

EFECTO DE LAS CONDICIONES DE BORDE EN EL ENSAYO TRIAXIAL DE CARGA CICLICA NO DRENADO

Horacio MUSANTE*

Pedro ORTIGOSA**

RESUMEN

Uno de los problemas más comunes en dinámica de suelos consiste en estimar la potencialidad de licuación de suelos arenosos saturados cuando son sometidos a un movimiento sísmico. Para tal efecto, uno de los métodos frecuentemente utilizados en la práctica se basa en los resultados de ensayos triaxiales de carga cíclica no drenados realizados en probetas saturadas. En estos ensayos se trata de reproducir, en la mejor forma posible, las condiciones de terreno antes y durante el terremoto.

Se analiza la influencia de la membrana de goma utilizada en los ensayos para cubrir las probetas de suelo. Para tal efecto se desarrolla un modelo que incluye: i) la relación entre el cambio de volumen del esqueleto y las fatigas de corte cíclicas aplicadas a la probeta; ii) la relación entre los cambios de volumen del esqueleto y los incrementos de la presión de poros para la condición de borde introducida por la membrana. Mediante el empleo de este modelo es posible explicar los resultados de ensayos que a la fecha disponen los autores. El modelo predice una gran influencia de la "rigidez" de la membrana, la que debe tenerse en cuenta cuando se trate de utilizar los resultados de los ensayos para predecir el comportamiento en terreno. Se presenta en forma general un procedimiento para estimar la potencialidad de licuación de una masa de arena saturada sometida a un terremoto en el que se incluyen los factores más importantes que intervienen en el fenómeno.

*Ingeniero del IDIEM. Profesor de Mecánica de Suelos, Universidad Técnica Federico Santa María, Valparaíso.

**Ingeniero del IDIEM. Profesor de Mecánica de Suelos, Universidad de Chile, Santiago. Profesor de Mecánica de Suelos, Universidad Técnica Federico Santa María, Valparaíso.

INTRODUCCION

El esqueleto de un suelo arenoso sin cohesión que por alguna causa es sometido a sollicitaciones dinámicas tiende a compactarse. Como consecuencia de esta disminución de volumen, si el suelo está saturado, se inducen incrementos de presión de poros, u' , los cuales hacen disminuir las fatigas efectivas, $\bar{\sigma}$, y por lo tanto la resistencia al corte de la arena, $\tau_{máx}$:

$$\tau_{máx} = [\sigma - (u_0 + u')] \operatorname{tg} \phi = (\sigma - u) \operatorname{tg} \phi = \bar{\sigma} \operatorname{tg} \phi \quad (1)$$

Esta expresión indica, si se supone que el ángulo de fricción interna del suelo, ϕ , permanece relativamente constante durante la sollicitación dinámica, que existe un incremento de la presión de poros por sobre el valor inicial u_0 que podrá provocar la falla por corte del suelo. Si la presión de poros aumenta hasta anular las fatigas efectivas ($\sigma = u$), la resistencia al corte casi desaparece y la arena se comporta como un líquido viscoso en un cierto intervalo de deformaciones ("licuación" de arenas).

