

COMPARACIÓN DE CURVAS DEL MÓDULO DE CORTE CON RESULTADOS TRIAXIALES CÍCLICOS Y ANÁLISIS DE RESPUESTA SÍSMICA

Borja Castillo Raquel Natalia

e-mail: rborjac@uni.pe

Pretell Ductram Anthony Renmin

e-mail: apretelld@uni.pe

Curso: Dinámica de Suelos

Profesor: MSc. Ing. Denys Parra Murrugarra

Facultad de Ingeniería Civil

Universidad Nacional de Ingeniería

RESUMEN: *Se ha recopilado información de ensayos triaxiales cíclicos de deformación dinámica realizados en suelos arenosos (relaves) en la Universidad de Utah, a partir de los cuales se obtuvo la curva de reducción de módulo de corte para ser comparada con algunas existentes en la literatura técnica formuladas por diversos autores. Además, se ha realizado un análisis de respuesta sísmica de un depósito de suelo ficticio utilizando las formulaciones antes indicadas para comparar así la respuesta con la que se obtendría utilizando los resultados de ensayos triaxiales cíclicos. A partir de los resultados obtenidos se concluye que la curva de reducción del módulo de corte propuesta por Ishibashi y Zhang es la más apropiada para llevar a cabo el análisis de respuesta sísmica de depósitos de suelo arenoso que involucren este tipo de suelos, debido a que es la que mejor se ajusta a la curva de reducción de módulo de corte obtenida a partir de ensayos triaxiales cíclicos.*

ABSTRACT: *Cyclic triaxial tests data of dynamic strain performed in sandy soils (tailings) from Utah University has been collected, from which the modulus reduction curve was obtained to be compared with others existing curves from technical literature formulated by several authors. Moreover, a seismic response analysis of a fictitious soil deposit using the formulations mentioned before has been performed in order to compare the results with the one obtained using the cyclic triaxial test results. Based on the obtained results, it is concluded that the modulus reduction curve given by Ishibashi and Zhang is the most suitable to carry out seismic response analysis of sandy soil deposits because of it fits better to the one which is obtained based on the cyclic triaxial test results.*

INTRODUCCIÓN

Actualmente en nuestro país se vienen realizando muchas obras de gran envergadura y siendo el Perú un país ubicado entre una de las regiones de más alta actividad sísmica, el diseño de estas obras requiere de análisis de respuesta sísmica que permitan determinar características de amplificación de ondas, determinación de espectros de respuesta, determinación de la aceleración máxima en la superficie, etc., para lo cual se requiere la determinación de las propiedades dinámicas de los estratos de suelo a ser considerados en este análisis de respuesta. Debido a la ausencia o limitación de equipos dinámicos de laboratorio capaces de medir dichas propiedades, los ingenieros se ven obligados a emplear curvas de reducción del módulo de corte desarrolladas por diversos autores para diversos tipos de suelos.

OBJETIVO

Recomendar la curva de reducción de módulo normalizado de corte y razón de amortiguamiento que mejor se ajuste al comportamiento dinámico de un depósito de suelo arenoso (relave).

PRESENTACIÓN DEL PROBLEMA

Al existir diversas formulaciones para la curva de módulo de corte normalizada y razón de amortiguamiento para distintos tipos de suelo, surge la necesidad de investigar cuál de estas curvas es la que mejor se ajusta a los resultados de ensayos triaxiales cíclicos realizados en este tipo de suelos y que puedan ser utilizadas en el análisis de respuesta sísmica.

DESCRIPCIÓN DE LA SOLUCIÓN

CURVAS MODELOS DE LAS PROPIEDADES DINÁMICAS

Varias formulaciones han sido propuestas para determinar las curvas de reducción de módulo de corte normalizada y de razón de amortiguamiento para distintos tipos de suelo. El depósito de suelo a analizar en esta investigación es un relave cuya granulometría corresponde a una arena no plástica, es por ello que las curvas utilizadas en el presente trabajo son las desarrolladas para este tipo de suelo arenoso, entre las principales formulaciones utilizadas en el análisis tenemos:

Seed e Idriss (1970)

Estos autores proponen curvas de la razón de $G/G_{\text{máx}}$ en función de distintos niveles de deformación cortante para suelos arenosos. Este rango es representado por tres curvas: lower (curva inferior), upper (curva superior) y average (curva promedio) las cuales se muestran en la *Fig. 1*. Con respecto a la razón de amortiguamiento, Seed e Idriss proponen un rango de valores (lower, upper y average) en función distintos niveles de deformación cortante como se muestra en la *Fig. 2*.

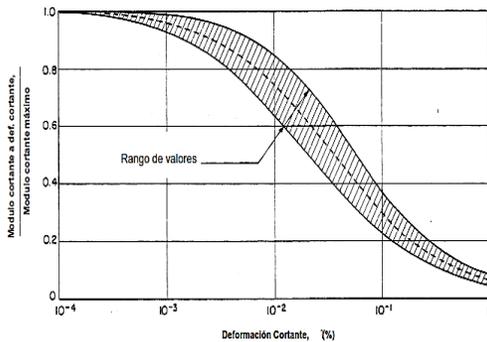


Figura 1. Curva de reducción de módulo de corte normalizado en arenas (Seed e Idriss, 1970).

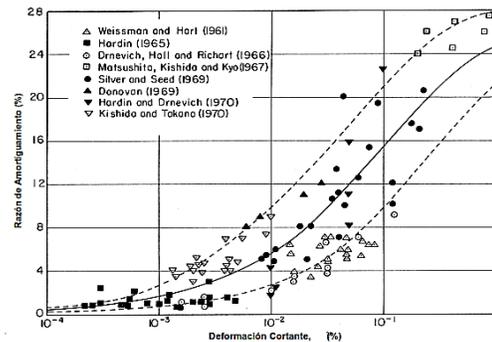


Figura 2. Curva de razón de amortiguamiento en arenas (Seed e Idriss, 1970).

Vucetic y Dobry (1991)

Estos autores proponen las curvas de reducción de módulo de corte normalizada y razón de amortiguamiento en función del índice de plasticidad las cuales se muestran en la *Fig.3* y *Fig.4*, respectivamente. Para nuestro análisis se utilizará la curva con índice de plasticidad igual a cero ($IP=0$) por tratarse de suelos arenosos.

