ecuación de la superficie de plastificación.

En el apartado siguiente se desarrollan las adaptaciones descritas.

5.4. IMPLEMENTACIÓN DEL CRITERIO DE PLASTIFICACIÓN DE MATSUOKA-NAKAI GENERALIZADO

5.4.1. Criterio de plastificación de Matsuoka-Nakai

El criterio de plastificación de Mohr-Coulomb en tres dimensiones representa correctamente el comportamiento de un suelo, pero presenta ciertas dificultades debido a los ángulos que forma su superficie. Por otro lado, la superficie de plastificación de Drucker-Prager elimina dichos ángulos, pero en cambio el comportamiento que representa en tres dimensiones no es correcto. Un ajuste mejor a la superficie de rotura correspondiente al comportamiento tridimensional de un suelo lo proporcionan las formas sugeridas por Lade y Matsuoka y Nakai, las cuales se adaptan a la forma del criterio de Mohr Coulomb, pero suavizando las zonas angulosas de éste (ver Figura 5.2).

En los años 70, Matsuoka y Nakai desarrollaron un criterio de plastificación para modelizar el comportamiento de materiales friccionales (Matsuoka y Nakai, 1974 y Matsuoka, 1976). Dicho criterio se escribe en términos de tensiones principales de la forma:

$$f(\sigma) = \frac{(\sigma_2 - \sigma_3)^2}{\sigma_2 \cdot \sigma_3} + \frac{(\sigma_1 - \sigma_3)^2}{\sigma_1 \cdot \sigma_3} + \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2}{\sigma_1 \cdot \sigma_2} - 8 \cdot \text{tg}^2(\phi) \quad (5.34)$$

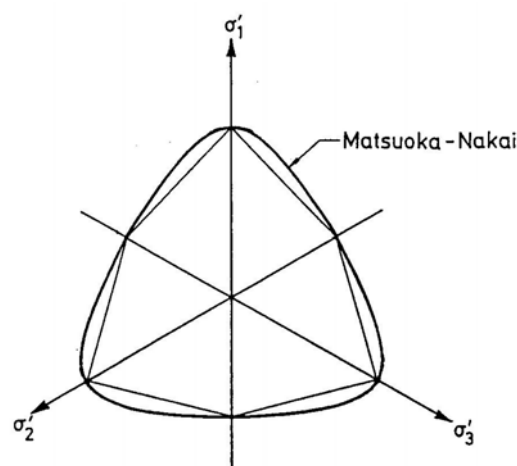


Figura 5.2. Superficie de plastificación de Matsuoka-Nakai

donde $f(\sigma)$ es la función de plastificación, σ_i son las tensiones principales, y ϕ el ángulo de rozamiento interno.

Esta misma expresión escrita en términos de los invariantes de tensiones resulta:

$$f(\sigma) = \frac{I_1 \cdot I_2}{I_3} - [9 + 8 \cdot \text{tg}^2(\phi)] \quad (5.35)$$

siendo I_1, I_2, I_3 los invariantes de tensiones que vienen dados por las siguientes expresiones:

$$\begin{aligned} I_1 &= \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \\ I_2 &= \sigma_1 \cdot \sigma_2 + \sigma_2 \cdot \sigma_3 + \sigma_3 \cdot \sigma_1 \\ I_3 &= \sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3 \end{aligned} \quad (5.36)$$

En la Figura 5.3 se presenta un corte por un plano π ($\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = k$). En dicha

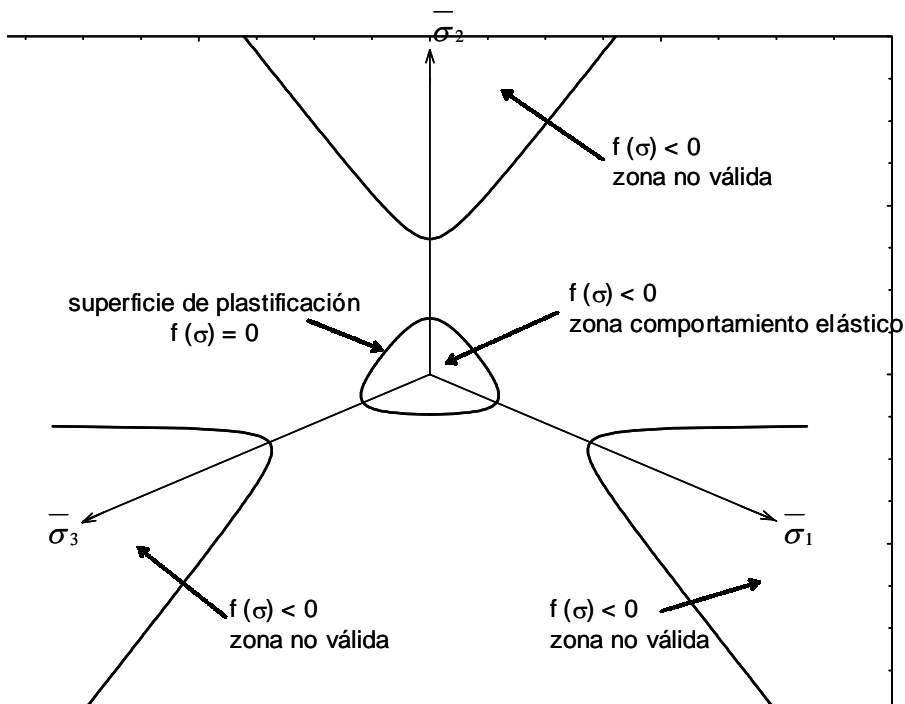


Figura 5.3. Superficie de plastificación de Matsuoka-Nakai según un corte por un plano π

figura se observa la delimitación de cuatro zonas en las cuales $f(\sigma) < 0$, sin embargo sólo la zona cerrada central es la correspondiente a comportamiento elástico, no siendo válidas ninguna de las otras tres. Por otra parte, la superficie (5.34) sólo es válida en la zona de compresiones.

Teniendo en cuenta todo lo anterior, a la hora de implementar el criterio de Matsuoka-Nakai en un programa de elementos finitos, habrá que comprobar cuando se realiza el cálculo de las tensiones en los puntos de Gauss de los elementos, que dichas tensiones se encuentren dentro de la superficie semicónica correcta, y no caigan dentro o sobre alguna de las otras zonas en las que también se cumple la condición $f(\sigma) \leq 0$, pero que como ya se ha indicado carecen de sentido físico.

Por otro lado, resulta interesante establecer la correlación entre los parámetros (c y ϕ) de Mohr Coulomb y los de Matsuoka, para el caso de análisis en deformación plana, tal es la forma de cálculo que se va a considerar en el empleo del programa OXFEM. Dichas correlaciones permitirán más adelante su empleo para comparar resultados de carga de hundimiento obtenidos con el programa OXFEM considerando el criterio de Matsuoka, con las soluciones teóricas existentes basadas en el criterio de Mohr Coulomb.

La relación entre los parámetros correspondientes a ambos criterios, para el caso $c = 0$ y bajo deformación plana, ha sido establecido por Burd (1986). Para ello el autor consideró la superficie de plastificación correspondiente al criterio de plastificación de Matsuoka con componente únicamente friccional (ec. 5.35), y la

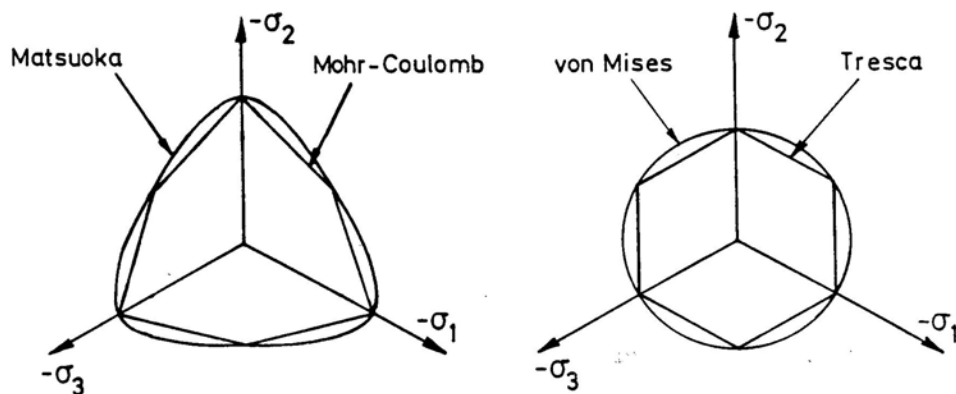


Figura 5.4. Comparación entre superficies de plastificación

correspondiente al criterio de Mohr Coulomb (Figura 5.4); y estableció la coincidencia de ambas para el caso de deformación plana. Para ello han de coincidir las superficies de plastificación en el vértice (lo cual se cumple ya que se trata de un caso con $c = 0$), y además han de coincidir en los planos π , para dicha situación de deformación plana).

Así el autor obtuvo, para varios valores del ángulo de rozamiento de Mohr Coulomb, los correspondientes a Matsuoka, ello para distintos grados de asociación, es decir distintos valores de ángulo de dilatación. Los resultados se presentan en la Tabla 5.1, donde ϕ representa el valor del ángulo de rozamiento de Matsuoka, ϕ_{ps} el correspondiente a Mohr Coulomb en situación de deformación plana, y γ_a el grado de asociación definido de forma que $\gamma_a = 0.0$ se corresponde con ángulo de dilatación nulo, y $\gamma_a = 1.0$ con ángulo de dilatación igual al ángulo de rozamiento, es decir material asociado.

Por otro lado, para análisis $\phi = 0$, también se puede establecer la relación entre el valor de la cohesión en un caso tridimensional, y el correspondiente a situación de deformación plana. En este caso ($\phi = 0$) la superficie de Matsuoka coincide con la de Von Mises, por tanto, la relación buscada será la existente entre ésta y la de Tresca (correspondiente a Mohr Coulomb para $\phi = 0$). Imponiendo la coincidencia de ambas superficies en situaciones de deformación plana (Figura 5.4), se obtiene la relación:

$$c_T = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot c_{V.M.}$$

donde c_T es el valor de la resistencia al corte para $\phi=0$ correspondiente al criterio de Tresca, y $c_{V.M.}$ es la correspondiente al criterio de Von Mises.

En la investigación que se presenta más adelante se analizan casos con valores no nulos de cohesión y ángulo de rozamiento. Esto implica la necesidad de establecer la relación de dichos parámetros para los criterios de Matsuoka y Mohr Coulomb, lo que se establece en el siguiente apartado donde se presenta el criterio de Matsuoka con ambas componentes, friccional y cohesiva.

<u>$\phi_{ps} = 20^\circ$</u>		
γ_a	ϕ	ψ_{ps}
0.0	17.71°	0.0°
0.2	17.61°	4.08°
0.4	17.53°	8.07°
0.6	17.46°	12.01°
0.8	17.42°	15.97°
1.0	17.41°	20.00°

<u>$\phi_{ps} = 30^\circ$</u>		
γ_a	ϕ	ψ_{ps}
0.0	27.15°	0.0°
0.2	26.87°	6.24°
0.4	26.64°	12.19°
0.6	26.46°	18.02°
0.8	26.34°	23.89°
1.0	26.29°	30.00°

<u>$\phi_{ps} = 40^\circ$</u>		
γ_a	ϕ	ψ_{ps}
0.0	37.02°	0.0°
0.2	36.55°	8.45°
0.4	36.13°	16.33°
0.6	35.77°	23.96°
0.8	35.51°	31.69°
1.0	35.39°	40.00°

Tabla 5.1. Comparación entre parámetros de plasticidad de Mohr Coulomb y Matsuoka (Burd, 1986)

5.4.2. Generalización a materiales con cohesión y rozamiento

Como se ha justificado en el apartado sobre adaptaciones previas a realizar al programa OXFEM, antes de implementar al programa la formulación correspondiente a la degradación del terreno, es necesario introducir un modelo de comportamiento definido por el ángulo de rozamiento interno y por la cohesión. Para ello se ha optado emplear una generalización del criterio original de Matsuoka-Nakai, introduciéndole la componente cohesiva.

De acuerdo con el llamado teorema de los estados correspondientes, la generalización de cualquier criterio de plastificación que considere únicamente componente friccional, introduciendo el término cohesivo, se puede realizar imponiendo un desplazamiento a la superficie de plastificación según la dirección del eje hidrostático ($\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$), de valor $\sqrt{3} \cdot c \cdot \cotg(\phi)$. Ello equivale a añadir a las tres tensiones principales σ_1 , σ_2 y σ_3 un valor de $c \cdot \cotg(\phi)$ ó $-c \cdot \cotg(\phi)$, según se consideren positivas las compresiones o las tracciones.

Houlsby (1986) realizó la generalización del criterio de Matsuoka-Nakai, introduciéndole la componente cohesiva. Dicha generalización la planteó adoptando un criterio de signos que considera positivas las compresiones. La expresión resultante en términos de los invariantes de tensiones resulta ser:

$$f(\sigma) = 6 \cdot c \cdot J_2' + \mu^* \cdot (9 \cdot I_3 - I_1 \cdot I_2) + 8 \cdot (c^3 + c^2 \cdot \mu^* \cdot I_1 + c \cdot \mu^{*2} \cdot I_2 + \mu^{*3} \cdot I_3) \quad (5.37)$$

donde I_1 , I_2 e I_3 son los invariantes de tensiones dados por (5.36), J_2' es el segundo invariante de las tensiones desviadoras que responde a la ecuación (5.38), c es la cohesión y μ^* es un parámetro relacionado con el ángulo de rozamiento interno según la expresión (5.39).

$$J_2' = \sigma_1' \cdot \sigma_2' + \sigma_2' \cdot \sigma_3' + \sigma_3' \cdot \sigma_1' = I_2 - \frac{1}{3} I_1^2 \quad (5.38)$$

$$\mu^* = \text{tg}(\phi) \quad (5.39)$$

El programa OXFEM adopta como criterio de signos tracciones positivas y compresiones negativas, por lo que la expresión anterior es necesario modificarla. El hecho de considerar las tracciones como positivas, hace que los términos impares en c se deban cambiar de signo, resultando la expresión:

$$f(\sigma) = -6 \cdot c \cdot J_2' + \mu^* \cdot (9 \cdot I_3 - I_1 \cdot I_2) + 8 \cdot (-c^3 + c^2 \cdot \mu^* \cdot I_1 - c \cdot \mu^{*2} \cdot I_2 + \mu^{*3} \cdot I_3) \quad (5.40)$$

Una vez que se conoce la expresión de la superficie de plastificación, para su implementación en el programa OXFEM se ha de definir la forma de cálculo de la

matriz de rigidez correspondiente, y la forma de corrección de las tensiones a la superficie de plastificación.

Como se ha indicado en el apartado anterior, resulta interesante establecer las relaciones entre los parámetros (c y ϕ) de Mohr Coulomb y los de Matsuoka, de forma que las superficies de plastificación coincidan en el caso de deformación plana, y para el caso general de c y ϕ distintos de cero. Como también se indicó, para establecer dicha relación es necesario imponer la coincidencia de ambas superficies en su vértice y en los planos π para la situación de deformación plana.

La igualdad de posición del vértice de las superficies viene dada por la condición de que la distancia del origen al vértice sea la misma en ambos casos. Dicha distancia depende de los parámetros c y ϕ según la expresión:

$$d = \sqrt{3} \cdot c \cdot \text{ctg}(\phi) \quad (5.41)$$

Por tanto, se ha de cumplir que:

$$\sqrt{3} \cdot c_{M.C.} \cdot \text{ctg}(\phi_{M.C.}) = \sqrt{3} \cdot c_{Mat} \cdot \text{ctg}(\phi_{Mat}) \quad (5.42)$$

o lo que es lo mismo:

$$c_{Mat} = c_{M.C.} \cdot \frac{\text{tg}(\phi_{Mat})}{\text{tg}(\phi_{M.C.})} \quad (5.43)$$

En cuanto a la igualdad en los planos π para situación de deformación plana, es la ya descrita en el apartado anterior (Tabla 5.1).

5.4.3. Cálculo de la matriz de rigidez

La expresión para el cálculo de la matriz de rigidez elasto-plástica en materiales con comportamiento elasto-plástico perfecto responde a la siguiente expresión:

$$D^{ep} = D^e - \frac{D^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma} \cdot \left(\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right)^T \cdot D^e}{\left(\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right)^T \cdot D^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma}} \quad (5.44)$$

En la expresión anterior D^e es la matriz de rigidez elástica, f es la función de plastificación y g es el denominador potencial plástico.

En el caso que nos ocupa, la función de plastificación a considerar es la correspondiente al criterio de Matsuoka-Nakai generalizado, presentada en la ecuación (5.40).

Sobre el potencial plástico, en algunos modelos se toma la misma función que la de plastificación ($f = g$), es decir, se asume la ley de la normalidad, material asociado. Ello da lugar a que el valor del ángulo de dilatación sea el mismo que el de rozamiento, valor que resulta excesivo en algunos casos para representar el comportamiento de un suelo.

En el Capítulo 4 de esta Tesis se puso de manifiesto la importancia de elegir un valor de la dilatación del suelo adecuado, teniendo en cuenta que en problemas como el que nos ocupa, donde el suelo está confinado, dicho valor afecta en gran medida a los resultados que se obtienen.

Es por ello, que la función potencial plástico adoptada es una ley distinta a la función de plastificación de Matsuoka-Nakai generalizada, aunque con una estructura semejante. La expresión de dicha función potencial se presenta en la ecuación (5.45).

$$g(\sigma) = -6 \cdot c^+ \cdot J_2 + \mu^+ \cdot (9 \cdot I_3 - I_1 \cdot I_2) + 8 \cdot \left(-c^{+3} + c^{+2} \cdot \mu^+ \cdot I_1 - c^+ \cdot \mu^{+2} \cdot I_2 + \mu^{+3} \cdot I_3 \right) \quad (5.45)$$

En la expresión anterior el parámetro μ^+ está relacionado con el ángulo de dilatación (ψ) según la relación dada en la ecuación (5.46), y el parámetro c^+ se obtiene de imponer que la equipotencial $g(\sigma) = 0$ pase por el punto que se está analizando.

$$\mu^+ = \operatorname{tg}(\psi) \quad (5.46)$$

La formulación anterior ha sido introducida en el programa OXFEM, en la parte correspondiente al cálculo de matrices de rigidez para los distintos tipos de comportamiento.

Las propiedades que se han considerado para definir el material Matusoka-Nakai generalizado, y que es necesario introducir al programa OXFEM para el cálculo son:

- P1: módulo de rigidez transversal
- P2: coeficiente de Poisson
- P3: ángulo de rozamiento interno
- P4: ángulo de dilatancia
- P5: cohesión
- P6: F_{d1}
- P7: F_{d2}

Las propiedades seis y siete se refieren a unos factores F_{d1} y F_{d2} relacionados con la degradación del terreno, por tanto, su razón de ser y definición se establecen en el apartado relacionado con la implementación de la formulación de la degradación al programa.

5.4.4. Corrección de tensiones a la superficie de plastificación

En todo sistema de integración empleado para realizar el cálculo correspondiente a la actualización de tensiones en régimen plástico, existe la posibilidad de que las tensiones finales no caigan sobre la superficie de plastificación, o no estén lo suficientemente cerca de ella como para poder considerarse que lo están con una tolerancia adecuada. En estos casos, la práctica usual es corregir dichas tensiones a la superficie de plastificación.

La elección del algoritmo de corrección es en gran medida arbitrario, y en general, no influyen de forma muy significativa en los resultados del cálculo si se

emplea un sistema con suficiente aproximación para la integración de las leyes constitutivas.

En el caso presente, el algoritmo propuesto para la corrección de dichas tensiones consiste en realizar la corrección según la dirección dada por el siguiente vector:

$$\vec{V} = \frac{D^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma} \cdot \frac{\partial f}{\partial c}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma} \cdot D^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma}} \quad (5.47)$$

Como se puede observar, la estructura de dicho vector se semejante a la del término independiente obtenido en la formulación de la degradación (ver segundo término de la ecuación 5.27).

La dirección dada por el vector \vec{v} presenta la particularidad de que para los casos de dilatación nula ($\psi = 0$), dicho vector se encuentra en un plano π , es decir la suma de los valores de sus tres componentes es cero.

El imponer la condición de intersección de un vector de dirección \vec{v} pasando por el punto de tensiones a corregir, con la superficie de plastificación, da lugar a una ecuación cúbica que en el caso más general presentará tres soluciones reales. De esas tres posibles soluciones, sólo una es la válida, y es necesario tener la seguridad de que esa es la que se toma como solución.

La forma empleada para conseguir la solución adecuada consiste en evaluar el valor del ángulo que forma el vector que une el vértice de la superficie de plastificación con el punto a corregir, con el eje $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$, y comparar el valor de dicho ángulo con el valor de la abertura de la superficie de plastificación, función del ángulo de rozamiento.

El introducir la formulación descrita con relación al cálculo de la matriz de rigidez y la corrección de tensiones, ha supuesto la modificación de algunas de las subrutinas presentes en el programa, y la creación de otras nuevas. En el Apéndice D se presenta un diagrama de flujo detallado del programa OXFEM, con sus subrutinas principales, y acompañado de breves comentarios para describir cada una de ellas. A

continuación, también en el Apéndice D, se presenta un diagrama de flujo similar, donde aparecen subrayadas las subrutinas en las que ha sido necesario realizar alguna modificación, y sombreadas aquellas que son nuevas.

Finalmente, el código correspondiente al cálculo de la matriz de rigidez para material Matsuoka-Nakai generalizado se incluye en el Apéndice G.

5.4.5. Verificación del modelo Matsuoka-Nakai generalizado en el programa OXFEM

Para la comprobación del correcto funcionamiento del modelo de Matsuoka-Nakai generalizado, implantado en el programa OXFEM, se han realizado una serie de análisis correspondientes al problema de carga de hundimiento de una cimentación superficial.

Dichos análisis se han realizado para diferentes valores de ángulo de rozamiento interno y cohesión, comparándose los resultados con los existentes en la literatura sobre carga de hundimiento, que se describen a continuación.

En general, la expresión que proporciona la carga de hundimiento de una zapata es:

$$p_h = cN_c + qN_q + \frac{1}{2}\gamma BN_\gamma \quad (5.48)$$

El coeficiente N_q , según Prandtl (1921), viene dado por la siguiente expresión, válida para zapatas lisas y rugosas.

$$N_q = \gamma^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \cdot e^{\pi \cdot \tan(\phi)} \quad (5.49)$$

El coeficiente N_c se obtiene aplicando el teorema de los estados correspondientes, resultando la siguiente expresión:

$$N_c = \cotg(\phi) \cdot (N_q - 1) \quad (5.50)$$

Lundgren y Mortensen (1953) obtuvieron el valor del coeficiente N_γ en función del ángulo de rozamiento interno, y para el caso de zapata lisa. Siguiendo el método

de los autores citados, Hansen y Christensen (1969) obtuvieron el valor de dicho coeficiente N_γ para el caso de zapata perfectamente rugosa, y también en función del ángulo de rozamiento interno.

Todos los cálculos de carga de hundimiento con el programa OXFEM para verificar la formulación introducida del modelo de Matsuoka-Nakai generalizado, se han realizado empleando la discretización de elementos finitos que se muestra en la Figura 5.5. Como se puede observar, se analiza únicamente la mitad de la malla, dada la simetría existente. Por tanto, la magnitud B es el semiancho de la cimentación. Sobre las condiciones de contorno, en el borde correspondiente al eje de simetría la condición impuesta es de desplazamiento horizontal nulo, en la base la condición es de desplazamiento vertical nulo y en el borde derecho de desplazamiento horizontal nulo. Los análisis se han realizado para el caso de zapata lisa, por tanto, los nodos bajo la zapata no tienen ninguna restricción impuesta en cuanto a desplazamientos laterales, únicamente el situado en el eje de simetría cuyo desplazamiento en horizontal es cero. Los análisis realizados son de desplazamiento vertical impuesto a la cimentación, y bajo la condición de deformación plana.

Los casos analizados se pueden agrupar en función del valor de los

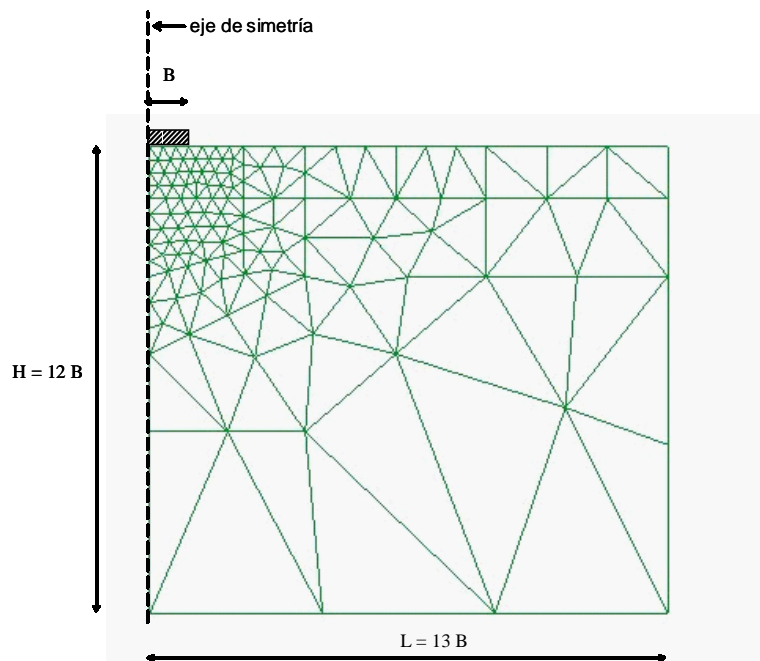


Figura 5.5. Discretización de elementos finitos para cálculos de carga de hundimiento

parámetros de cálculo como se expresa a continuación:

- $c, \phi = 0^\circ, \gamma = 0$
- $c, \phi, \gamma = 0$
- c, ϕ, γ
- $c, \phi=0^\circ, \gamma$

El caso $c = 0$ no se contempla entre los anteriores ya que la formulación desarrollada para el criterio de Matsuoka-Nakai generalizado no admite dicha posibilidad.

Material puramente cohesivo sin considerar peso del terreno

Se ha analizado el caso de la cimentación superficial representada en la Figura 5.5 sometida a un desplazamiento impuesto en su base creciente hasta llegar a rotura. Los análisis realizados se corresponden con análisis de arcillas a corto plazo,

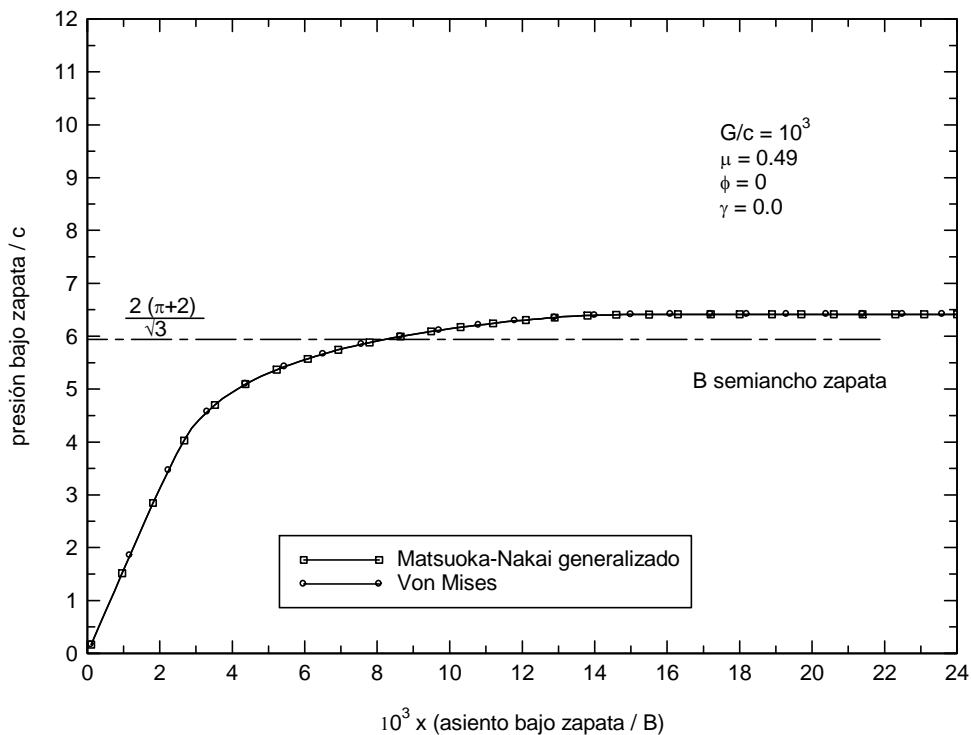


Figura 5.6. Carga de hundimiento para $\phi=0$

es decir, $\phi=0$. Los resultados obtenidos con el modelo de Matsuoka-Nakai generalizado se han comparado con el análisis para los mismos valores de los parámetros del suelo, pero empleando en el programa el criterio de plastificación de Von Mises. En la Figura 5.6 se presentan las curvas carga-desplazamiento resultantes. En la figura se observa como ambas soluciones se ajustan perfectamente, y se encuentran próximas al valor teórico de $2 \cdot c \cdot (\pi+2)/\sqrt{3}$. El factor $2/\sqrt{3}$ aparece en la expresión para tener en cuenta, como ya se ha comentado (apartado 5.4.1.), la diferencia entre los parámetros resistentes en deformación plana y en compresión triaxial.

Material friccional y cohesivo sin peso de terreno

En este caso se analiza la cimentación superficial representada en la Figura 5.5, también sometida a un desplazamiento impuesto en su base creciente hasta llegar a rotura, pero correspondiente a un análisis a largo plazo (c, ϕ) sin considerar el peso de los elementos. El análisis se ha realizado para distintos valores de cohesión y ángulo de rozamiento, indicados en la Tabla 5.2. En dicha tabla se indican también los valores de los parámetros correspondientes al criterio de Mohr Coulomb, obtenidos de la correlación entre dicho criterio y el de Matsuoka según lo expuesto en el apartado 5.4.2. Estos valores se emplean para obtener los resultados correspondientes a la solución teórica (ec. 5.48), la cual se representa en cada uno de los casos acompañando a los resultados numéricos obtenidos con el programa.

$\phi_{\text{Matsuoka}} (^{\circ})$	γ_a	$\phi_{\text{Mohr Coulomb}} (^{\circ})$	c_{Matsuoka} (kN/m ²)	$c_{\text{Mohr Coulomb}}$ (kN/m ²)
8,72	0	10	10	11,46
17,17	0	20	2	2,36
26,46	0,6	30	4	4,46

Tabla 5.2. Valores de cohesión y ángulo de rozamiento en análisis de carga hundimiento a largo plazo

En la Figura 5.7 se presenta el resultado correspondiente a uno de los casos analizados, el resto de resultados se presentan en el Apéndice E.

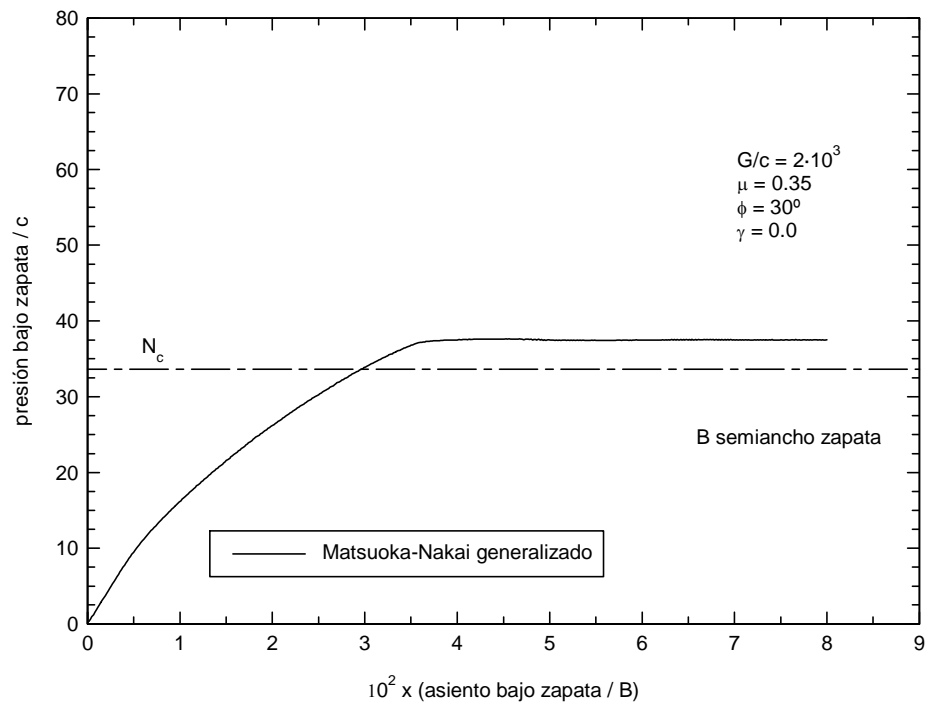


Figura 5.7. Carga de hundimiento (c, ϕ)

Material friccional y cohesivo con peso de terreno

En este apartado se presenta el caso más general de análisis de carga de hundimiento para un terreno con componentes tanto cohesiva como friccional, y considerando el peso del terreno. Por tanto, el primer y último término de la ecuación (5.48) son no nulos.

El análisis se ha realizado, al igual que en los casos anteriores, para la cimentación superficial representada en la Figura 5.5, también sometida a un desplazamiento impuesto en su base creciente hasta llegar a rotura. Los parámetros resistentes considerados en el análisis numérico son, ángulo de rozamiento de 10° , cohesión de 10 kN/m^2 , y peso específico del terreno de 18 kN/m^3 .

Los resultados se presentan en la Figura 5.8, junto con el valor que se obtiene de la aplicación de la ecuación (5.48) para los correspondientes valores de cohesión y ángulo de rozamiento resultantes de aplicar las correlaciones entre el criterio de Matsuoka y Mohr Coulomb en deformación plana, tal y como se ha expuesto en el apartado 5.4.2.

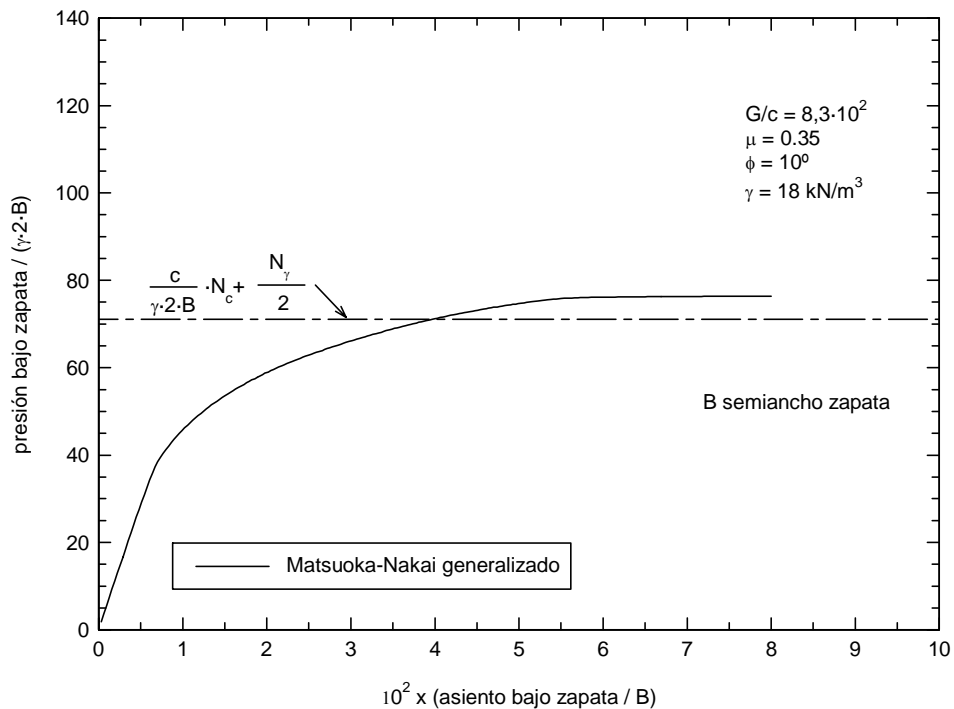


Figura 5.8. Carga de hundimiento (c, φ, γ)

Material cohesivo con peso de terreno

Se analiza la de carga de hundimiento de la cimentación superficial de la Figura 5.5, para el caso de ángulo de rozamiento nulo, arcilla a corto plazo, y considerando peso de terreno. El análisis se ha realizado para un valor de cohesión de 7.7 kN/m² y peso específico del terreno de 18 kN/m². Los resultados que se obtienen se comparan con los correspondientes al caso de mismos valores de los parámetros resistentes (c = 7.7 kN/m², φ = 0), pero sin considerar el peso del terreno. En la Figura 5.9 se presentan los resultados y se observa que ambos coinciden, tal y como debe de ocurrir ya que al ser φ = 0, el tercer término de la ecuación (5.48) es nulo por ser N_γ = 0, por lo que el peso del terreno no influye.

5.4.6. Consideraciones a tener en cuenta

En todos los casos anteriores se observa una cierta diferencia entre los valores de carga de hundimiento obtenidos numéricamente y los obtenidos según la teoría, siendo aquéllos algo superiores a éstos, probablemente debido a error numérico, y a la discretización inherente al método de elementos finitos.