El conocimiento de la historia de los incrementos de la presión de poros durante la sollicitación dinámica es por lo tanto de gran importancia en el estudio del fenómeno de licuación de arenas. El valor de estos incrementos es evidentemente función de las características de compactación del esqueleto de suelo, de su permeabilidad y de las condiciones de drenaje. Así por ejemplo, en ensayos triaxiales drenados, en arenas densas, existe la tendencia a una disminución de volumen si las deformaciones se mantienen dentro de un rango relativamente pequeño, pasado el cual se produce dilatación. Por tal motivo para arenas densas en una situación no drenada se producirán incrementos positivos de la presión de poros si las deformaciones no exceden un cierto valor; si los esfuerzos de corte provocan deformaciones mayores la arena tenderá a aumentar de volumen con la consiguiente disminución de la presión de poros y aumento de la resistencia al corte. En ensayos triaxiales drenados en arenas sueltas se produce una disminución de volumen aun para grandes deformaciones. Por tal motivo, para arenas sueltas en una situación no drenada se producirán incrementos positivos de la presión de poros aun para grandes deformaciones, con la cual se originará una pérdida prolongada de la resistencia al corte y, por consiguiente, un colapso total de la estructura del suelo (licuación propiamente tal). Como es de suponer, en arenas de compacidad media la situación corresponde a un caso intermedio. Las condiciones de drenaje de la masa de arena así como también su permeabilidad influirán en la mayor o menor rapidez con que se disipen los incrementos de presión de poros. Así por ejemplo, para iguales condiciones de drenaje, la disipación será más rápida en arenas gruesas que en arenas finas, con lo cual la potencialidad de licuación del primer tipo de arena será menor.

Un procedimiento que tomara en cuenta los factores antes mencionados y

que los relacionara con la historia de solicitaciones inducidas por un terremoto permitiría estimar en forma bastante aceptable la historia de incrementos de presión de poros y, por consiguiente, la potencialidad de licuación de la masa arenosa. El objetivo fundamental de este estudio es analizar el grado de representatividad de los ensayos triaxiales de carga cíclica *no drenados* que se emplean comúnmente en la práctica como herramienta básica para tal estimación, específicamente en relación a la influencia de la membrana utilizada para cubrir las probetas.

ENSAYOS TRIAXIALES DE CARGA CICLICA

El concepto fundamental de los ensayos triaxiales de carga cíclica nació de un modelo simplificado de las solicitaciones que experimentaría un elemento de suelo en un estrato de arena saturada durante un terremoto. Para tal efecto se idealiza el movimiento sísmico como un tren de ondas de corte, las que se propagan verticalmente hacia la superficie libre del medio, dando como resultado esfuerzos de corte cíclicos, τ , en un plano horizontal, Fig. 1. Por lo tanto, los ensayos han estado enfocados^{1,2,3,4} a reproducir esfuerzos de corte cíclicos en una probeta de arena saturada. Estos ensayos se realizan en condición no drenada, porque las dificultades que entrañaría un ensayo con drenaje controlado serían muy grandes y porque se piensa a priori que la disipación de presión de poros durante el tiempo que dura el terremoto es despreciable.

