

EVALUACIÓN ANALÍTICA DEL POTENCIAL DE LICUEFACCIÓN

Francisco Martínez^(*), Joaquín Martí^(*) y Davor Simic^(**)

^(*) Principia-EQE, SA, martinez@principia.es

^(**) Agromán, SA

RESUMEN

Se describe la metodología seguida para predecir la posible licuefacción de un terreno. El cálculo de la evolución previsible de las presiones intersticiales se basa exclusivamente en los datos suministrados por los sondeos.

Los cálculos se han realizado con el programa de elementos finitos de propósito general ABAQUS/Standard. En ellos se evalúa la demanda sísmica, caracterizada por el perfil de tensiones cortantes máximas esperables en el terreno durante el terremoto, se determinan los incrementos de presiones intersticiales correspondientes y su disipación en el terreno.

La comparación de las presiones intersticiales calculadas con las tensiones efectivas existentes permite estimar el potencial de licuefacción del perfil de terreno considerado.

SUMMARY

A methodology is described for predicting the possible development of ground liquefaction. The calculation of the foreseeable pore pressures is based only on borehole data.

The calculations have been carried out with ABAQUS/Standard, a general purpose finite element package. They include the evaluation of the seismic demand, described by the profile of peak shear stresses expected in the ground during the earthquake, the determination of the corresponding pore pressure increments and their dissipation within the ground.

The comparison of the calculated pore pressures with the existing effective pressures allows estimating the liquefaction potential of the soil profile considered.

Introducción

La metodología generalmente aceptada para la evaluación del potencial de licuefacción es la que ha venido recomendando H.B. Seed con diversos coautores desde principios de los años setenta en numerosas publicaciones (ver, por ejemplo, Seed et al, 1975; Seed e Idriss, 1982; Seed et al, 1985). En la actualidad esta metodología viene recogida en la mayor parte de la normativa vigente: Eurocódigo 8 (CEN, 1994), Procedimientos de Evaluación del Margen Sísmico en Plantas Nucleares (EPRI, 1991), Recomendaciones Geotécnicas para el Proyecto de Obras Marítimas y Portuarias (Puertos del Estado, 1994), etc. Asimismo esta metodología viene avalada y documentada en gran parte de la literatura especializada (Fang, 1991; Prakash, 1981).

El procedimiento consiste en caracterizar la demanda sísmica en términos de la tensión tangencial máxima que se produciría en cada punto y la competencia del suelo por medio del índice de penetración dinámica SPT. Se utilizan entonces correlaciones empíricas para decidir si la licuefacción es creíble o no.

La ventaja de esta metodología es su sencillez de aplicación con información geotécnica obtenida exclusivamente a partir los ensayos. Esto permite hacer un cribado rápido, separando los estratos potencialmente licuables de los que no lo son.

La heterogeneidad del perfil del terreno hace a menudo que sólo un determinado estrato sea potencialmente licuable. La permeabilidad de los estratos adyacentes puede contribuir a la disminución de ese potencial; sin embargo la incorporación de este efecto requiere complicar los cálculos. La presente ponencia describe la metodología seguida para evaluar la respuesta del suelo teniendo en cuenta este efecto.

Con este fin se ha empleado el programa de elementos finitos de propósito general ABAQUS/Standard (HKS, 1996). Los cálculos consisten en evaluar la demanda sísmica en términos de tensiones cortantes máximas en el terreno, obtener los incrementos de presiones intersticiales y determinar su disipación durante el terremoto. Conociendo las presiones efectivas de confinamiento, se puede estimar el potencial de licuefacción del terreno.

Metodología

Es claro que, si los incrementos de presiones intersticiales que tienen lugar durante el terremoto fueran suficientes para cancelar las tensiones efectivas preexistentes, la capacidad resistente del suelo se anularía, dando así lugar a la licuefacción.