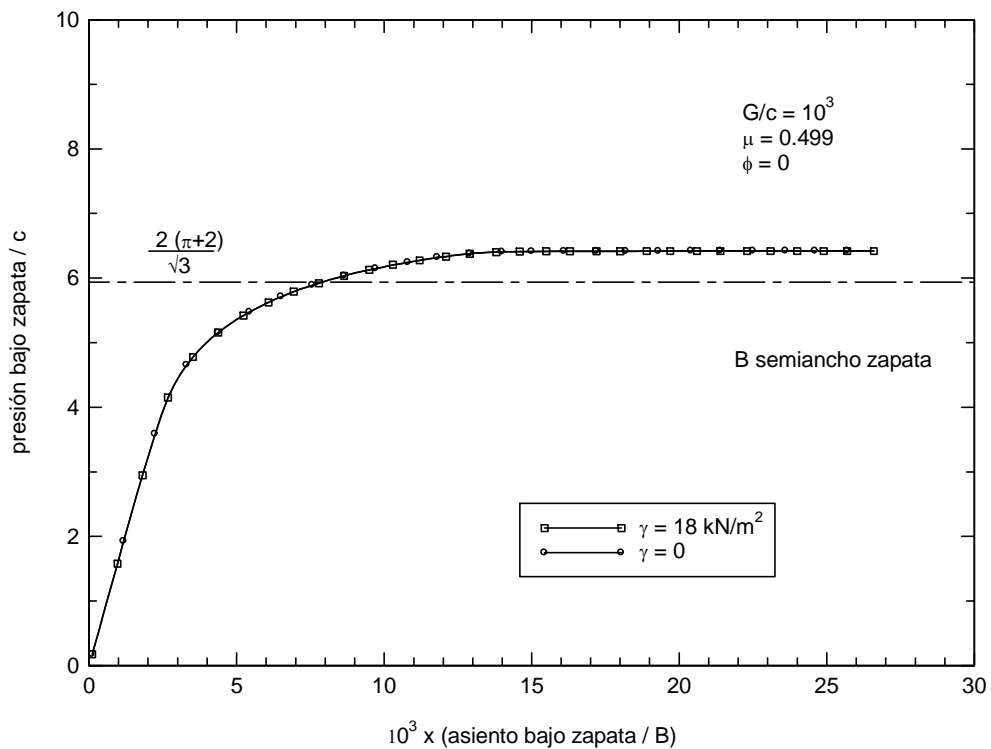


Figura 5.9. Carga de hundimiento (γ , c)

Sobre el desarrollo presentado en los apartados anteriores con relación a la introducción del criterio de plastificación de Matsuoka-Nakai generalizado en el programa OXFEM es necesario hacer una serie de consideraciones.

A medida que el ángulo de rozamiento interno es mayor, la superficie de plastificación se va haciendo más abierta de forma que el cono central representativo del comportamiento elástico del suelo se acerca más a las otras zonas donde también se cumple que $f(\sigma)$ es negativo, pero que no tienen sentido físico alguno. En la Figura 5.10 se presenta el corte por un mismo plano π , de las superficies de plastificación de Matsuoka correspondientes a varios ángulos de rozamiento interno.

En dicha figura se observa el comportamiento descrito, de forma que para ángulos de rozamiento cada vez mayores, las zonas se acercan. Evidentemente esa cercanía es mayor para planos π más cercanos al vértice del cono central.

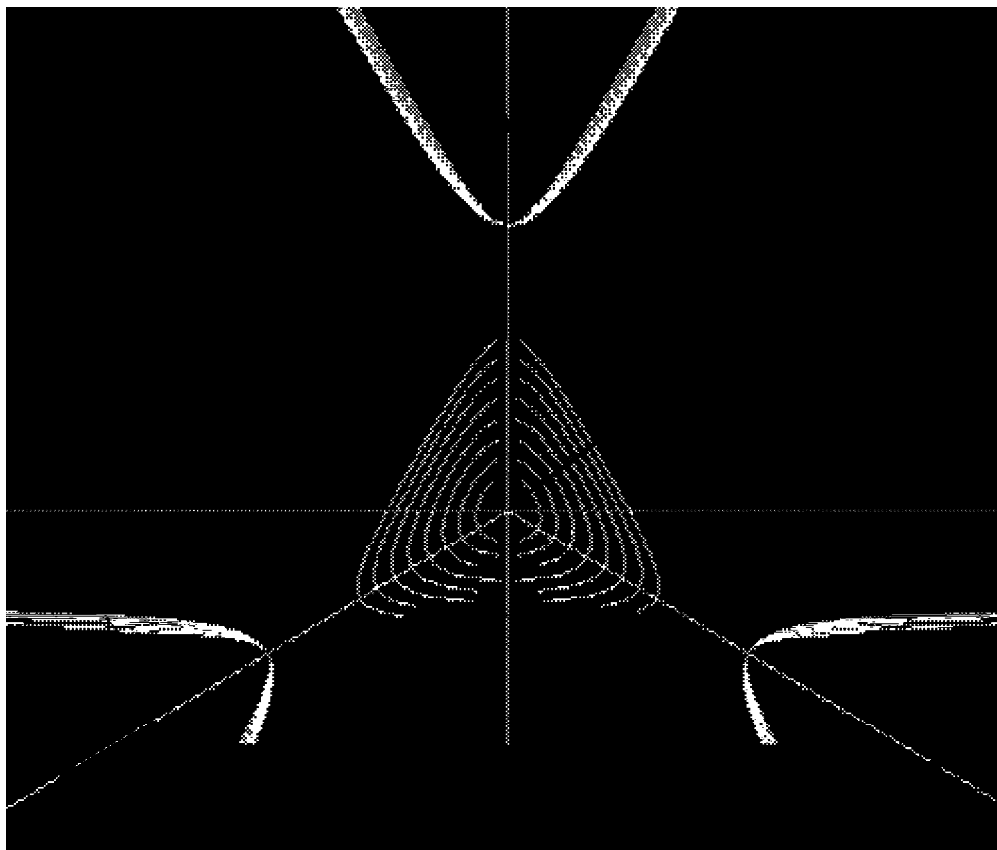


Figura 5.10. Corte por un plano π de superficies de plastificación de Matsuoka-Nakai con distinto valor de ϕ

Dentro de la estructura del programa OXFEM, para cada escalón de cálculo es necesario comprobar si cada punto de Gauss permanece dentro del rango elástico o si se sale fuera de la superficie de plastificación. En este último caso el proceso impuesto en el programa consiste en (Figura 5.11), partiendo el punto de Gauss inicialmente elástico (1), considerar la trayectoria como elástica para el incremento de deformaciones que tiene lugar en el escalón (2), a continuación se halla la intersección con la superficie de plastificación (3) y, del punto inicial (1) al de intersección (3) se aplica la matriz de rigidez elástica, y del punto de intersección (3) al final (4) se aplica la matriz de rigidez elasto-plástica.

La forma empleada para obtener la intersección con la superficie de plastificación de Matsuoka-Nakai generalizada se ha basado en el método de bisección, tratándose por tanto de un método numérico y no analítico.

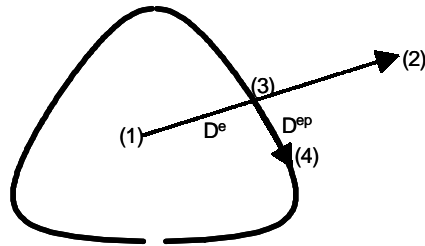


Figura 5.11. Esquema de cálculo de paso de comportamiento elástico a plástico

Todo ello se relaciona con lo descrito sobre el acercamiento de las zonas $f(\sigma) < 0$ para ángulos de rozamiento altos, y sobre todo en la zona cercana al vértice, en el sentido de que la obtención de la intersección puede dar problemas si en el análisis que se está realizando existen zonas que se van a encontrar sometidas a tracción, es decir puntos de Gauss cercanos al vértice del cono.

Por tanto, en esos casos, será necesario aumentar en gran medida el número de escalones de cálculo, e incluso aumentar la precisión impuesta en la subrutina de cálculo de la intersección con la superficie de plastificación.

Precisamente el tratar de encontrar una solución analítica a la intersección con la superficie de plastificación, es una de las futuras líneas de investigación propuestas en la Tesis.

5.5. INTRODUCCIÓN DE LA FORMULACIÓN DE DEGRADACIÓN

5.5.1. Definición del frente de avance de degradación

Se trata de definir la ley de variación de los parámetros resistentes del suelo que representa la degradación del terreno. Para ello se ha considerado el concepto de un frente de degradación que parte de una determinada posición en el terreno y va avanzando en su interior de forma que los parámetros resistentes comienzan a decrecer en la zona que ha sido alcanzada por el frente.

En la Figura 5.12 se muestra el esquema correspondiente a los dos frentes de degradación, junto con su dirección de avance, encontrándose representado un posible punto de Gauss. Dicho punto permanece en su posición mientras los dos frentes avanzan, de forma que los parámetros η asociados a él van variando.

Para mostrar mejor en que consiste dicho frente de degradación, se puede considerar un terreno con superficie horizontal y cuyos parámetros resistentes son inicialmente η_{k0} . Al comienzo del cálculo, el frente de degradación se encuentra en la superficie del terreno, y a partir de ahí se irá introduciendo en su interior a medida que el cálculo avanza. Si se considera un punto de Gauss en el interior del terreno, que tendrá unos parámetros resistentes iniciales η_{k0} , e 'i' es el número de escalón de cálculo en el que el frente de degradación alcanza la posición de dicho punto de

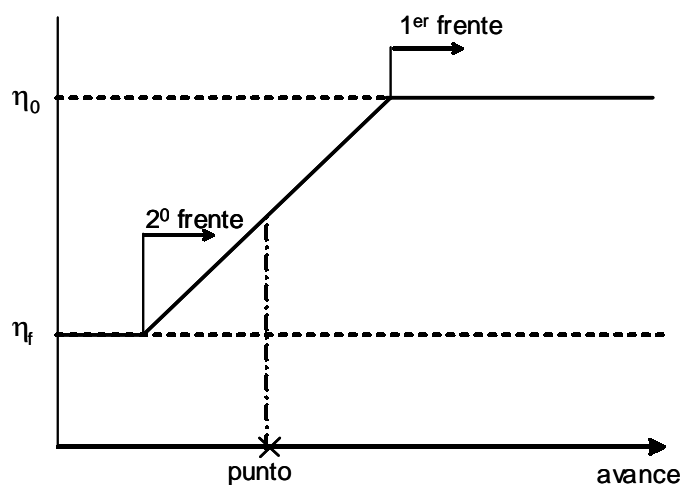


Figura 5.12. Esquema de frentes de degradación

Gauss, durante el escalón de cálculo 'i+1' el punto considerado sufrirá una disminución de sus parámetros resistentes de forma que los nuevos serán $\eta_{k1} < \eta_{k0}$. Durante el escalón de cálculo 'i+2', dicho punto volverá a ver disminuidos sus parámetros resistentes, que pasarán a ser $\eta_{k2} < \eta_{k1}$.

Este proceso de disminución de los parámetros resistentes no es indefinido a lo largo de todos los escalones de cálculo, si no que existe un segundo frente de degradación, que avanza al mismo ritmo que el primero pero con un cierto desfase, de forma que cuando el segundo frente de degradación llegue al punto de Gauss considerado, el valor de los parámetros resistentes deja de disminuir manteniéndose constante el valor que tienen en dicho escalón hasta el final del cálculo.

En la formulación presentada aparecen las variables η_k como representativas de los parámetros resistentes del terreno. Para el modelo de Matsuoka-Nakai generalizado, dichos parámetros son la cohesión y el ángulo de rozamiento interno del terreno. Sin embargo, la degradación del terreno se ha considerado como una disminución únicamente del valor de la cohesión, manteniendo sin variar el valor del ángulo de rozamiento interno. Por tanto, a partir de ahora consideraremos la cohesión como único parámetro que varía a lo largo del cálculo ($d\eta_k = dc$).

En la Figura 5.13 y Figura 5.14 se presenta el esquema de un frente de avance genérico correspondiente a la situación existente en un determinado escalón 'i' de cálculo, junto con algunas de las variables empleadas para definirlo y que se describen a continuación.

El contorno cerrado representa el dominio de definición del problema donde se encuentran todos los puntos de Gauss. Los puntos representados en las figuras como P1 y P2, dan lugar a una línea que corresponde a la situación de partida de los frentes de degradación.

Los vectores $a1$ y $a2$ representan la magnitud de la zona que se va a ver sometida a degradación. Así, al final del análisis todos los puntos de Gauss que se encuentren en la zona limitada por los puntos P1, P2 y por los extremos de los vectores $a1$ y $a2$, habrán sufrido degradación, aunque no todos en el mismo grado.

El análisis que se realice estará definido por un número total de escalones de cálculo N , correspondientes a la fase de degradación. En el primer escalón comienza el avance del primer frente que parte de la posición P1-P2 y avanza sobre el vector a_1 una longitud a_1/N , es decir el valor del módulo del vector a_1 dividido por el número total de escalones de cálculo, y sobre el vector a_2 una longitud a_2/N , correspondiente a el valor del módulo del vector a_2 dividido por el número total de escalones de cálculo. En el segundo escalón el primer frente de degradación vuelve a avanzar una magnitud a_1/N sobre el vector a_1 y a_2/N sobre el a_2 . Y así va avanzando el primer frente hasta encontrarse en una situación como la representada en la Figura 5.13, donde los puntos P5 y P6 definen la posición actual del primer frente de degradación.

Cuando la distancia entre los puntos P1 y P5 alcanza un cierto valor AF , comienza a avanzar el segundo frente de degradación. La velocidad de avance de este segundo frente es la misma que la del primero, es decir que en cada escalón de cálculo avanza un valor a_1/N sobre el vector a_1 y a_2/N sobre el a_2 . En la Figura 5.14 se presenta una situación genérica de los dos frentes de avance, y se definen los puntos P3 y P4 como extremos del segundo frente de degradación.

La posición de cada uno de los dos frentes de degradación en un determinado escalón de cálculo, define varias zonas, caracterizadas cada una de ellas

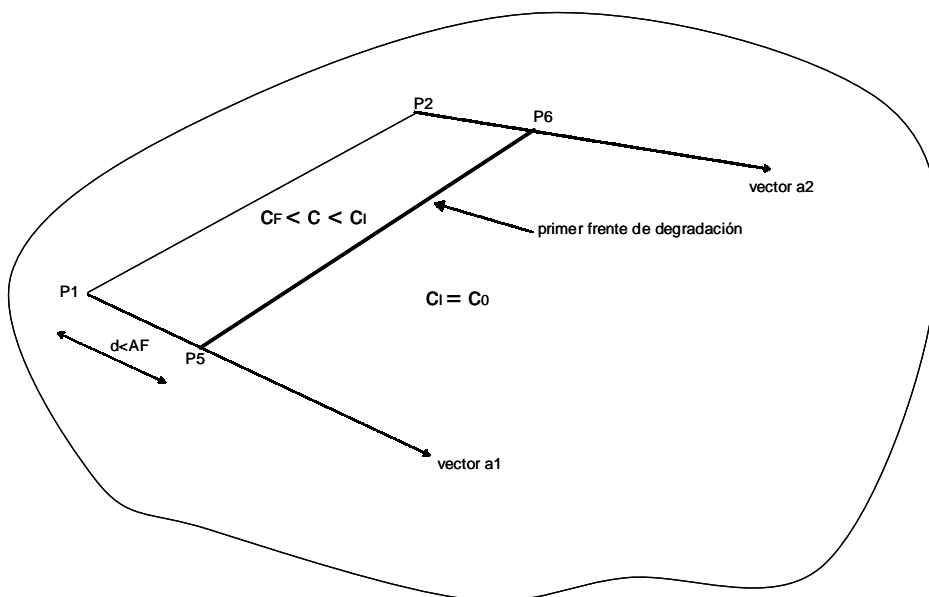


Figura 5.13. Definición del primer frente de degradación

por distintos valores de la cohesión en cada momento, y en cada punto de Gauss situado en su interior. A continuación se describen cada una de dichas zonas.

En el cálculo se definen dos valores extremos de cohesión, uno el que tiene inicialmente todos los puntos de Gauss $c_i = c_0$, y otro que es el mínimo al cual se considera que puede llegar un punto de Gauss tras la fase de degradación c_f .

Si se considera la situación representada en la Figura 5.13 como la correspondiente a un cierto escalón de cálculo, para el cual aún no ha salido el segundo frente de degradación, se puede observar que se definen dos zonas, una delimitada por los puntos P1-P2-P5-P6, y otra correspondiente a todo el resto del dominio. En esa situación, en el interior de la zona delimitada por los puntos P1-P2-P5-P6, todos los puntos de Gauss tienen una cohesión que está comprendida entre los valores c_i y c_f , es decir menor que la cohesión que tienen todos los puntos de Gauss inicialmente, y mayor o como mucho igual que el valor mínimo de cohesión que se define en el análisis. En la otra zona correspondiente a todo el dominio excluido el recinto anterior, el valor de la cohesión en todos los puntos de Gauss sigue siendo la inicial $c_i = c_0$, ya que no se han visto afectados por la degradación.

Cuando el segundo frente de degradación comienza a avanzar, se pasa de tener dos zonas delimitadas a tener tres. Si se considera la situación definida en la

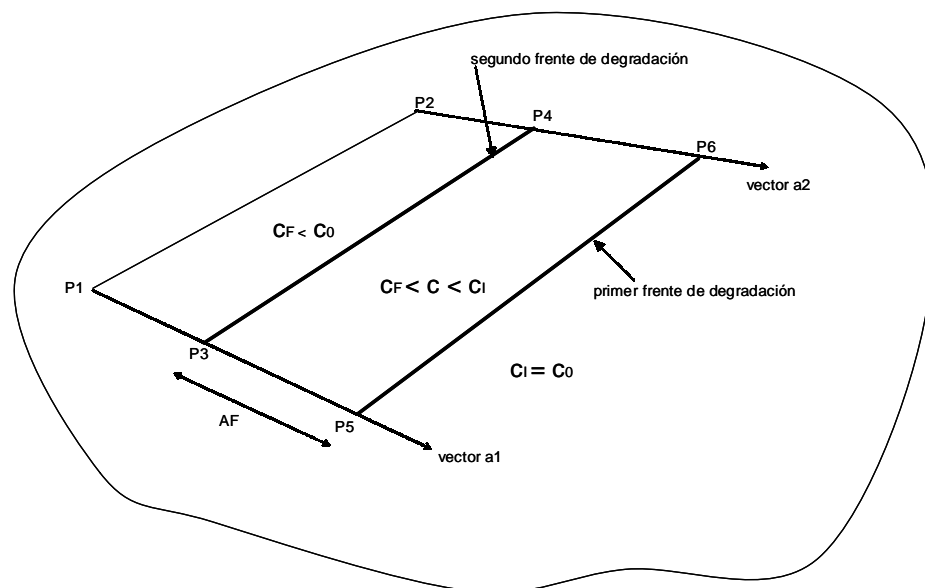


Figura 5.14. Definición de los frentes de degradación

Figura 5.14 como la correspondiente a un cierto escalón de cálculo, para el cual el segundo frente de degradación ya está activo, se pueden observar las tres zonas citadas. Una de ellas es el recinto delimitado por los puntos P3-P4-P5-P6. Todos los puntos de Gauss situados en esa zona tienen un valor de cohesión menor de c_I y mayor de c_F , de forma que los puntos de Gauss más cercanos al primer frente de avance tienen una cohesión más cercana de c_I , y los más cercanos al segundo frente de degradación tienen una cohesión de valor más cercano a c_F .

Otra zona es la definida por los puntos P1-P2-P3-P4, donde todos los puntos de Gauss tienen una cohesión correspondiente al valor mínimo de c_F , es decir, ya se han visto afectados por el máximo grado de degradación considerado en el análisis.

Por último la zona correspondiente a todo el dominio menos las dos zonas anteriores, donde los puntos de Gauss tienen una cohesión de valor $c_I=c_0$ ya que no se han visto afectados por la degradación. Esta situación con los dos frentes de degradación avanzando se mantiene hasta que el primero alcanza los extremos de los vectores a_1 y a_2 , momento en el cual finaliza la fase de degradación.

Con ello, queda definido de forma genérica el concepto de los frentes de degradación y las diferentes zonas en que quedan englobados los puntos de Gauss durante el análisis.

A continuación se presenta la forma considerada dentro del cálculo para representar el cambio de cohesión y su valor en cada punto de Gauss, dependiente de en qué zona de las descritas se encuentre.

La forma de introducir el cambio de cohesión que sufre un punto de Gauss, se hace por medio de unos coeficientes de degradación F_d , de forma que la cohesión en dicho punto, en un determinado escalón de cálculo, tiene un valor dado por la expresión:

$$c = F_d \cdot c_I \quad (5.51)$$

De esta forma, cada punto de Gauss tiene, en todo escalón de cálculo, asociado un valor de F_d , que irá variando a medida que vaya sufriendo degradación.

Por tanto, el valor del coeficiente de degradación F_d representa el grado de degradación que hasta el momento ha sufrido el punto de Gauss, proporcionando el valor de la cohesión de dicho punto, en dicho escalón, y en forma de tanto por uno con respecto a la cohesión inicial del problema.

El valor del coeficiente de degradación F_d asociado a cada punto de Gauss, permite conocer el valor de la cohesión en dicho punto. Evidentemente, al principio del cálculo todos los puntos de Gauss tendrán el mismo valor del coeficiente de degradación $F_d = 1$, es decir, inicialmente ningún punto de Gauss ha sufrido degradación y todos ellos tienen un valor de cohesión igual a la inicial. Ese valor concreto correspondiente a la unidad se denomina F_b . Existe otro valor característico de los factores F_d que se ha denominado F_a . Este valor se corresponde con el valor mínimo de cohesión que puede alcanzar un punto de Gauss durante el análisis, es decir, se cumple que:

$$\begin{aligned} c_I &= F_b \cdot c_I = c_I \\ c_F &= F_a \cdot c_I \end{aligned} \tag{5.52}$$

Por tanto, en todo escalón de cálculo, cada punto de Gauss tendrá asociado un coeficiente F_d que cumple la siguiente relación:

$$F_a \leq F_d \leq F_b \tag{5.53}$$

Si se traslada esta filosofía a las distintas zonas que se definen a lo largo del cálculo correspondiente a la degradación, cada una de dichas zonas estará caracterizada por un valor, o rango de valores, del coeficiente de degradación que tienen los puntos de Gauss situados en el interior de cada una de ellas.

En la Figura 5.15 se presenta de nuevo las zonas definidas en una situación correspondiente a un cierto escalón de cálculo, en el cual el segundo frente de degradación ha comenzado ya a avanzar. Ahora cada una de las tres zonas delimitadas se caracteriza por los valores de los coeficientes de degradación F_d que poseen los puntos de Gauss situados en su interior. Así la zona delimitada por los puntos P1-P2-P3-P4 se caracteriza porque todos los puntos de Gauss situados en su interior han alcanzado la máxima degradación con un valor de F_d igual a F_a , de forma que todos ellos tienen la misma cohesión de valor $F_a \cdot c_I$.

La zona definida por los puntos P3-P4-P5-P6 se caracteriza porque todos los puntos de Gauss situados en su interior se encuentran de fase de degradación por lo que el coeficiente que los define F_d está comprendido entre los valores extremos $F_b=1$ y F_a . En este caso cada punto de Gauss tendrá un valor diferente de F_d que será más cercano a F_b cuanto más cerca esté el punto de Gauss del primer frente de avance, y más cercano a F_a para los puntos de Gauss más próximos al segundo frente de avance. La forma de asociar a cada punto de Gauss su valor del coeficiente de degradación F_d con respecto a su posición se establece más adelante.

Finalmente la zona exterior a las dos anteriores se caracteriza porque todos los puntos de Gauss situados en ella tienen un valor de coeficiente F_d igual a F_b , es decir de valor unidad, lo que corresponde a puntos no degradados, como es el caso, y que por tanto tienen un valor de cohesión igual al inicial c_i .

Sobre la forma de asociar a cada punto de Gauss de la zona P3-P4-P5-P6 el valor de su coeficiente F_d , se definen para ello las zonas A y B presentadas en la Figura 5.16. Si se considera un punto de Gauss situado en la zona A, el valor de su coeficiente de degradación F_d se obtiene por interpolación entre los valores de F_d en los puntos P4 (F_a), P5 (F_b) y P6 (F_b). Análogamente, para un punto de Gauss situado en la zona B, su coeficiente de degradación F_d se obtiene por interpolación entre los

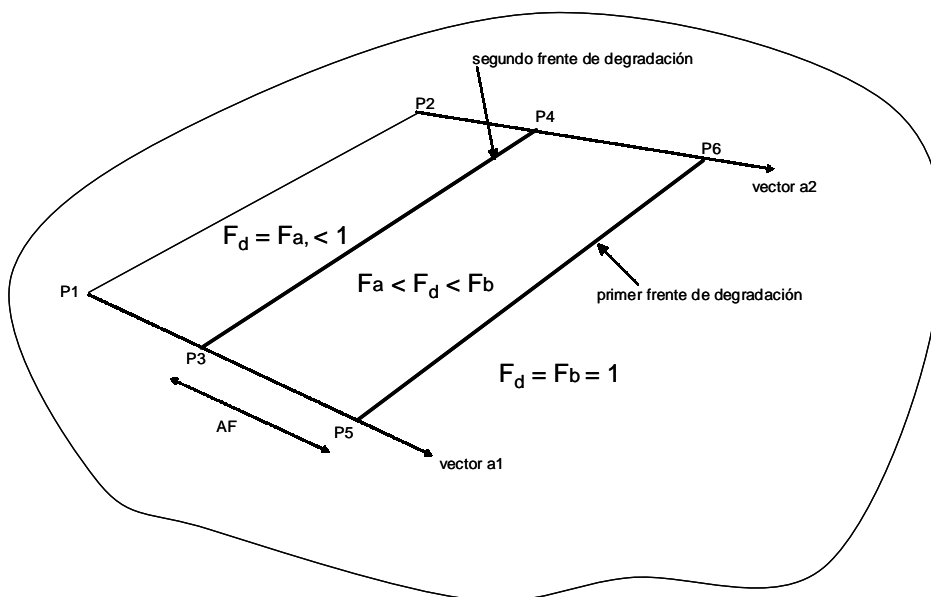


Figura 5.15. Definición de los coeficientes de degradación F_d

valores de P3 (F_a), P4 (F_a) y P5 (F_b).

Por supuesto los puntos de Gauss situados sobre el primer frente de avance tendrán un valor de F_d igual a F_b , y los ubicados sobre el segundo frente un valor igual de F_a .

Como caso particular se comenta la forma de proceder en una situación donde el segundo frente de avance aún no esté activo, presentándose dicha situación en la Figura 5.17.

En este caso es necesario establecer primero el valor del coeficiente de degradación F_d en la línea P1-P2, que ahora no es F_a sino que tendrá un valor F_j superior. Dicho valor es necesario para poder realizar la interpolación correspondiente a los puntos de Gauss.

El factor de degradación F_j , se obtiene a partir de las siguientes expresiones:

$$F_j = F_b - |P1P5| \cdot \text{tg}(\alpha) \quad (5.54)$$

$$\text{tg}(\alpha) = \frac{F_b - F_a}{AF} \quad (5.55)$$

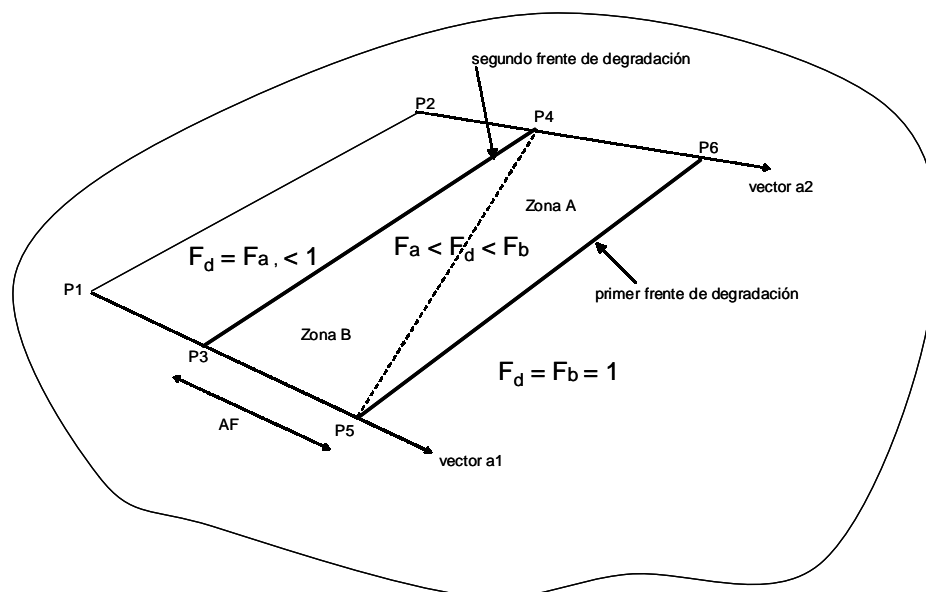


Figura 5.16. Definición de los coeficientes F_d en la zona en proceso de degradación

Por tanto, el valor del coeficiente de degradación correspondiente a los puntos P1 y P2, y necesario para las interpolaciones correspondientes, es el dado por F_j .

A continuación se describe un ejemplo con valores concretos de cada uno de los parámetros empleados para definir la degradación. Para ello se considera un análisis en el que se definen los dos puntos P1 y P2 por sus coordenadas, y los vectores a_1 y a_2 por las suyas con respecto a los puntos P1 y P2 respectivamente. Los valores de los coeficientes F_b y F_a se consideran 1 y 0.5 respectivamente, es decir el valor de la cohesión va a disminuir en algunos puntos de Gauss hasta un valor igual al 50% de la cohesión inicial. El valor del parámetro AF que define la condición de salida del segundo frente de degradación se considera de 1 metro. La cohesión inicial en el análisis es de $c_0 = 20 \text{ kN/m}^2$.

Bajo estas condiciones, la cohesión de todos los puntos de Gauss antes de comenzar la fase de degradación es:

$$c_I = c_0 = 20 \text{ kN/m}^2$$

Cuando comienza a avanzar el primer frente de degradación, pero la distancia entre los puntos P1 y P5 es menor de 1 m (AF), los puntos de Gauss que se

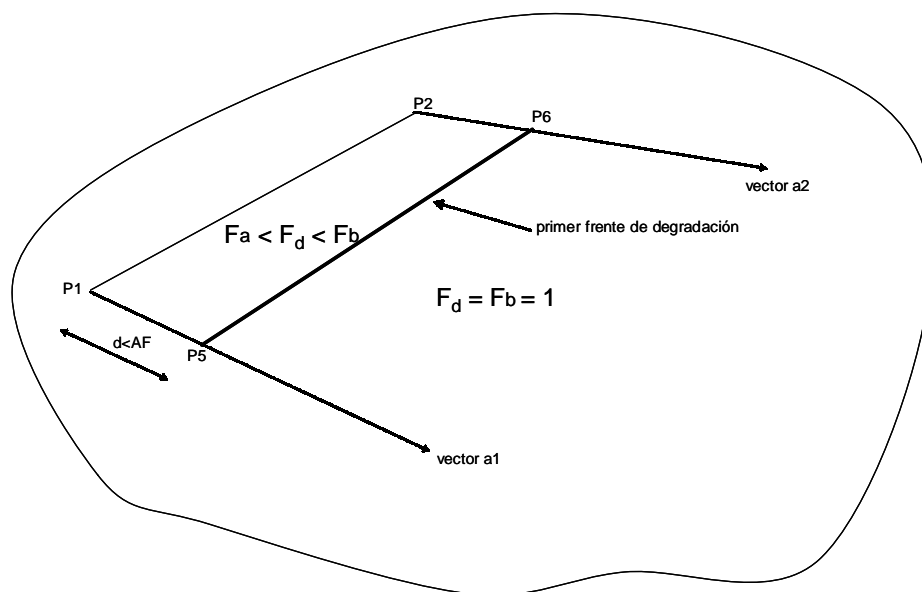


Figura 5.17. Definición de los coeficientes F_d en la zona en proceso de degradación del primer frente de avance

encuentren en el recinto P1-P2-P5-P6 tendrán asociado un valor de cohesión de:

$$c = F_d \cdot c_l$$

donde $F_a < F_d < F_b$, y por tanto la cohesión en dichos puntos de Gauss tendrá un valor mayor de 10 kN/m² y menor de 20 kN/m², siendo distinta para cada punto de Gauss, dependiendo de su posición con respecto al primer frente de avance de degradación.

Los puntos de Gauss situados en la zona exterior al recinto P1-P2-P5-P6 no han sufrido ninguna degradación por lo que su coeficiente de degradación es para todos ellos:

$$F_d = F_b = 1$$

y por tanto, el valor de la cohesión en dichos puntos de Gauss es 20 kN/m².

Cuando la distancia entre los puntos P1 y P5 es mayor de 1 metro (AF), comienza a avanzar el segundo frente de degradación. En esta situación, los puntos de Gauss que se encuentren en el interior del recinto P1-P2-P3-P4 tendrán todos el mismo coeficiente de degradación de valor:

$$F_d = F_a = 0.5$$

y por tanto el valor de la cohesión en esos puntos de Gauss es en todos ellos de 10 kN/m².

Los puntos de Gauss que se encuentren en la zona delimitada por P3-P4- P5-P6 tendrán un coeficiente de degradación de valor:

$$F_a < F_d < F_b$$

y por tanto una cohesión de valor mayor de 10 kN/m² y menor de 20 kN/m², siendo el valor en cada punto de Gauss diferente dependiendo de su posición relativa con respecto al primer y segundo frente de degradación.

Finalmente, los puntos situados en la zona exterior a P1-P2-P5-P6 no han sufrido degradación, por lo que tienen un factor de degradación asociado de $F_d = F_b = 1$, y por tanto su cohesión es de 20 kN/m².

Esta última situación con los dos frentes de degradación avanzando se mantendrá hasta que el primer frente alcance los extremos de los vectores a_1 y a_2 definidos en el cálculo.

Todo lo anterior enlaza con la definición de las propiedades correspondientes al material Matsuoka-Nakai generalizado, dadas en el apartado 5.4.3., donde se citaban los valores de dos coeficientes F_{d1} y F_{d2} . Dichos valores son los coeficientes de degradación que tiene un punto de Gauss, al comienzo (F_{d1}) y final (F_{d2}) de un determinado escalón de cálculo de degradación. De forma que la variación en la cohesión durante dicho escalón viene dada por:

$$\dot{c} = (F_{d2} - F_{d1}) \cdot c_o \quad (5.56)$$

Estos coeficientes F_{d1} y F_{d2} , considerados como dos propiedades del modelo de comportamiento, son al comienzo del cálculo igual a la unidad, y a medida que se va desarrollando el cálculo van cambiando.

El valor resultante del incremento de cohesión resulta de signo negativo, tal y como corresponde a una degradación del terreno. Dicho valor es el que se introduce en el escalón de cálculo en el segundo término de la ecuación (5.27), de forma que:

$$d\eta_k = \dot{c} \quad (5.57)$$

5.5.2. Posición relativa de los puntos de Gauss con respecto a la nueva superficie de plastificación correspondiente a la degradación

Durante un escalón de carga de degradación, habrá puntos de Gauss que no se vean afectados por la degradación, y por tanto no sufran ningún cambio durante dicho escalón, y habrá otros puntos de Gauss que sí se vean afectados por la degradación, para los cuales se describe a continuación el tratamiento considerado.

El hecho de que el valor de la cohesión en un punto de Gauss se reduzca durante un escalón de la fase de degradación, hace que la superficie de plastificación cambie, ya que su expresión depende del valor de la cohesión.

Durante dicho escalón de cálculo, el punto de Gauss tendrá asociadas dos superficies de plastificación, una la inicial al comenzar el escalón, y otra la correspondiente al final del escalón, es decir tras la degradación correspondiente.

En este sentido, es preciso tener en cuenta, por un lado la posición que tiene el punto de Gauss con respecto a la superficie de plastificación inicial, es decir si se encuentra plastificado o no, y por otro lado que ningún punto de Gauss se puede encontrar fuera de la superficie de plastificación que tiene asociada en cada momento.

Ello hace que se presenten distintas situaciones del punto de Gauss con respecto a las dos superficies de plastificación. Cada una de dichas situaciones se enumeran a continuación junto con el procedimiento a seguir en cada caso.

1. Punto de Gauss inicialmente en el interior de la superficie de plastificación, es decir en situación elástica, y que con respecto a la nueva superficie de plastificación correspondiente a la degradación, también se encuentra en su interior.

En este caso, el punto de Gauss continúa con un comportamiento elástico, y en el cálculo no es necesario más que cambiar el valor de la cohesión para ese punto de Gauss, no existiendo ningún cambio en las tensiones.

En la Figura 5.18, en el gráfico correspondiente a la 'situación 1' se presenta de forma esquemática la situación descrita.

2. Punto de Gauss inicialmente en el interior de la superficie de plastificación, es decir en situación elástica, y que con respecto a la nueva superficie de plastificación correspondiente a la degradación, se encuentra sobre ella.