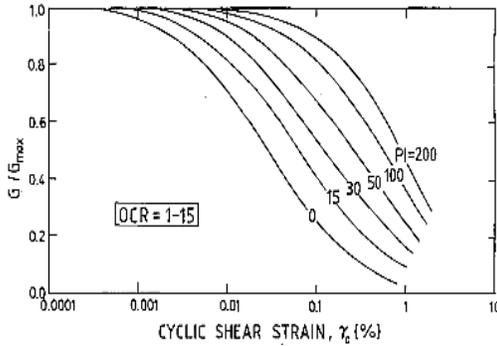


Figura 3. Curva de reducción de módulo de corte normalizado según índice de plasticidad (Vucetic y Dobri, 1991).

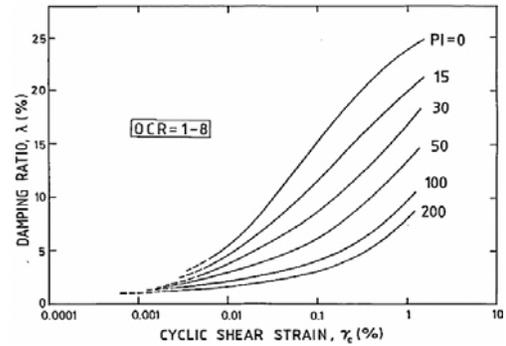


Figura 4. Curva de razón de amortiguamiento según índice de plasticidad (Vucetic y Dobri, 1991).

Ishibashi y Zhang (1993)

A comparación de las otras formulaciones, estos autores proponen la relación G/G_{\max} como una ecuación y no como una curva, como se observa a continuación.

$$\frac{G}{G_{\max}} = k_{(\gamma)} \bar{\sigma}_0^{m_{(\gamma)} - m_0} \quad (1)$$

Donde $k_{(\gamma)}$ es la función decreciente de la deformación cíclica de corte, $\bar{\sigma}_0$ es el esfuerzo efectivo de confinamiento, $m_{(\gamma)}$ es una función creciente de γ , y m_0 es igual a $m(\gamma \leq 10^{-6})$. Las funciones $k_{(\gamma)}$ y $m_{(\gamma)} - m_0$ para arenas se expresan con las siguientes ecuaciones:

$$K_{(\gamma)} = 0.5 \left[1 + \tanh \left\{ \ln \left(\frac{0.000102}{\gamma} \right)^{0.492} \right\} \right] \quad (2)$$

$$m_{(\gamma)} - m_0 = 0.272 \left[1 - \tanh \left\{ \ln \left(\frac{0.000556}{\gamma} \right)^{0.4} \right\} \right] \quad (3)$$

Además, los autores proponen la razón de amortiguamiento con la siguiente expresión:

$$D_{\text{sand}} = 0.333 \left\{ 0.586 \left(\frac{G}{G_{\max}} \right)^2 - 1.547 \left(\frac{G}{G_{\max}} \right) + 1 \right\} \quad (4)$$

Ishibashi y Zhang, a diferencia de los demás autores, considera el esfuerzo efectivo de confinamiento como uno de los factores que influye en la curva G/G_{\max} . Para observar dicha influencia se ha calculado las curvas del módulo de corte normalizadas de Ishibashi y Zhang para distintos valores de esfuerzos de confinamiento efectivo, 100, 250, 500 y 750 kPa como se muestra en la Fig.5, en donde se observa que conforme el esfuerzo efectivo de confinamiento aumenta, la curva se desplaza hacia la derecha.

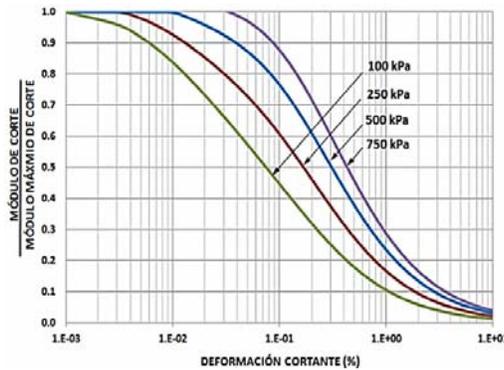


Figura 5. Influencia del esfuerzo de confinamiento en el módulo de corte.

PROPIEDADES DINÁMICAS DEL MATERIAL DE RELAVE

Las curvas de reducción de módulo de corte y razón de amortiguamiento se obtuvieron a partir de ensayos triaxiales cíclicos de deformación dinámica realizados en suelos arenosos sometidos a dos distintas presiones de confinamiento, la primera de 250 kPa y la segunda de 500 kPa. Estos ensayos triaxiales cíclicos fueron realizados en la Universidad de Utah (2011) y proporcionados para el presente trabajo por el Ing. Denys Parra Murrugarra. Cabe mencionar que para obtener estas curvas se consideraron los siguientes aspectos:

- La curva de reducción de módulo de corte consiste en la variación de la relación de $G/G_{m\acute{a}x}$ para distintos niveles de deformación cortante, es por ello que el primer paso para la obtención de esta curva es calcular las deformaciones cortantes cíclicas (γ_c) a partir de las deformaciones axiales cíclicas (γ_{ac}) obtenidas de los ensayos utilizando la ecuación:

$$\gamma_c = \gamma_{ac}(1 + \nu) \quad (5)$$

- Con respecto al módulo de Poisson se consideró un valor igual a 0.16 ya que la relación de poisson varía entre 0.15 para arena gruesa y 0.30 para arena fino arcillosa, y como los materiales de relaves considerados en el presente trabajo son similares a una arena fina, el valor de 0.16 se considera aceptable. Como segundo paso se calcularon los valores del módulo de Young para los distintos niveles de deformaciones axiales cíclicas utilizando la ecuación:

$$E = \frac{\sigma_{dc}}{\gamma_{ac}} \times 100 \quad (6)$$

- Luego se calcularon los valores del módulo de corte (G) el cual está en función del módulo de Poisson y del módulo de Young como se muestra en la ecuación:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (7)$$

- Finalmente para obtener la relación $G/G_{m\acute{a}x}$ es necesario calcular los valores máximos del módulo de corte ($G_{m\acute{a}x}$) los cuales están en función de los máximos valores del módulo dinámico de Young ($E_{m\acute{a}x}$), parámetro que no puede ser obtenido de forma directa del ensayo triaxial cíclico por la limitación del equipo de medir deformaciones muy pequeñas, rango en el cual el módulo de Young se acerca a su máximo valor y es por ello que es calculado de forma indirecta mediante la formulación hiperbólica.