El problema tiene tres aspectos diferenciados aunque interrelacionados. En primer lugar, habrá una vibración inducida por la acción sísmica; desde el punto de vista de la licuefacción, su característica más significativa es el nivel de tensiones cortantes (normalizadas con la presión efectiva) generadas en cada estrato. Este valor será función del tamaño del terremoto, así como de la geometría y las propiedades mecánicas del terreno.

En segundo lugar, si el terreno es suficientemente flojo y la vibración suficientemente intensa, habrá una generación de presiones intersticiales con la consiguiente disminución de presiones efectivas. Este aspecto está relacionado con la capacidad del terreno para densificarse y con la de las cargas cíclicas aplicadas para desencadenar dicha densificación.

Finalmente, las presiones intersticiales generadas por la acción sísmica evolucionarán, gobernadas por la ecuación de la difusión, hasta restablecer con el tiempo un gradiente hidrostático en los medios permeables afectados.

Estas tres facetas del proceso han sido tenidas en cuenta en el presente estudio y se comentan con más detalle a continuación.

a) Demanda sísmica

Se ha llevado a cabo una modelización unidimensional del terreno para estudiar la propagación de las ondas sísmicas utilizando un acelerograma compatible con el espectro de diseño. Esto permite calcular el perfil de tensiones cortantes máximas durante el terremoto. El análisis avanza por integración directa en el tiempo; en consecuencia, puede tratar con precisión la no-linealidad del terreno, tanto desde el punto de vista de su rigidez como de la disipación histerética de energía.

La modelización constitutiva empleada en el análisis con ABAQUS corresponde a la de un material elastoplástico con endurecimiento por deformación. Esta curva se obtiene a partir de la curva de degradación del módulo transversal con el nivel de deformación (figura 1). La

curva de endurecimiento deducida es la que se representa en la figura 2. En ordenadas se representa el límite elástico σ_y normalizado con el módulo transversal G_{eq} y en abscisas la deformación plástica ε_p . Para un modelo de plasticidad de von Mises ambas magnitudes están relacionadas con la tensión cortante τ y con la deformación cortante γ :

$$\sigma_y = \sqrt{3}\tau \quad (1)$$

$$\varepsilon_p = \frac{1}{\sqrt{3}} \left(\gamma - \frac{\tau}{G_{eq}} \right) \quad (2)$$

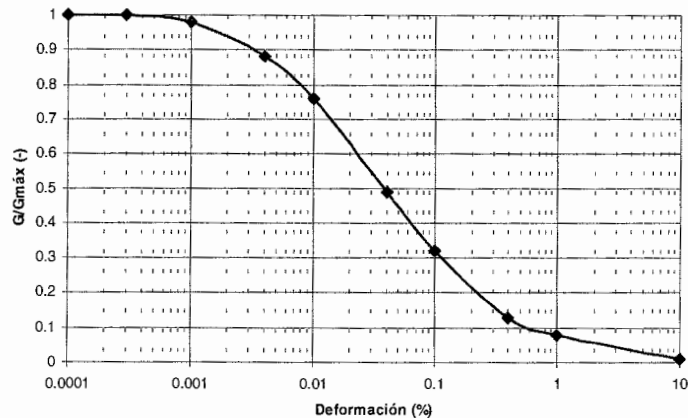


Figura 1 Módulo transversal normalizado

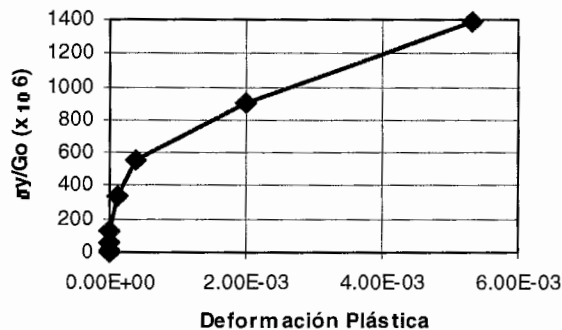


Figura 2 Curva de endurecimiento por deformación

b) Generación de presiones intersticiales

La vibración de un suelo granular flojo puede sobrepasar la barrera energética necesaria para que el suelo adopte una configuración más densa, lo que dejaría menos espacio para el fluido. Si existe suficiente contenido de aire, los cambios de volumen no darán lugar a un incremento significativo de la presión. En terrenos saturados, los cambios de volumen conllevan incrementos de presiones intersticiales.