En este caso es necesario cambiar el valor de la cohesión para ese punto de Gauss, y también cambiar su comportamiento de elástico a plástico

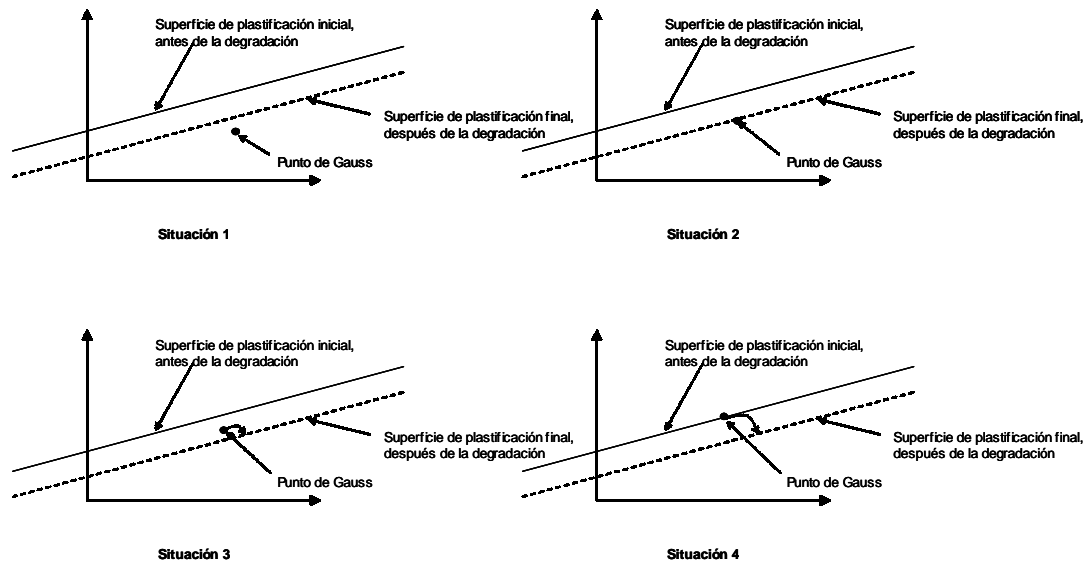


Figura 5.18. Posiciones posibles de un punto de Gauss con respecto a la superficie de plastificación antes y después de un escalón de degradación

En la Figura 5.18, en el gráfico correspondiente a la 'situación 2' se presenta de forma esquemática la situación descrita.

3. Punto de Gauss inicialmente en el interior de la superficie de plastificación, es decir en situación elástica, y que con respecto a la nueva superficie de plastificación correspondiente a la degradación, se encuentra en su exterior.

En este caso, es necesario cambiar el valor de la cohesión del punto de Gauss, cambiar su estado a plástico, y por supuesto calcular el incremento de tensiones debido a la degradación mediante la evaluación del segundo término de la ecuación (5.27). Este incremento de tensiones se ha de añadir a las tensiones existentes, lo que hará que el punto de Gauss se mueva hacia la nueva superficie de plastificación. Puede ocurrir que el punto no llegue exactamente a estar ella, en cuyo caso se corrigen las tensiones empleando la formulación descrita para la corrección de tensiones a la superficie de plastificación presentada en el apartado 5.4.4.

En la Figura 5.18, en el gráfico correspondiente a la 'situación 3' se presenta de forma esquemática la situación descrita, y se indica también como el punto de Gauss se dirige hacia la nueva superficie de plastificación.

4. Punto de Gauss inicialmente sobre la superficie de plastificación, es decir en situación plástica, y que con respecto a la nueva superficie de plastificación correspondiente a la degradación se encuentra en su exterior.

En este caso, es necesario cambiar el valor de la cohesión para ese punto de Gauss, y calcular el incremento de tensiones debido a la degradación mediante la evaluación del segundo término de la ecuación (5.27). Este incremento de tensiones se ha de añadir a las tensiones existentes, lo que hará que el punto de Gauss se mueva hacia la nueva superficie de plastificación. Puede ocurrir que el punto no llegue exactamente a estar ella, en cuyo caso se corrigen las tensiones empleando la formulación descrita para la corrección de tensiones a la superficie de plastificación presentada en el apartado 5.4.4.

En la Figura 5.18, en el gráfico correspondiente a la 'situación 4' se presenta de forma esquemática la situación descrita, y se indica también como el punto de Gauss se dirige hacia la nueva superficie de plastificación.

5.5.3. Formulación de la degradación

Como se ha descrito en el apartado anterior, para los puntos de Gauss que en un escalón de carga sufren degradación y se encuentran con comportamiento plástico con respecto a la nueva superficie de plastificación referida a los parámetros degradados, es necesario evaluar el incremento de tensiones debidos a la degradación y que vienen dados por la expresión (5.58). En dicha expresión el superíndice d correspondiente a las tensiones indica que se trata del incremento de éstas como consecuencia de la degradación.

$$d\sigma^d_i = - \frac{D_{ij}^e \cdot \frac{\partial f}{\partial c} \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_j}}{\frac{\partial f}{\partial \sigma_i} \cdot D_{ij}^e \cdot \frac{\partial g}{\partial \sigma_i}} \cdot dc \quad (5.58)$$

Para evaluar la expresión anterior se han de considerar pequeños incrementos de la cohesión, para cada uno de ellos evaluar el incremento de tensiones, una vez conocidos éstos volver a calcularlos para un nuevo incremento de cohesión, y así sucesivamente hasta abarcar todo el incremento de cohesión

correspondiente al escalón de cálculo. Para realizar dicho proceso se ha empleado el procedimiento descrito por Sloan (1987), que se basa en un algoritmo de integración basado en el método de Runge-Kutta de cuarto orden con control del error limitándolo por medio de una cierta tolerancia.

Una vez obtenidos los incrementos de tensiones debidos a la degradación, se han de añadir a las tensiones existentes en el punto de Gauss, obteniéndose así las nuevas tensiones. Cuando este proceso se ha realizado para todos los puntos de Gauss que sufren degradación durante el escalón de carga, se calcula a partir de las tensiones en todos los puntos las fuerzas en equilibrio con ellas, las cuales tendrán un valor afectado por los cambios en las tensiones debidos a la degradación. Finalmente dichas fuerzas se aplican durante el escalón de carga obteniéndose unos desplazamientos debidos a la degradación, y por tanto unas deformaciones.

La introducción de la formulación de degradación descrita, ha supuesto la modificación de alguna de las subrutinas existentes en el programa, y la creación de otras nuevas. En el Apéndice D se presenta un diagrama de flujo del programa OXFEM con sus subrutinas, en el cual aparecen subrayadas las subrutinas que ha sido preciso modificar, y sombreadas la nuevas que se han introducido. El código correspondiente a estas últimas se adjunta en el Apéndice G.

5.6. VERIFICACIÓN DE LA FORMULACIÓN. EJEMPLO DE UNA CIMENTACIÓN SUPERFICIAL

Para verificar la formulación de degradación implementada en el programa OXFEM, y descrita en los apartados anteriores, se ha considerado el caso de una cimentación superficial en la que se produce una degradación del suelo bajo su plano de cimentación.

Para ello, se ha analizado una única geometría del problema, para la cual se han obtenido los resultados correspondientes a diferentes valores de los parámetros resistentes del suelo así como diferentes grados de degradación.

En la Figura 5.19 se presenta la discretización de elementos finitos empleada en el cálculo, como se puede observar dada la simetría existente se analiza únicamente la mitad de la geometría. Las condiciones de contorno impuestas son de desplazamiento horizontal nulo en ambos laterales, y de desplazamiento vertical nulo en la base.

Los análisis realizados consisten en dos fases de cálculo. Una primera fase

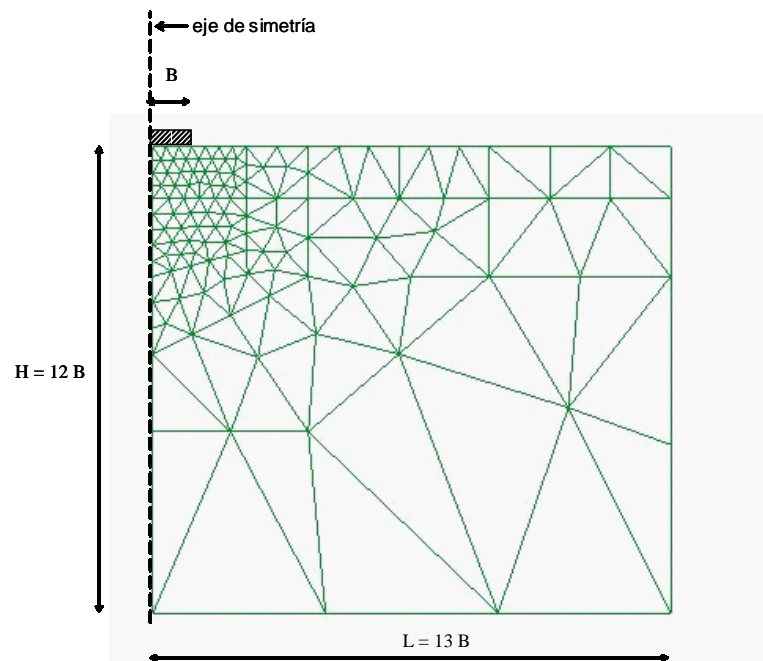


Figura 5.19. Discretización de elementos finitos para verificación de la formulación de degradación

correspondiente a la aplicación de una fuerza creciente en la zona de la cimentación, y una segunda fase en la que se produce una degradación del suelo bajo la zapata, partiendo de la superficie del terreno y adentrándose en él a medida que el cálculo avanza.

Para la primera fase descrita se han considerado unas fuerzas actuando en los nodos correspondientes a la base de la cimentación. En el programa OXFEM no existe la posibilidad de considerar una carga superficial aplicada, por lo que se ha empleado fuerzas en los nodos correspondientes a la zapata, con la distribución indicada en la Figura 5.20, que es la que proporciona una carga uniforme.

En concreto los valores adoptados son los correspondientes a una f de 0,06 kN/m, lo que supone una fuerza total sobre la zapata de 1,08 kN/m.

Sobre la segunda fase correspondiente a la degradación del terreno, se establecen a continuación las características del frente de degradación considerado, presentándose en la Figura 5.21 las posiciones de los dos frentes al final del cálculo.

La posición inicial del primer frente de degradación se ha tomado coincidente con la superficie del terreno, de forma que los puntos P1 y P2 definidos en el apartado sobre los frentes de degradación, son en este caso los extremos superiores de la malla de elementos finitos empleada en el cálculo.

En cuanto a la dimensión de la zona que se va a ver afectada por la degradación, se ha considerado que el primer frente de degradación avanzará durante el cálculo hasta una posición final definida por una línea horizontal a una profundidad $(20/3) \cdot B$. Por tanto, al final del análisis los puntos P5 y P6 que definen la posición del primer frente de degradación se encontrarán situados sobre los bordes izquierdo y

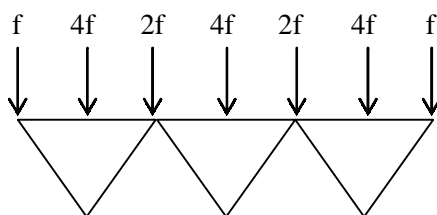


Figura 5.20. Distribución de fuerzas en nodos bajo zapata para obtener una tensión uniforme

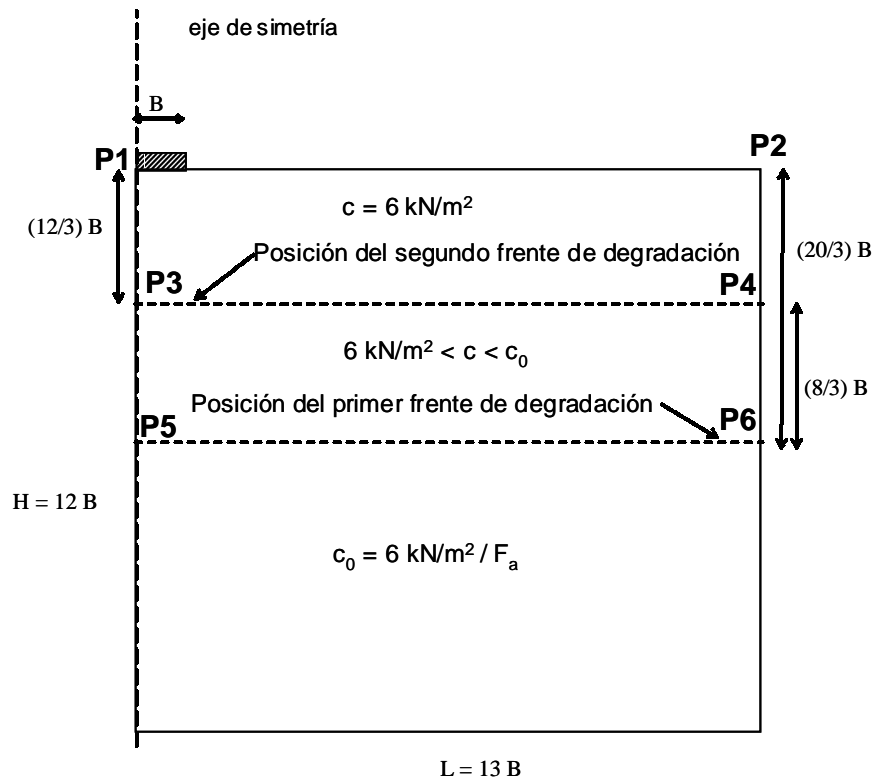


Figura 5.21. Posición de los frentes de degradación al final del cálculo (caso $\phi = 0^\circ$)

derecho respectivamente, y a una profundidad con respecto de la superficie de $(20/3) \cdot B$. Dichas posiciones se definen en el cálculo por medio de sendos vectores a_1 y a_2 de coordenadas, con respecto a los puntos P1 y P2 respectivamente, $(0, -(20/3) \cdot B)$ y $(13 \cdot B, (20/3) \cdot B)$, considerándose como origen de coordenadas el extremo superior izquierdo de la malla de elementos finitos.

Se ha considerado como condición para que el segundo frente de degradación comience a avanzar, que el primer frente se encuentre a una profundidad de $(8/3) \cdot B$, siendo por tanto esta magnitud la correspondiente a la variable 'AF' definida en el apartado sobre los frentes de degradación.

Con ello queda perfectamente definido el frente de degradación que se ha considerado en el análisis, consistente en una degradación desde la superficie del terreno hacia su interior (ver Figura 5.21).

Sobre los parámetros resistentes del terreno, se ha considerado en primer lugar el caso de ángulo de rozamiento nulo, de forma que la resistencia del terreno se

caracteriza únicamente por un valor de la cohesión, valor que irá variando en los puntos de Gauss correspondientes a medida que la degradación vaya teniendo lugar. El análisis se ha realizado sin considerar el peso del terreno.

Con ello, únicamente quedan por fijar los valores de la cohesión y del grado de degradación. En este sentido, se ha considerado un valor mínimo de cohesión de 6 kN/m^2 . Por tanto, los puntos de Gauss situados a una profundidad menor de $(12/3) \cdot B$, al final del análisis, tendrán una cohesión de 6 kN/m^2 . Habrá otra zona intermedia correspondiente a profundidades comprendidas entre $(12/3) \cdot B$ y $(20/3) \cdot B$, donde los puntos de Gauss tendrán valores de cohesión entre 6 kN/m^2 y el valor de la cohesión inicial considerada en el análisis. Y finalmente los puntos de Gauss situados al final del cálculo a una profundidad mayor de $(20/3) \cdot B$ tendrán todos ellos un valor de la cohesión igual a la inicial, es decir, no habrán sufrido degradación. En la Figura 5.21 se muestra la posición de los dos frentes de avance al final del cálculo.

En cuanto a los valores de la cohesión inicial en todos los puntos de Gauss, se ha tomado un valor diferente para cada caso analizado, por lo que el grado de degradación es diferente en cada uno de ellos.

En la Tabla 5.3 se presentan los valores considerados de cohesión inicial y de factor de degradación F_a en ocho casos analizados. El coeficiente de degradación F_a define la máxima degradación que se producirá en los puntos de Gauss más cercanos a la superficie, de forma que la cohesión mínima a que da lugar la degradación viene dada por $F_a \cdot c_0$. Como se puede observar dicho producto da siempre lugar al valor de 6 kN/m^2 , que como se ha comentado es el mínimo considerado para todos los casos.

Cohesión inicial c_0 (kN/m^2)	12	10	8	7.059	6.667	6.316	6.122	6
Factor degrad. F_a	0.5	0.6	0.75	0.85	0.9	0.95	0.98	1.0

Tabla 5.3. Casos analizados de degradación en cimentaciones

De esta forma, se analizan diferentes casos en los que todos ellos parten de un cierto valor de cohesión en todos sus puntos, y dicho valor se ve reducido al final

del análisis a 6 kN/m^2 en todos los puntos de Gauss situados a una profundidad menor de $(12/3) \cdot B$.

De los resultados obtenidos se ha representado para todos los casos la curva carga-desplazamiento correspondiente a la cimentación. Para ello se ha representado en el eje de abscisas el valor medio del desplazamiento de la base de la zapata referido al semiancho B, y en el de ordenadas el valor de la presión media bajo la zapata referida al valor final de la cohesión en los puntos más degradados, es decir, al valor de 6 kN/m^2 , valor común en todos los casos. Estos resultados se presentan en la Figura 5.22 y en la Figura 5.23, presentándose en esta última una ampliación de una zona de la anterior. Los resultados presentados son los correspondientes a las dos

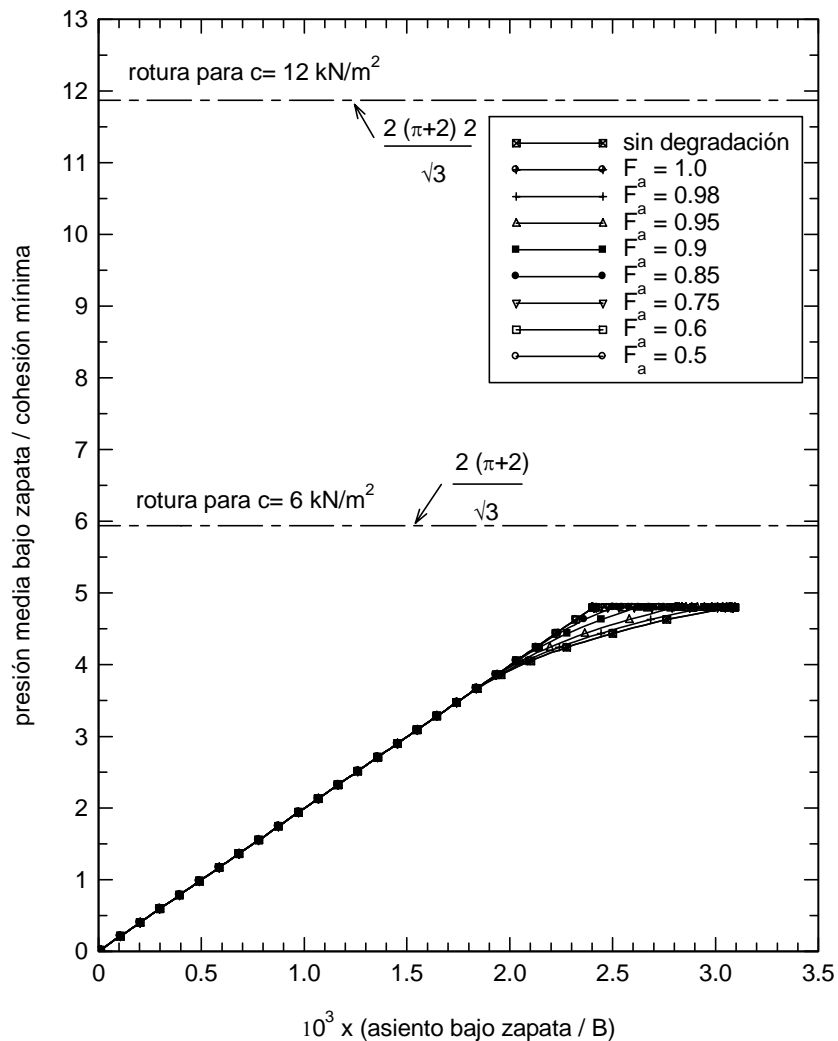


Figura 5.22. Resultados de degradación en el caso de una cimentación superficial

fases de cálculo, es decir a la fase de aplicación de la carga a la zapata y a la fase de degradación.

En la Figura 5.22 se puede observar como cuando en el eje de ordenadas se llega al valor de 4,8, las curvas continúan sin variar su valor en dicho eje. Este valor correspondiente a la presión media bajo la zapata dividido por el valor de la cohesión mínima 6 kN/m^2 , es precisamente el resultante de dividir la fuerza total aplicada durante la primera fase ($1,08 \text{ kN/m}$) entre la dimensión B de la zapata y el valor de cohesión de 6 kN/m^2 .

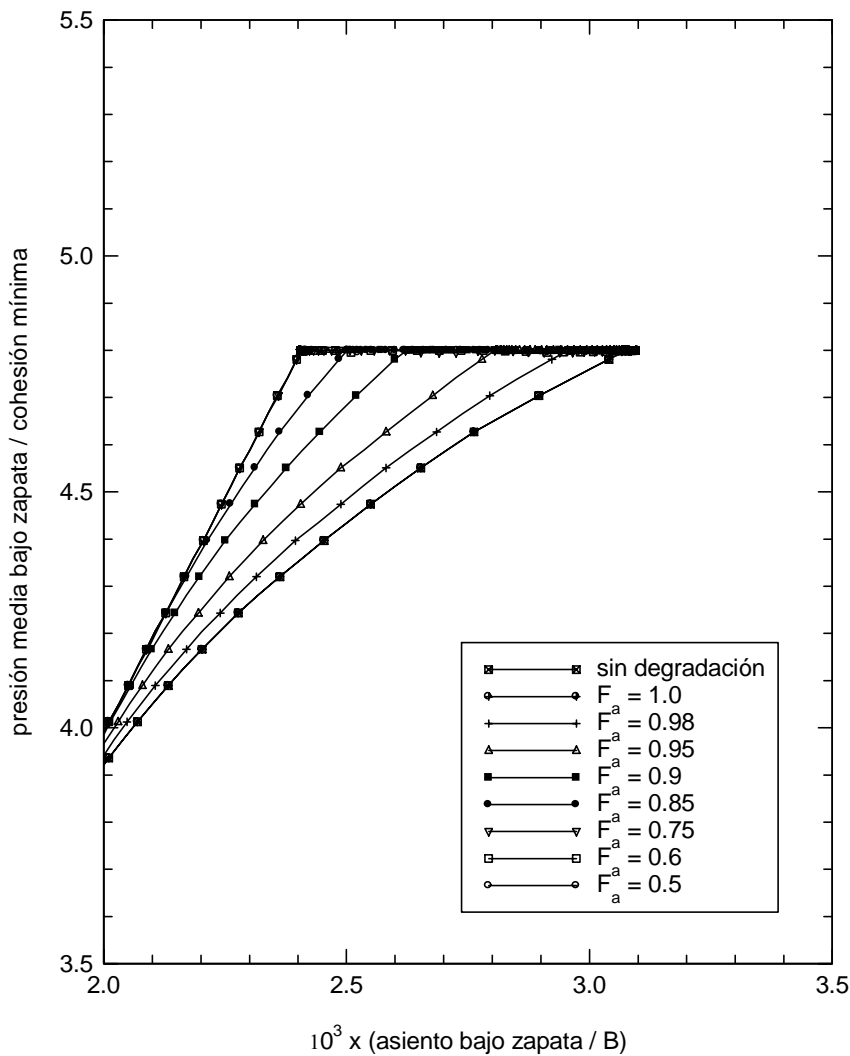


Figura 5.23. Resultados de degradación en el caso de una cimentación superficial (ampliación)

En todas las curvas, una vez alcanzado dicho valor, es decir, una vez finalizada la primera fase del cálculo, la fase de degradación transcurre sin que varíe el valor de la presión media sobre la zapata o lo que es lo mismo la fuerza en actuante en ella, tal y como debe ocurrir.

También se puede observar que dicho valor de 4,8 se alcanza en cada caso con un valor diferente del asiento medio en la zapata, que es mayor cuanto menor es la cohesión inicial del terreno. Es decir, la primera fase de cálculo finaliza en todos los casos con el mismo valor de presión bajo la zapata, pero con distintos valores del desplazamiento medio bajo ella, dependientes éstos de la resistencia inicial considerada.

Así por ejemplo, en el caso de que inicialmente la cohesión sea de 12 kN/m² ($F_a = 0,5$), toda la primera fase discurre en estado elástico, no iniciándose la plastificación del suelo. Ese comportamiento se puede observar en las Figura 5.22 y Figura 5.23, representándose en la primera también la línea correspondiente al valor de la rotura para una cohesión de 12 kN/m², y apreciándose como dicho valor es muy superior al alcanzado en la fase de aplicación de la carga.

Lo mismo ocurre en los casos $F_a = 0,6$ y $F_a = 0,75$, para los cuales la cohesión inicial (10 kN/m² y 8 kN/m² respectivamente) tiene un valor suficientemente elevado para que durante la fase de aplicación de la carga el comportamiento sea elástico sin llegar producirse plastificación.

Ya para valores inferiores de cohesión inicial, o lo que es lo mismo para valores mayores del coeficiente F_a ($F_a = 0,85 - 0,9 - 0,95 - 0,98 - 1,0$), el terreno comienza a plastificar antes de llegar a aplicarse la carga total sobre la zapata, de forma que al final de la fase de aplicación de carga, los desplazamientos en la base de la zapata van siendo mayores.

El caso de cohesión inicial y final iguales, de 6 kN/m², se ha calculado con el programa de dos formas, una empleando la degradación con un factor $F_a = 1$, y otra calculando únicamente la fase de aplicación de la carga sobre la zapata en un terreno de cohesión dicho valor de 6 kN/m². Como se puede observar en la figura ambos resultados coinciden, como debe de ocurrir, y también muestran que en este caso el

suelo ya ha comenzado a plastificar pero aún se encuentra algo por debajo de la situación de rotura, representada ésta también en el gráfico de la izquierda.

En Figura 5.23 se puede observar más detalladamente el comportamiento descrito para cada caso. En la Figura 5.24 se representan los puntos finales correspondientes a cada caso, con el fin de mostrar como todos ellos finalizan la fase de degradación en puntos muy próximos, prácticamente superpuestos, es decir con un asiento final de valor semejante.

Para analizar mejor esta circunstancia se presentan los gráficos de las Figura 5.25 y Figura 5.26, donde se representa el avance de los dos frentes de degradación durante la fase de degradación. Los parámetros $d1$ y $d2$ representados en los ejes de abscisas expresan el avance del primer y segundo frente de degradación, es decir, la profundidad a la que se encuentran en cada momento.

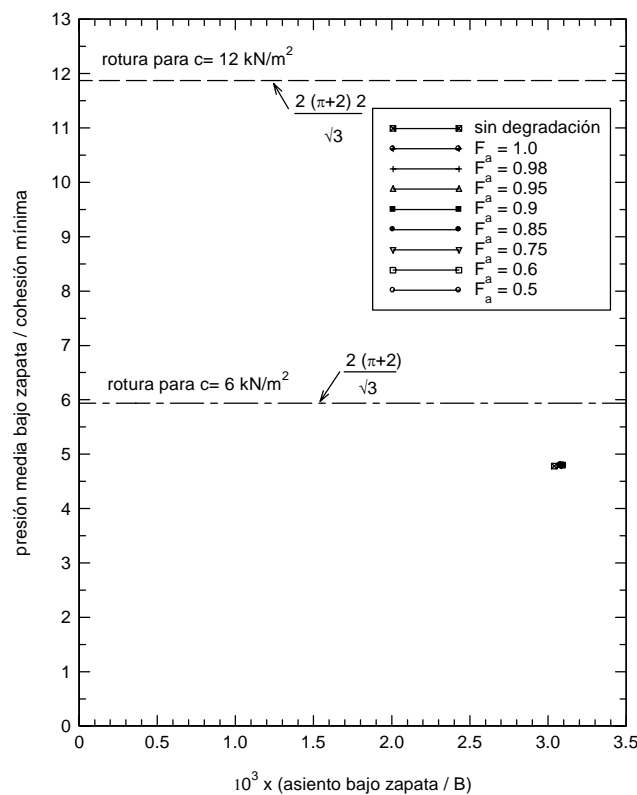


Figura 5.24. Resultados de degradación en el caso de una cimentación superficial. Situación al final de la degradación

En el gráfico de la Figura 5.25 se presenta el avance del primer frente de degradación y el valor del asiento que se va produciendo bajo la zapata a medida que avanza. Cada una de las curvas representadas en dicho gráfico se corresponden con alguno de los casos analizados, es decir con diferentes valores del coeficiente F_a .

Se observa que todas ellas parten de un cierto valor de asiento, valores se corresponden en cada caso con el asiento debido a la primera fase de aplicación de la carga sobre la zapata. A partir de esa situación el primer frente de degradación comienza a avanzar de forma que el valor de $d1$ representa el avance en cada momento.

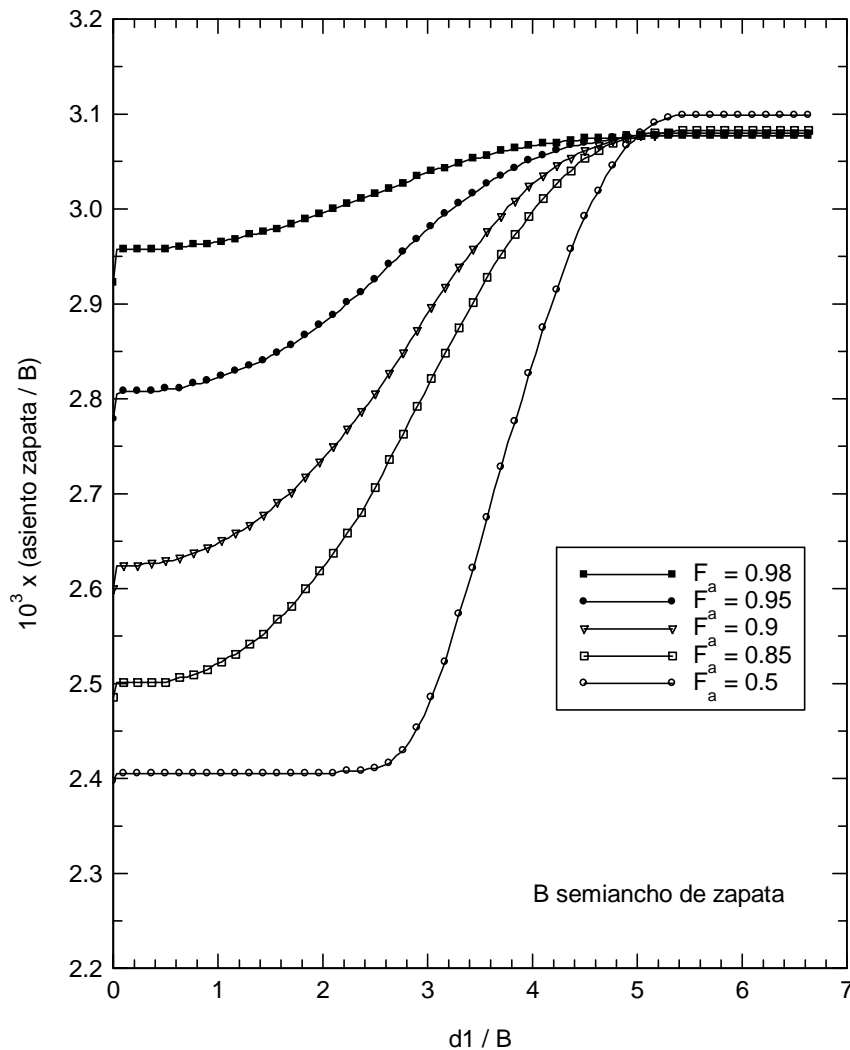


Figura 5.25. Avance del primer frente de degradación durante el cálculo

Al comienzo del avance del frente, las curvas correspondientes a los casos de mayor cohesión inicial (por ejemplo la de $F_a = 0.5$, es decir $c_0 = 12 \text{ kN/m}^2$) muestran como aún cuando el frente va avanzando, y por tanto la cohesión va disminuyendo, no se producen asientos en la base de la zapata, y esta situación se mantiene hasta que la degradación es tal que el valor de la cohesión en la zona bajo la zapata desciende a un cierto valor y comienza ya a influir de forma de continúan desarrollándose los asientos en la zapata.

Los valores de los asientos bajo la zapata van aumentando en todos los casos hasta que el primer frente de degradación alcanza una cierta profundidad a

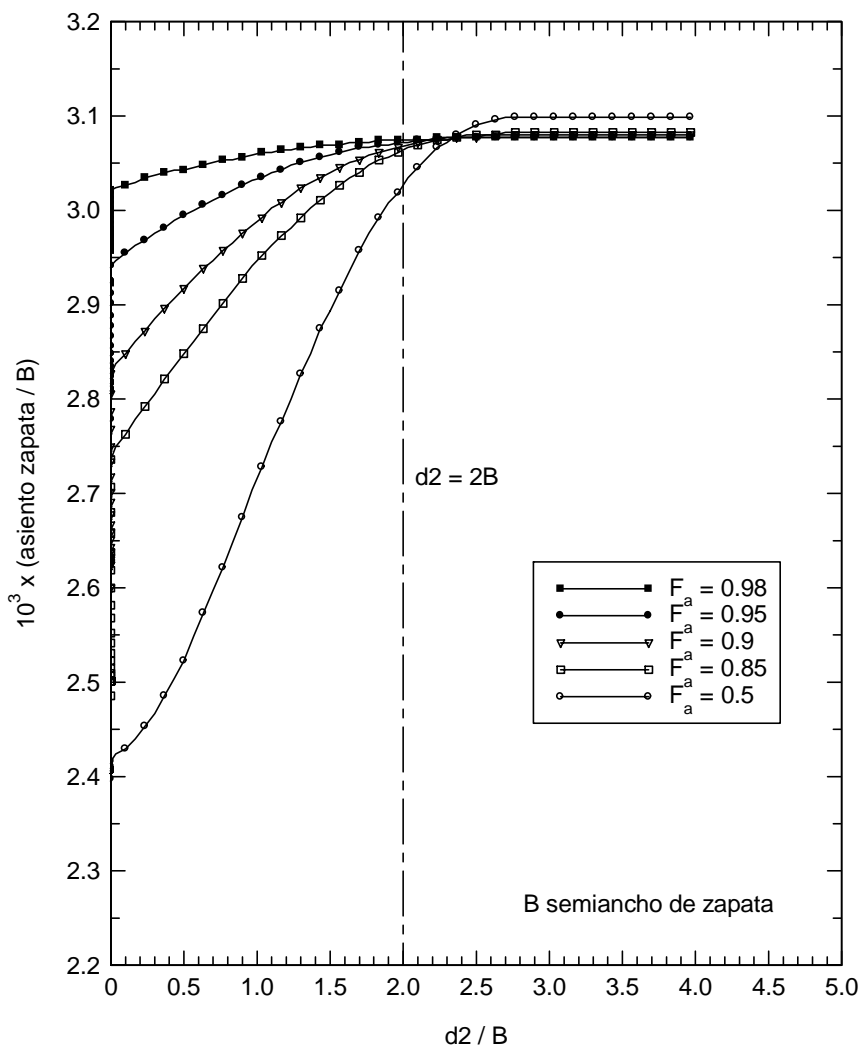


Figura 5.26. Avance del segundo frente de degradación durante el cálculo

partir de la cual el efecto de la degradación no influye en los asientos.

En la Figura 5.26 correspondiente al segundo frente de degradación, se presentan los asientos de la zapata en función de la profundidad a la que se encuentra dicho segundo frente, y desde el comienzo de la degradación. Las curvas presentan un tramo inicial sobre el eje de ordenadas, estos tramos se corresponden con la situación en la que el primer frente de degradación se encuentra avanzando, pero el segundo aún no está activo porque el primero no ha llegado a la profundidad de $AF = 1$ m.

Durante esa fase en la que el segundo frente aún no avanza, los asientos bajo la zapata van aumentando según lo presentado en la gráfica del primer frente, de forma que para el caso de $F_a = 0.5$, todos los puntos se encuentran prácticamente solapados ya que el asiento en la zapata permanece constante en el periodo inicial de la degradación, por las razones que ya se han comentado.

Para todos los casos el asiento bajo la zapata va aumentando a medida que el segundo frente avanza, hasta que para un cierto valor de la profundidad a la que se encuentra el segundo frente, el efecto de la degradación deja de influir en el asiento de la zapata. Dicho valor coincide con una posición del segundo frente a una profundidad de dos veces el semiancho de la zapata.

Una vez alcanzada dicha profundidad, toda la zona comprendida entre la base de la zapata y la profundidad de $2 \cdot B$, tiene un valor de cohesión de 6 kN/m^2 , valor que ya no disminuye. Esta profundidad para la que ocurre dicha circunstancia coincide con la zona de influencia de la zapata, de forma que aunque la cohesión siga disminuyendo hacia el valor de 6 kN/m^2 por debajo de dicha profundidad, no afecta a la zapata.

En las figuras anteriores se observa que el hecho de considerar una mayor cohesión al principio del análisis, pero a cambio producir una mayor degradación, de forma que en todos los casos se llegue a un mismo valor de la cohesión en la zona degradada, apenas influye en los valores de los asientos bajo la zapata.