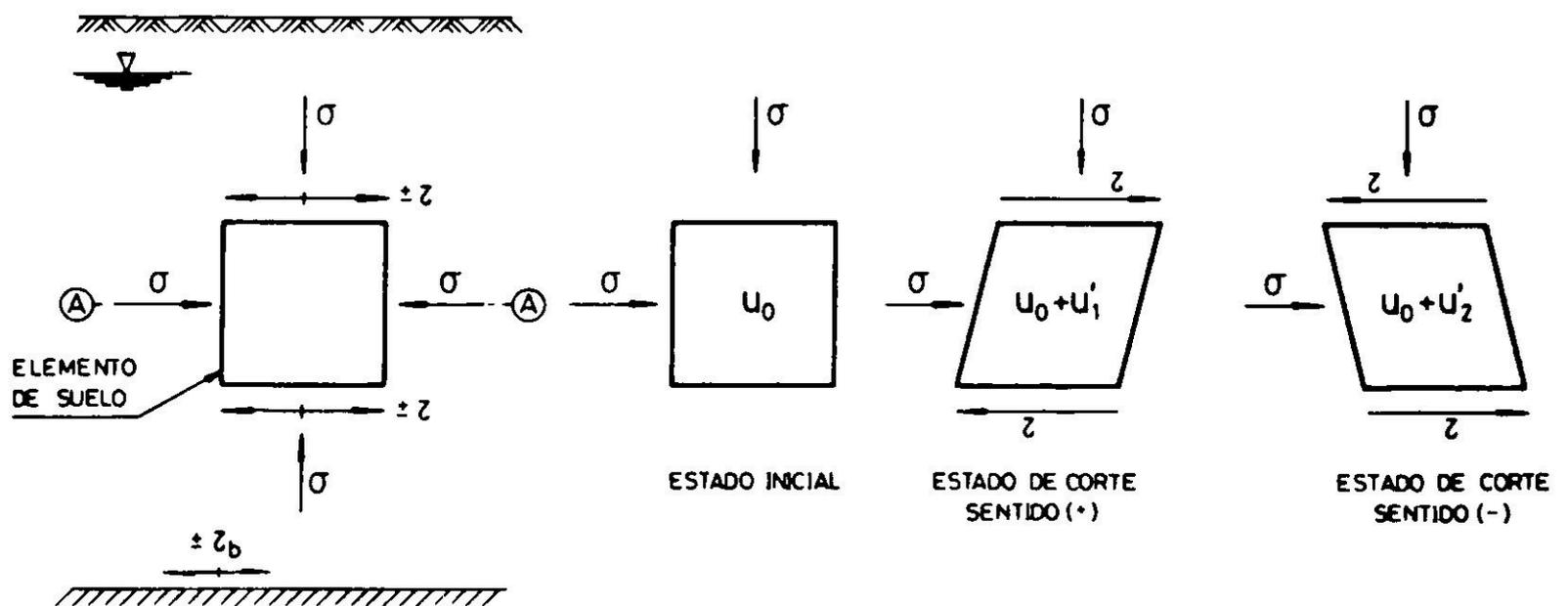


Fig. 1. Condiciones de fatigas idealizadas para un elemento de suelo durante un sismo.

Uno de los ensayos comúnmente usados para lograr el objetivo deseado consiste en la aplicación de una fatiga desviadora cíclica, $\pm \sigma_{dp}$, sobre una probeta de arena saturada cubierta por una membrana de goma, confinada inicialmente en forma isotrópica en una cámara triaxial a una cierta fatiga σ_{30} y no permitiendo el drenaje. La fatiga desviadora se aplica mediante cargas y descargas verticales de magnitud y períodos constantes, las que inducen los esfuerzos de corte