Para su determinación analítica se suele relacionar la transferencia de presiones efectivas a intersticiales mediante contadores instantáneos o acumulados de las tensiones o deformaciones experimentadas en el terreno. Como el terremoto no está constituido por ciclos uniformes, es necesario establecer una equivalencia entre la acción sísmica y los ciclos

equivalentes N_e . No existe unanimidad en la literatura técnica en cuanto a la forma de definir estos ciclos. Una propuesta posible consiste en contar el número de ciclos en los que se supera el 65% de la tensión máxima del terremoto (Prakash, 1981), pero este tipo de métodos es demasiado sensible al acelerograma adoptado y su discretización temporal. Seed et al (1975) propusieron, a partir de estudios estadísticos, asignar valores del número de ciclos equivalentes en función de la magnitud del terremoto, tal como se muestra en la tabla 1.

Magnitud, M	Ciclos equivalentes, N_e
8,50	26
7,50	15
6,75	10
6,00	5-6
5,25	2-3

Tabla 1 Número de ciclos equivalentes

En el presente estudio se ha optado por medir el incremento de presiones intersticiales que tiene lugar durante el terremoto a través de la deformación plástica efectiva. Se considera que la transferencia de tensiones efectivas a presiones intersticiales es gradual, en proporción a la acumulación de la deformación plástica efectiva:

$$\frac{\Delta u}{\sigma'_o} = \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_{p,m\acute{a}x}} \cdot \frac{N_e}{N_L} \quad (3)$$

donde ε_p es la deformación plástica efectiva: $\varepsilon_p = \int \sqrt{d\varepsilon^{p_{ij}} \cdot d\varepsilon^{p_{ij}}}$

$\varepsilon_{p,m\acute{a}x}$ es la máxima deformación plástica que tiene lugar durante el terremoto para cada nivel del terreno.

N_e es función directa de la magnitud del terremoto, según se recoge en la tabla 1. Para el terremoto de diseño se ha adoptado el número de ciclos correspondiente al de un terremoto de magnitud 7,5.

Para determinar en el laboratorio los ciclos necesarios para producir la licuefacción N_L , se pueden realizar ensayos de carga cíclica en muestras inalteradas. Conviene, sin embargo, notar la dificultad de obtener muestras inalteradas en suelos granulares. En consecuencia, se ha optado por deducir la capacidad resistente a la licuefacción mediante correlaciones empíricas existentes. Una ventaja importante es que dichas correlaciones provienen de experiencias reales de licuefacción en el campo.

La metodología seguida consiste en evaluar la resistencia frente a la licuefacción en función de la competencia del suelo, descrita por medio del índice SPT. A partir de los datos de terremotos históricos, como los que aparecen en la figura 3 (Seed et al, 1985), se puede estimar el umbral de las tensiones cortantes dinámicas τ_{av} , que producirían la licuefacción del estrato.

La curva indicada en la figura 3 corresponde a medidas efectuadas para terremotos de magnitud 7,5. Es posible, según las recomendaciones de Seed e Idriss (1982), modificar la curva en función de la magnitud del terremoto, multiplicando la abscisa por un factor corrector

como el indicado en la tabla 2.

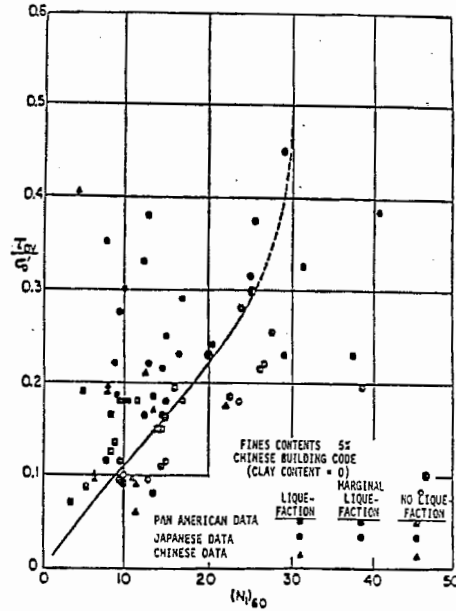


Figura 3 Tensiones normalizadas que producen licuefacción en tensión del índice SPT (Seed et al, 1985)