Formulación Hiperbólica

Esta formulación nos permite determinar la curva que relaciona el esfuerzo desviador cíclico con la deformación axial cíclica a partir de los resultados obtenidos en el ensayo triaxial cíclico. Realizando el análisis de regresión de estos resultados se determina la curva hiperbólica que mejor se ajusta a los resultados del ensayo cuya ecuación es la siguiente:

$$\Delta\sigma_{dc} = \frac{\gamma}{a+b\gamma_{ac}} \quad (8)$$

Donde $\Delta\sigma_{dc}$ es el esfuerzo desviador cíclico y γ_{ac} es la deformación axial cíclica. Obtenidos los valores de a y b del ajuste se calculan los máximos valores del módulo dinámico de Young ($E_{m\acute{a}x}$) con la siguiente expresión:

$$E_{m\acute{a}x} = \left(\frac{1}{a}\right) \times 100 \quad (9)$$

Utilizando este método las curvas hiperbólicas que mejor se ajustan a los resultados de los ensayos triaxiales para cada esfuerzo de confinamiento se muestran en la *Fig. 6*, mientras que los valores máximos del módulo de Young y de módulo de corte se muestran en la *Tabla 1*.

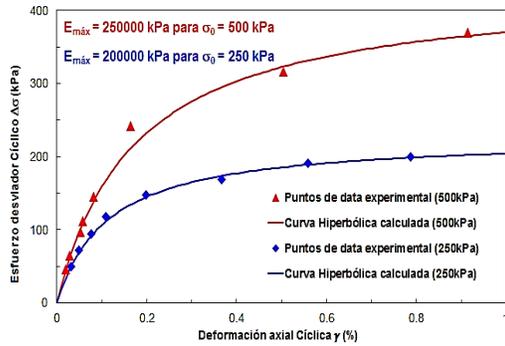


Figura 6. Curvas hiperbólicas y valores de $E_{máx}$ para los esfuerzos de confinamiento de 250 kPa y 500 kPa.

Tabla 1. Máximos valores del módulo de Young y de corte dinámico para los esfuerzos de confinamiento de 250 kPa y 500 kPa

Esfuerzo de Confinamiento σ (kPa)	Módulo de Young $E_{máx}$ (kPa)	Módulo de corte máximo $G_{máx}$ (kPa)
250	200000	86207
500	250000	107759

A modo de verificación se ha determinado el valor de velocidad de corte en función del $G_{máx}$ calculado y la densidad asumida. Los valores de velocidad de ondas de corte obtenidos, varían entre 215 m/s y 240 m/s, rango esperado para relaves de arena suelta. Finalmente se obtiene las curvas de reducción de módulo de corte y razón de amortiguamiento del depósito de relave para cada esfuerzo de confinamiento, tal como se muestran en Las Figuras 7 y 8.

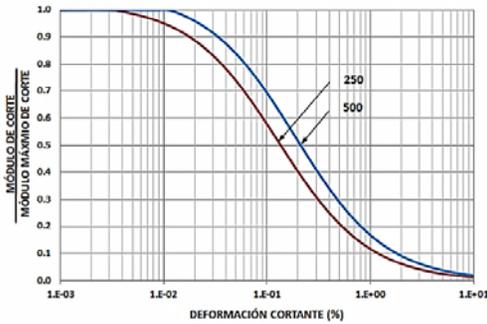


Figura 7. Curvas de reducción de módulo de corte para los esfuerzos de confinamiento de 250 kPa y 500 kPa del depósito de relave.

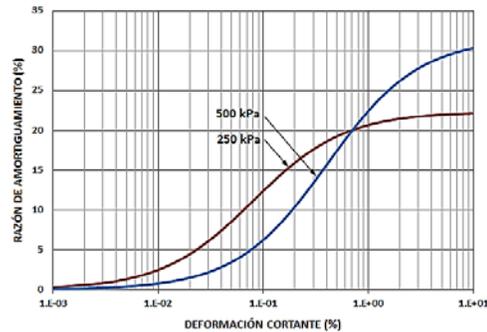


Figura 8. Curvas de razón de amortiguamiento para los esfuerzos de confinamiento de 250 kPa y 500 kPa del depósito de relave.

COMPARACIÓN DE GRÁFICAS

Se han planteado las curvas de reducción de módulo de corte para arenas formuladas por nueve autores: Seed e Idriss (1970), Hardin y Drnevich (1972), Shibata y Soelarno (1975), Sherif e Ishibashi (1977), Iwasaki, et al. (1978), Vucetic y Dobry (1991), EPRI (1993), Ishibashi y Zhang (1993) y Roblee y Chiou (2004), junto con las curvas de reducción de módulo de corte para los relaves obtenidas de los ensayos triaxiales. Estas gráficas se muestran en la Fig. 9 y Fig. 10 para los esfuerzos de confinamiento de 250 y 500 kPa, respectivamente. De igual manera se graficaron las curvas de razón de amortiguamiento para arenas formuladas por cinco autores: Seed e Idriss (1970), Vucetic y Dobry (1991), EPRI (1993), Ishibashi y Zhang (1993) y Roblee y Chiou (2004), junto con las curvas de razón de amortiguamiento del material de relave. Estas gráficas se muestran en la Fig. 11 y Fig. 12 para los esfuerzos de confinamiento de 250 kPa y 500 kPa, respectivamente.

Podemos observar en las Fig. 9 y Fig. 10 que la curva de reducción de módulo de corte que mejor se ajusta a la respuesta cíclica de las arenas de relaves es la propuesta por Ishibashi y Zhang (1993). Similarmente sucede en la curva de razón de amortiguamiento para un esfuerzo de confinamiento igual a 500 kPa (Fig. 12) en donde la curva de Ishibashi y Zhang (1993) es la que mejor se ajusta al comportamiento real del material de relave.

Mientras que en la Fig. 11 para un esfuerzo de confinamiento de 250 kPa observamos que la curva de razón de amortiguamiento de Ishibashi no es la que mejor se ajusta al comportamiento cíclico de las arenas de relave sino más bien es la curva de Robble y Choui la que presenta un mejor ajuste.