Para analizar dicha influencia se ha representado el valor del asiento final de la zapata en función de la cohesión inicial considerada, presentándose los resultados en la Figura 5.27. Como se puede apreciar el grado de degradación apenas influye,

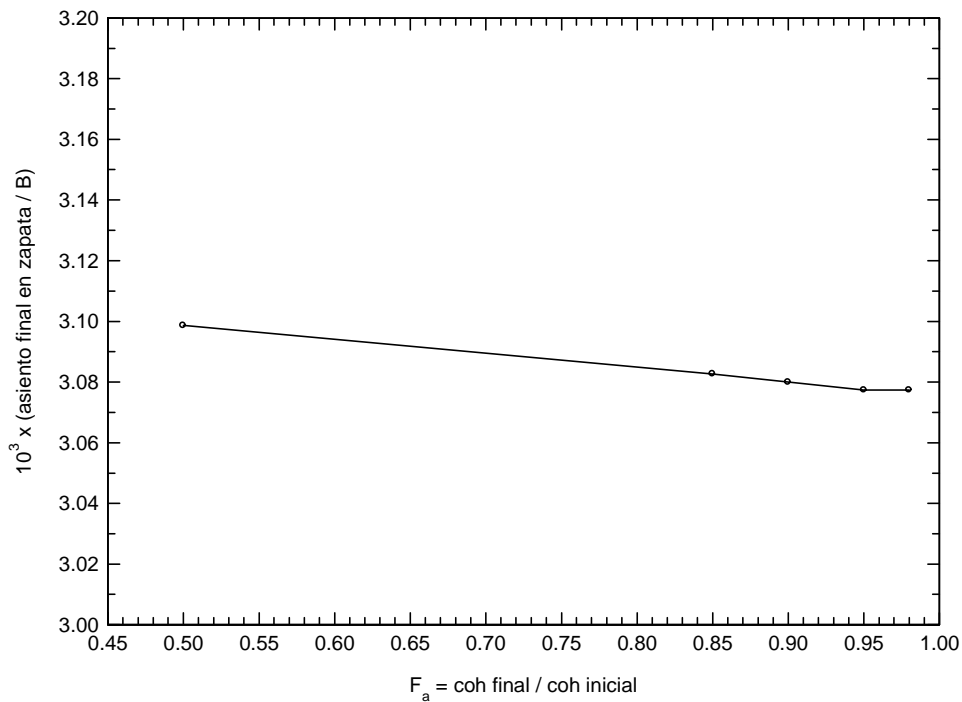


Figura 5.27. Variación del asiento final bajo la zapata con el grado de degradación

siendo la diferencia entre asientos bajo la zapata correspondientes a F_a de 0.5 y 0.98 de 0.69%.

En la Figura 5.28 se presentan los puntos de Gauss plastificados al final del análisis, para los dos casos extremos $F_a = 0,5$ y $F_a = 1.0$.

En la Figura 5.29 se presentan las trayectorias en el plano de Lambe (p,q) correspondientes a un punto de Gauss situado bajo la cimentación, y para tres casos de los analizados, correspondientes a tres valores diferentes del coeficiente de degradación F_a , en concreto:

- i) $c_0 = 10 \text{ kN/m}^2$, $F_a = 0,60$, $c_F = 6 \text{ kN/m}^2$
- ii) $c_0 = 6,6667 \text{ kN/m}^2$, $F_a = 0,90$, $c_F = 6 \text{ kN/m}^2$
- iii) $c_0 = 6,1224 \text{ kN/m}^2$, $F_a = 0,98$, $c_F = 6 \text{ kN/m}^2$

En la Figura 5.30 una ampliación de la anterior para ver de forma más detallada la trayectoria en uno de los casos (el iii). Las trayectorias dibujadas

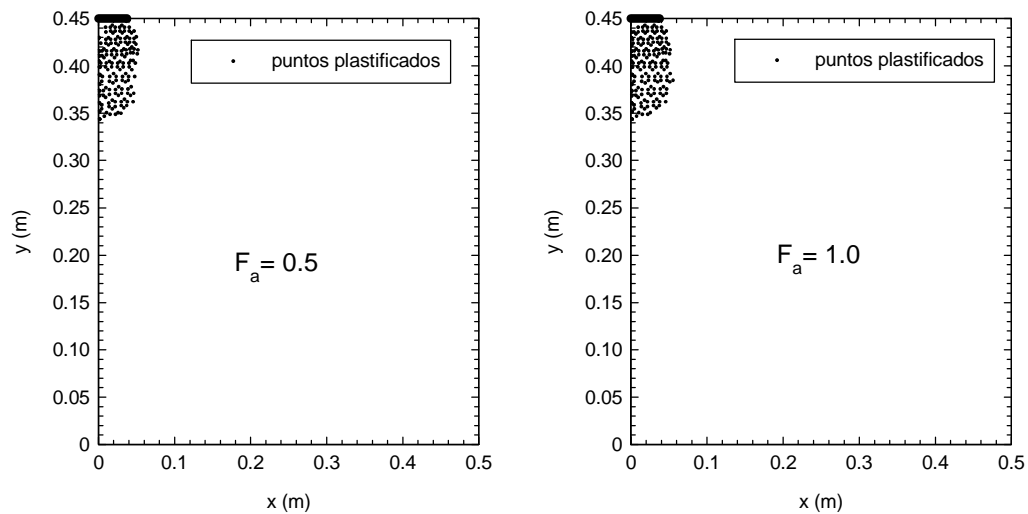


Figura 5.28. Puntos plastificados al final de la degradación

corresponden únicamente a la fase de degradación, y no a la de aplicación de carga sobre la cimentación. Aunque en el programa OXFEM las tensiones de compresión en un punto de Gauss son de signo negativo, y las de tracción de signo positivo, en las figuras se han cambiado los valores de signo de forma que los valores de p y q se han dibujado considerando positivas las compresiones.

En el caso i) se puede comprobar que al comienzo de la degradación el punto de Gauss, caracterizado por una cohesión de 10 kN/m^2 , se encuentra muy alejado de la situación de plastificación. Sin embargo, a medida que avanza la degradación, la trayectoria va ascendiendo mientras que la cohesión va disminuyendo, hasta que llega un escalón de carga en el cual el punto de Gauss se encuentra plastificado para el valor de la cohesión en dicho escalón (punto A de la figura). A partir de esa situación la trayectoria se ve arrastrada por la reducción de la cohesión en escalones sucesivos, de forma que el punto se encuentra siempre sobre la correspondiente superficie de plastificación, y así hasta llegar a una cohesión de 6 kN/m^2 . A partir de ese momento la cohesión no disminuye más por lo que la trayectoria discurre en horizontal a lo largo de la línea correspondiente a rotura para dicho valor de cohesión.

En los casos ii) y iii) se comprueba que al comienzo de la degradación, el punto de Gauss considerado ya se encuentra en situación plástica, la correspondiente a una cohesión de $6,6667$ y $6,1224 \text{ kN/m}^2$ respectivamente. Por tanto, a medida que la degradación se va produciendo, y por tanto disminuyendo el valor de la cohesión, la

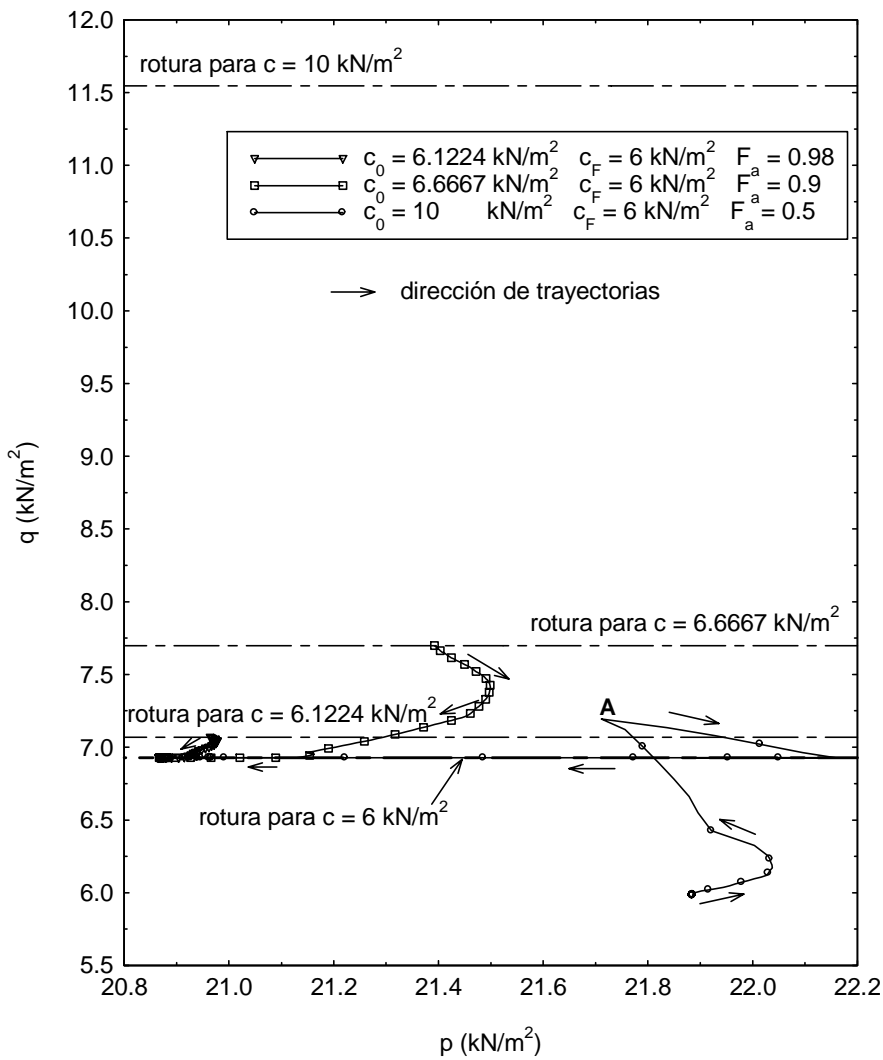


Figura 5.29. Trayectoria de tensiones en el plano de Lambe para tres puntos de Gauss durante la degradación

trayectoria en ambos casos se ve arrastrada hacia las nuevas superficies de plastificación, hasta llegar al valor de cohesión de 6 kN/m², a partir del cual la trayectoria continúa sin salirse de la línea horizontal correspondiente a la plastificación para dicho valor de cohesión.

Finalmente, en la Figura 5.31 se presenta la trayectoria del mismo punto de Gauss, pero en este caso para un análisis realizado aplicando un desplazamiento impuesto durante la primera fase de cálculo en vez de una fuerza sobre la cimentación, y para una degradación correspondiente a una cohesión inicial de 12 kN/m², y un grado de degradación de $F_a = 0,5$, es decir, cohesión mínima alcanzada

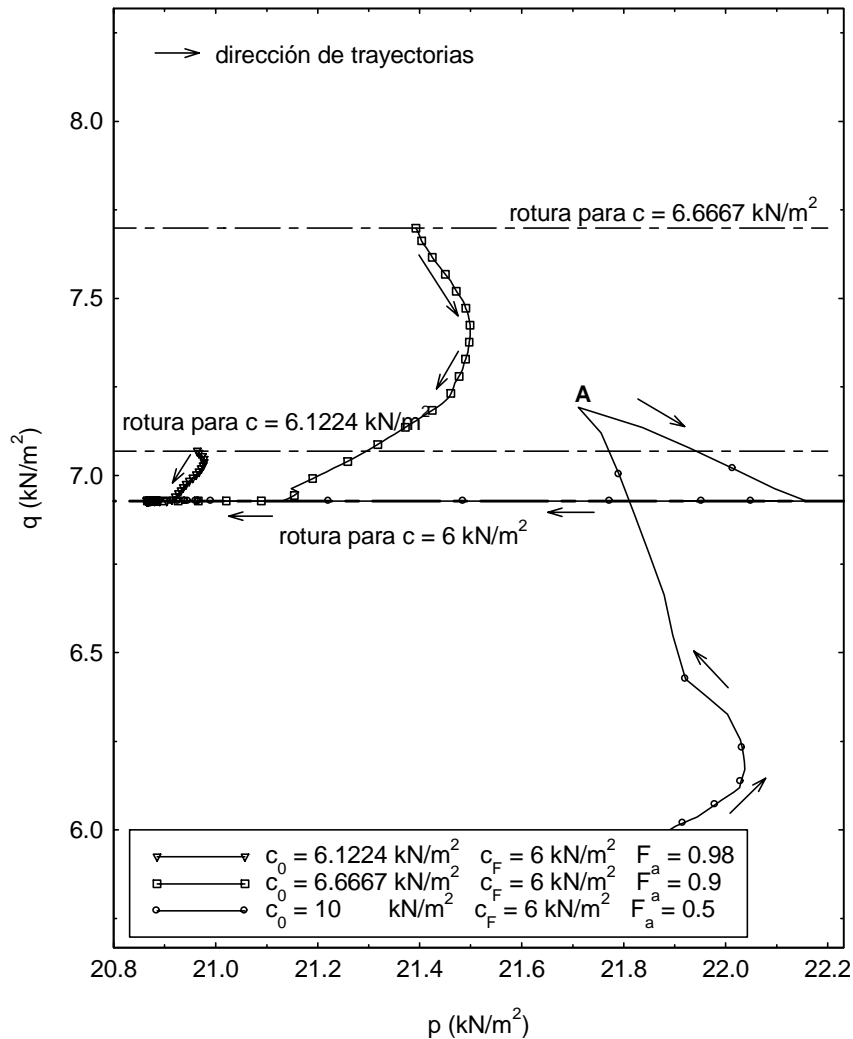


Figura 5.30. Trayectoria de tensiones en el plano de Lambe para tres puntos de Gauss durante la degradación (ampliación)

en el análisis de 6 kN/m^2 . En esta figura se observa aún mejor el proceso de disminución de la cohesión durante la fase de degradación, con respecto a la evolución de la superficie de plastificación. Al igual que en el caso anterior, a pesar del criterio de signos del programa OXFEM, los valores de p y q representados en la figura han sido dibujados considerando positivas las tensiones de compresión en el punto de Gauss.

Así, en el cálculo se obtuvo que el punto de Gauss plastificaba en un cierto escalón en el cuál la cohesión se había visto reducida de 12 kN/m^2 a 8.37 kN/m^2 . En la figura se puede observar como justamente en esa situación el límite de la superficie de plastificación, que viene descendiendo desde la curva correspondiente a la rotura para

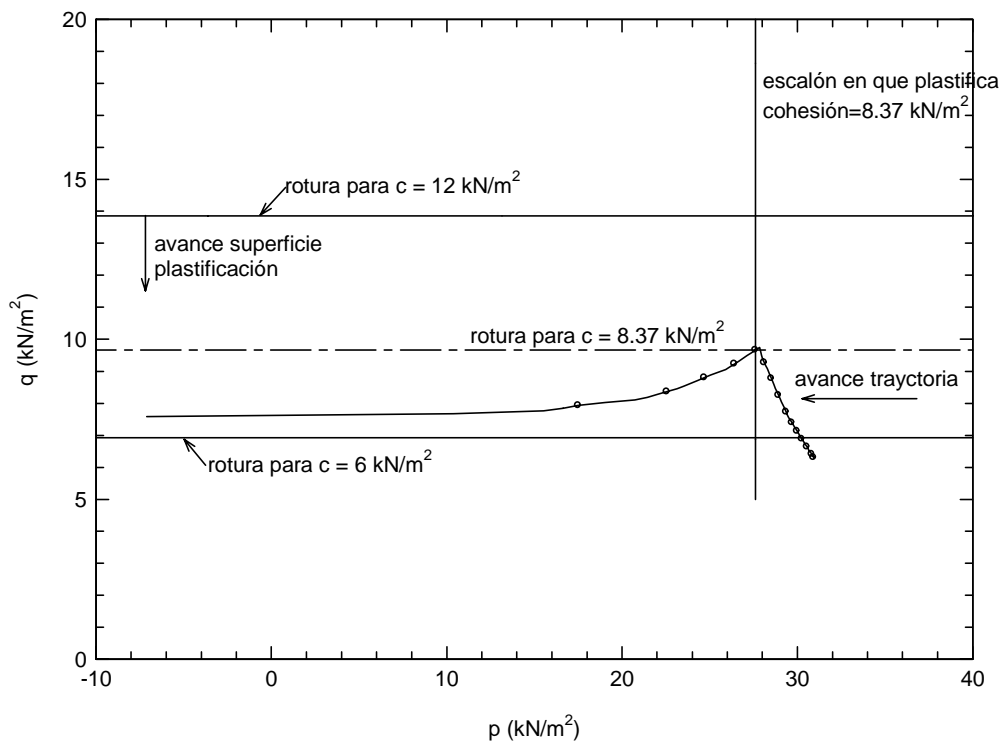


Figura 5.31. Trayectoria de tensiones en el plano de Lambe de un punto de Gauss durante la degradación

$c = 12$ kN/m² hacia la correspondiente a $c = 6$ kN/m², se cruza con la trayectoria del punto de Gauss. En ese momento, la trayectoria no puede continuar ascendiendo ya que daría lugar a una situación con valor de la función de plastificación mayor que cero, lo que no es posible, y así, en los resultados obtenidos se observa como la trayectoria comienza a descender a medida que el cálculo avanza, es decir, a medida que la cohesión desciende. Al final se observa que la línea que define la rotura para $c = 6$ kN/m² hace de asíntota que no ha de ser rebasada.

Además de los casos descritos para ángulo de rozamiento interno del terreno nulo y distintos valores de F_a , se han analizado otros casos semejantes pero considerando un valor de ángulo de rozamiento interno no nulo. En concreto se han analizado casos equivalentes a todos los presentados, pero para un valor de ángulo de rozamiento de 15°, y para unas cargas aplicadas en los nodos de la zapata durante la primera fase de cálculo correspondientes a un valor de f (ver Figura 5.20) de 0,13 kN/m. En este caso, la zona de influencia de la zapata es mayor que para el caso $\phi=0$, por tanto se ha impuesto un avance de los frentes de degradación mayor, tal y como

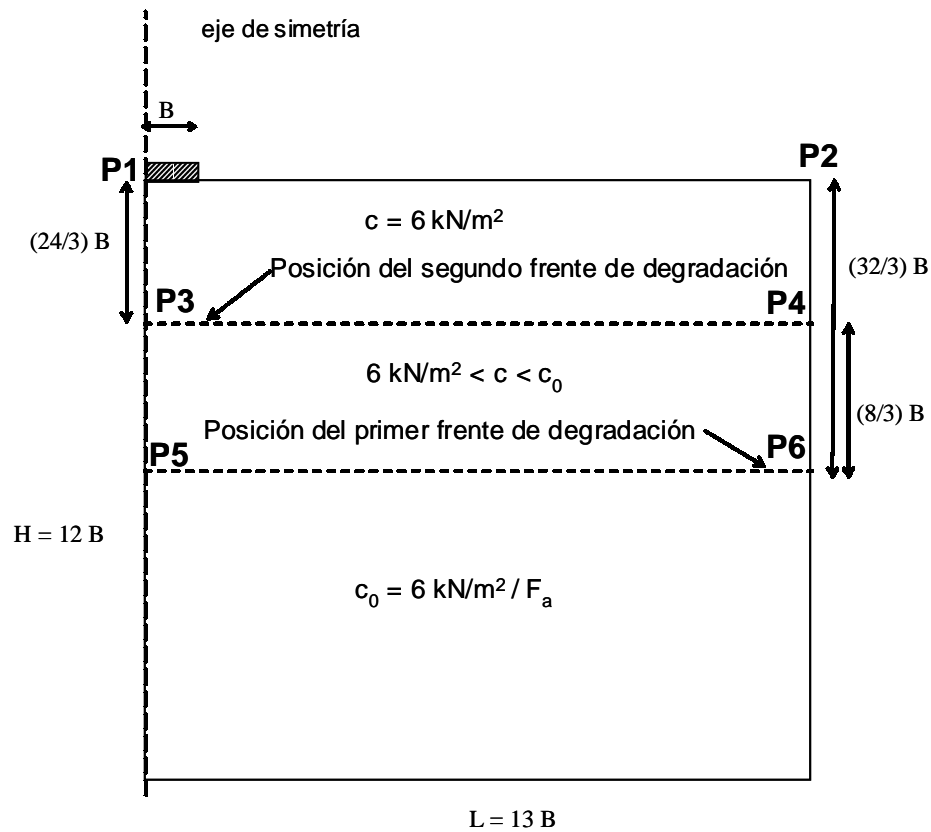


Figura 5.32. Posición de los frentes de degradación al final del cálculo (caso $\phi = 15^\circ$)

se indica en la Figura 5.32. Los resultados obtenidos se presentan junto con los anteriores en el Apéndice F.

Con todo lo expuesto se ha tratado de verificar el comportamiento de la degradación en un problema sencillo, antes de aplicarlo al caso de un talud.

5.7. DEGRADACIÓN EN TALUDES SIN Y CON REFUERZO

Sobre el objetivo de los análisis que se presentan en este apartado, es necesario remarcar que en ningún caso se pretende establecer unas normas de dimensionamiento del refuerzo, si no que, como ya se ha indicado en la Presentación de la Tesis, se trata por un lado de simular la degradación superficial de taludes, y por otro, analizar el efecto que produce el refuerzo en taludes sometidos a dicha acción de degradación. En concreto se trata de:

- i) analizar el efecto que supone en un talud sin refuerzo la actuación de una cierta degradación del terreno
- ii) realizar el mismo análisis para el caso de un talud reforzado con una malla anclada
- iii) comparar los resultados obtenidos en los dos casos anteriores, es decir, para un mismo talud, y la misma degradación, en los casos sin y con refuerzo, sobre todo desde el punto de vista de los beneficios que pueda suponer la presencia del refuerzo.

5.7.1. Modelización en el programa OXFEM del terreno, la malla de refuerzo, y los anclajes

Terreno

Para representar el terreno que constituye el talud se han considerado elementos triangulares de seis nodos y tres puntos de Gauss, con modelo de comportamiento de Matsuoka-Nakai generalizado. En el programa OXFEM el comportamiento de este tipo de elementos se encuentra formulado para el caso de considerar grandes desplazamientos, siendo esta formulación la que se emplea en los análisis que se presentan, por todas las razones que se han venido justificando a lo largo de la Tesis con respecto a la necesidad de su empleo.

Como se ha visto en el apartado 5.4. sobre la implementación en el programa OXFEM del criterio de Matsuoka-Nakai generalizado, las propiedades que definen el comportamiento para dicho criterio son:

- G: módulo de rigidez transversal
- μ : coeficiente de Poisson
- ϕ : ángulo de rozamiento interno
- ψ : ángulo de dilatancia
- c: cohesión
- F_{d1} : coeficiente de degradación antes de un escalón de cálculo
- F_{d2} : coeficiente de degradación después del escalón de cálculo

Los valores adoptados para el módulo de rigidez transversal, coeficiente de Poisson, y ángulo de dilatancia, son iguales para todos los análisis que se presentan, y de valor:

- G: 10^4 kN/m²
- μ : 0,35
- ψ : 0°

Los valores de los coeficientes de degradación al comienzo del análisis son iguales a la unidad para todos los puntos de Gauss, y se van actualizando para cada uno de ellos durante el cálculo, a medida que la degradación en el punto de Gauss se va produciendo.

Finalmente, los valores del ángulo de rozamiento y de la cohesión son distintos según el caso analizado, y además, la cohesión varía durante el análisis de forma distinta según el grado de degradación impuesto. En la Tabla 5.4 se presenta un resumen de los casos analizados, indicándose los valores concretos de ángulo de rozamiento (ϕ), cohesión inicial (c_i), coeficiente de degradación máximo (F_a), y de cohesión final en la zona más degradada (c_F). Más adelante, cuando se presentan los resultados obtenidos, se justifica el porqué de los valores adoptados.

	ϕ (°)	c_i (kN/m ²)	F_a	c_F (kN/m ²)
CASO I,II,III,IV	20	10	0,05	0,5
CASO V,VI	18	10	0,05	0,5
CASO VII,VIII	15	10	0,05	0,5
CASO IX,X	10	10	0,1	0,1
CASO XI,XII	10	10	0,05	0,5

Tabla 5.4. Casos analizados de degradación en taludes. Propiedades resistentes del terreno

Malla de refuerzo

Para representar el comportamiento de la malla de refuerzo se emplean elementos tipo membrana, resistentes únicamente a esfuerzos de tracción, y que se encuentran formulados en el programa también para grandes desplazamientos. Las propiedades que definen su comportamiento son:

- E: módulo de elasticidad
- μ : coeficiente de Poisson
- t: espesor inicial

La elección del valor de los parámetros anteriores para representar la malla de refuerzo se ha basado en los resultados que se tienen de ensayos de tracción directa sobre la malla TECCO-G65 (ver Capítulo 3). Así, se ha realizado el análisis en el programa OXFEM, de una serie de elementos membrana unidos por sus extremos, con geometría recta, y sometidos a una fuerza axial creciente. El análisis se ha realizado con distintos valores de las propiedades (E, μ , t), y se han adoptado aquellos para los cuales la rigidez obtenida de la malla coincide con la de la malla TECCO-G65, los cuales han resultado:

$$E = 2 \cdot 10^8 \text{ kN/m}^2$$

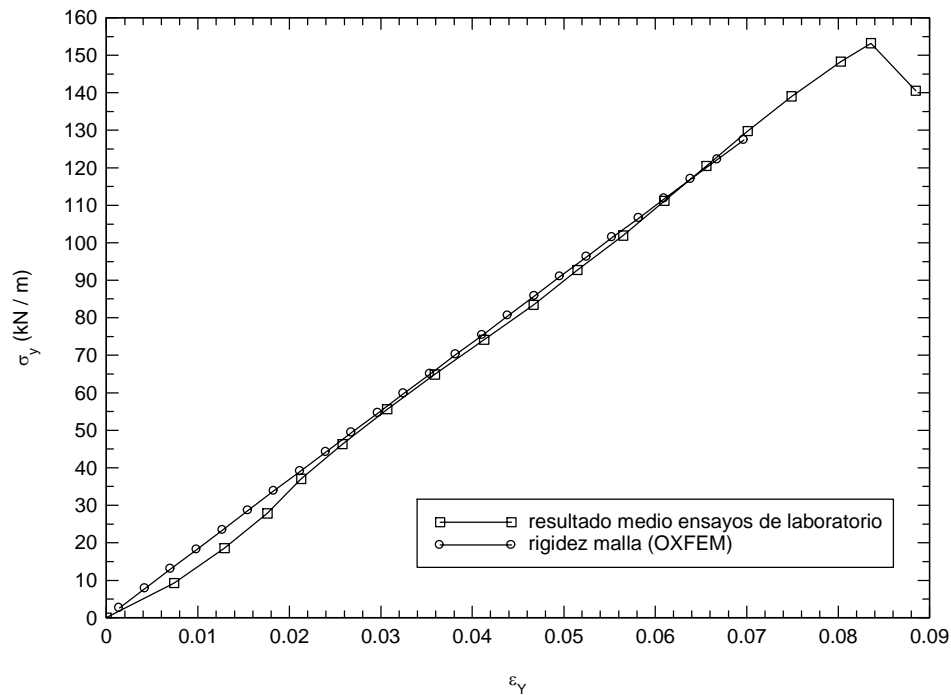


Figura 5.33. Rigidez de la malla de refuerzo en el programa OXFEM

$$\mu = 0,12$$

$$t = 6,4 \cdot 10^{-6} \text{ m}$$

En la Figura 5.33 se presenta la curva tensión-deformación obtenida con el programa para los valores anteriores, y se compara con la de los ensayos de laboratorio citados, observándose una adecuada coincidencia.

Anclajes

El tipo de elemento más adecuado para representar el comportamiento de los anclajes sería uno tipo muelle, que estableciese una cierta rigidez entre dos puntos, en este caso los extremos del anclaje. Así, el extremo del anclaje situado en el interior del terreno, que se supone a la suficiente profundidad como para ser considerado fijo frente a una degradación superficial, sería uno de los extremos; y con respecto a él, estaría el otro extremo situado en el paramento del talud, que se movería con respecto al anterior en función de la rigidez considerada.

De esta forma, físicamente no existiría ningún elemento entre ambos puntos, y el suelo se podría mover libremente entre ellos.

Sin embargo, el programa OXFEM no dispone de este tipo de elementos.

En principio, el elemento que se podría pensar en emplear, de los que dispone OXFEM, sería el tipo membrana, igual al empleado para representar la malla, ya que es el elemento lineal que mejor se adapta dentro de los que se encuentran formulados en grandes desplazamientos.

Para representar correctamente el comportamiento del anclaje sería necesario colocar elementos interfaz en el contacto membrana-suelo, para así permitir un cierto desplazamiento relativo entre ambos.

El programa no dispone de elementos interfaz formulados en grandes desplazamientos, por lo que tampoco resulta adecuado el empleo de este tipo de elementos sin ir acompañados de interfaz.

Por todo ello, la forma que se ha adaptado para representar los anclajes consiste en la colocación de unos apoyos con desplazamiento vertical libre y horizontal impedido, situados a distintas alturas a lo largo del paramento, como se indica en la Figura 5.34.

Con esta disposición se consigue que el terreno a uno y otro lado de un nivel de anclajes se pueda mover libremente, sin la barrera que supondría un elemento

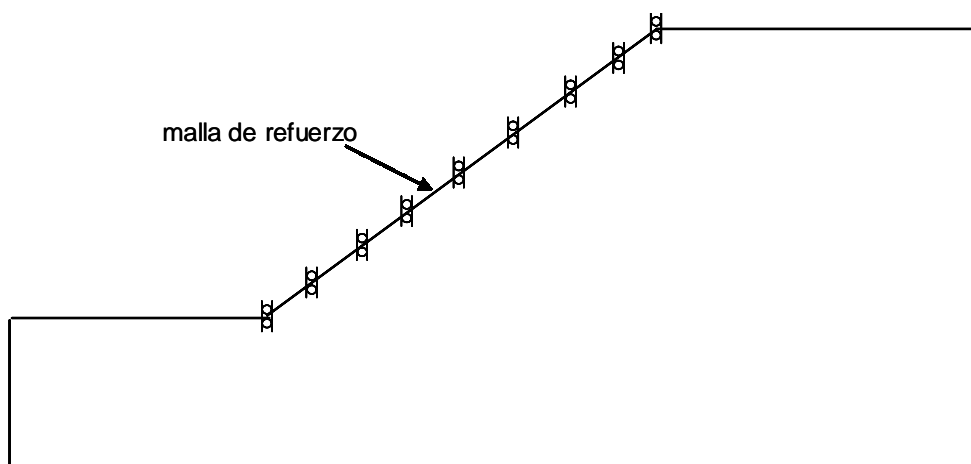


Figura 5.34. Modelización del refuerzo del talud

membrana, y más aún sin interfaz acompañándolo.

No cabe duda de que la forma ideal de representar los anclajes sería los elementos muelle descritos, o bien en su defecto, elementos lineales con interfaz formulado en grandes desplazamientos. Es por ello, que en las futuras líneas de investigación que se proponen en la Tesis, se encuentra la formulación de uno u otro elemento.

El número de apoyos considerados en cada caso analizado es distinto, definiéndose así distintos tipos de refuerzo como se detalla a continuación.

REFUERZO 1

Se considera únicamente la malla de refuerzo sobre el paramento del talud, pero sin ningún punto de anclaje, es decir sin ningún apoyo. En la Figura 5.35 se muestra un esquema de este tipo de refuerzo

REFUERZO 2

Se considera la malla de refuerzo sobre el paramento del talud, y anclada en dos puntos, la coronación y el pie, tal y como queda representado en la Figura 5.36.

REFUERZO 3

Se considera la malla de refuerzo sobre el paramento del talud, y tres puntos de anclado, situados en la coronación, el pie y a media altura. En la Figura 5.37 se presenta un esquema de este tipo de refuerzo.

REFUERZO 4

Se considera la malla de refuerzo sobre el paramento del talud, anclada en cinco puntos como se indica en la Figura 5.38.

REFUERZO 5

Se considera la malla de refuerzo sobre el paramento del talud, anclada en nueve puntos, uno cada metro de altura, como se presenta en la Figura 5.39.

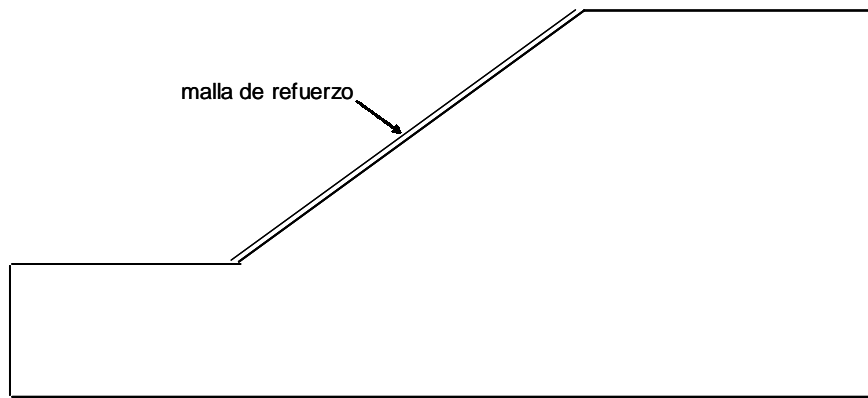


Figura 5.35. Configuración del Refuerzo 1.

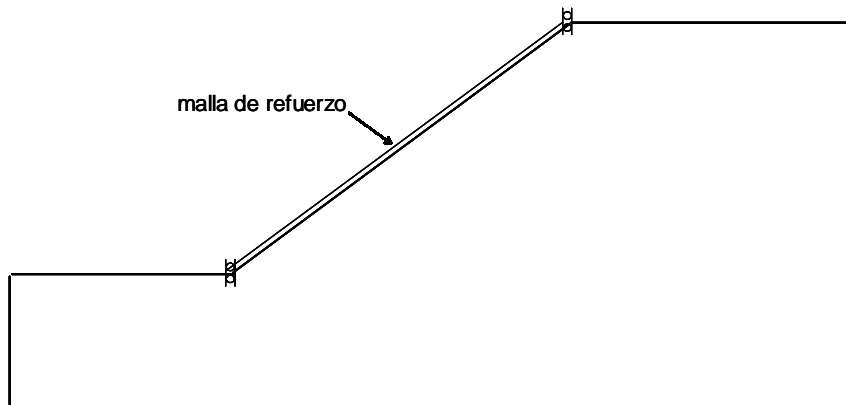


Figura 5.36. Configuración del Refuerzo 2

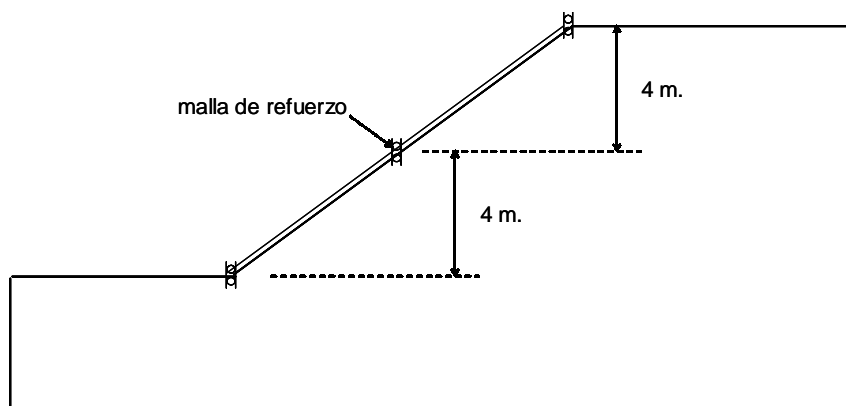


Figura 5.37. Configuración del Refuerzo 3

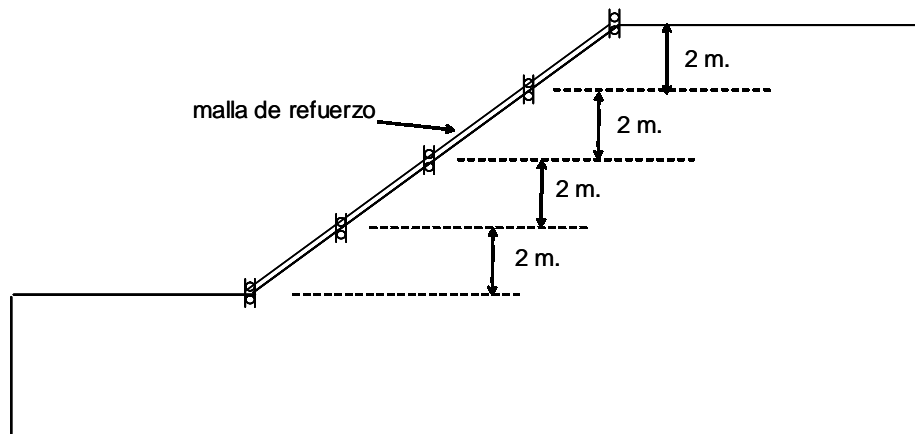


Figura 5.38. Configuración del Refuerzo 4

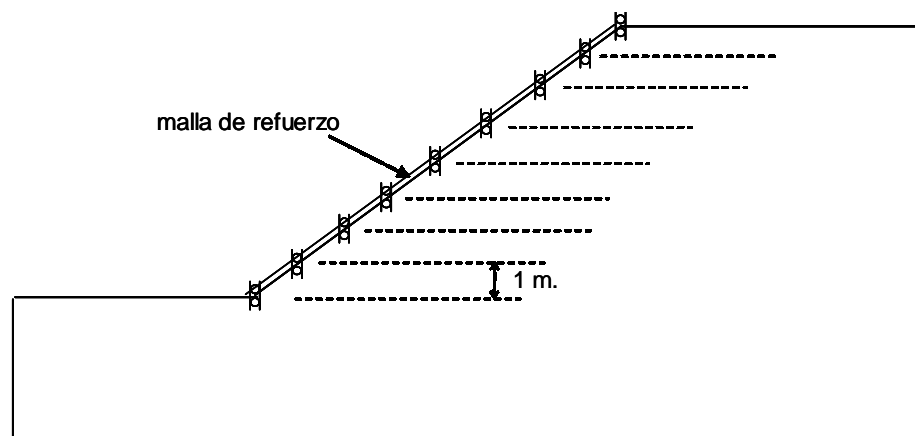


Figura 5.39. Configuración del Refuerzo 5

5.7.2. Geometría del talud analizado

Todos los análisis realizados, tanto sin refuerzo como con él, corresponden a una geometría del talud como la presentada en la Figura 5.40, tratándose de un talud de 8 metros de altura, y con una inclinación 2H:1V.