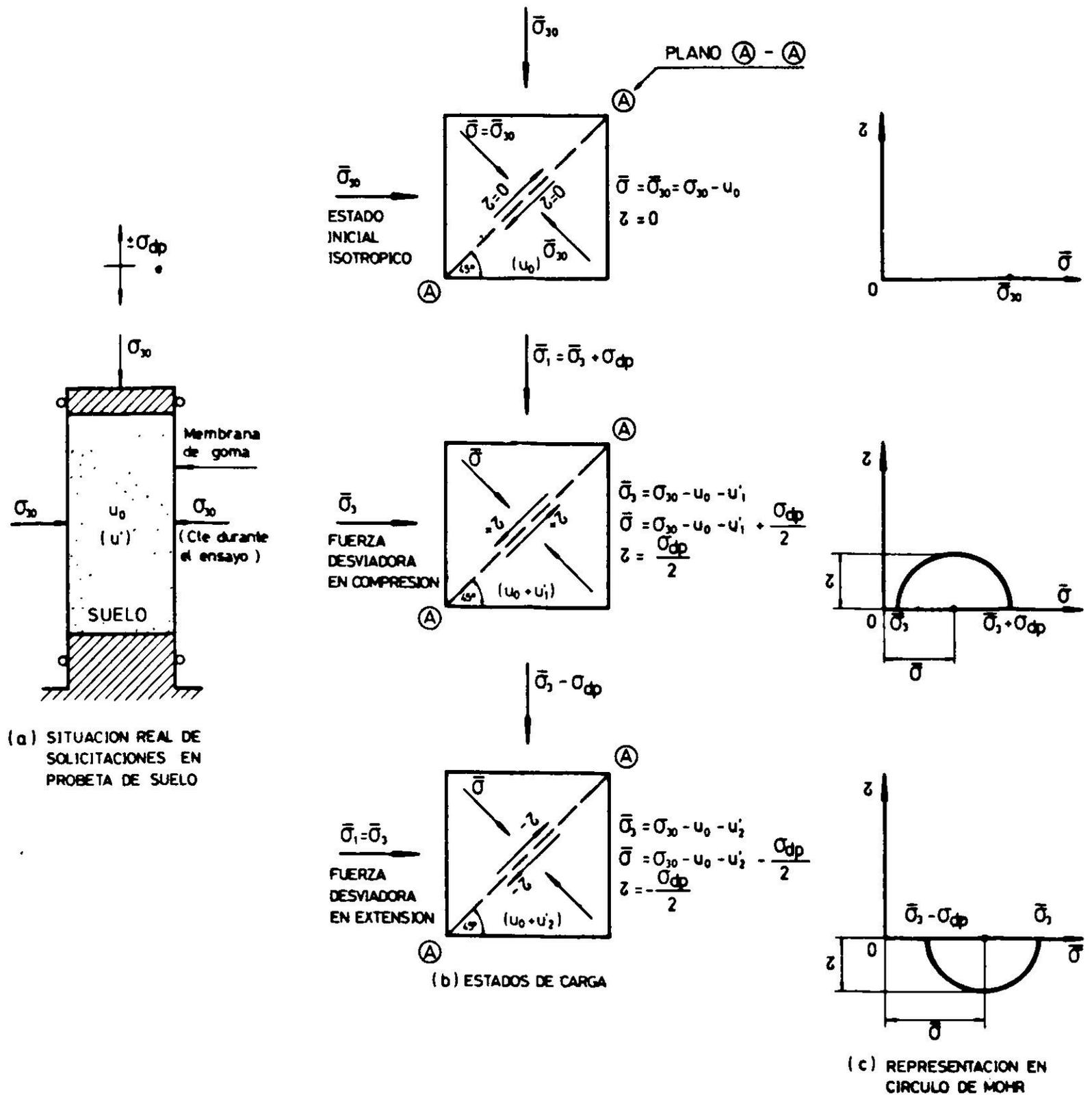


Fig. 2. Estados de fatigas totales y efectivas en ensayo triaxial de carga cíclica.

máximos a 45° con respecto a los planos principales de la probeta, Fig. 2. Durante el ensayo se mide el incremento de la presión de poros y la fatiga desviadora en función del número de ciclos carga-descarga, N , aplicados a la probeta. Otros factores considerados en el ensayo son la forma y la frecuencia de los ciclos de carga-descarga. Los pulsos de carga con forma triangular (similares a los de un terremoto) dan resultados ligeramente diferentes a los obtenidos para pulsos rectangulares^{5,6}. La frecuencia de aplicación de la carga, f , no afecta los resultados de los ensayos en tanto que se esté dentro de un rango comprendido entre 1/6 y 4 cps lo cual es representativo del rango de frecuencias de la mayoría de los terremotos³. Aparentemente no existen ensayos destinados a analizar la influencia del espesor de la membrana.

CARACTERÍSTICAS DE LAS ARENAS UTILIZADAS

Se realizaron ensayos triaxiales de carga cíclica no drenados utilizando dos tipos de arena que se denominarán arena media y arena Wing Beach. La primera de ellas se obtuvo tamizando entre las mallas N^os. 10 y 40 ASTM una arena empleada en el laboratorio de Mecánica de Suelos del IDIEM para efectuar determinaciones de densidad natural en terreno. Esta arena se obtuvo de la localidad de San Sebastián, en las cercanías del puerto de San Antonio y su utilización obedeció al hecho de ser muy homogénea, lo que permitía mantener sus características en los ensayos.

La arena Wing Beach proviene de dunas existentes a lo largo de la costa central al Norte del Estado de Massachusetts y fue proporcionada por el profesor Kenneth Lee de la Universidad de California, Los Angeles (UCLA). Esta arena se empleó con el fin de comparar resultados de ensayos realizados en MIT, UCLA y el IDIEM.