ANÁLISIS DE RESPUESTA SÍSMICA

Si bien ya se ha mostrado anteriormente que las curvas de reducción del módulo de corte y la de razón de amortiguamiento propuestas por Ishibashi y Zhang en 1993 se ajustan mejor a las curvas obtenidas a partir de los ensayos triaxiales cíclicos para los relaves, se ha realizado el análisis de respuesta sísmica, con el objetivo de confirmar esta premisa, es decir, se ha comparado la respuesta sísmica en términos de aceleraciones máximas y periodos fundamentales en la superficie, para el mismo perfil de suelo, propiedades dinámicas y el mismo sismo en todos los casos.

El análisis de respuesta sísmica se ha sido realizado utilizando el software ProShake, para lo cual se requieren las propiedades dinámicas y características del perfil de suelo a analizar. Puesto que se cuenta con curvas de reducción del módulo de corte y razón de amortiguamiento a partir de ensayos triaxiales cíclicos realizados a esfuerzos de confinamiento de 250 y 500 kPa, se ha optado por realizar el análisis de respuesta sísmica para dos perfiles de distinto espesor, procurando que la presión de confinamiento en el centro de cada estrato sea equivalente a la aplicada en los ensayos de laboratorio y con ello se represente mejor las condiciones de campo. Cabe mencionar que este análisis ha sido realizado para un perfil de un solo estrato ya que no se cuenta con información de ensayos triaxiales cíclicos realizados a distintos esfuerzos de confinamiento, los cuales representarían los esfuerzos a distintas profundidades.

Perfil N°1

Para el caso de una presión efectiva de confinamiento de 250 kPa se ha considerado un depósito de suelo de 28 m de espesor y un peso específico de 18 kN/m^3 ; por otro lado, el módulo máximo de corte designado fue el proporcionado del ajuste hiperbólico de los ensayos triaxiales cíclicos. La velocidad de onda S ha sido calculada mediante la relación utilizando el máximo módulo de corte.

$$V_S = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (10)$$

Finalmente en la Fig. 13 se observa el perfil de suelo ingresado al software ProShake para un esfuerzo efectivo de confinamiento de 250 kPa.

Perfil N°2

Similarmente al caso anterior, para el esfuerzo efectivo de confinamiento de 500 kPa, se ha considerado un depósito de suelo de 56 m de espesor y un peso específico de 18 kN/m^3 , tal como se muestra en la Fig. 14. El módulo de corte máximo fue tomado de los resultados de los ensayos triaxiales cíclicos y a partir de éste, la velocidad de corte promedio.

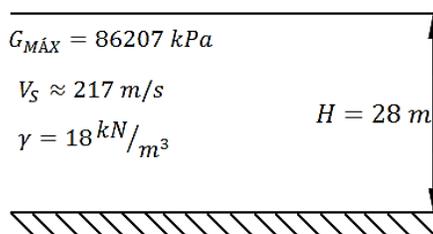


Figura 13. Perfil de suelo para un esfuerzo efectivo de 250 kPa en el punto medio.

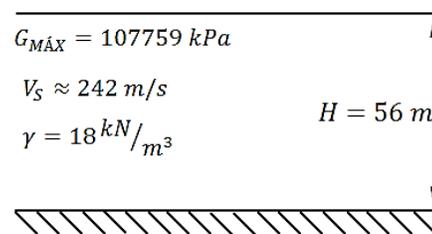


Figura 14. Perfil de suelo para un esfuerzo efectivo de 500 kPa en el punto medio.

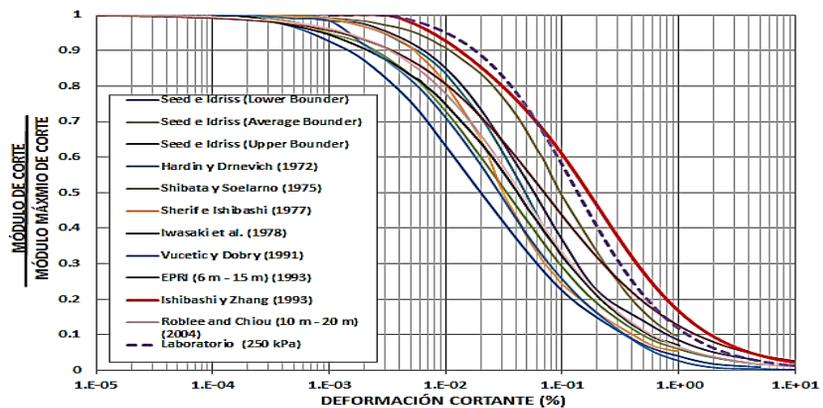


Figura 9. Curvas de reducción de módulo de corte del depósito de relave para un esfuerzo de confinamiento de 250 kPa junto con curvas propuestas por otros autores.

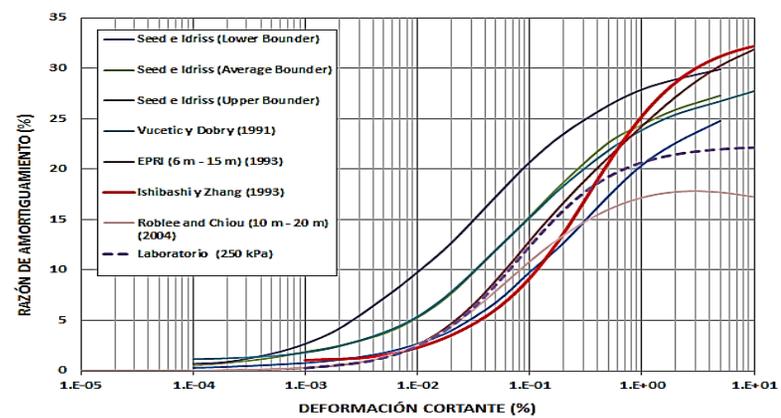


Figura 11. Curvas de razón de amortiguamiento del depósito de relave para un esfuerzo de confinamiento de 250 kPa junto con curvas propuestas por otros autores.