Para esta geometría se han obtenido los valores del coeficiente de seguridad para la situación inicial con cohesión de 10 kN/m^2 en todo el terreno, y para los valores extremos de ángulo de rozamiento considerados, $\phi = 20^\circ$ y $\phi = 10^\circ$, mediante el empleo de los ábacos de Taylor. Los valores obtenidos son de $F = 1,5$ y $F \approx 1,0$, respectivamente. Por tanto los CASOS I, II, III y IV parten de una situación lejana a la

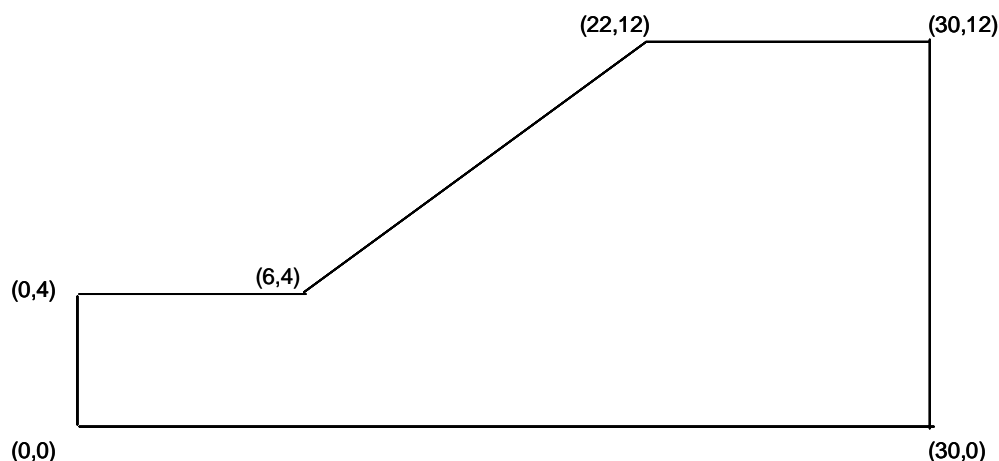


Figura 5.40. Geometría de talud para análisis de degradación

rotura, mientras que los CASOS IX, X, XI y XII lo hacen de una situación cercana a rotura. Los demás CASOS estarán en una situación intermedia ya que en ellos $10^\circ < \phi < 20^\circ$.

5.7.3. Definición de la degradación considerada en el talud

La definición de la degradación se establece en función de la posición inicial y final de los dos frentes de degradación, y de los valores inicial de la cohesión y el grado de degradación impuesto, todo ello según lo establecido en el apartado 5.5.1.

Para ambos casos de análisis sin y con refuerzo se han considerado las mismas definiciones de los frentes de degradación, descritas a continuación.

La degradación parte de la superficie del talud, por lo que inicialmente los dos frentes de degradación se encuentran en la posición definida por los puntos P1 y P2 de la Figura 5.41. A partir de esta situación la degradación va avanzando hacia el interior del talud de forma que al final del análisis la posición considerada para el primer frente de degradación es la correspondiente a los puntos P5 y P6 de la citada figura, y la del segundo frente a los puntos P3 y P4. En la figura se define la amplitud de cada una de las zonas que se delimitan al final del análisis (1 metro en horizontal).

Para cada análisis se definirá un valor de la cohesión inicial c_i , y un factor de degradación $F_a (<1)$, de forma que al final del análisis:

- en la zona P1-P2-P3-P4 el valor de la cohesión será $c_i \cdot F_a$

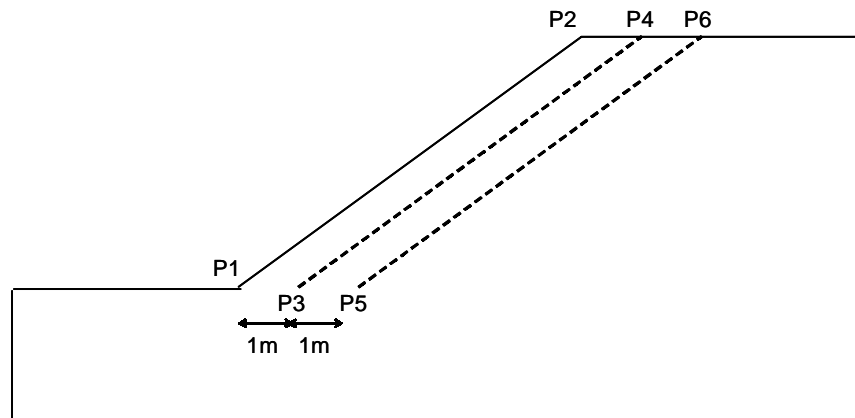


Figura 5.41. Definición de los frentes de degradación en el análisis del talud

- en la zona P3-P4-P5-P6 el valor de la cohesión estará comprendido entre los valores $c_i \cdot F_a$ y c_i , siendo el valor diferente para cada punto de Gauss dependiendo de su posición con respecto a los dos frentes
- y en el resto del talud el valor de la cohesión será c_i

Relacionando la definición anterior de la degradación considerada con las variables definidas en el apartado 5.5.1 sobre la forma de definir los frentes de degradación, se tiene:

$$a1 (2.0 , 0.0)$$

$$a2 (2.0 , 0.0)$$

$$P1 (6.0 , 4.0)$$

$$P2 (22.0 , 12.0)$$

$$AF = 1 \text{ m.}$$

Para estas condiciones de frente de degradación, también se han obtenido los coeficientes de seguridad correspondientes a los casos extremos $\phi = 20^\circ$ y $\phi = 10^\circ$, y para una degradación correspondiente a un coeficiente $F_a = 0,05$, es decir, para una situación de zona superficial del talud degradada hasta una cohesión de $0,5 \text{ kN/m}^2$. Para ello se empleó el método equilibrio límite considerando el talud como indefinido con una zona que desliza correspondiente a la zona degradada. En concreto se ha

tomado como zona degradada una profundidad de terreno de 0,75 m., correspondiente a una distancia en horizontal desde el paramento de 1,5 m., en la cual la cohesión se ha considerado de 0,5 kN/m². Con este valor, y teniendo en cuenta la geometría del talud, se obtiene un coeficiente de seguridad de $F = 0,82$ para $\phi = 20^\circ$, y de $F = 0,44$ para $\phi = 10^\circ$.

Hay que tener en cuenta que dada la geometría del talud, y de la zona degradada, la condición de talud indefinido no es del todo correcta, por lo que los valores reales del coeficiente de seguridad serán ligeramente superiores a los anteriores.

5.7.4. Fases de cálculo

Al comienzo del cálculo la geometría considerada es la correspondiente a un rectángulo que comprende al talud, de forma que antes de imponer la degradación habrá que excavar la zona indicada en la Figura 5.42.

Fases de cálculo en los análisis sin refuerzo

En los análisis del talud sin refuerzo se han considerado tres fases de cálculo:

Fase 1. Toma de peso (considerando un peso específico del terreno de $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$)

Fase 2. Excavación de la zona indicada en la Figura 5.42 (al final de esta fase se ponen todos los desplazamientos a cero)

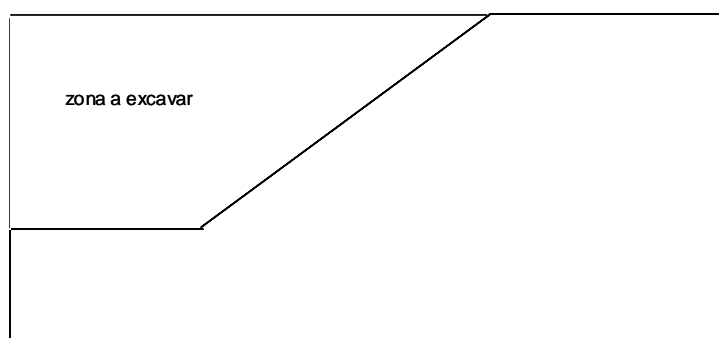


Figura 5.42. Geometría del talud al comienzo del análisis

Fase 3. Degradación de la zona superficial del talud según lo establecido en el apartado 5.7.3.

Fases de cálculo en los análisis con refuerzo

Para el caso de talud reforzado se han considerado tres tipos distintos de análisis descritos a continuación especificando las fases de cálculo consideradas en cada uno de ellos:

TIPO A

Fase 1. Toma de peso (considerando un peso específico del terreno de $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$)

Fase 2. Excavación de la zona indicada en la Figura 5.42 (al final de esta fase se ponen todos los desplazamientos a cero)

Fase 3. Colocación de la malla de refuerzo

Fase 4. Degradación de la zona superficial del talud según lo establecido en el apartado 5.7.3., y con las condiciones de desplazamiento horizontal impuesto nulo en los nodos del paramento coincidentes con los puntos de anclaje considerados (apoyos con desplazamiento vertical libre y horizontal nulo, Figura 5.34).

TIPO B

Fase 1. Toma de peso (considerando un peso específico del terreno de $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$)

Fase 2. Excavación de la zona indicada en la Figura 5.42 (al final de esta fase se ponen todos los desplazamientos a cero)

Fase 3. Colocación de la malla de refuerzo

Fase 4. Degradación de la zona superficial del talud según lo establecido en el apartado 5.7.3., y con las condiciones de desplazamiento horizontal impuesto nulo en los nodos del paramento coincidentes

con los puntos de anclaje considerados (apoyos con desplazamiento vertical libre y horizontal nulo, Figura 5.34).

Fase 5. Relajación de los apoyos en la dirección horizontal, mediante un desplazamiento impuesto en dicha dirección y hacia fuera del talud, manteniendo el desplazamiento vertical libre.

TIPO C

Fase 1. Toma de peso (considerando un peso específico del terreno de $\gamma = 18 \text{ kN/m}^3$)

Fase 2. Excavación de la zona indicada en la Figura 5.42 (al final de esta fase se ponen todos los desplazamientos a cero)

Fase 3. Colocación de la malla de refuerzo

Fase 4. Desplazamiento horizontal impuesto, hacia dentro del talud, a los nodos correspondientes a los apoyos, manteniendo el desplazamiento vertical nulo en dichos nodos. Con ello se trata simular un efecto de pretensado de los anclajes.

Fase 5. Degradación de la zona superficial del talud según lo establecido en el apartado 5.7.3., y con las condiciones de desplazamiento horizontal impuesto nulo en los nodos del paramento coincidentes con los puntos de anclaje considerados (apoyos con desplazamiento vertical libre y horizontal nulo, Figura 5.34).

En todos los casos, sin y con refuerzo, los análisis se han realizado bajo la formulación de grandes movimientos y deformaciones.

5.7.5. Discretización de elementos finitos

Tanto para los análisis del talud sin refuerzo como con refuerzo se ha considerado la discretización de elementos finitos presentada en la Figura 5.43.

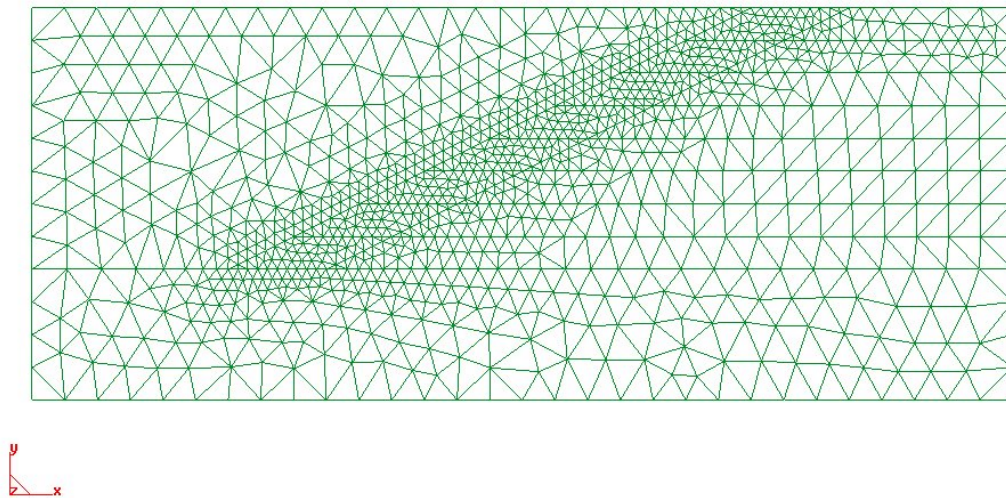


Figura 5.43. Discretización de elementos finitos para el análisis de talud

5.7.6. Análisis realizados y resultados obtenidos

De forma general los análisis realizados se dividen en taludes sin refuerzo, y taludes con refuerzo. Dentro de estos últimos, se distingue entre cada uno de los tipos de análisis definidos en el apartado 5.7.4 (Tipos A, B y C), y según el tipo de refuerzo de los definidos en el apartado 5.7.1. (Refuerzo 1, 2, 3, 4 y 5).

En la Tabla 5.5 se presentan los casos analizados, junto con los parámetros que los definen de los que son variables, siendo comunes el resto de ellos los cuales han quedado definidos en apartados anteriores.

Como se puede observar en la tabla, se ha partido de un caso con ángulo de rozamiento de 20° , y cohesión de 10 kN/m^2 . Para este caso, el coeficiente de seguridad inicial es de aproximadamente $F = 1,5$, como se ha indicado en el apartado 5.7.2. Para estos valores de los parámetros se ha realizado el análisis del talud con una degradación correspondiente a un coeficiente $F_a = 0,05$, es decir cohesión final en la zona más degradada de $0,5 \text{ kN/m}^2$. El primer análisis bajo estas condiciones ha sido el del talud sin refuerzo (CASO I), analizándose a continuación los casos de taludes con los distintos tipos de refuerzo (CASOS IIa, IIb, IIc, IIId, IIe, III, IV).

A partir de este primer grupo de análisis descrito, se presentan otros en los que se va considerando un valor del ángulo de rozamiento cada vez menor ($\phi = 18^\circ$,

15°, 10°). A pesar de que estos valores de ángulo de rozamiento, especialmente 10°, pueden resultar muy bajos para el terreno en un talud, se han adoptado así ya que los resultados correspondientes a 20° muestran que en el caso sin refuerzo se está lejos de rotura. En definitiva, considerando ángulos de rozamiento menores, se trata de analizar casos que estén más cercanos a rotura, e incluso que no sean estables sin refuerzo, para analizar el efecto estabilizador de éste.

CASO	TIPO ANÁLISIS	ϕ (°)	c_i (kN/m ²)	F_a	c_F (kN/m ²)	TIPO REFUERZO
I	sin refuerzo	20	10	0,05	0,5	-
IIa	A	20	10	0,05	0,5	1
IIb	A	20	10	0,05	0,5	2
IIc	A	20	10	0,05	0,5	3
IId	A	20	10	0,05	0,5	4
IIe	A	20	10	0,05	0,5	5
III	B	20	10	0,05	0,5	5
IV	C	20	10	0,05	0,5	5
V	sin refuerzo	18	10	0,05	0,5	-
VI	A	18	10	0,05	0,5	5
VII	sin refuerzo	15	10	0,05	0,5	-
VIII	A	15	10	0,05	0,5	5
IX	sin refuerzo	10	10	0,1	1,0	-
Xa	A	10	10	0,1	1,0	1
Xb	A	10	10	0,1	1,0	2
Xc	A	10	10	0,1	1,0	3
Xd	A	10	10	0,1	1,0	4
Xe	A	10	10	0,1	1,0	5
XI	sin refuerzo	10	10	0,05	0,5	-
XII	A	10	10	0,05	0,5	5

Tabla 5.5. Casos analizados de degradación en taludes

CASO I. Talud sin refuerzo ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

Se ha analizado el talud sin refuerzo con un ángulo de rozamiento de 20° , sometido a una degradación definida por una cohesión inicial de 10 kN/m^2 y un grado de degradación de $0,05$, es decir cohesión final en la zona más degradada de $0,5 \text{ kN/m}^2$.

En la Figura 5.45 se presentan los desplazamientos horizontales de los nodos del paramento del talud, correspondiendo cada curva a un escalón distinto de la fase de degradación (el total de escalones en dicha fase es de 200 , presentándose en las figuras los resultados cada 20). Se observa como a medida que la degradación avanza los desplazamientos horizontales se van haciendo mayores.

En la figura se observa que el punto correspondiente al pie del talud ($y = 4\text{m.}$) no está representado. Ello se debe a que al comienzo de la degradación la zona del pie se encuentra plastificada, por lo que en ese punto se producen ciertas inestabilidades en cuanto a desplazamientos obtenidos. Esto ocurre en todos los casos analizados sin refuerzo o con refuerzo tipo 1 (malla sin anclajes), por lo que en ninguno de ellos se presenta el desplazamiento correspondiente al pie del talud. No ocurre así en los casos con refuerzo anclado ya que en ellos el pie tiene impuesto un desplazamiento horizontal nulo.

En la Figura 5.46 se muestra la evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento (ver Figura 5.44). En dicha figura se observa como efectivamente los desplazamientos van aumentando a medida que el terreno se va

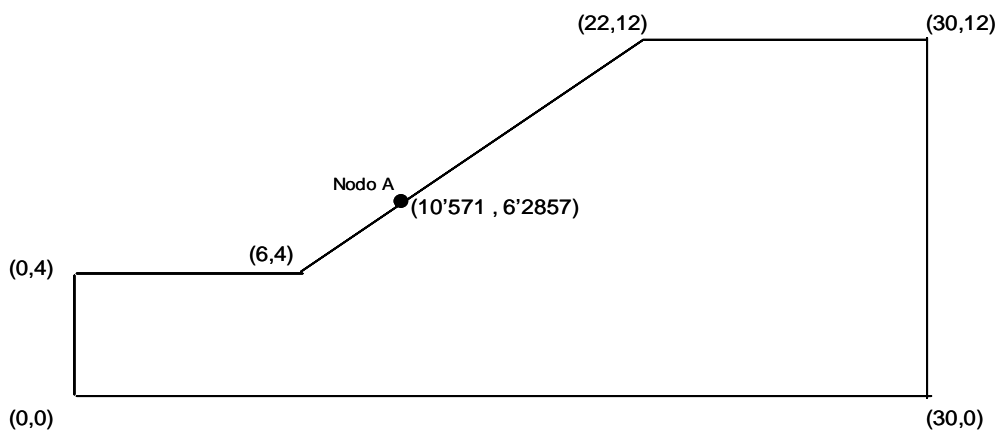


Figura 5.44. Situación del nodo A en el paramento del talud

degradando, pero no se llega a situación de rotura, el coeficiente de seguridad para esta degradación será por tanto mayor de la unidad. En el apartado 5.7.3. se obtuvo un coeficiente de seguridad de 0,82 para un análisis de la situación correspondiente a la de este caso, considerando el talud como indefinido. Sin embargo, ya se indicó que considerar el talud como indefinido para la geometría analizada no es del todo correcto por lo que el coeficiente de seguridad será mayor de 0,82.

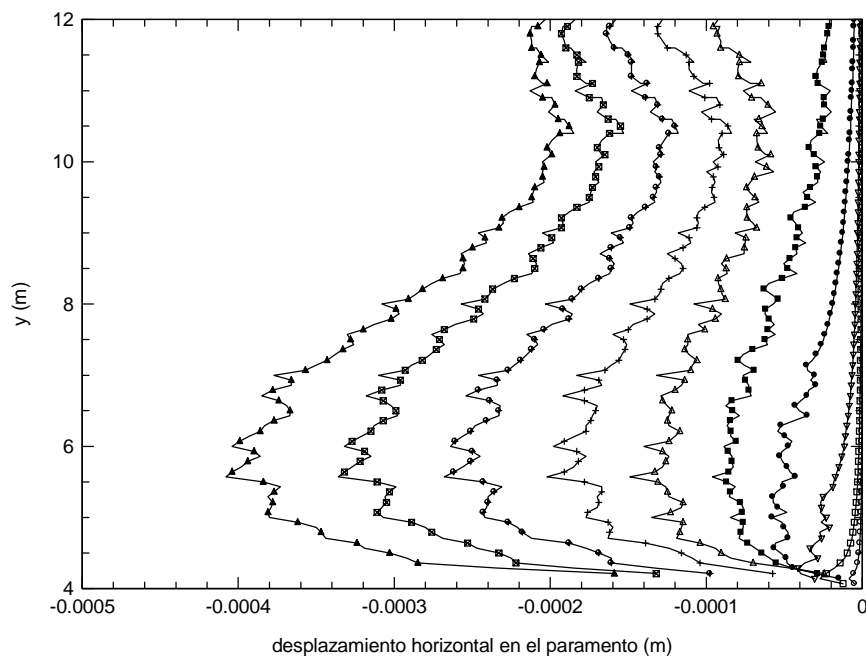


Figura 5.45. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO I)

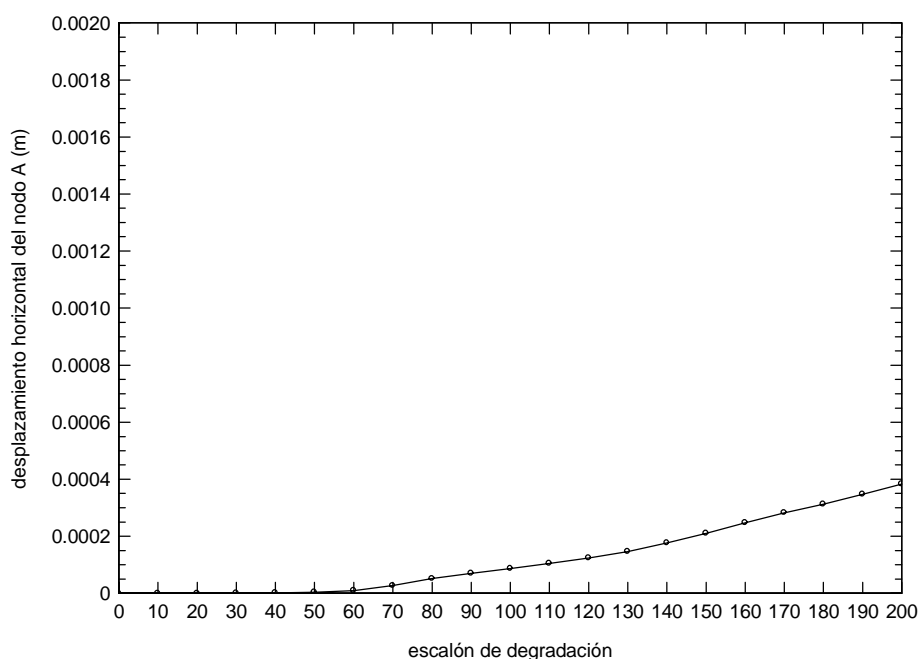


Figura 5.46. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO I)

CASO IIa. Talud con refuerzo 1 ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

A partir de este apartado se presentan cinco casos (Casos II a, II b, II c, II d, II e) de talud con refuerzo, bajo el análisis denominado en el apartado 5.7.4. como de TIPO A, sometidos a una degradación definida por una cohesión inicial de 10 kN/m^2 y un grado de degradación de 0,05, es decir cohesión final en la zona más degradada de $0,5 \text{ kN/m}^2$. Se trata por tanto de una degradación semejante a la del CASO I, pero ahora el talud se encuentra reforzado durante la actuación de la degradación.

La diferencia entre cada uno de los CASOS (a, b, c, d, e) es el tipo de refuerzo considerado de los definidos en el apartado 5.7.1., es decir el número de puntos de anclaje de la malla de refuerzo. Dicho número comienza siendo cero en el caso a) y va aumentando hasta nueve en el caso e).

En este CASO II a, se considera un refuerzo tipo 1, es decir, malla sin anclajes, (ver Figura 5.35).

En la Figura 5.47 se presentan los desplazamientos horizontales de los nodos situados en el paramento del talud, para distintos escalones durante la fase de

degradación. Se puede observar que las deformadas obtenidas son similares a las del caso sin refuerzo, aumentando también a medida que se produce la degradación.

En la Figura 5.48 se muestra la evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento (ver Figura 5.44). Se observa como la evolución es la misma que en el caso anterior sin refuerzo.

Finalmente, en la Figura 5.49 se muestra la fuerza axial que se encuentra soportando la malla de refuerzo al final de la degradación. Se observa que dicha fuerza es pequeña y es más o menos uniforme, aunque con distribución errática asociada a imprecisiones numéricas no significativas.

Se puede concluir, por tanto, que la colocación de la malla de refuerzo sin anclado no produce ningún beneficio en cuanto a los desplazamientos en el talud.

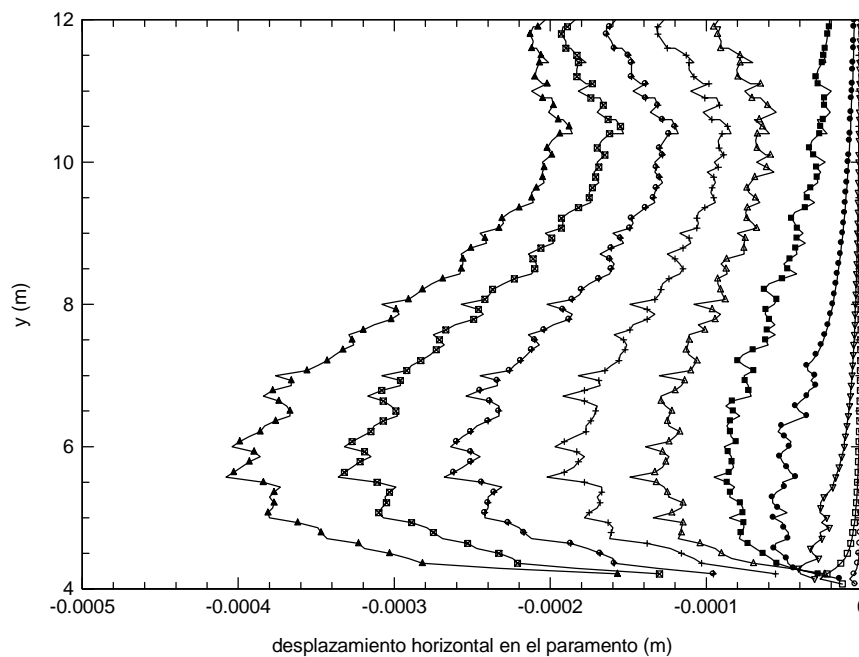


Figura 5.47. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO IIa)

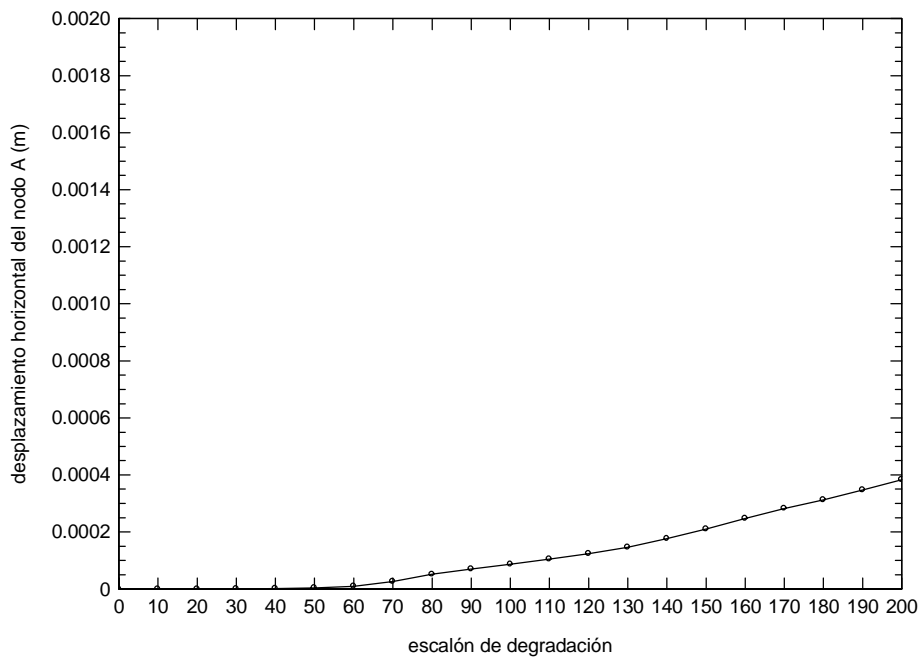


Figura 5.48. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO IIa)

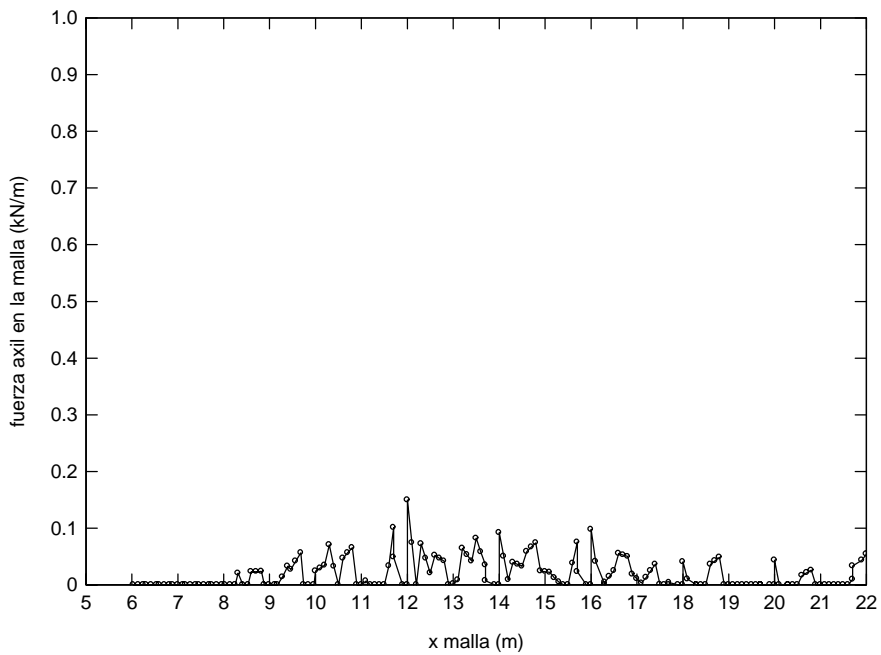


Figura 5.49. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO IIa)

CASO IIb. Talud con refuerzo 2 ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

Este caso es semejante al anterior, con la única diferencia de que ahora el refuerzo es de tipo 2, es decir con dos puntos de anclado de la malla durante la fase de degradación, situados en el pie y coronación del talud (ver Figura 5.36).

Con esta configuración el talud también va desarrollando desplazamientos horizontales en el paramento crecientes con la degradación, y de valor semejante a los de los dos casos anteriores, tal y como se observa en la Figura 5.50. Lo mismo queda reflejado en la Figura 5.51 donde se presenta la evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento (ver Figura 5.44), para los distintos escalones de carga también dentro de la fase de degradación.

En la Figura 5.52 se muestra la fuerza axial que se encuentra soportando la malla al final de la degradación, y se observa como no varía apenas con respecto a la del caso anterior, salvo el pico que se produce justo en los puntos correspondientes al anclado de la malla, sobre todo en el de la coronación del talud.

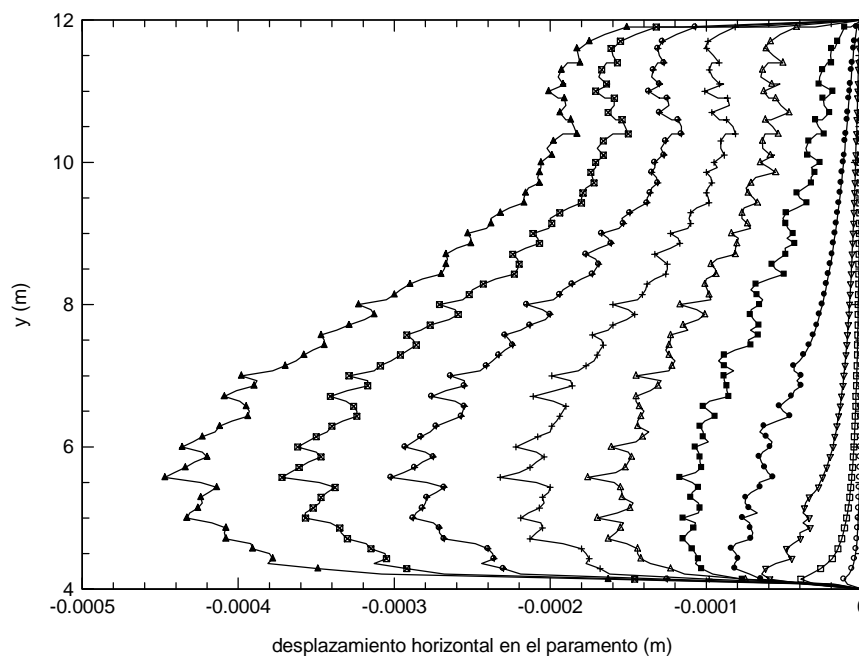


Figura 5.50. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO IIb)

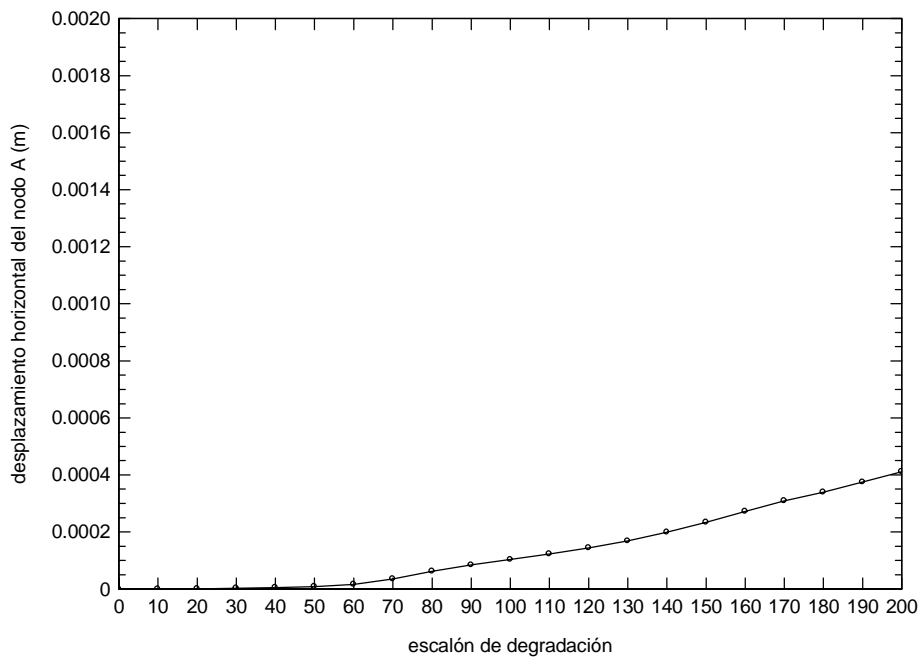


Figura 5.51. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO IIb)

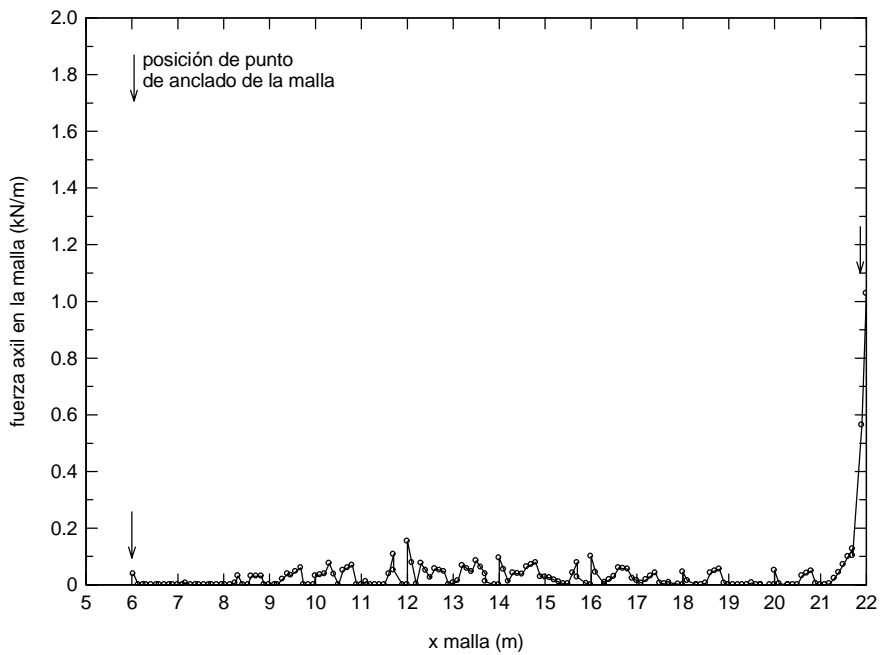


Figura 5.52. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO IIb)

CASO IIc. Talud con refuerzo 3 ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

Este caso es semejante a los dos anteriores, con la única diferencia de que el refuerzo es de tipo 3, es decir con tres puntos de anclado de la malla durante la fase de degradación (ver Figura 5.37).