Magnitud, M	Factor corrector
8,50	0,89
7,50	1,00
6,75	1,13
6,00	1,32
5,25	1,50

Tabla 2 Factores de corrección

Se puede así obtener una relación entre el nivel de las tensiones cortantes y el número de ciclos necesarios para producir la licuefacción; esta relación es función de la magnitud del terremoto, que constituye un índice de la duración del mismo y, por tanto, del número de veces que se aplican los ciclos de carga. Haciendo esto, la figura 4 muestra la capacidad resistente frente a cargas cíclicas de los estratos de arenas y rellenos del terreno estudiado para distintos valores del índice SPT.

El procedimiento seguido para evaluar el incremento de presiones intersticiales se puede sintetizar en los siguientes pasos:

- 1.- A partir de un análisis de propagación de ondas se obtiene el valor máximo de τ/σ'_0 en todos los puntos de interés.
- 2.- El número de ciclos para la licuefacción N_L se determina para una relación de

tensiones igual a 2/3 del valor máximo.

- 3.- Se calcula la deformación plástica acumulada para el tiempo de duración del terremoto de diseño.
- 4.- La evolución de las presiones intersticiales se obtiene estableciendo una proporcionalidad entre la deformación plástica acumulada y el cociente entre ciclos equivalentes y ciclos necesarios para la licuefacción.

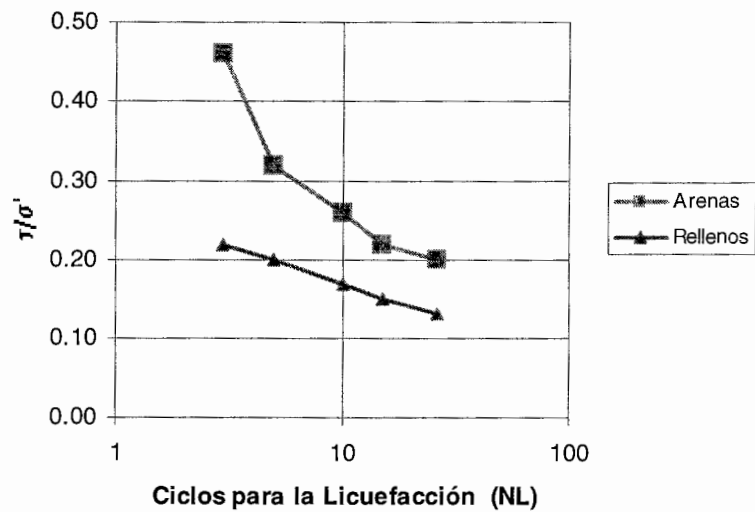


Figura 4 Capacidad resistente frente a carga cíclica

c) Disipación de presiones intersticiales

Los incrementos de presiones intersticiales calculados con la metodología expuesta en la sección anterior serían los que experimentaría el suelo en ausencia de drenaje. Lógicamente, una distribución de presiones intersticiales distinta de la hidrostática induciría un flujo gobernado por la ley de Darcy:

$$v_i = k_{ij} u_j \quad (4)$$

donde v_i es la velocidad del flujo
 k_{ij} es el tensor de conductividad hidráulica
 u_j es el gradiente de presiones intersticiales

La ecuación (4) puede combinarse con la de almacenamiento (que relaciona los cambios de presiones intersticiales con los cambios de cantidad de agua almacenada) lo que produce:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = C_v \Delta u + \dot{Q} \quad (5)$$

donde \dot{Q} es un término fuente; que representa las presiones intersticiales generadas por las cargas cíclicas
 C_v es la difusividad

En función de la conductividad hidráulica k , la difusividad es:

$$C_v = \frac{k}{\gamma m_v} \quad (6)$$

donde γ es el peso específico del agua
 m_v es la compresibilidad del suelo

La ecuación (5) esencialmente indica que la presión intersticial en un punto evolucionará como resultado de dos factores: a) el aporte (positivo o negativo) de agua desde su entorno en respuesta a los gradientes de presiones b) la generación local de presiones intersticiales, transferidas desde las efectivas al densificarse el suelo.