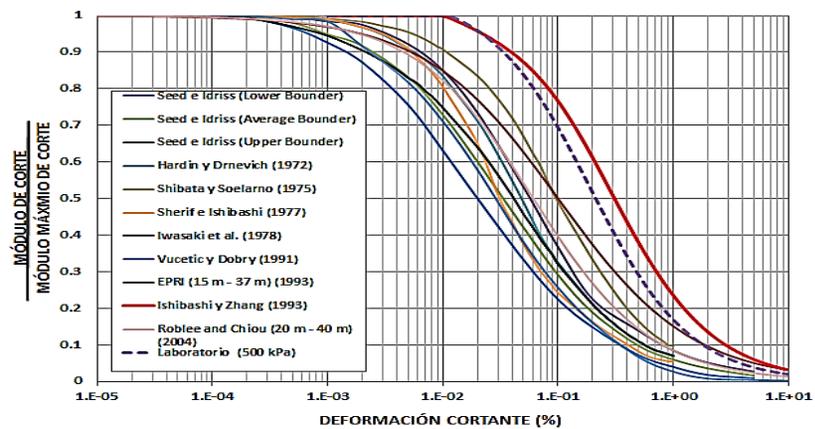


Figura 10. Curvas de reducción de módulo de corte del depósito de relave para un esfuerzo de confinamiento de 500 kPa junto a curvas propuestas por otros autores.

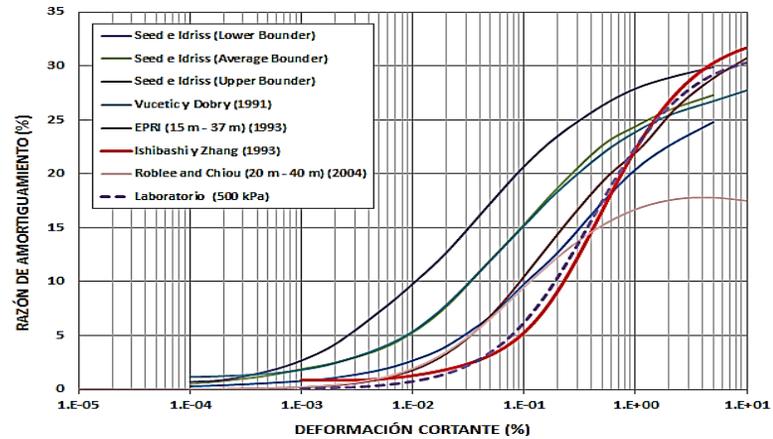


Figura 12. Curvas de razón de amortiguamiento del depósito de relave para un esfuerzo de confinamiento de 500 kPa junto con curvas propuestas por otros autores.

Se debe tener en cuenta que puesto que los ensayos de laboratorio son de carácter isotrópico, los espesores de los estratos en ambos casos han sido determinados para un coeficiente en reposo del suelo $K_0=1$. En ambos casos se ha considerado como estrato inferior un basamento rocoso muy competente, con una velocidad de ondas de corte de 5000 m/s y un peso específico de 23 kN/m^3 .

Sismo de análisis

Se ha considerado para el análisis de respuesta sísmica el acelerograma del sismo de Lima del 3 de Octubre de 1974, el cual ha sido tomado de la página web de la Red Acelerográfica del CISMID (REDACIS). El acelerograma corresponde a la estación acelerográfica del Parque de la Reserva, el cual tuvo una magnitud de $M_S=7,6$ según NEIS. Como se presenta en la Fig. 15, la aceleración máxima tuvo lugar en la dirección N-S, sin embargo, con el fin de obtener una aceleración mayor se han rotado los ejes NS y EW. Se ha utilizado el software DEGTRA A4 Versión 5.4 para realizar la corrección por línea base y el filtrado de la señal, la cual ha sido ingresada a una hoja de cálculo desarrollada por los autores con el objetivo de determinar el ángulo con el que se obtiene la máxima aceleración, ángulo que resultó ser de 66° . Luego de la identificación del ángulo, ha sido aplicada la rotación en el software ya mencionado, con el que se logró obtener una aceleración máxima de 210 gal.

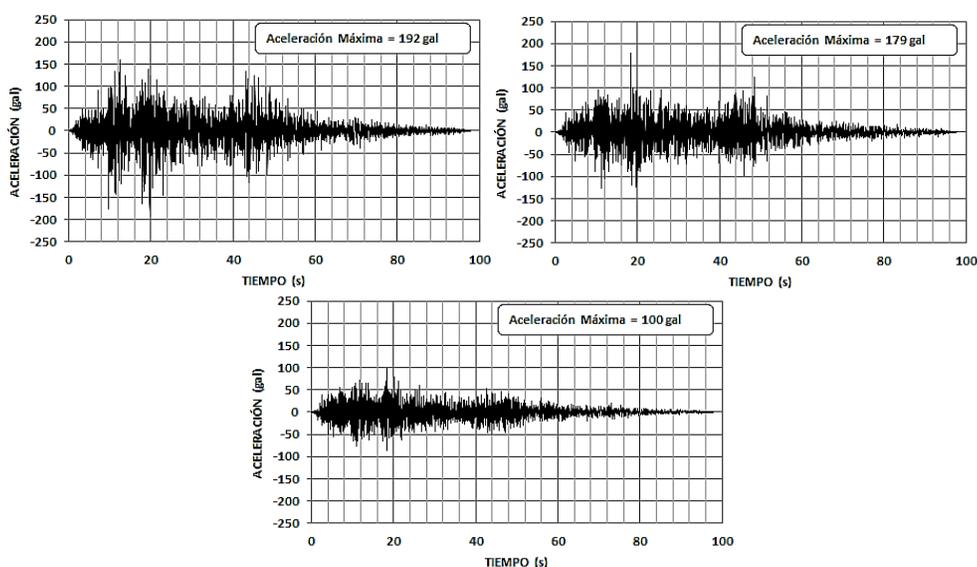


Figura 15. Acelerogramas del terremoto de Lima 1974, desde la parte superior a la inferior, este-oeste, norte-sur y vertical, respectivamente.

Curvas de reducción del módulo de corte y razón de amortiguamiento

Se han considerado para el análisis de respuesta sísmica algunas de las formulaciones existentes anteriormente mencionadas, y que si utilizadas en análisis de respuesta sísmica:

- Seed e Idriss (1970).
- Vucetic y Dobry (1991).
- EPRI (1993).
- Ishibashi y Zhang (1993).
- Roblee y Chiou (2004).