En la Figura 5.53 se presentan los desplazamientos horizontales de los nodos del paramento durante la fase de degradación, y se observa como se repite la evolución de los desplazamientos durante la degradación. La única diferencia con los casos anteriores es el desplazamiento nulo a mitad de altura del talud, debido al punto de anclado allí situado. En la Figura 5.54 se presenta la evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento (ver Figura 5.44), durante los escalones de carga correspondientes a la fase de degradación.

Finalmente, en la Figura 5.55 se muestra la fuerza axial que se encuentra soportando la malla al final de la degradación. Se observa un pico pronunciado de axial justo en el apoyo intermedio, donde la malla encuentra la reacción para soportar la tensión.

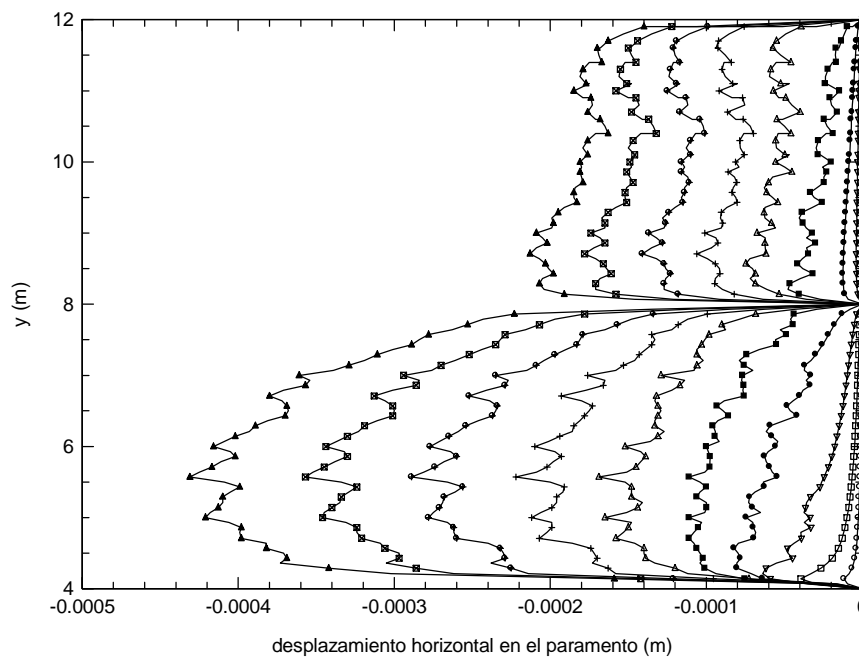


Figura 5.53. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO IIc)

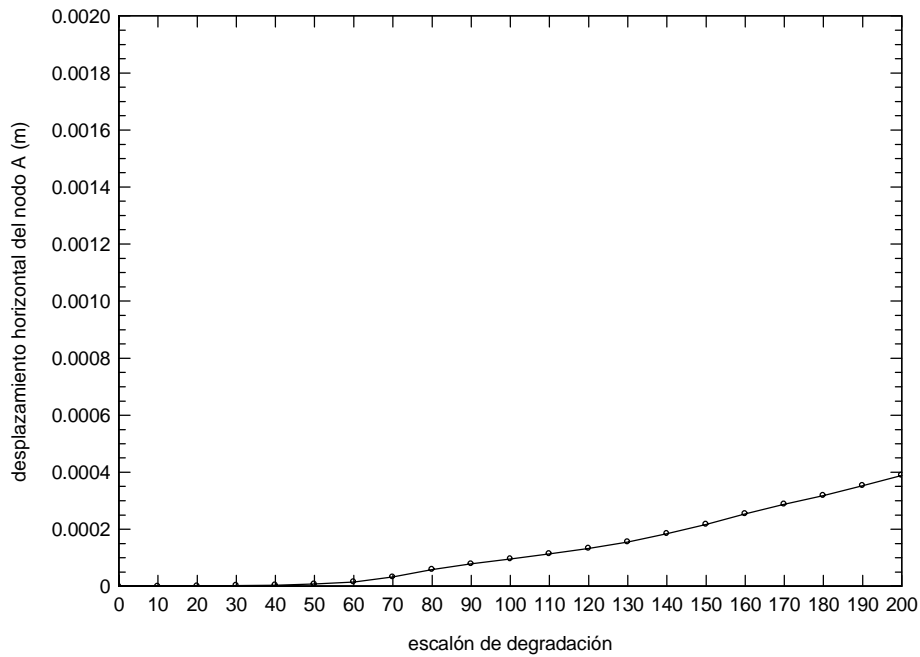


Figura 5.54. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO IIc)

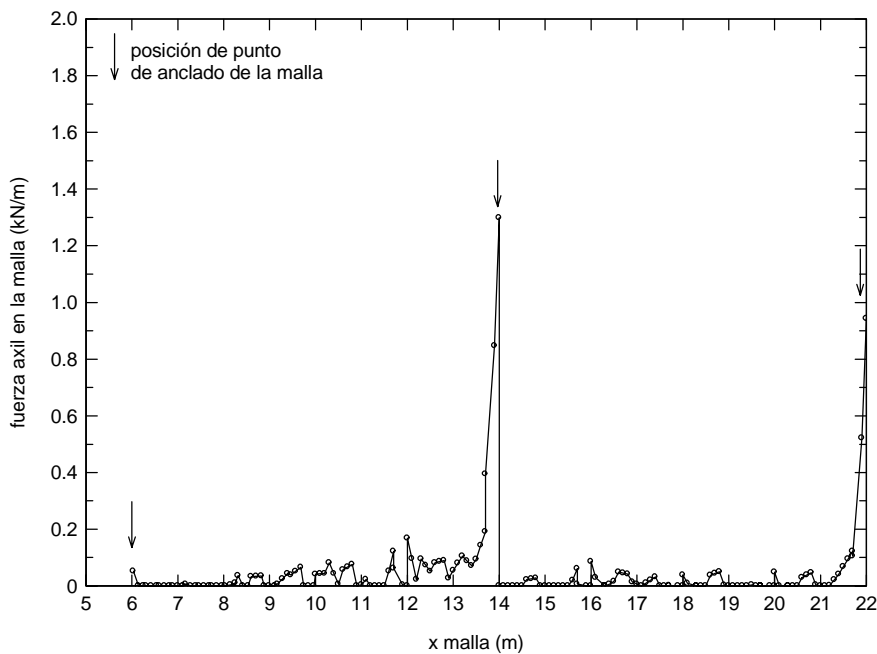


Figura 5.55. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO IIc)

CASO IId. Talud con refuerzo 4 ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

En este caso se considera un refuerzo tipo 4, es decir, con cinco puntos de anclado de la malla durante la fase de degradación (ver Figura 5.38). Por lo demás las condiciones son las mismas que en los anteriores CASOS II.

En la Figura 5.56 se presentan los desplazamientos horizontales que se producen en el paramento del talud a medida que avanza la degradación, y se acompañan con los del CASO I correspondiente al talud sin refuerzo. Se observa como en este caso los desplazamientos son menores, poniéndose de manifiesto el efecto del refuerzo.

Tal y como se aprecia en la evolución de los desplazamientos horizontales del nodo A del paramento (ver Figura 5.44), presentados en la Figura 5.57, en este caso el crecimiento de los desplazamientos a medida que avanza la degradación es algo menor que en el caso sin refuerzo.

En la Figura 5.58 se presenta la fuerza axil que se encuentra soportando la malla al final de la degradación. Se observa en este caso una serie de picos coincidentes con los puntos de anclaje de la malla (salvo el de pie de talud), mostrando su mayor trabajo desarrollado. El hecho de que la malla no presente un pico de axil en el punto de anclaje del pie de talud se debe a que en esta zona, como ya se ha indicado, el terreno se encuentra plastificado y la malla apenas trabaja, sufriendo incluso acortamientos.

También se observa en dicha figura que la fuerza axil en la malla es mayor en los anclajes inferiores (salvo el de pie), es decir, aumenta de arriba a abajo. Esta tendencia se mantiene en otros casos estudiados que se presentan más adelante.

Finalmente, también se puede observar que tras cada pico de axil en la malla, el valor desciende a cero, es decir, justo encima de cada punto de anclaje la malla tiene tensión cero. Ello se debe a que los elementos de malla situados justo encima de cada punto de anclaje se acortan, lo que resulta lógico debido a que dichos puntos de anclaje tienen impuesto un valor de desplazamiento horizontal nulo. Por tanto, dado que la malla no tiene rigidez a compresión, el acortamiento da lugar a una tensión nula.

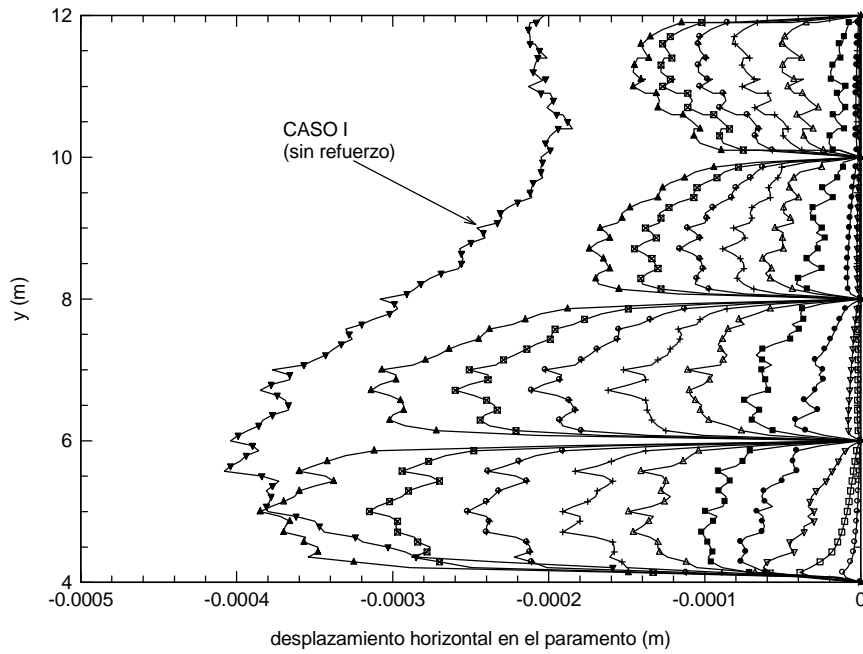


Figura 5.56. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO IId)

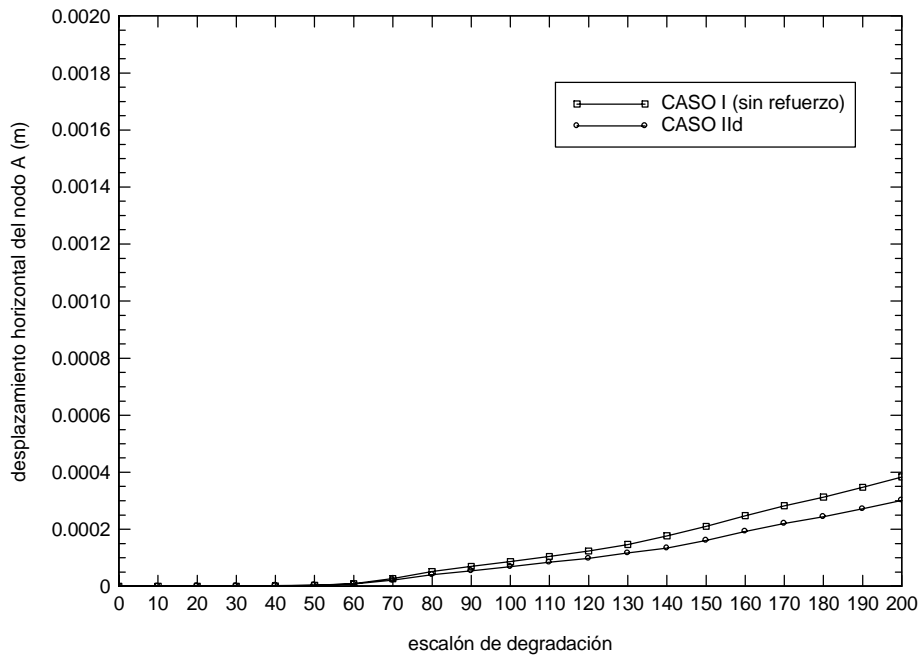


Figura 5.57. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO IId)

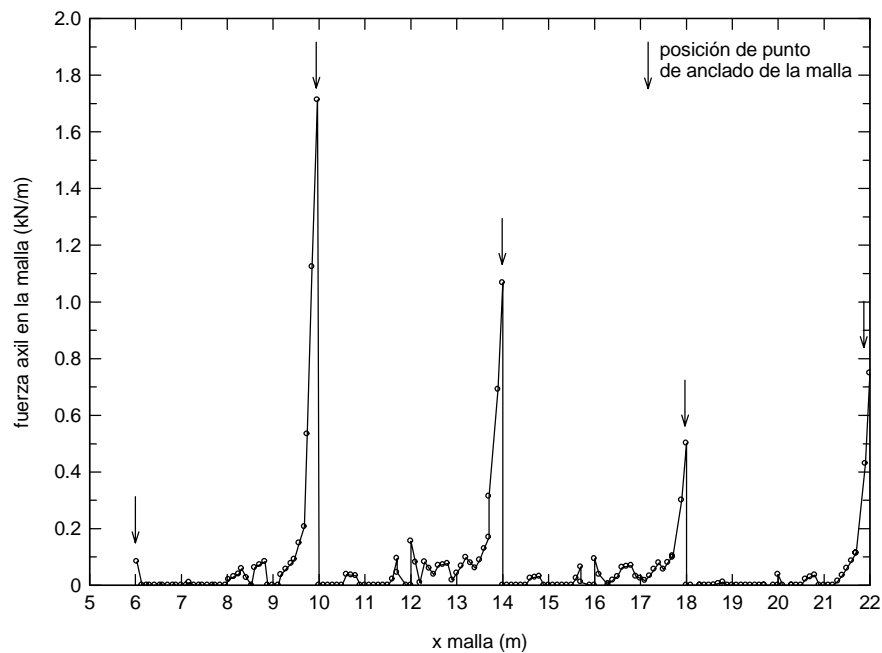


Figura 5.58. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO II d)

CASO IIe. Talud con refuerzo 5 ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

Se establecen nueve puntos de anclado de la malla durante la fase de degradación, tal y como corresponde al refuerzo tipo 5 (ver Figura 5.39). Por lo demás las condiciones son las mismas que en los anteriores CASOS II.

En este caso los desplazamientos del paramento son aún menores que en el anterior, por defecto de la mayor contención que supone el disponer de un mayor número de puntos de anclado de la malla. En las Figura 5.59 y Figura 5.60 se muestran los resultados y se observa el efecto de corrección del refuerzo frente a la degradación superficial del talud, obteniéndose unos desplazamientos finales menores que en el caso sin refuerzo.

En la Figura 5.61 se muestra la fuerza axial en la malla al final de la degradación. Al igual que en los casos anteriores, se observan unos picos en los puntos coincidentes con el anclado de la malla. También se observa en esta figura que la malla toma fuerzas crecientes entre dos puntos de anclado, es decir, en cualquiera de los tramos de malla, justo pasado el punto de anclado inferior, la fuerza se hace cero, y va aumentando hasta hacerse máxima justo al llegar al punto de anclado superior. Este efecto también se ponía de manifiesto en el CASO II d.

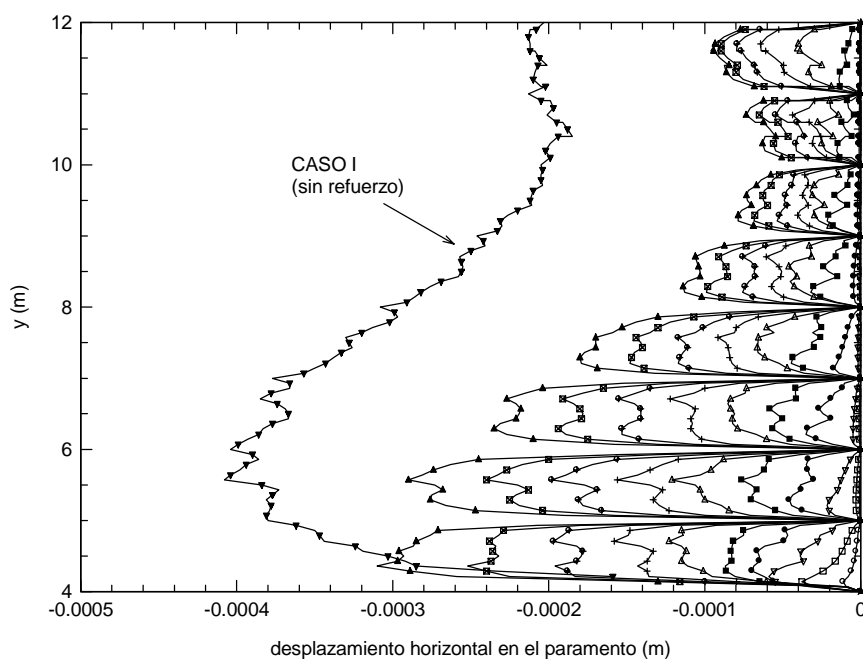


Figura 5.59. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO I)

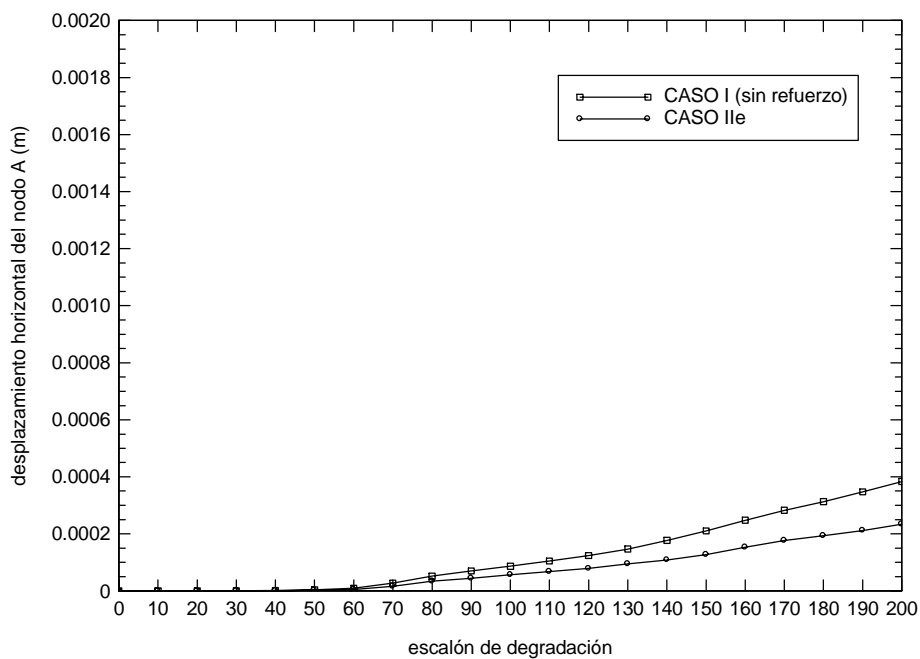


Figura 5.60. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO II)

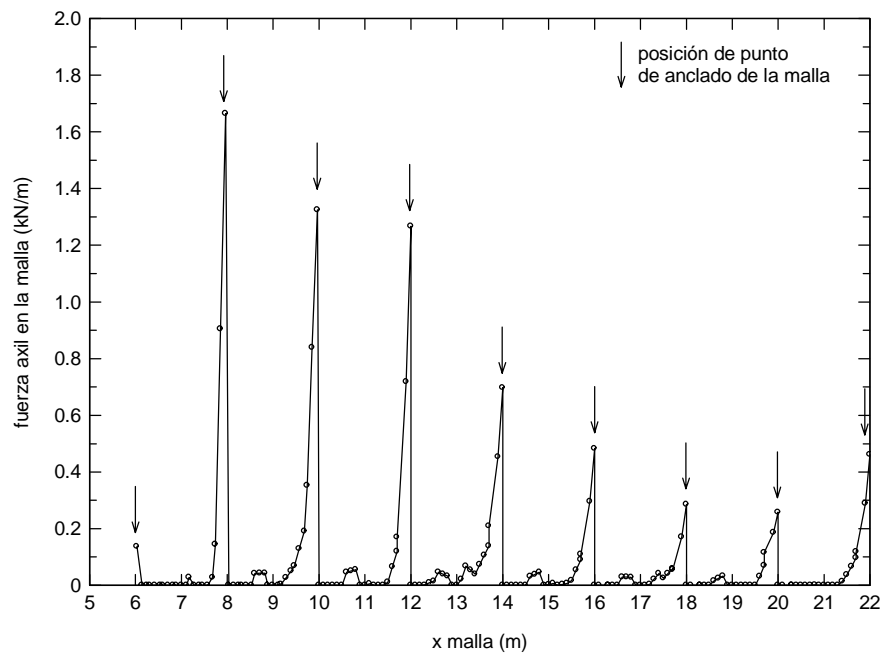


Figura 5.61. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO IIe)

CASO III. Talud con refuerzo 5 ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

El análisis que se presenta en este apartado es semejante al del CASO II e, en cuanto a degradación y puntos de anclaje de la malla (Figura 5.39), pero en vez de tratarse de un análisis Tipo A, se trata de un análisis Tipo B (descrito en el apartado 5.7.4), es decir, que tras la fase de degradación se relajan ligeramente los puntos de anclaje de la malla, mediante la imposición a éstos de unos desplazamientos horizontales dirigidos hacia el exterior del talud.

En la Figura 5.62 se muestran los desplazamientos horizontales en el paramento, correspondientes al último escalón de la fase de degradación, y a varios de los escalones de la fase de relajación de los puntos de anclaje. Se observa como a medida que se van relajando los puntos de anclaje la deforma tiende a la obtenida en el CASO I sin refuerzo. En la Figura 5.63 se muestra la evolución de la fuerza axial en la malla durante la fase de relajación, observándose como la fuerza va disminuyendo ligeramente a medida que los anclajes se van relajando, pero manteniendo la misma forma con picos en los puntos de anclaje de la malla.

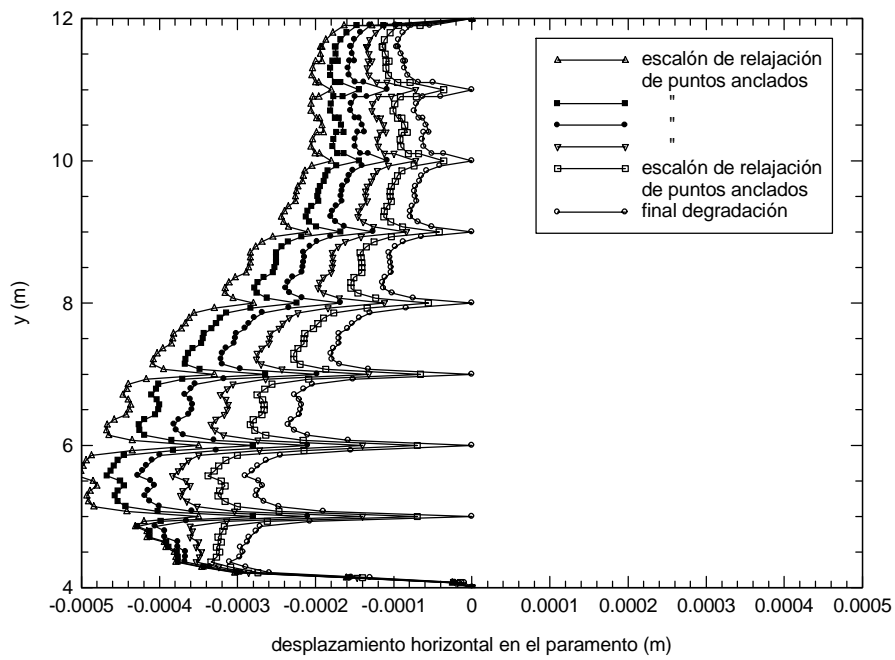


Figura 5.62. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento (CASO III)

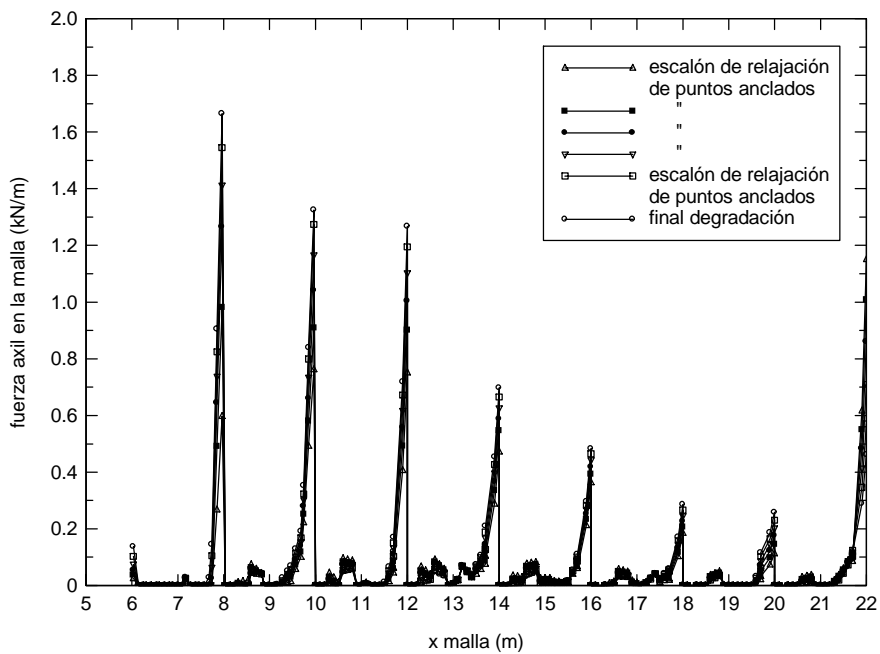


Figura 5.63. Fuerza axial en la malla (CASO III)

CASO IV. Talud con refuerzo 5 ($\phi = 20^\circ$, $F_a = 0,05$)

En este caso se va a tratar de representar el efecto de pretensado de los anclajes mediante un desplazamiento horizontal impuesto a los puntos de anclaje de la malla antes de la fase de degradación (análisis Tipo C según apartado 5.7.4.).

Para ello se ha tomado como base el CASO II e, es decir configuración con refuerzo tipo 5 (ver Figura 5.39); y grado de degradación de 0,05 partiendo de una cohesión inicial de 10 kN/m^2 .

En este caso, antes de la fase de degradación, se introduce una fase en la que se impone un desplazamiento horizontal a los puntos de anclaje de la malla de $5 \cdot 10^{-4} \text{ m}$. hacia el interior del talud, con un desplazamiento vertical nulo en dichos puntos.

En la Figura 5.64 se muestran los desplazamientos horizontales en el paramento correspondientes a varios escalones de la fase de desplazamiento horizontal impuesto. En dicha figura se observa como la malla va aumentando su curvatura, presentándose la evolución de la fuerza que adquiere a lo largo de esta fase en la Figura 5.65. Como se puede observar, dicha evolución es de fuerza creciente al aumentar el desplazamiento horizontal impuesto, y de valor reducido ya que el desplazamiento impuesto es bajo.

En la Figura 5.66 se muestra la evolución de los desplazamientos horizontales del paramento durante la fase posterior de degradación, y se acompaña de la última curva correspondiente a la fase anterior de pretensado. Se observa como la degradación hace que se produzcan unos desplazamientos crecientes hacia fuera del talud, presentando la malla unas 'panzas' cada vez mayores. En la figura también se ha reproducido el resultado final del CASO II e correspondiente al mismo refuerzo pero sin pretensado, y se observa como el pretensado inicial hace que los desplazamientos finales tras la degradación sean menores que en el caso sin pretensado.

Finalmente en la Figura 5.67 se presenta la evolución de las fuerzas en la malla durante esta fase, las cuales también van aumentando a medida que avanza la degradación. En esta figura se vuelve a observar como la fuerza axial en un tramo de malla comprendido entre dos puntos de anclaje, parte de ser cero para no superar

el punto de anclaje inferior del tramo, y va creciendo hasta hacerse máxima justo al alcanzar el punto de anclaje superior; repitiéndose este comportamiento en todos los tramos de malla.

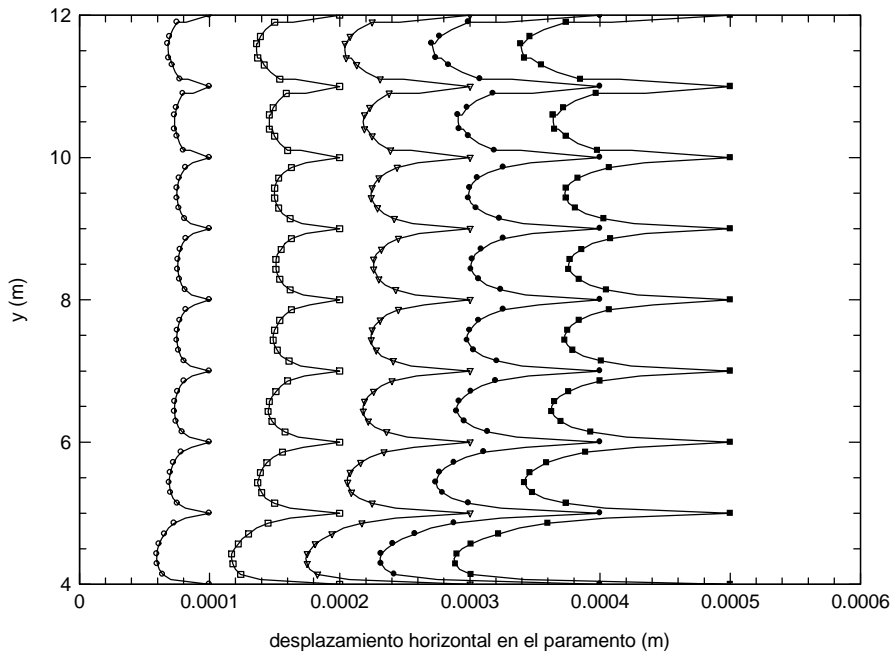


Figura 5.64. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante fase de desplazamiento horizontal impuesto (CASO IV)

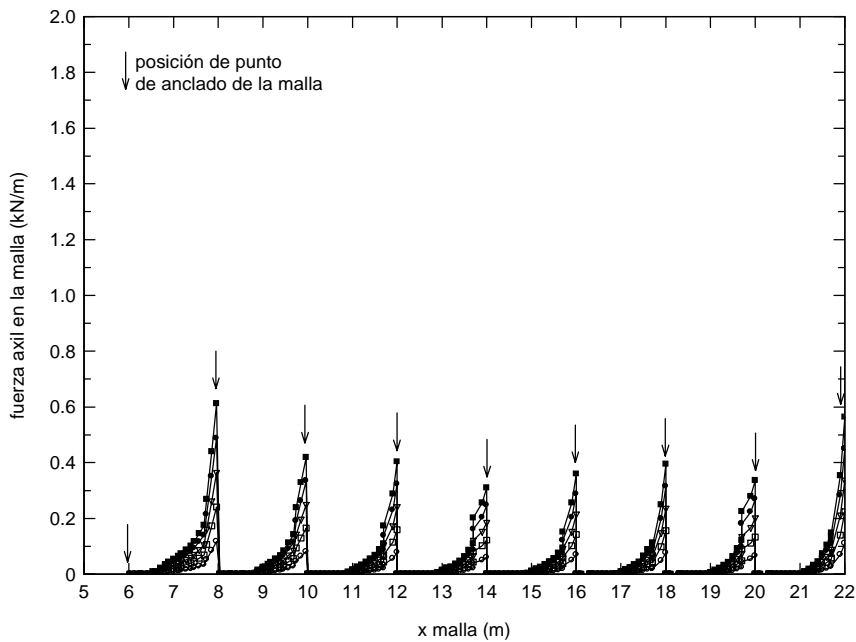


Figura 5.65. Fuerza axial en la malla durante fase de desplazamiento horizontal impuesto (CASO IV)

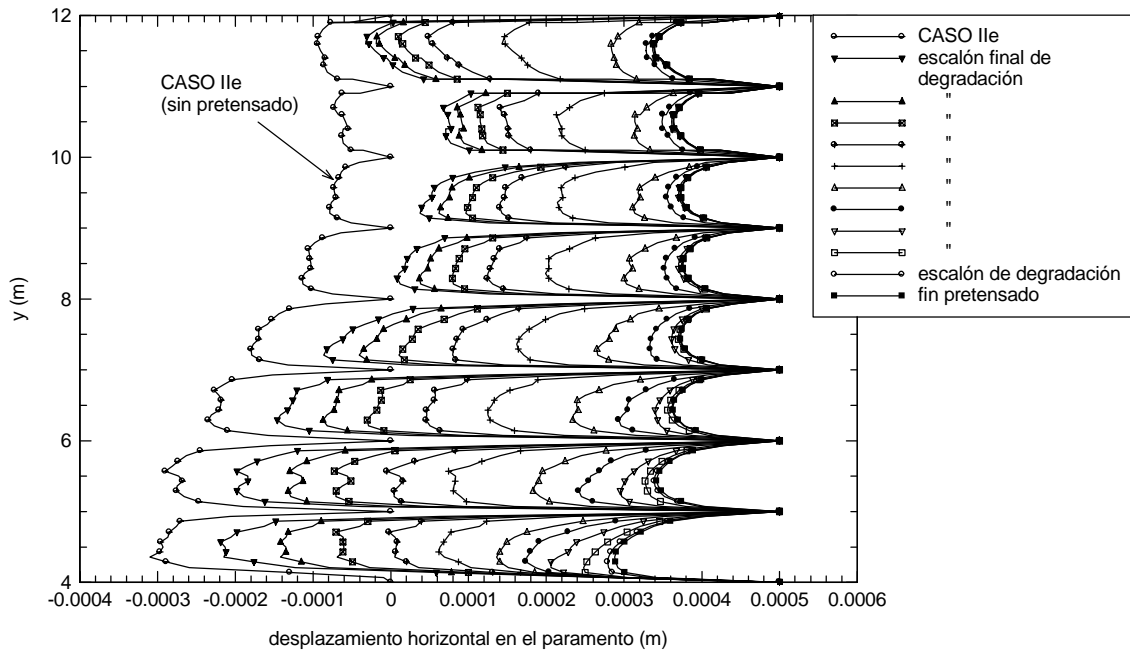


Figura 5.66. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante fase de degradación (CASO IV)

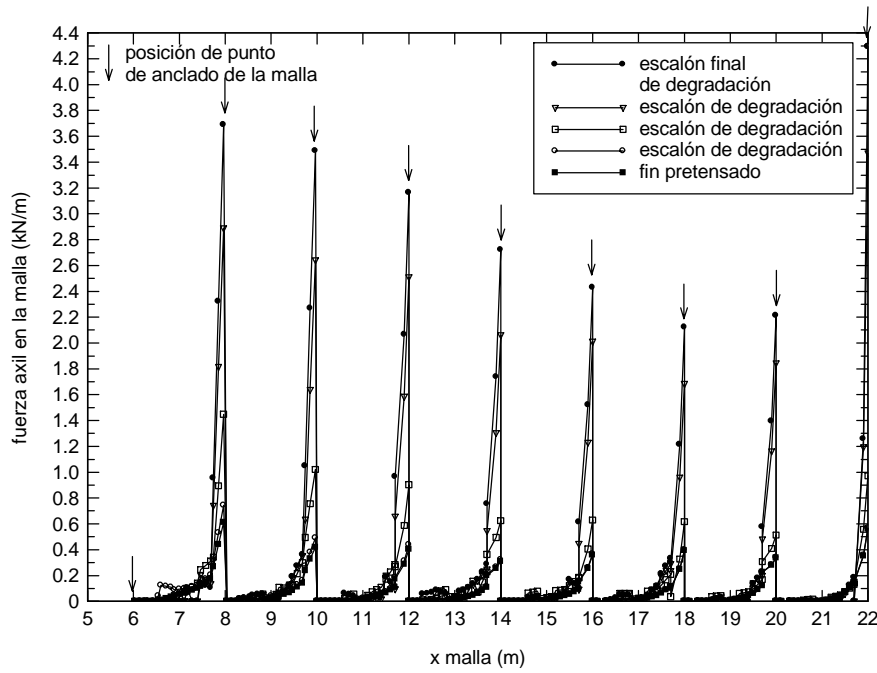


Figura 5.67. Fuerza axial en la malla durante fase de degradación (CASO IV)

CASO V. Talud sin refuerzo ($\phi = 18^\circ$, $F_a = 0,05$)

Este caso es semejante al CASO I, talud sin refuerzo, salvo el valor del ángulo de rozamiento que ahora es 18° en vez de 20° .