El coeficiente de compresibilidad se puede obtener a partir del índice de compresión específico C'_c de acuerdo con la siguiente ecuación (Jiménez Salas y Justo Alpañés, 1975):

$$m_v = \frac{0,434 C'_c}{\sigma'_o} \quad (7)$$

Los valores de la conductividad hidráulica se han tomado de la tabla 3 (Mitchell, 1976).

Material	k (cm/s)	m_v (MPa ⁻¹)
Relleno	0,005	0,548
Arena	0,010	1,118
Suelos marrones	0,005	0,174

Tabla 3 Permeabilidad y coeficiente de compresibilidad

Resultados

a) Demanda sísmica

Se ha idealizado el terreno del emplazamiento de acuerdo con las propiedades indicadas en la tabla 4. La acción sísmica se ha caracterizado mediante una historia de tensiones cortantes en el sustrato rocoso compatible con el acelerograma de diseño.

Material	Cotas (m)	Coficiente de Poisson, ν (-)	Módulo de cortante, G_{eq} (MPa)	Amortig. histerético (%)
Rellenos I	+3 a +1	0,257	338	2,0
Rellenos II	+1 a -2	0,333	496	2,7
Arenas	-2 a -4	0,365	556	3,0
Suelos marrones	-4 a -20	0,313	3026	2,2
Filitas I	-20 a -24	0,242	890	4,0
Filitas II	desde -24	0,279	4911	-

Tabla 4 Propiedades dinámicas para el terremoto de diseño

La figura 5 muestra el resultado del cálculo que corresponde al perfil de tensiones cortantes efectivas normalizadas con las tensiones normales de confinamiento. Se denomina tensión cortante efectiva a la correspondiente al 65% de la tensión cortante máxima. Se observa que los valores máximos se alcanzan entre los 5 y 10 m de profundidad para una relación $\tau_{\text{eff}}/\sigma' = 0,26$. Precisamente a esta profundidad es donde se localiza el estrato de arenas limpias y poco densas.

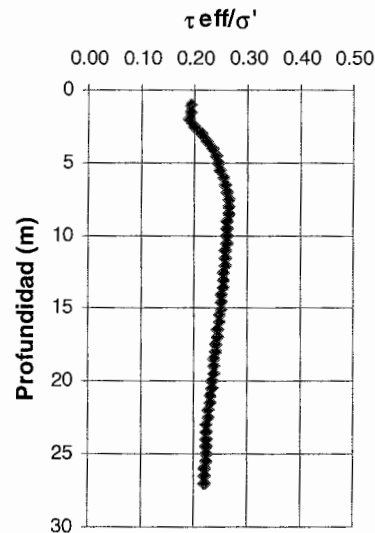


Figura 5 Perfil de tensiones cortantes efectivas

En ausencia de difusión el incremento de presiones intersticiales igualará a las tensiones normales de confinamiento, lo que implica la potencial licuefacción del estrato.

b) Evolución de las presiones intersticiales

La disipación de las presiones intersticiales se ha evaluado integrando la ecuación (5). Los cálculos se han realizado una vez más con ABAQUS/Standard.

El término fuente es directamente proporcional a la evolución de deformaciones plásticas efectivas normalizadas con la deformación plástica máxima y el cociente N_e/N_L . En el caso que nos ocupa, este incremento es igual a la tensión de confinamiento a partir del instante en el que se alcanza la tensión cortante máxima. Es claro que las presiones intersticiales nunca pueden superar las tensiones totales de confinamiento.