Algunas de las propuestas en la lista mostrada están incluidas por defecto en el software ProShake, entre éstas tenemos las de Seed e Idriss (upper, average y lower), las de Vucetic y Dobry y las de Ishibashi y Zhang; sin embargo, esta última no ha sido utilizada debido a que el software de análisis considera por defecto un valor de $K_0=0,5$, valor que alteraría los resultados y haría complicada una comparación. Para solucionar este problema las curvas de reducción de módulo de corte y razón de amortiguamiento de Ishibashi y Zhang fueron calculadas por separado en una hoja de cálculo

considerando esfuerzos efectivos medios de 250 y 500 kPa, respectivamente, las que luego se han ingresado al ProShake. Se realizó esto mismo con las formulaciones que no se encuentran en el software, al igual que las curvas obtenidas a partir de los ensayos triaxiales cíclicos. Cabe mencionar que cada una de las formulaciones utilizadas tiene una propuesta tanto para la razón de amortiguamiento como para la curva de reducción del módulo de corte, es por ello que para el análisis han sido utilizadas las curvas correspondientes a cada autor.

RESULTADOS

RESULTADOS DEL ANÁLISIS DE RESPUESTA SÍSMICA

El software ProShake proporciona una gran gama de información producto del análisis de respuesta sísmica, como lo son las gráficas tiempo-historia de aceleración, velocidad o deformación y sus respectivos esfuerzos de Fourier, los espectros de respuesta sísmica para distintos niveles de amortiguamientos, el periodo predominante, valores máximos de esfuerzo de corte y deformación cortante, la intensidad de Arias, la función de transferencia, entre otros. De todos los parámetros mencionados, se ha tomado al periodo fundamental y a la aceleración máxima como parámetros para una mejor observación de la diferencia entre los resultados al emplear las distintas curvas de reducción del módulo de corte y razón de amortiguamiento. Así, han sido ploteados los puntos correspondientes a cada formulación, esta información se observa en las *Tablas 2* y *3*. Además, en la *Fig.16* y *Fig. 17* son mostradas las gráficas correspondientes a esfuerzos de confinamiento de 250 y 500 kPa, respectivamente.

Tabla 2. Respuesta sísmica para un esfuerzo de confinamiento de 250 kPa en términos de periodo fundamental y aceleración máxima.

250 kPa		
FORMULACIÓN	T (s)	a_{máx} (gal)
Ensayo Triaxial Cíclico	0,158	418,9
Seed & Idriss (Lower)	1,092	229,6
Seed & Idriss (Average)	0,827	250,2
Seed & Idriss (Upper)	0,748	199,1
Vucetic y Dobry	0,827	195,2
EPRI	0,748	239,4
Ishibashi y Zhang	0,186	742,6
Roblee y Chiou	0,827	279,6

Tabla 3. Respuesta sísmica para un esfuerzo de confinamiento de 500 kPa en términos de periodo fundamental y aceleración máxima.

500 kPa		
FORMULACIÓN	T (s)	a_{máx} (gal)
Ensayo Triaxial Cíclico	0,492	596,4
Seed & Idriss (Lower)	1,820	156,0
Seed & Idriss (Average)	1,489	156,0
Seed & Idriss (Upper)	1,146	147,2
Vucetic y Dobry	1,622	155,0
EPRI	1,179	242,3
Ishibashi y Zhang	0,565	520,9
Roblee y Chiou	1,489	221,7

De las tablas y figuras mencionadas anteriormente, se observa que para el caso del esfuerzo de 250 kPa los resultados con la formulación sugerida por Ishibashi y Zhang presentan el mejor ajuste en comparación al resto de formulaciones; sin embargo, debido a que la curva de razón de amortiguamiento de estos autores no se ajusta a las obtenidas en los ensayos de laboratorio, los resultados para este esfuerzo de confinamiento no presentan un buen ajuste. Por otro lado, la respuesta obtenida para un esfuerzo de confinamiento de 500 kPa con la formulación de Ishibashi y Zhang presenta un excelente ajuste en comparación al resto de formulaciones.

Se descarta entonces para fines comparativos los resultados de la respuesta sísmica del perfil de 250 kPa y se comparan únicamente los resultados del Perfil N°2.

En las Figuras 18, 19, 20, 21, 22 y 23 son mostradas las comparaciones del tiempo-historia de aceleraciones, espectros de Fourier y espectros de respuesta (considerando un amortiguamiento de 5%) al emplearse las formulaciones de Seed e Idriss (muy usada en análisis de respuesta sísmica) e

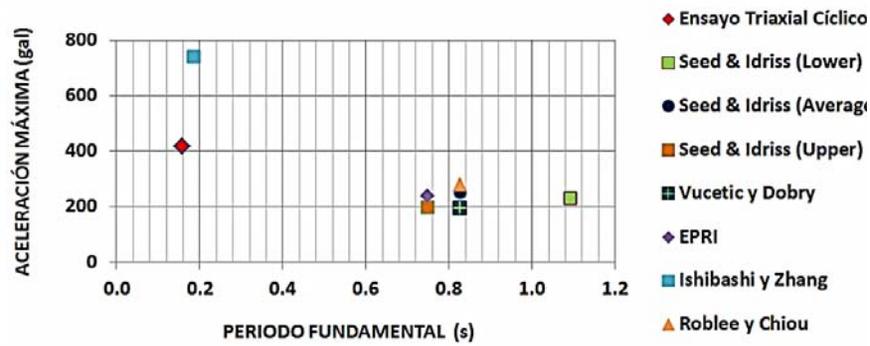


Figura 16. Periodo fundamental y aceleración de la respuesta sísmica para un esfuerzo de confinamiento de 250 kPa.

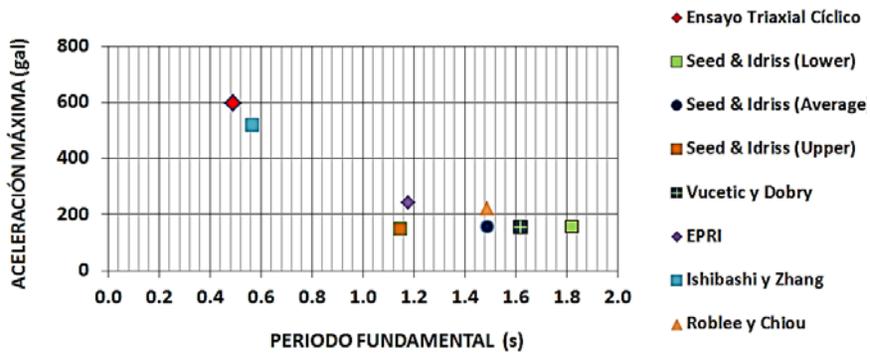


Figura 17. Periodo fundamental y aceleración de la respuesta sísmica para un esfuerzo de confinamiento de 500 kPa.