Tanto en la Figura 5.68 como en la Figura 5.69 se observan unos desplazamientos crecientes con la degradación, y algo superiores a los del CASO I, lo que resulta lógico ya que en este caso el ángulo de rozamiento es ligeramente inferior.

Tampoco con este valor de $\phi = 18^\circ$ se llega a la rotura del talud durante la degradación.

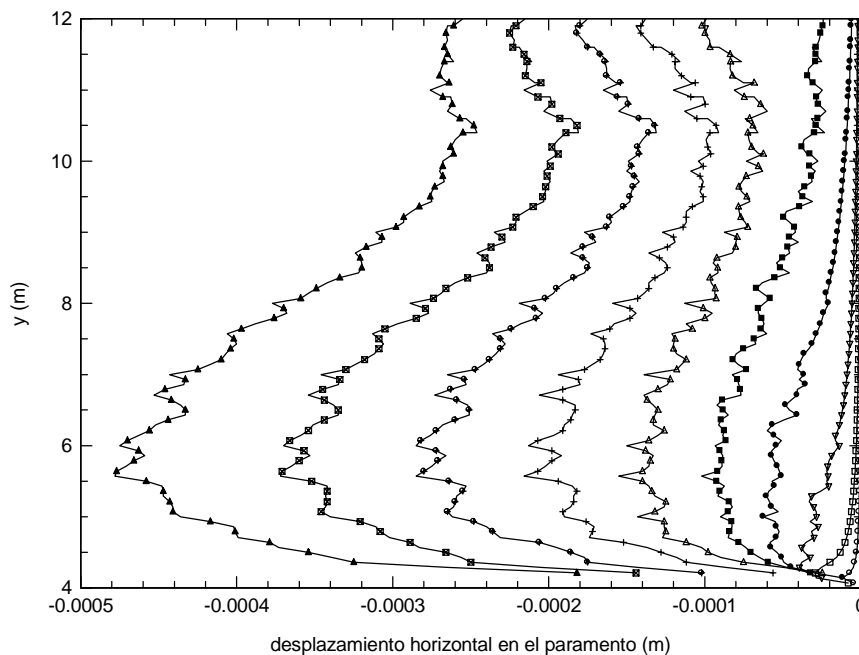


Figura 5.68. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO V)

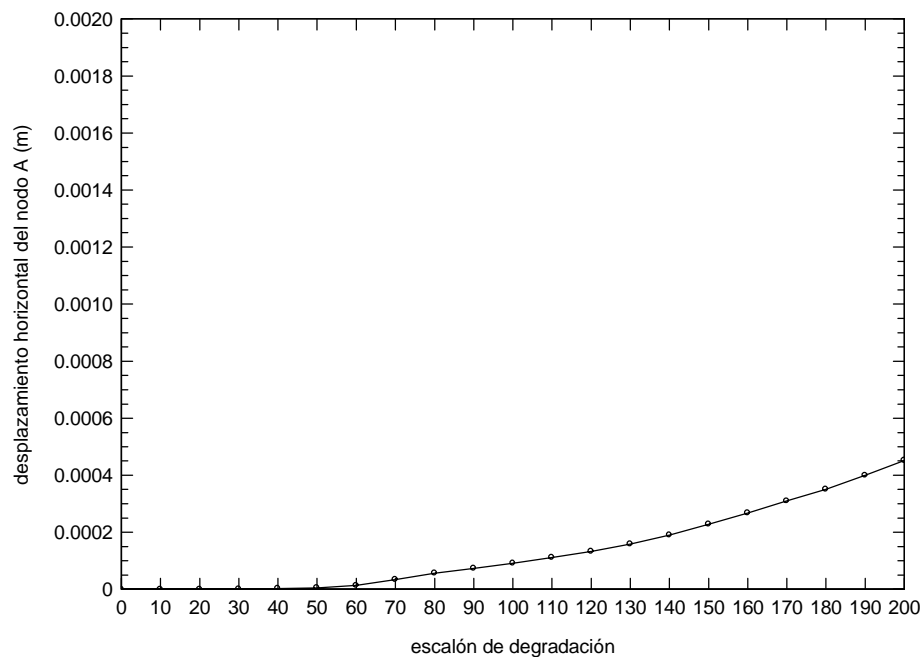


Figura 5.69. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO V)

CASO VI. Talud con refuerzo 5 ($\phi = 18^\circ$, $F_a = 0,05$)

Este caso es paralelo al anterior, ya que se trata de las mismas condiciones de parámetros resistentes y de degradación, pero ahora con el talud reforzado con el refuerzo tipo 5 (ver Figura 5.39).

En las Figura 5.70 y Figura 5.71 se muestran los resultados en cuanto a desplazamientos horizontales, y se observa el efecto de corrección del refuerzo frente a la degradación superficial del talud, obteniéndose unos desplazamientos finales menores que en el caso sin refuerzo (CASO V).

En la Figura 5.72 se muestra la fuerza axial en la malla al final de la degradación. Al igual que en los casos anteriores, se observan unos picos en los puntos coincidentes con el anclado de la malla. También se observa en esta figura que la malla toma fuerzas crecientes entre dos puntos de anclado, es decir, en cualquiera de los tramos de malla, justo pasado el punto de anclado inferior, la fuerza se hace cero, y va aumentando hasta hacerse máxima justo al llegar al punto de anclado superior.

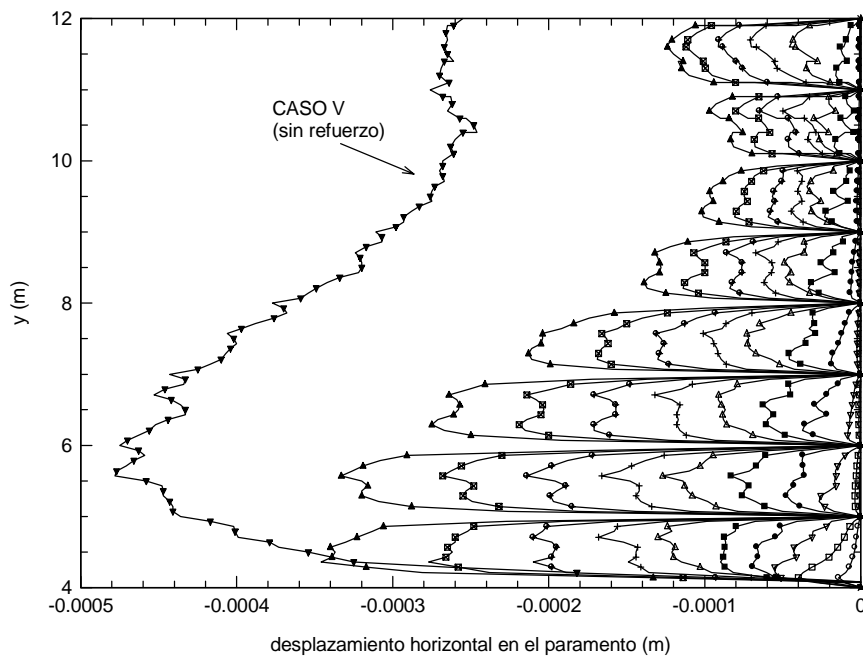


Figura 5.70. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO VI)

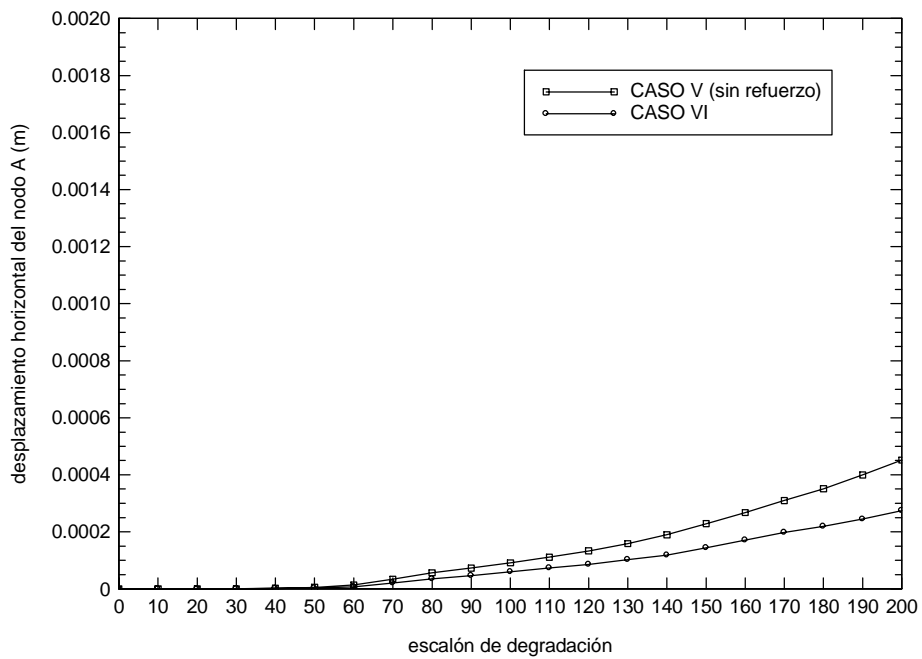


Figura 5.71. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO VI)

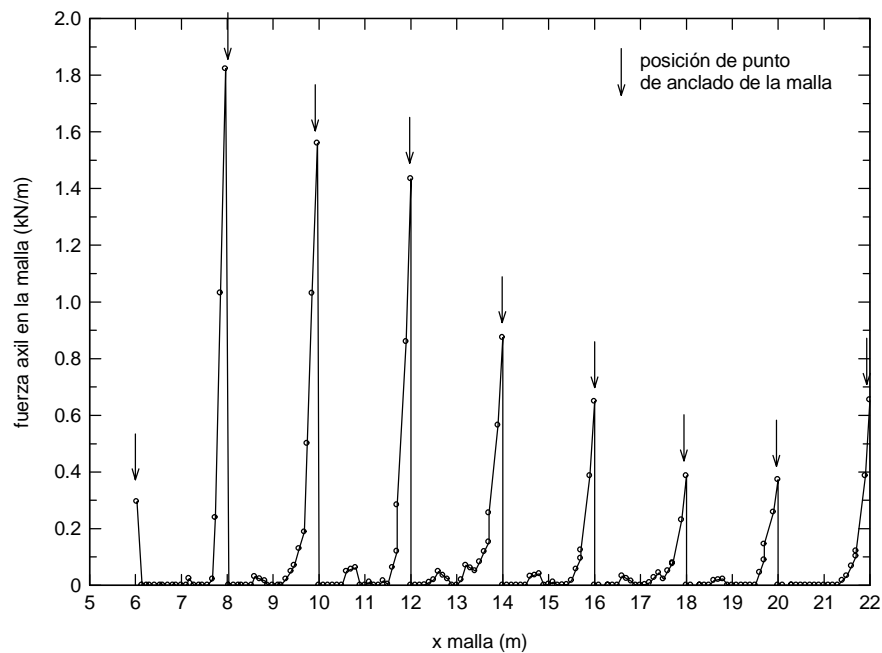


Figura 5.72. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO VI)

CASO VII. Talud sin refuerzo ($\phi = 15^\circ$, $F_a = 0.05$)

Este caso es similar a los CASOS I y V, pero ahora el valor del ángulo de rozamiento es de 15° .

En la Figura 5.73 se muestran los desplazamientos horizontales de los nodos del paramento durante la fase de degradación, y en la Figura 5.74 la evolución del desplazamiento del nodo A del paramento (ver Figura 5.44). En ambas figuras se observa como se produce la rotura del talud al llegar al final de la degradación. Evidentemente este hecho se produce porque el ángulo de rozamiento ha bajado hasta 15° en este caso. Por tanto, el talud no es capaz de soportar la degradación impuesta, lo cual era de esperar teniendo en cuenta los valores de los coeficientes de seguridad obtenidos en el apartado 5.7.3.

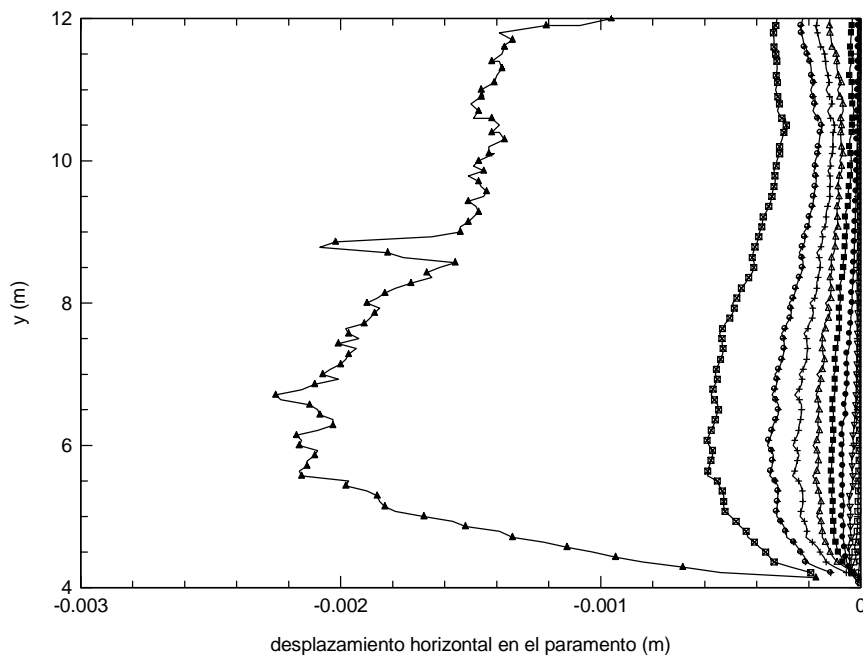


Figura 5.73. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO VII)

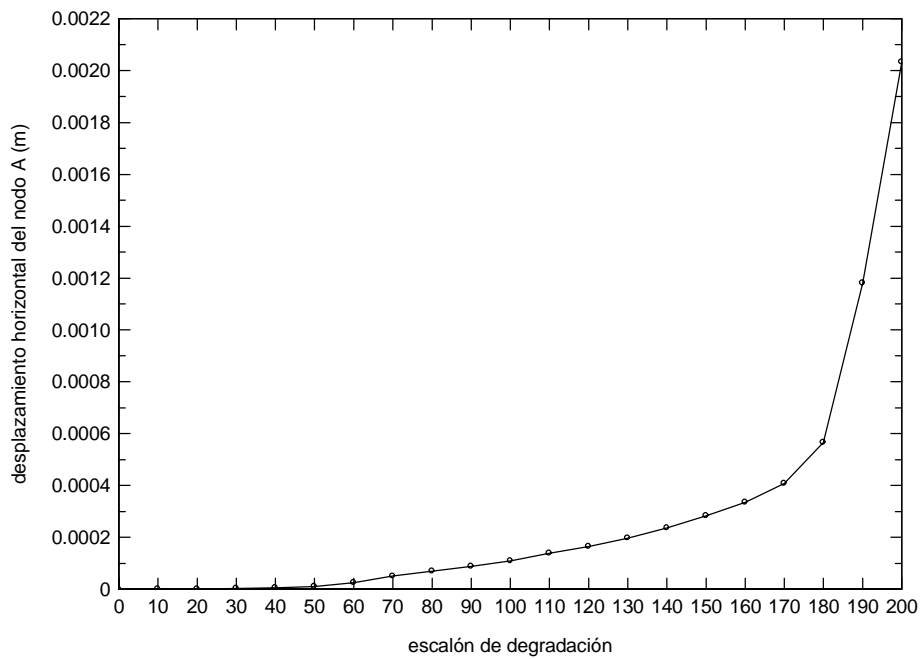


Figura 5.74. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO VII)

CASO VIII. Talud con refuerzo 5 ($\phi = 15^\circ$, $F_a = 0,05$)

Se trata del caso paralelo al anterior (CASO VII), en cuanto a los parámetros resistentes y degradación impuesto, pero en este caso el talud se encuentra reforzado con un refuerzo tipo 5 (ver Figura 5.39).

En las Figura 5.75 y Figura 5.76 se muestran los resultados en cuanto a desplazamientos horizontales, y se observa el efecto de corrección del refuerzo frente a la degradación superficial del talud, no llegándose a situación de rotura como ocurría sin refuerzo.

En la Figura 5.77 se muestra la fuerza axial en la malla al final de la degradación. Al igual que en los casos anteriores, se observan unos picos en los puntos coincidentes con el anclado de la malla. También se observa en esta figura que la malla toma fuerzas crecientes entre dos puntos de anclado, es decir, en cualquiera de los tramos de malla, justo pasado el punto de anclado inferior, la fuerza se hace cero, y va aumentando hasta hacerse máxima justo al llegar al punto de anclado superior. En cuanto a los valores obtenidos, son mayores que en los CASOS II y CASO VI, lo que se debe al mayor efecto de contención que está ejerciendo en este caso la malla.

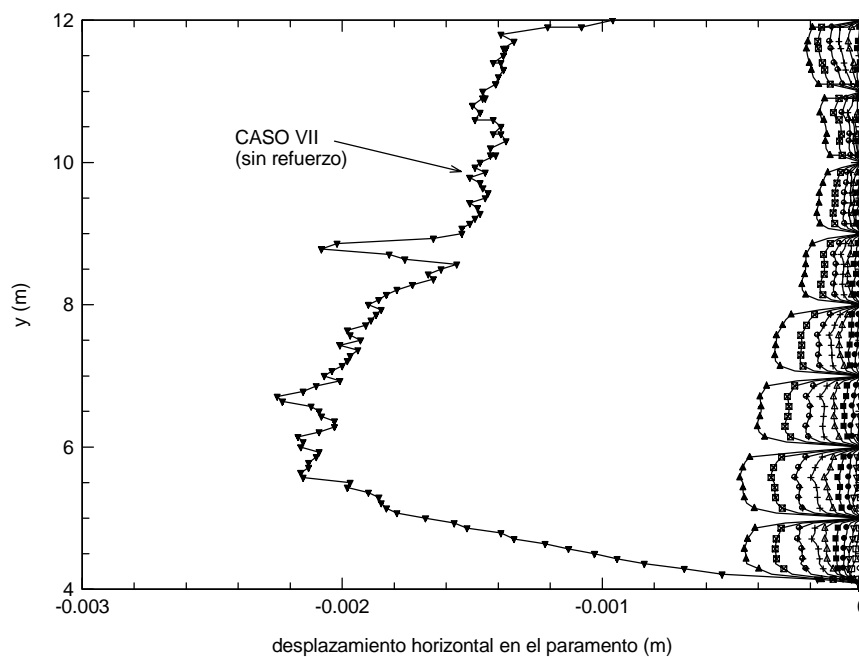


Figura 5.75. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO VIII)

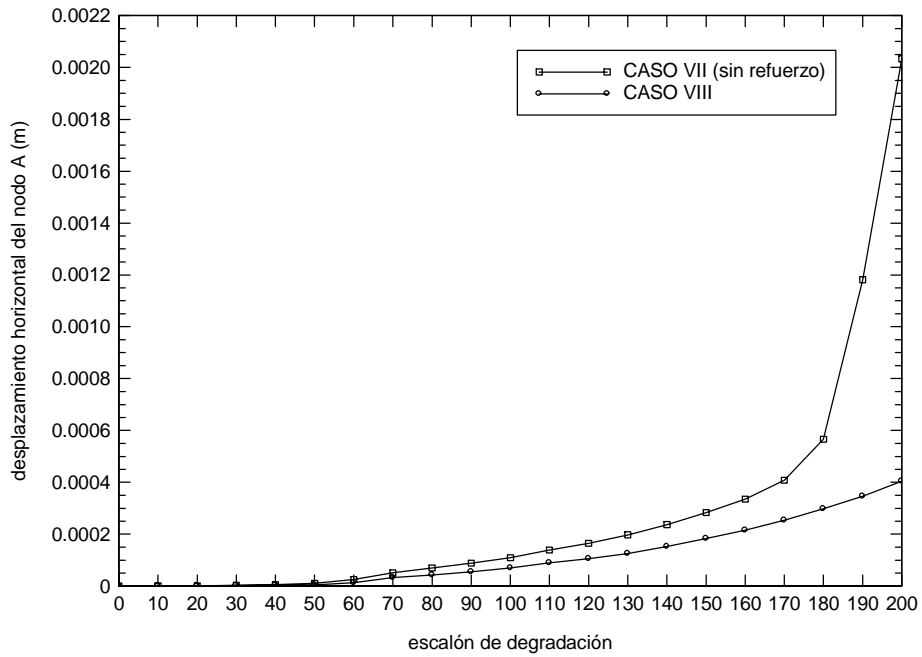


Figura 5.76. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO VIII)

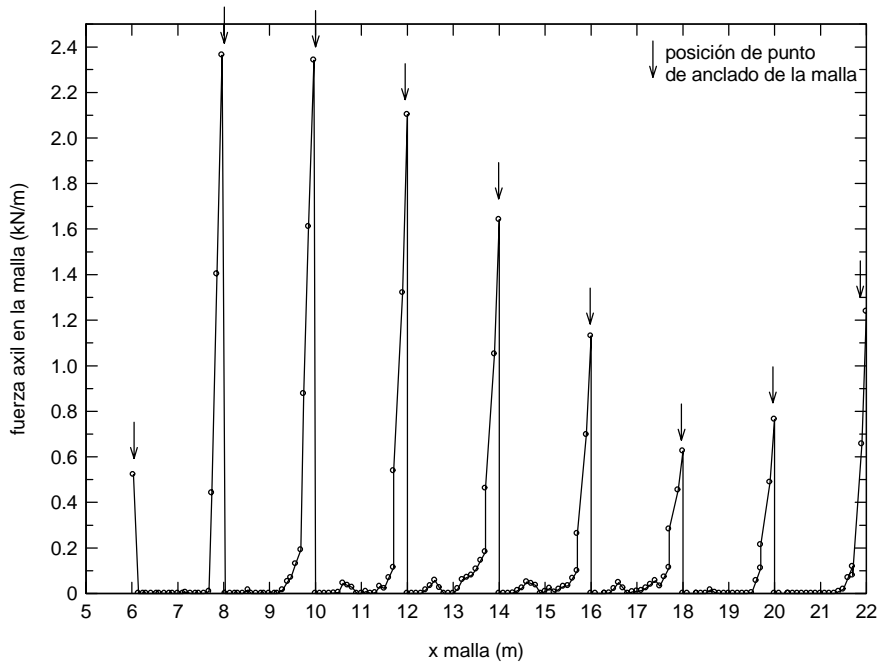


Figura 5.77. Fuerza axial en la malla al final de la degradación(CASO VIII)

CASO IX. Talud sin refuerzo ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,1$)

En este caso, y hasta el CASO Xe, se trata de analizar el talud en primer lugar sin refuerzo (CASO IX), y a continuación con los distintos tipos de refuerzo definidos (CASOS Xa a Xe), de forma similar a como se ha hecho en los CASOS I a IIe, pero ahora con un valor de ángulo de rozamiento de 10° , y un coeficiente de degradación F_a de 0,1, es decir, cohesión final en la zona más degradada de 1 kN/m^2 . Todo ello manteniendo la definición de los frentes de degradación establecida en el apartado 5.7.3. .

En la Figura 5.78 se muestra la evolución de los desplazamientos horizontales en el paramento durante la fase de degradación, para este caso sin refuerzo. Se observa como se llega a la rotura del talud al final de la degradación. Además, si se comparan los desplazamientos con los obtenidos en los casos anteriores sin refuerzo, se observa que son mayores, como debe de ocurrir ya que ahora el ángulo de rozamiento es menor. Esto queda también reflejado en la Figura 5.79 correspondiente a la evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento del talud (ver Figura 5.44).

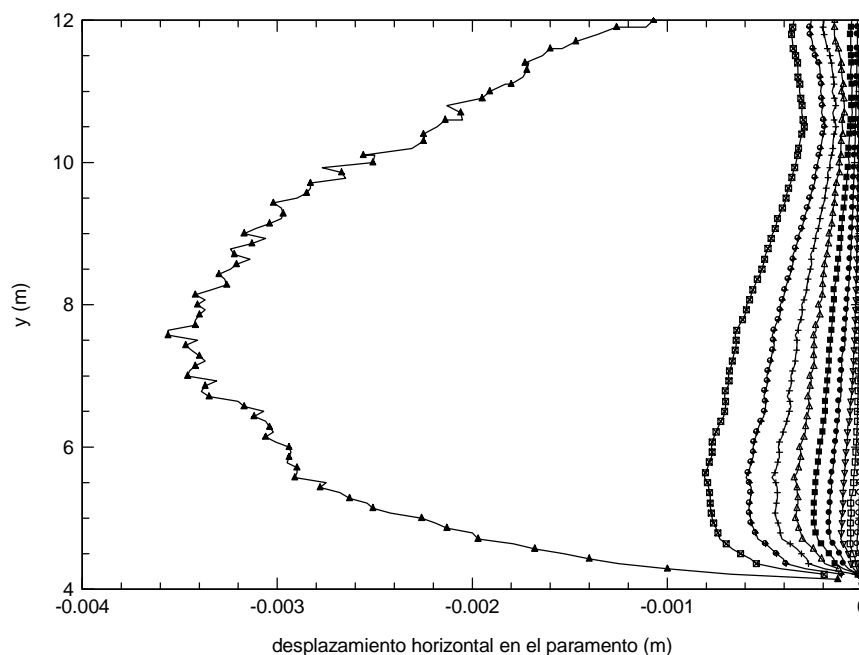


Figura 5.78. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO IX)

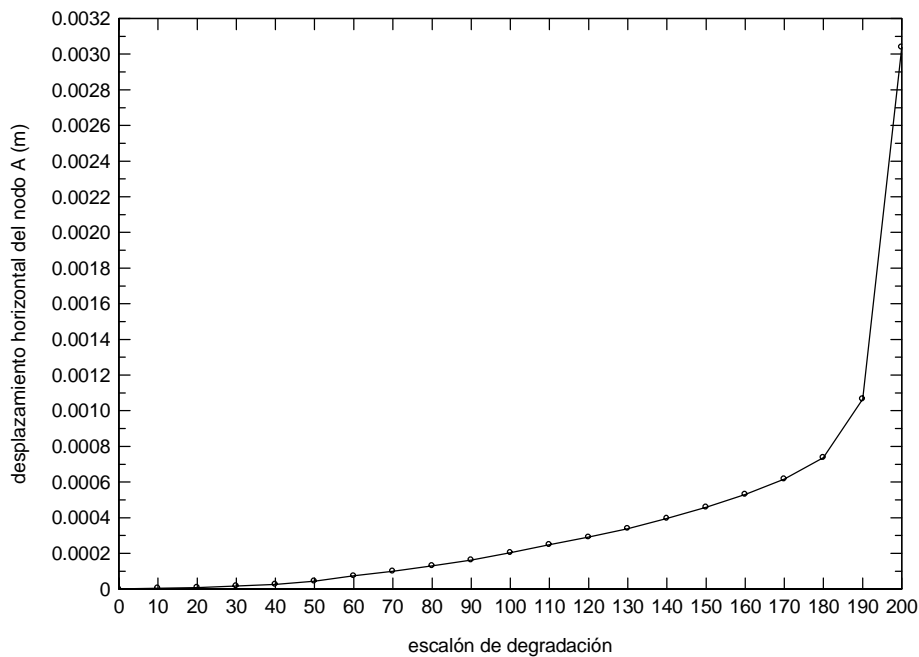


Figura 5.79. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO IX)

CASO Xa. Talud con refuerzo 1 ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,1$)

Este caso es el semejante al CASO IX en cuanto a parámetros resistentes y de degradación, pero ahora el talud se encuentra reforzado con un refuerzo tipo 1 (ver Figura 5.35).

En la Figura 5.80 se muestran los desplazamientos horizontales del paramento durante la degradación. Al igual que en el caso anterior el talud llega a rotura, lo cual vuelve a poner de manifiesto como la colocación de la malla de refuerzo sin puntos de anclaje no favorece la estabilidad superficial del talud.

En la Figura 5.81 se presenta la evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento (ver Figura 5.44), observándose de nuevo la situación de rotura a la que se ha llegado al final de la degradación.

Finalmente en la Figura 5.82 se presenta la fuerza axial en la malla al final de la degradación, y se observa como los valores de dicha fuerza son muy pequeños, poniéndose de manifiesto que la malla apenas trabaja con esta configuración sin anclajes.

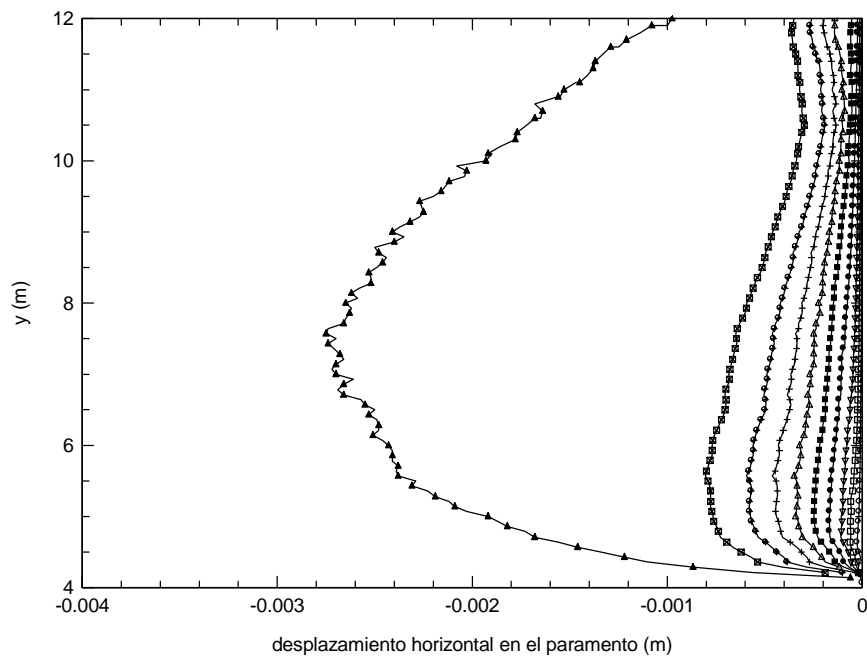


Figura 5.80. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO Xa)

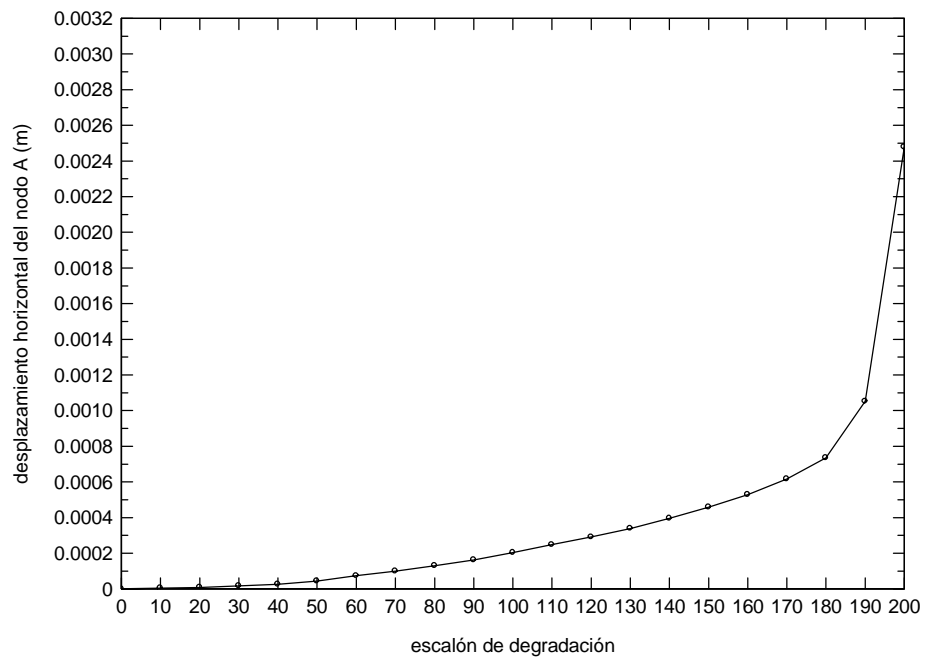


Figura 5.81. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO Xa)

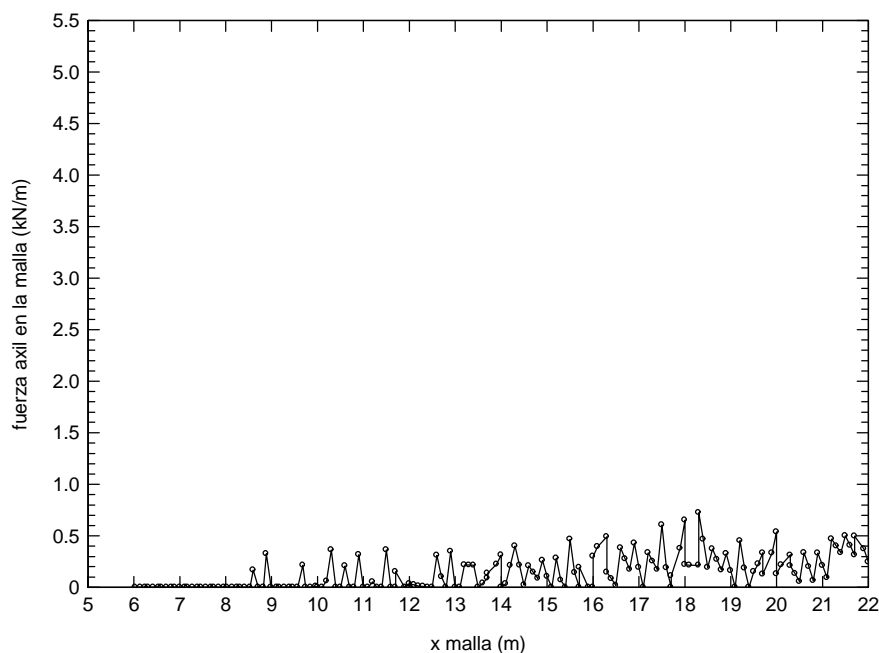


Figura 5.82. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO Xa)

CASO Xb. Talud con refuerzo 2 ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,1$)

Este caso es semejante al anterior, pero ahora con un refuerzo tipo 2 (ver Figura 5.36).

En la Figura 5.83 se muestran los desplazamientos horizontales del paramento durante la degradación. Al igual que en el caso anterior, se alcanza la situación de rotura en el talud, haciéndose infinitos los desplazamientos como se puede observar en la Figura 5.84. Sin embargo, ya se comienza a observar que, aún llegando a rotura, los desplazamientos finales son algo menores que en los casos anteriores.

En la Figura 5.85 se presenta la fuerza axial en la malla antes de la rotura, y ya se observan los picos de valores correspondientes a los puntos de anclado.