El análisis considerado como caso central se ha realizado con la permeabilidad y la compresibilidad de la tabla 3. La figuras 6 y 7 muestran, respectivamente, el incremento y disipación de presiones intersticiales con la profundidad. En ambas figuras se han incluido el perfil de las tensiones efectivas verticales para facilitar la interpretación de los resultados. Se observa que a los 5 s de iniciado el terremoto, las presiones intersticiales alcanzan el mismo valor que las tensiones normales efectivas. A partir de dicho instante la disipación es más rápida que la generación, aunque la velocidad de disipación resulta insuficiente.

Se ha efectuado un análisis de sensibilidad de los resultados multiplicando los

coeficientes de permeabilidad de la tabla 3 por un factor de 10. Los resultados se recogen en las figuras 8 y 9. Se aprecia que la capacidad de drenaje de los rellenos y suelos marrones disminuyen significativamente la posibilidad de licuefacción de las arenas.

Conclusiones

La metodología generalmente aceptada para evaluar el potencial de licuefacción de un terreno consiste en la comparación entre la demanda sísmica y la competencia del terreno mediante correlaciones empíricas.

Se presentan casos en los que la capacidad de drenaje de los estratos adyacentes puede hacer disminuir significativamente el riesgo de licuefacción de un estrato.

La metodología presentada en esta ponencia, consistente en calcular la evolución previsible de las presiones intersticiales a partir de datos de los sondeos, permite evaluar de forma eficiente la contribución de los distintos estratos a la disipación de estas presiones.

Referencias

CEN - Comité Européen de Normalisation (1994) "Eurocode 8 - Design Provisions for Earthquake Resistance of Structures - Part 5: Foundations, Retaining Structures and Geotechnical Aspects", ENV 1998-5, octubre.

EPRI - Electric Power Research Institute (1991) "A Methodology for Assessment of Nuclear Power Plant Seismic Margin (Revision 1)", EPRI NP-6041-SL, agosto.

Fang, H-Y. (1991) "Foundation Engineering Handbook", Chapman & Hall, 2nd Edition.

HKS - Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc. (1996). "ABAQUS/Standard User's Manual", versión 5.6.

Jiménez Salas, J.A. y Justo Alpañés, J.L. (1975) "Geotecnia y Cimientos I, Propiedades de los Suelos y de las Rocas", Editorial Rueda, Madrid.

Mitchell, J.K. (1976) "Fundamentals of Soil Behaviour", John Wiley & Sons Inc, Nueva York.

Puertos del Estado (1994) "Recomendaciones Geotécnicas para el Proyecto de Obras Marítimas y Portuarias", ROM 0.5-94, mayo.

Prakash, S. (1981) "Soil Dynamics", McGraw Hill Book Company.

Seed, H.B., Idriss, I.M., Makdisi, F. y Banerjee, N. (1975) "Representation of Irregular Stress Time Histories by Equivalent Uniform Stress Series in Liquefaction Analyses", Informe No. EERC 75-29, Earthquake Engineering Research Center, Universidad de California, Berkeley.

Seed, H.B. e Idriss, I. M. (1982) "Ground Motions and Soil Liquefaction during Earthquakes", Monograph Series, Earthquake Engineering Research Institute, Berkeley.

Seed, H.B., Tokimatsu, Harder, L. F. y Chung, R. M. (1985) "Influence of SPT Procedures in Soil Liquefaction Resistance Evaluations", Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol 111, No GT12, diciembre.