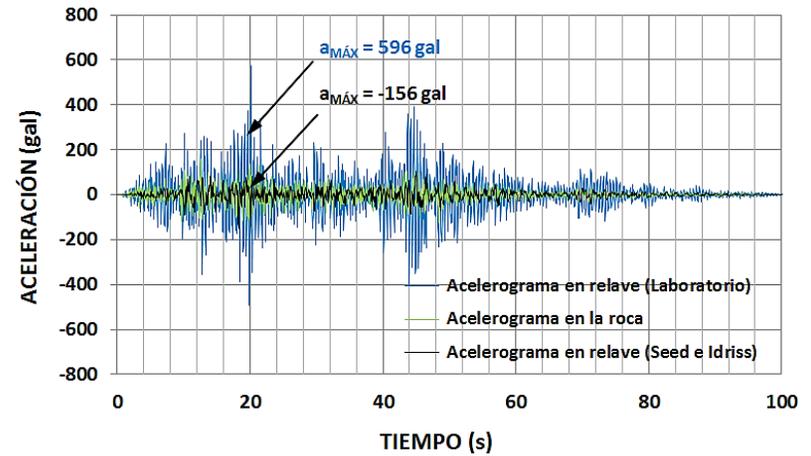


Figura 18. Comparación del tiempo historia de la respuesta empleando la formulación de Seed e Idriss (average).

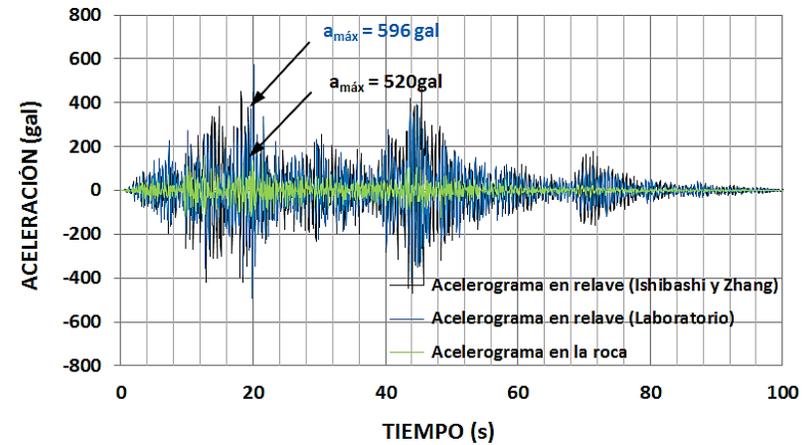


Figura 19. Comparación del tiempo historia de la respuesta empleando la formulación de Ishibashi y Zhang.

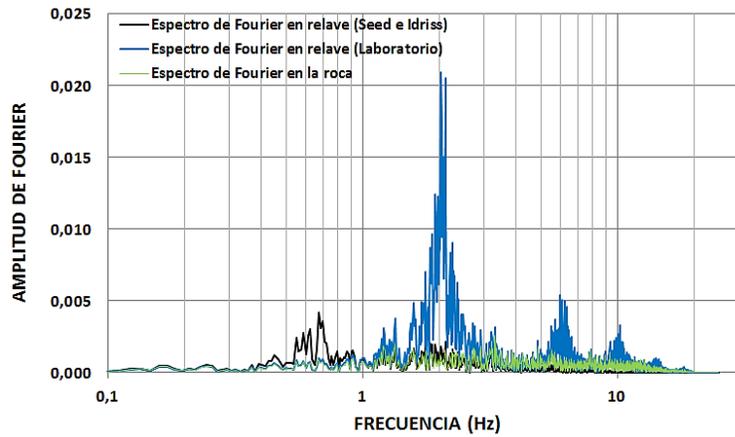


Figura 20. Comparación de los espectros de Fourier empleando la formulación de Seed e Idriss (average).

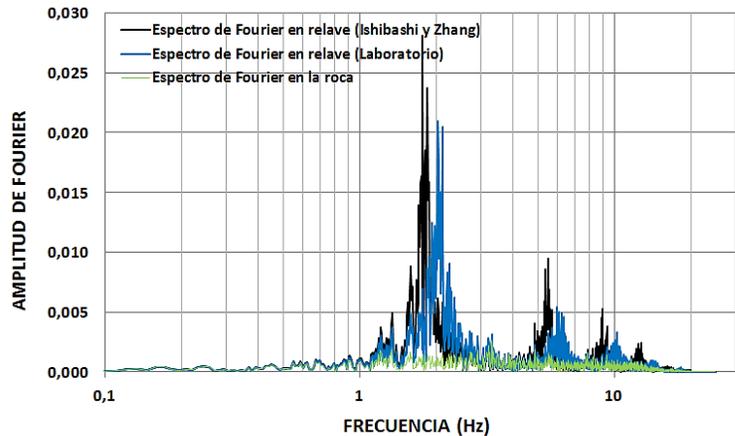


Figura 21. Comparación de los espectros de Fourier empleando la formulación de Ishibashi y Zhang.

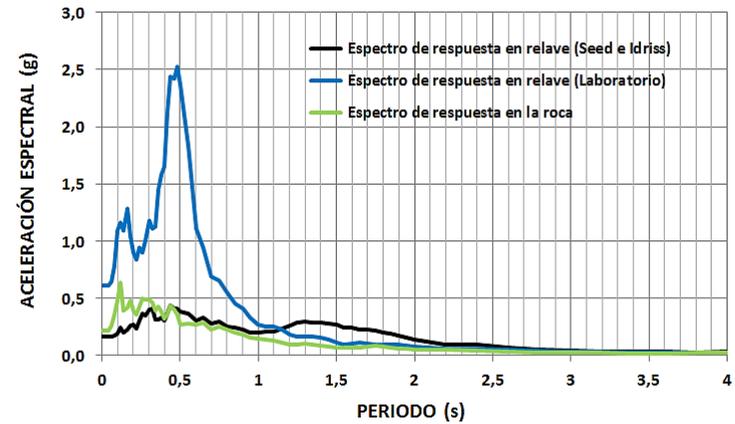


Figura 22. Comparación de los espectros de respuesta para un amortiguamiento de 5% empleando la formulación de Seed e Idriss (average).