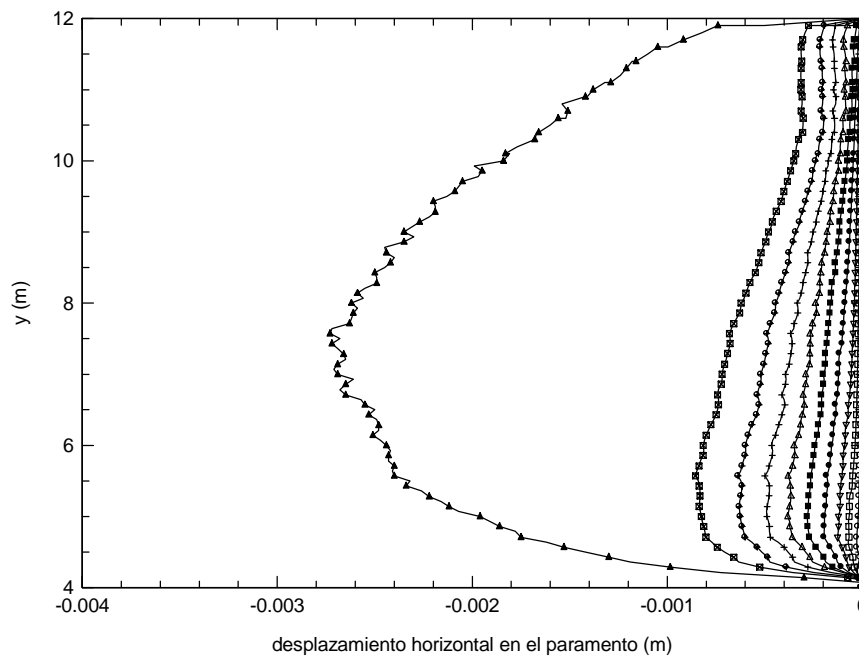


Figura 5.83. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO Xb)

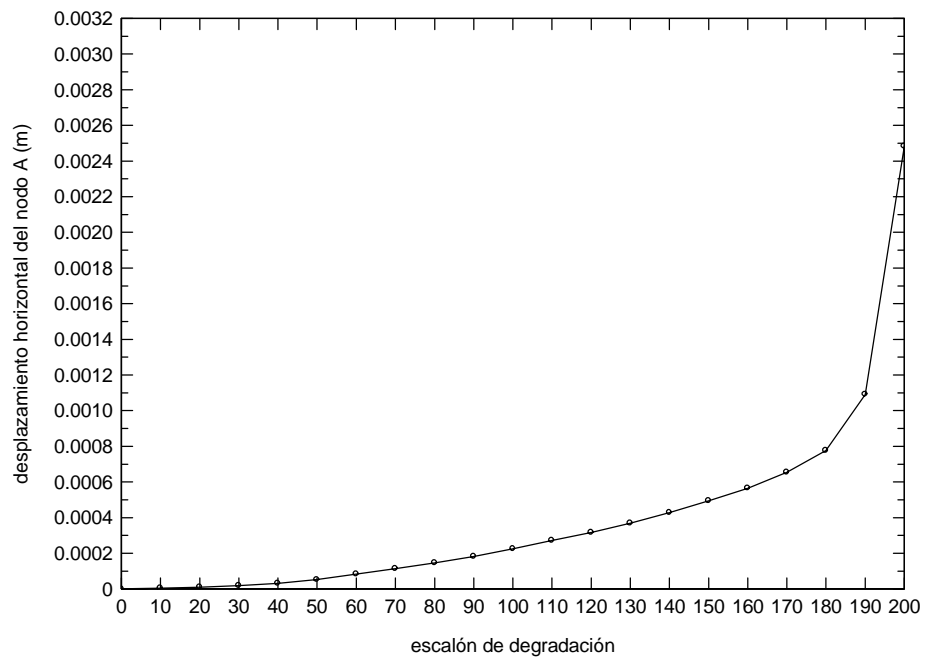


Figura 5.84. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO Xb)

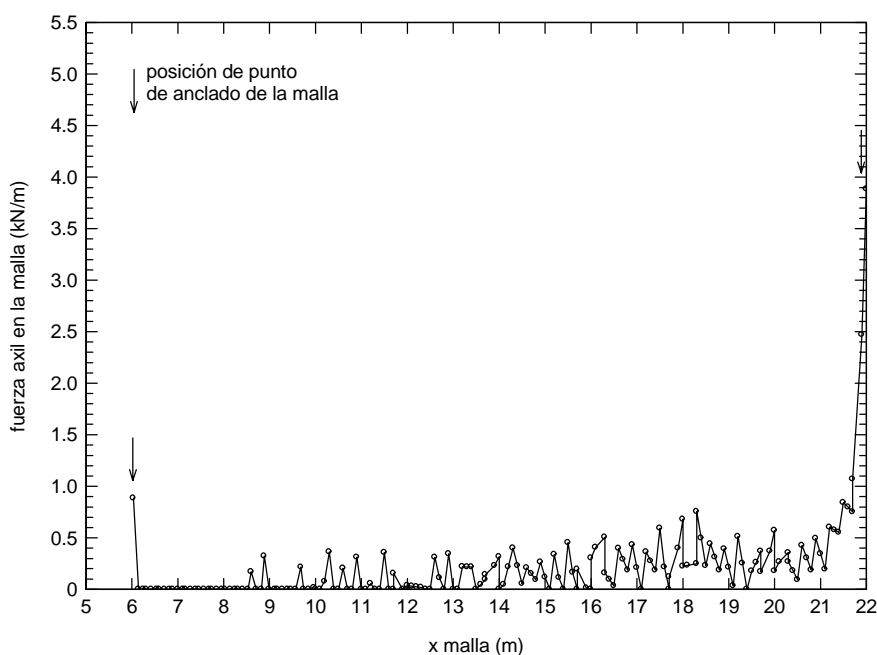


Figura 5.85. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO Xb)

CASO Xc. Talud con refuerzo 3 ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,1$)

Se trata de un caso semejante a los tres anteriores en cuanto a parámetros resistentes y de degradación, pero ahora el refuerzo es de tipo 3 (ver Figura 5.37).

En la Figura 5.86 se muestran los desplazamientos horizontales del paramento durante la degradación. En este caso se observa como los desplazamientos son mucho menores que en los anteriores, y como el talud se aleja de la situación de rotura, como se aprecia en la Figura 5.87.

En la Figura 5.88 se presenta la fuerza axial en la malla al final del análisis, y se observan de nuevo unos picos de valores en los puntos de anclaje de la malla, pero sobre todo en la zona del punto de anclaje intermedio del paramento.

Por tanto, se vuelve a poner de manifiesto el efecto estabilizador de la malla de refuerzo anclada, pasando en este caso de una situación de rotura sin refuerzo, a una estable con él.

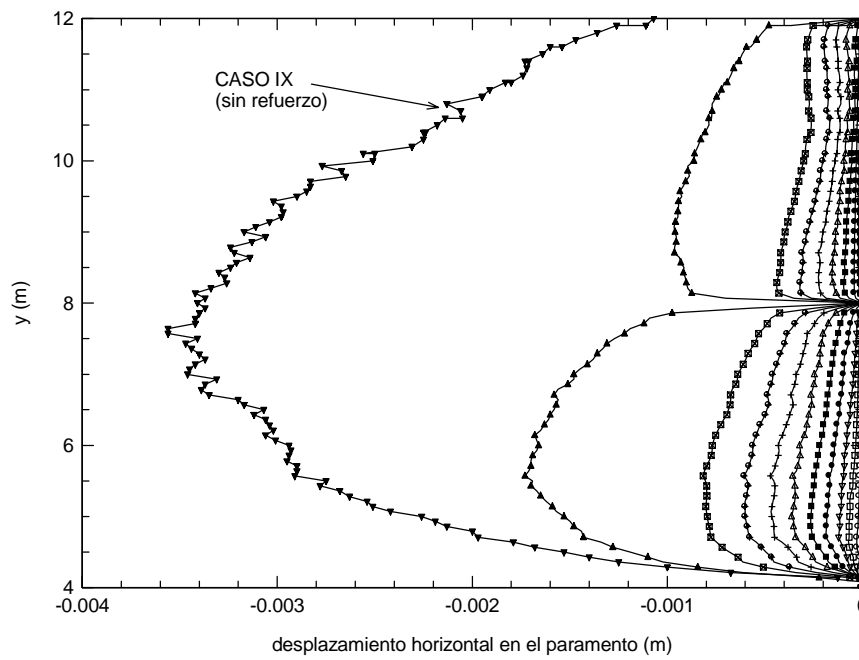


Figura 5.86. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO Xc)

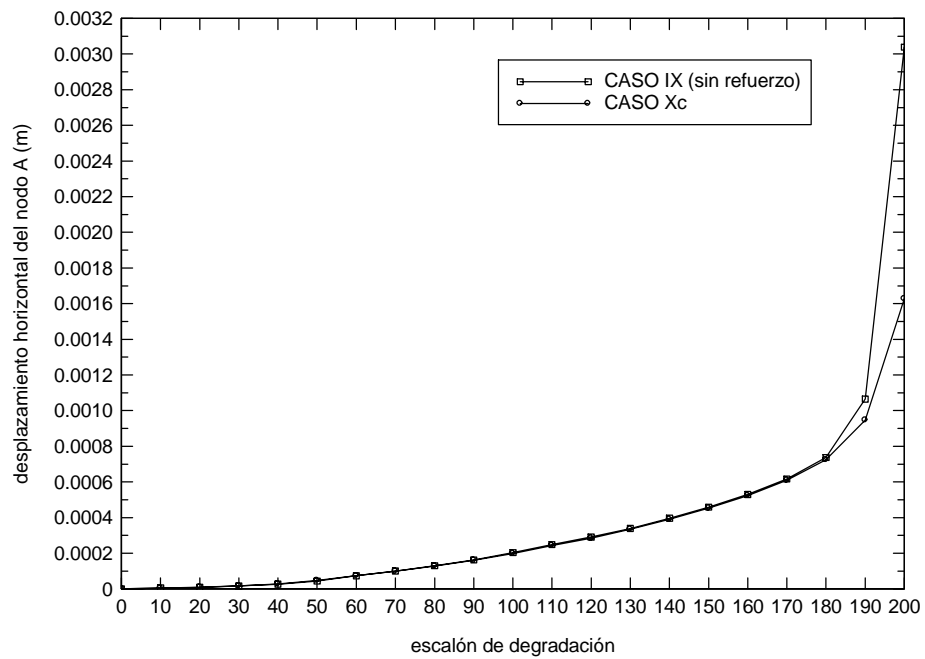


Figura 5.87. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO Xc)

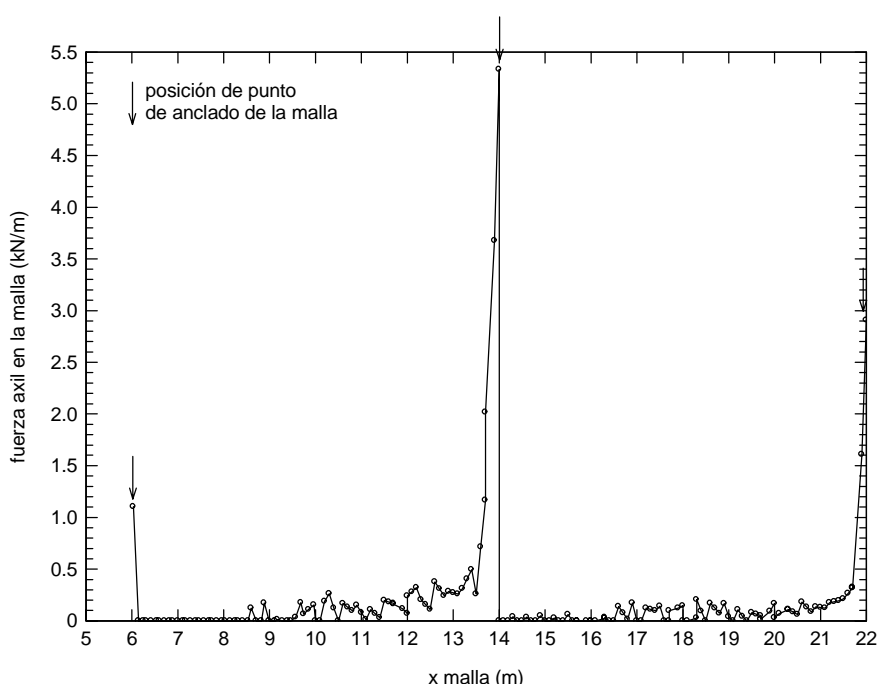


Figura 5.88. Fuerza axial en la malla al final de la degradación (CASO Xc)

CASO Xd. Talud con refuerzo 4 ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,1$)

Se dispone en este caso de un refuerzo tipo 4 (ver Figura 5.38), manteniendo las mismas características resistentes y de degradación que en los cuatro casos anteriores.

En la Figura 5.89 se muestran los desplazamientos horizontales del paramento durante la degradación, y en la Figura 5.90 la evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento (ver Figura 5.44). Los resultados muestran como con este refuerzo, con cinco puntos de anclaje de la malla, ya el efecto estabilizador de la malla es mayor, situándose el talud lejos de rotura.

En la Figura 5.91 se presenta la fuerza axial en la malla al final de la degradación, y se observan de nuevo los picos de fuerza en los puntos de anclaje de la malla. También se vuelve a poner de manifiesto en esta figura que la malla toma fuerzas crecientes entre dos puntos de anclaje, es decir, en cualquiera de los tramos de malla, justo pasado el punto de anclaje inferior, la fuerza se hace cero, y va aumentando hasta hacerse máxima justo al llegar al punto de anclaje superior.

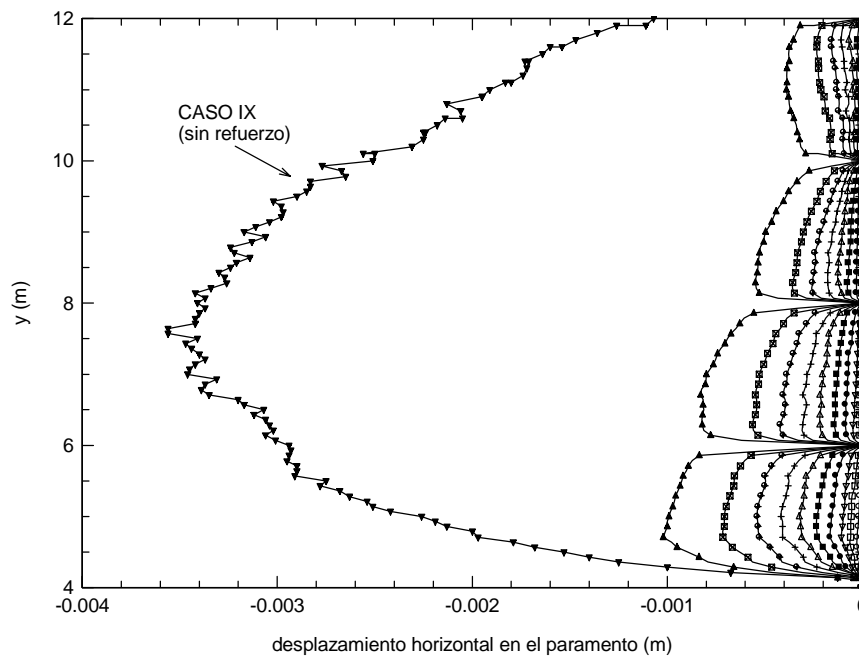


Figura 5.89. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO Xd)

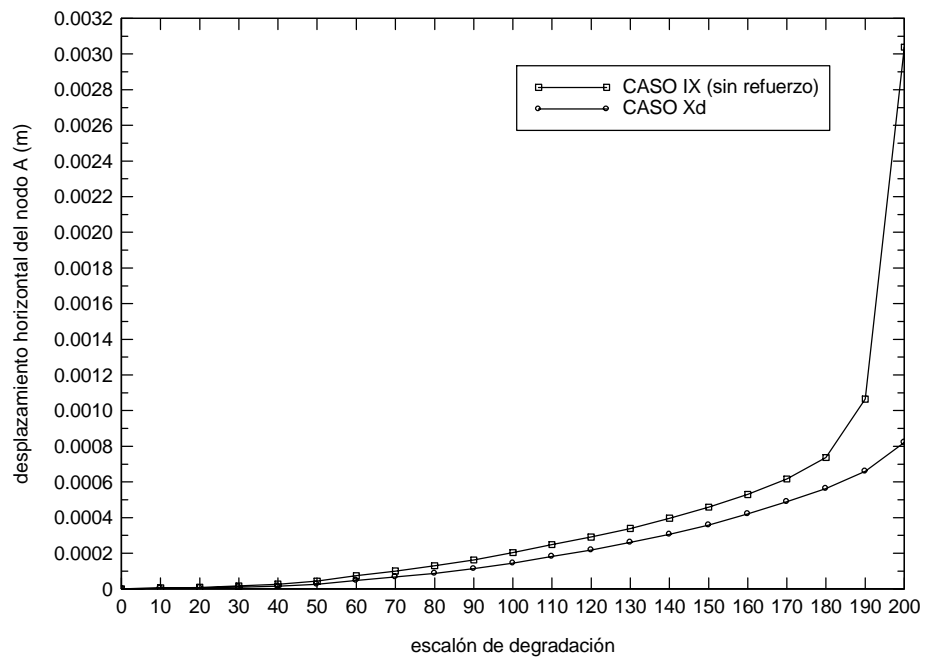


Figura 5.90. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO Xd)

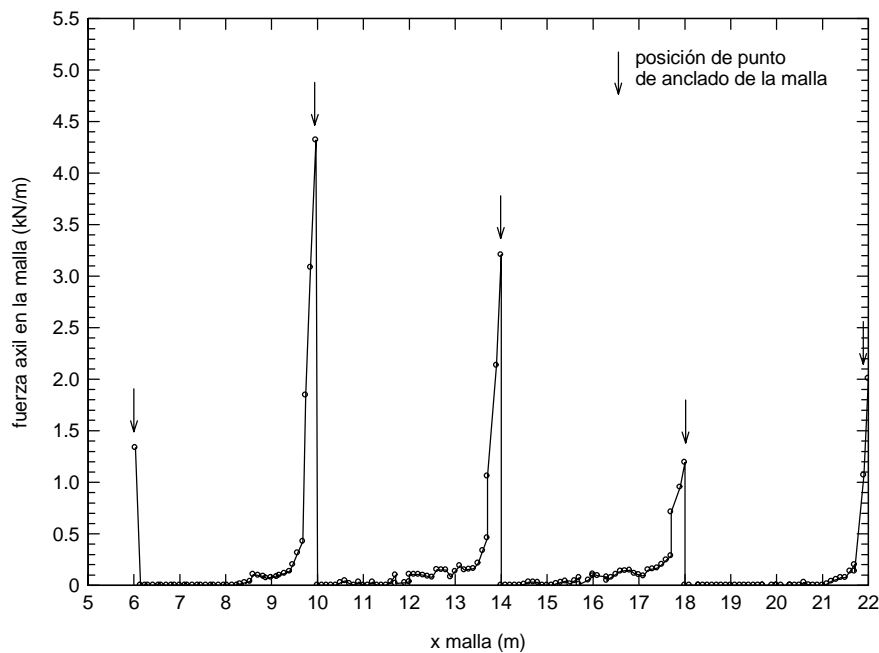


Figura 5.91. Fuerza axial en malla al final de la degradación (CASO Xd)

CASO Xe. Talud con refuerzo 5 ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,1$)

Finalmente, en este caso se analiza el talud con los mismos parámetros resistentes y de degradación que en los cinco casos anteriores, pero ahora con un refuerzo tipo 5 (ver Figura 5.39).

En la Figura 5.92 se muestran los desplazamientos horizontales del paramento durante la degradación. En este caso se llega al final de la fase de degradación sin que se produzca la rotura, y estando los desplazamientos más lejos de ella que en los casos anteriores. Esto se observa también en la Figura 5.93.

Finalmente en la Figura 5.94 se presenta la fuerza axial que soporta la malla al final de la fase de degradación, volviéndose a observar los picos de fuerza justo en los puntos de anclaje de la malla.

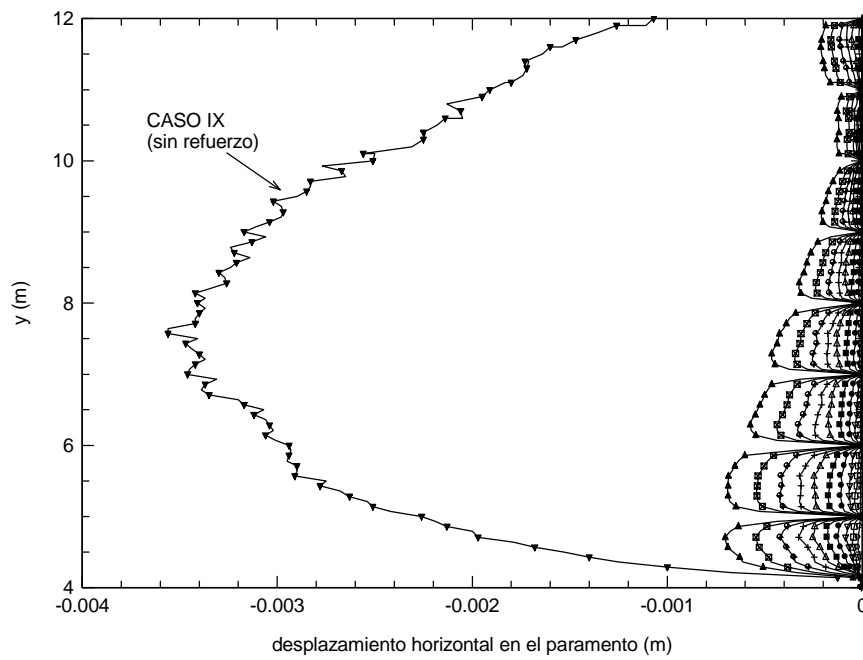


Figura 5.92. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO Xe)

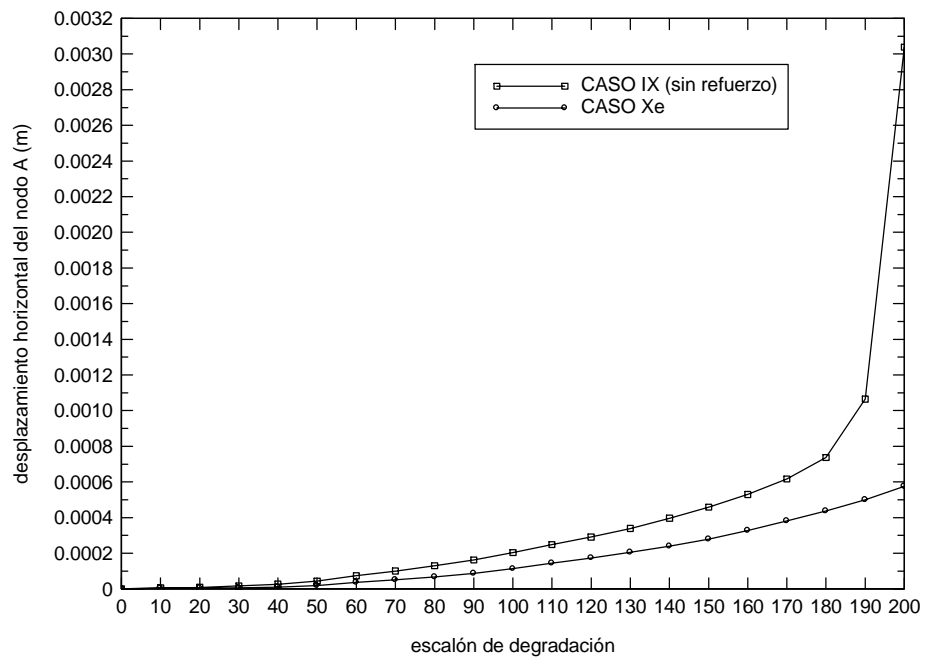


Figura 5.93. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO Xe)

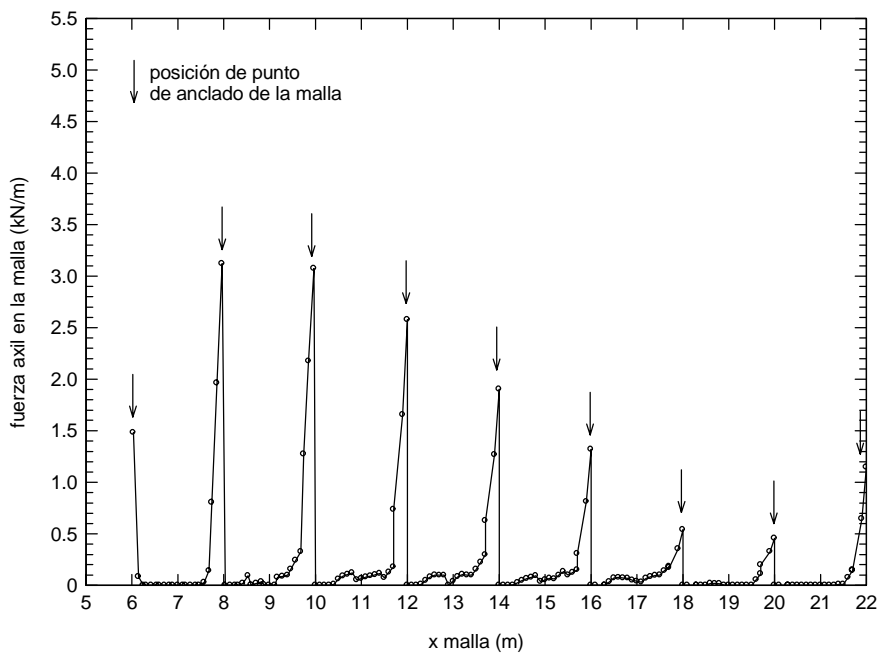


Figura 5.94. Fuerza axial en malla al final de la degradación (CASO Xe)

CASO XI. Talud sin refuerzo ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,05$)

En este último grupo de casos (CASO XI y XII), se trata de representar el efecto de la malla de contención en un caso en el que sin refuerzo no se puede llegar a aplicar el total de la degradación impuesto, porque antes se produce la rotura del talud. Para ello se tomó el mismo ángulo de rozamiento que en el CASO IX ($\phi = 10^\circ$), pero ahora una mayor degradación, $F_a = 0,05$ en vez de 0,1. Con ello, la cohesión final en la zona más degradada será de $0,5 \text{ kN/m}^2$. Por tanto, si en el caso anterior se estaba ya en rotura, es de esperar que en este caso no se pueda llegar al final de la degradación por hacerse los desplazamientos infinitos.

En la Figura 5.95 se muestran los desplazamientos horizontales en el paramento durante la fase de degradación. Dicha fase consta de un total de 200 escalones, sin embargo, al llegar a la degradación correspondiente al escalón 169, los desplazamientos se hacen infinitos produciéndose la rotura del talud. Es por ello que en la figura se presentan las curvas correspondientes hasta el escalón 168. Este hecho se pone también de manifiesto en la Figura 5.96, donde se observa como los desplazamientos horizontales del nodo A del paramento (ver Figura 5.44) van aumentando hasta producirse la rotura en el escalón 168.

El coeficiente de seguridad en este caso es por tanto menor de la unidad, lo cual está de acuerdo con el valor obtenido en el apartado 5.7.3. de $F = 0,44$. Aunque se ha comentado entonces que este valor probablemente sea algo mayor al no darse la condición de talud indefinido, evidentemente no llegaría a la unidad.

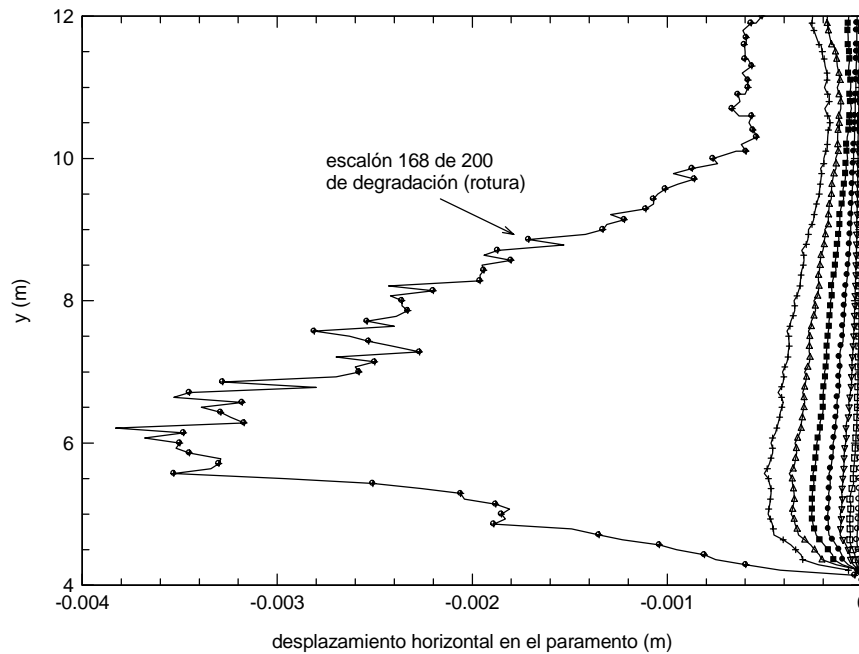


Figura 5.95. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO XI)

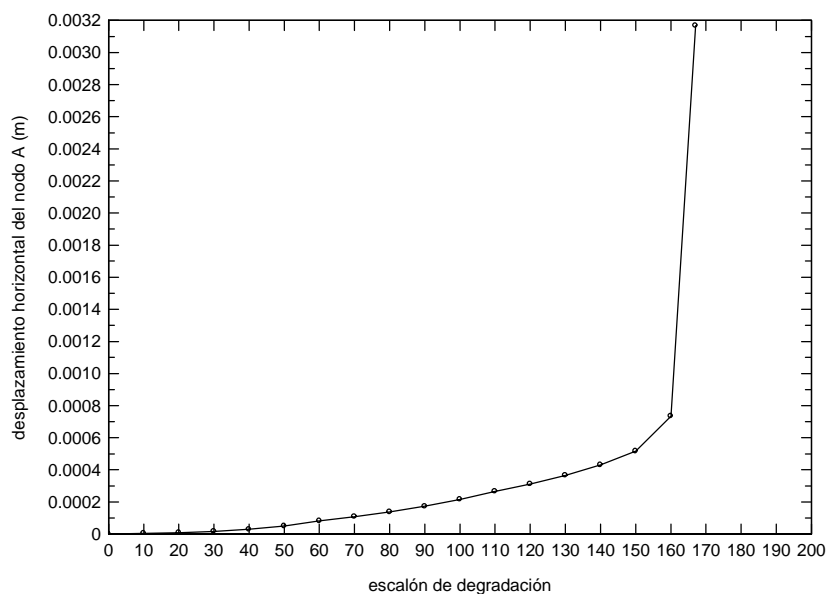


Figura 5.96. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO XI)

CASO XII. Talud con refuerzo 5 ($\phi = 10^\circ$, $F_a = 0,05$)

Es esta caso se analiza el talud del caso anterior, es decir con los mismos parámetros resistentes y la misma degradación impuesta, pero ahora el talud se encuentra reforzado con un refuerzo tipo 5 (ver Figura 5.39).

En la Figura 5.97 se muestran los desplazamientos horizontales del paramento durante la degradación. En este caso se llega al final de la fase de degradación sin que se produzca la rotura. En la figura se observa que los desplazamientos en las zonas más deformadas de la malla son del mismo orden de magnitud que los correspondientes a la situación de rotura del caso sin refuerzo, pero ahora estos desplazamientos están contenidos por la malla, y evolucionan sin hacerse infinitos. Esto se observa también en la Figura 5.98, donde se aprecia como la curva correspondiente al caso con refuerzo no tiende a hacerse vertical, como ocurre en el caso sin refuerzo.

Finalmente en la Figura 5.99 se presenta la fuerza axial que soporta la malla al final de la fase de degradación, volviéndose a observar los picos de fuerza justo en los puntos de anclado de la malla, y los valores más elevados obtenidos con respecto a los casos anteriores, lo cual es muestra del efecto de la malla anclada.

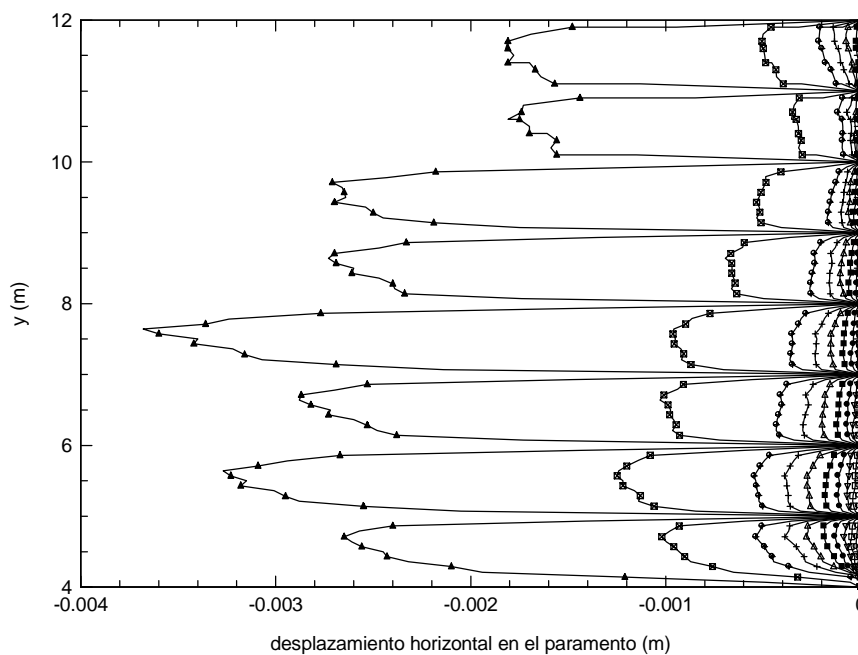


Figura 5.97. Desplazamiento horizontal de los nodos del paramento durante la fase de degradación (CASO XII)

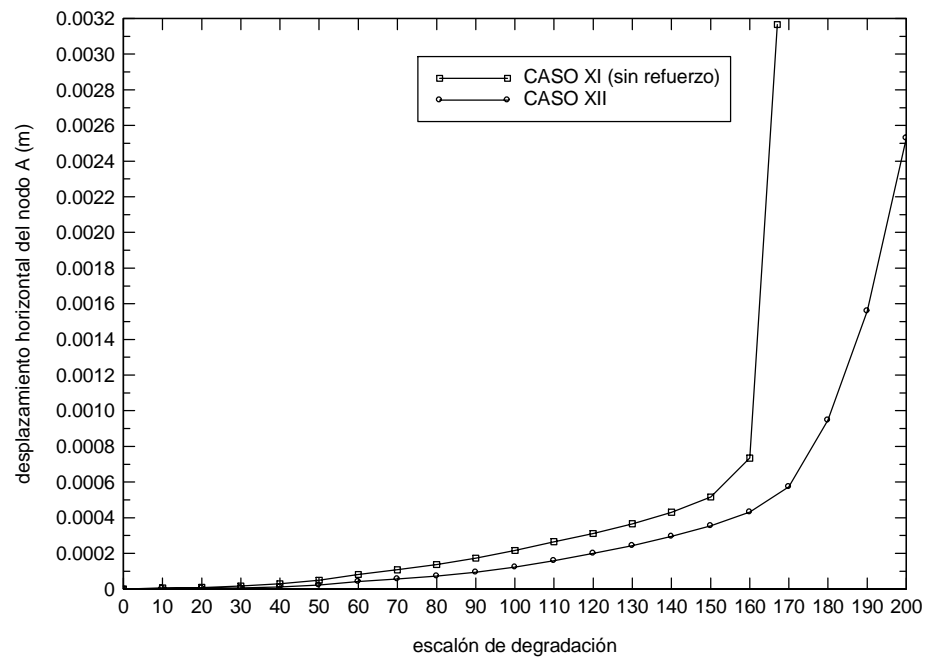


Figura 5.98. Evolución del desplazamiento horizontal del nodo A del paramento durante la fase de degradación (CASO XII)

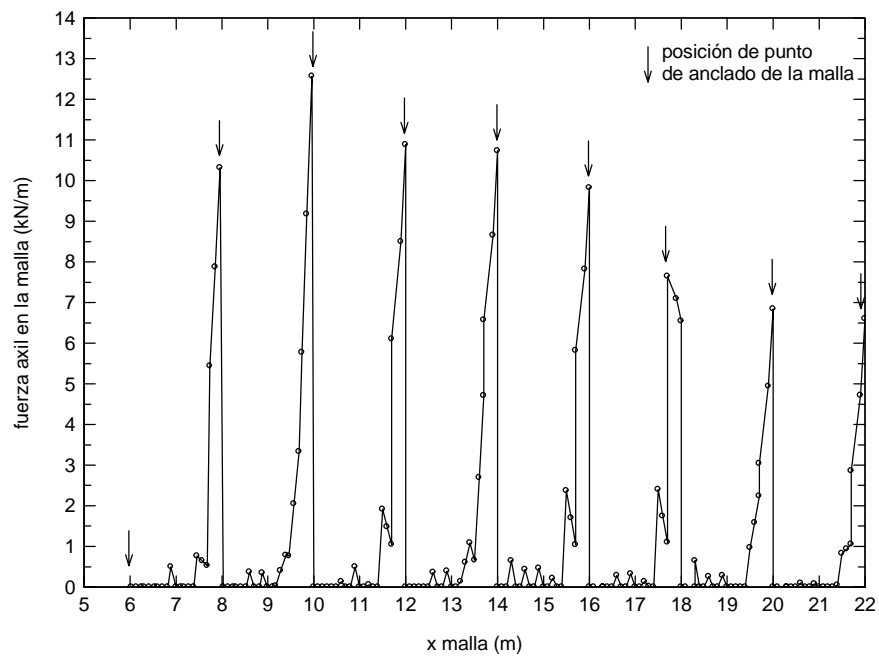


Figura 5.99. Fuerza axial en malla al final de la degradación (CASO XII)

5.8. CONSIDERACIONES FINALES

En este Capítulo se ha presentado la formulación correspondiente a la simulación de una degradación del terreno en programas de elementos finitos.

Dicha formulación se ha implementado en el programa de elementos finitos OXFEM con el objetivo de emplearla en el análisis de la degradación superficial de taludes en suelo, sin reforzar, y reforzados con mallas ancladas.

Previamente a dicha implementación ha sido necesario introducir en el programa el criterio de plastificación de Matsuoka-Nakai generalizado, con el fin poder analizar suelos con componentes cohesiva y friccional. Dicho criterio fue verificado mediante análisis de carga de hundimiento.

Posteriormente se aplicó la formulación de la degradación al análisis con el programa de cimentaciones superficiales sometidas a una degradación desde la superficie, obteniéndose resultados en relación con los asientos de la zapata a medida que la degradación se adentra en el terreno. Los resultados obtenidos permiten concluir el correcto funcionamiento de la degradación.

Finalmente se han analizado taludes sin refuerzo y reforzados, sometidos a una degradación desde su superficie hacia el interior del talud. Los resultados obtenidos han puesto de manifiesto el beneficio que supone la colocación en el talud de un refuerzo consistente en mallas ancladas, con el fin de evitar situaciones de rotura superficial en el talud, debidos a su degradación. También se ha observado que al aumentar el número de puntos de anclado de la malla, el efecto estabilizador del refuerzo es mayor.

En cuanto a la tracción en la malla, se ha observado que se concentra que las zonas cercanas a los puntos de anclado, aumentando su valor de arriba a abajo, con excepción del pie. Se ha realizado también algún análisis para una rigidez del suelo menor de la considerada en los casos presentados, obteniéndose una mayor tracción en la malla. Valores muy elevados de dicha tracción se obtendrán cuando el suelo en la superficie se encuentre totalmente plastificado.