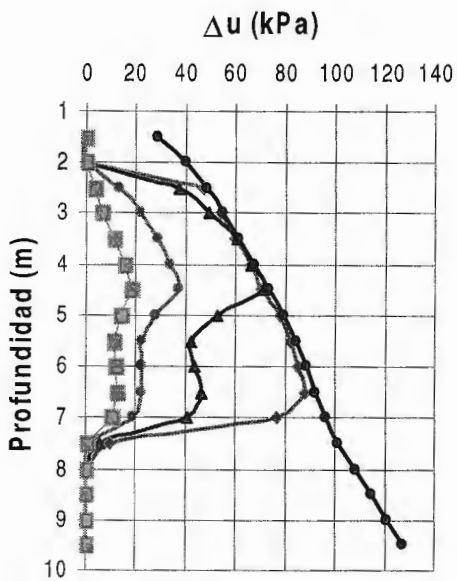


Figura 6 Crecimiento de presiones Intersticiales

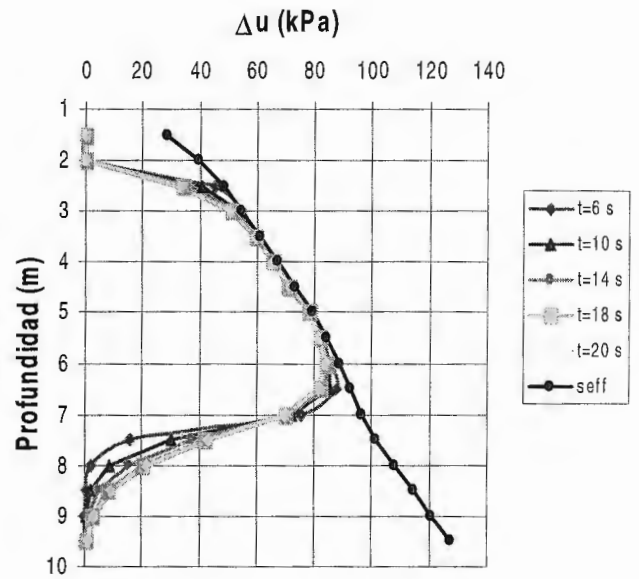


Figura 7 Decrecimiento de presiones intersticiales

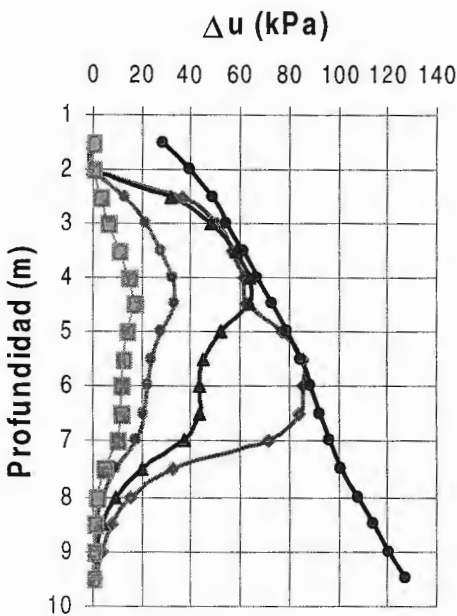


Figura 8 Crecimiento de presiones Intersticiales. Permeabilidad alta

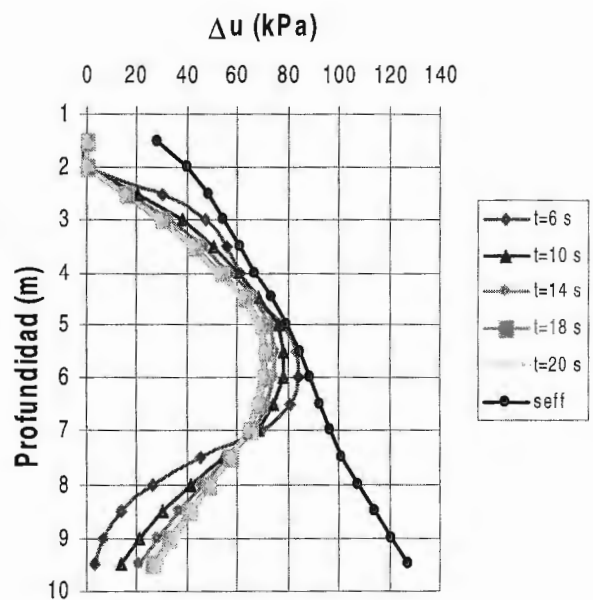


Figura 9 Decrecimiento de presiones intersticiales. Permeabilidad alta