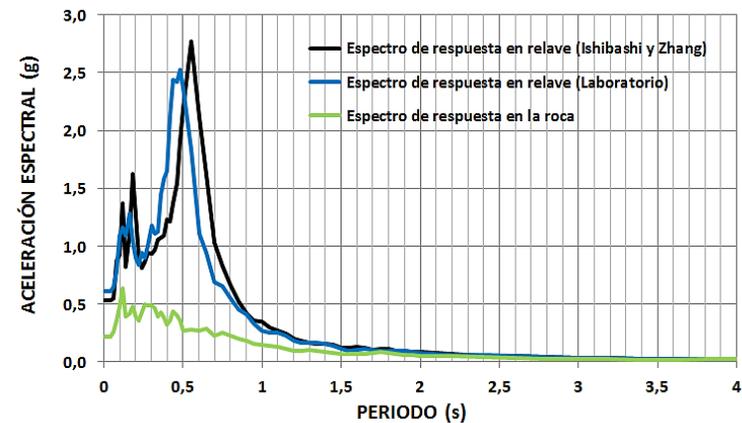


Figura 23. Comparación de los espectros de respuesta para un amortiguamiento de 5% empleando la formulación de Ishibashi y Zhang.

Ishibashi y Zhang y las curvas de reducción de módulo de corte y amortiguamiento obtenidas a partir de los ensayos triaxiales cíclicos para 500 kPa de esfuerzo de confinamiento. Estas gráficas muestran muy claramente el mejor ajuste de la formulación de Ishibashi y Zhang al comportamiento dinámico del material de relave, lo que confirma la hipótesis planteada.

En la *Fig. 18* se observa cómo las aceleraciones del depósito de relave empleando las curvas obtenidas a partir de ensayos de laboratorio son mucho mayores a las aceleraciones que se obtienen al emplear la formulación de Seed e Idriss, donde incluso se presenta desamplificación en el análisis de respuesta. Por otro lado, en la *Fig. 19* puede verse que la respuesta en cuanto a aceleraciones es muy bien prevista por un análisis de respuesta utilizando la formulación de Ishibashi y Zhang. Asimismo, en la *Fig. 20* y *Fig. 21* se encuentran los espectros de Fourier, mostrando nuevamente el mejor ajuste ya mencionado. Finalmente los espectros de respuesta de la *Fig. 22* con la formulación de Seed e Idriss presentan una diferencia muy grande entre sí, mientras que en la *Fig. 23* se puede observar un excelente ajuste utilizando la formulación de Ishibashi y Zhang, no solo en cuanto a las aceleraciones, pero también a la forma del espectro y el periodo fundamental, parámetros muy importantes en el diseño de obras de ingeniería civil.

CONCLUSIONES

En caso de no contar con ensayos triaxiales cíclicos en suelos de relave arenosos no plásticos, pueden emplearse las curvas de reducción del módulo de corte normalizado y razón de amortiguamiento propuestos por Ishibashi y Zhang (1993), puesto que se ha demostrado que estas curvas son las que mejor se ajustan a las curvas obtenidas de los ensayos triaxiales cíclicos y que además los resultados obtenidos en el análisis de respuesta sísmica al emplear las curvas propuestas por estos autores son los que más se asemejan a los resultados obtenidos al emplear las curvas obtenidas de los ensayos triaxiales cíclicos. La semejanza de estos resultados se observa al comparar los valores de aceleración máxima y periodo fundamental.

La aceleración máxima obtenida a partir del análisis de respuesta sísmica empleando las curvas de los ensayos triaxiales cíclicos es de 596 gal, mientras que al emplear las curvas de reducción del módulo de corte y razón de amortiguamiento de Seed e Idriss es de 156 gal, lo que viene a ser el 26% de la aceleración máxima anteriormente mencionada, es decir, un valor muy por debajo de las aceleraciones calculadas a partir de resultados de ensayos de laboratorio. Por otro lado la aceleración máxima obtenida al utilizar la formulación de Ishibashi y Zhang es de 520 gal, siendo el 87% de la respuesta real, valor mucho más cercano al requerido y por lo tanto, mucho más confiable para ser utilizado.

Específicamente para el caso de depósitos de relave con granulometría correspondiente a arenas no plásticas y una densidad de 18 kN/m³ o cercana, el esfuerzo de confinamiento influye en las curvas de reducción del módulo de corte y razón de amortiguamiento, lo cual ciertamente difiere con la formulación de Seed e Idriss (1970).

BIBLIOGRAFÍA

- HARDIN B. y DRNEVICH V. (1972), "Shear modulus and damping in soils: Design equations and curves", Journal of SMFE, Proc. Of ASCE, Vol. 98, No. SM7.
- ISHIBASHI I. y ZHANG X. (1993), "Unified Dynamic Shear Moduli and Damping Ratios of Sand and Clay", Soils and Foundation, JSSMFE, Vol. 33, No. 1.
- IWASAKI T. et al (1978), "Histeretic damping of sand under cycling loading and its relation to shear modulus", Soils and Foundations, JSSMFE, Vol. 18, No. 2.
- KRAMER S. (1996), "Geotechnical Earthquake Engineering", Prentice-Hall. Civil Engineering and Engineering Mechanics Series, Universidad de Washington.

- ORDAZ M. y MONTOYA C. (2005), "DEGTRA Ver. 5.4", Universidad Nacional de México.
- PARRA D. (2005), "Análisis de la Respuesta Sísmica", Universidad Nacional de Ingeniería, Lima.
- ProShake: Ground Response Analysis Program, Ver. 1.12" (2007), Redmond, Washington.
- ProShake User's Manual: Ground Response Analysis Program Versión 1.1" (2007), Redmond, Washington.
- SEED H. e IDRIS I. (1970), "Soil moduli and damping factors for dynamic response analysis", Report No. EERC 70-10, University of California, Berkeley.
- SHERIF M. e ISHIBASHI I. (1977), "Dynamic shear modulus for dry sands", J. of Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 102, No 102, GT 11.
- VUCETIC M. y DOBRY R. (1991), "Effect of soil plasticity on cyclic response", Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 117, No.1.