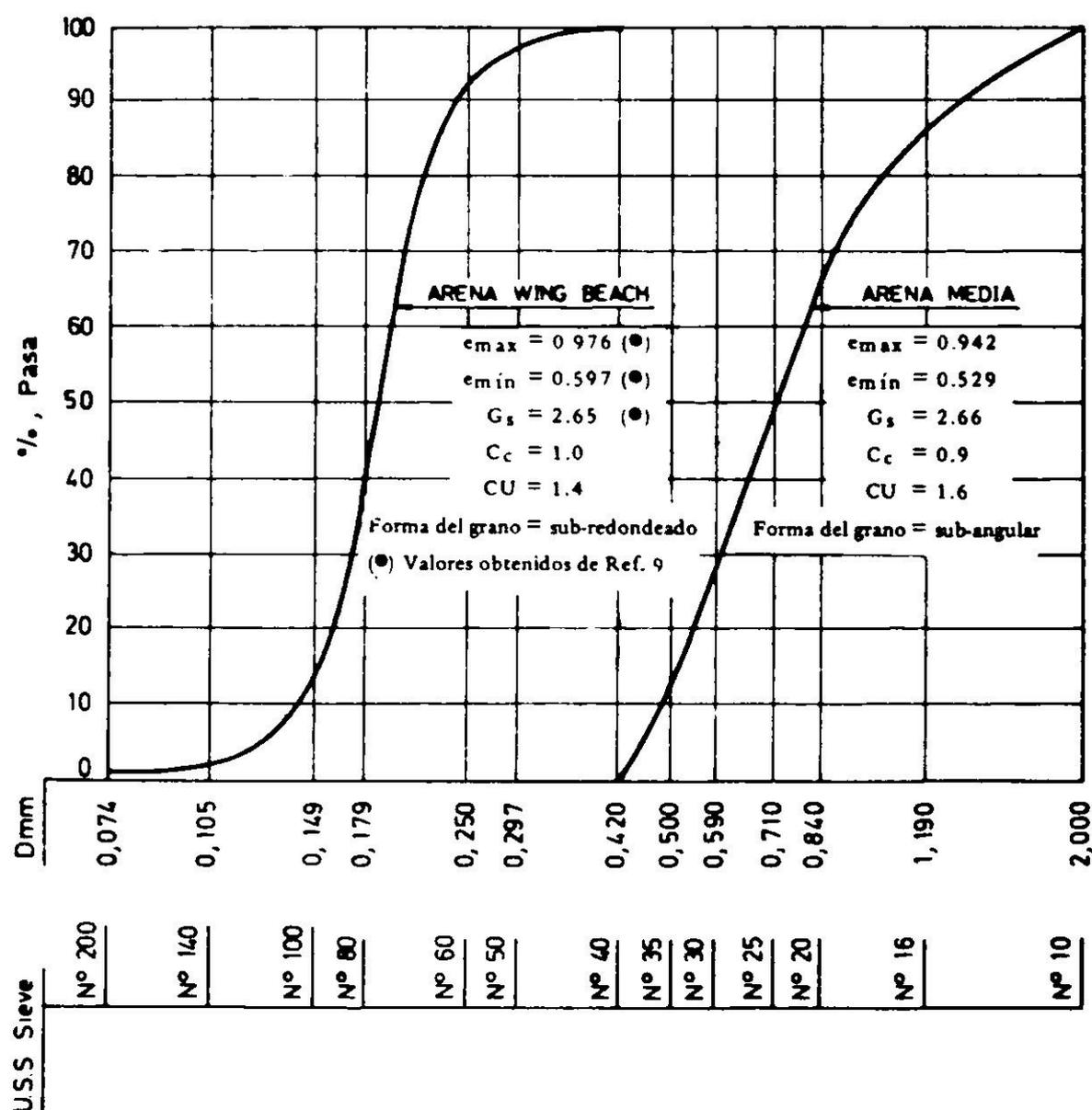
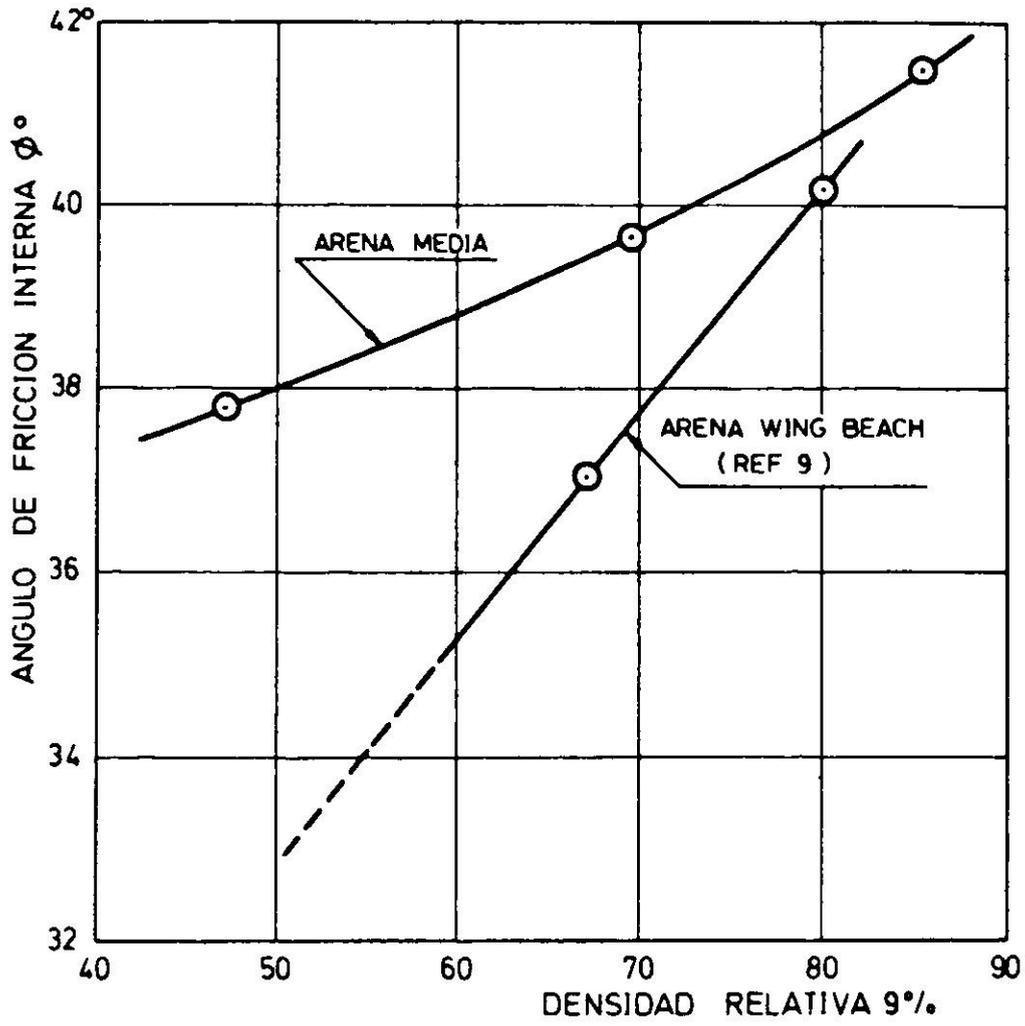


Fig. 3. Características de las arenas utilizadas en los ensayos.

En la Fig. 3 se presentan las granulometrías de las dos arenas así como también las razones de vacíos máximas, $e_{máx}$, y mínimas, $e_{mín}$, el peso específico



NOTA: Los valores de ϕ para arena media se obtuvieron de ensayos triaxiales drenados en compresión.

Fig. 4. Angulo de fricción interna vs densidad relativa.

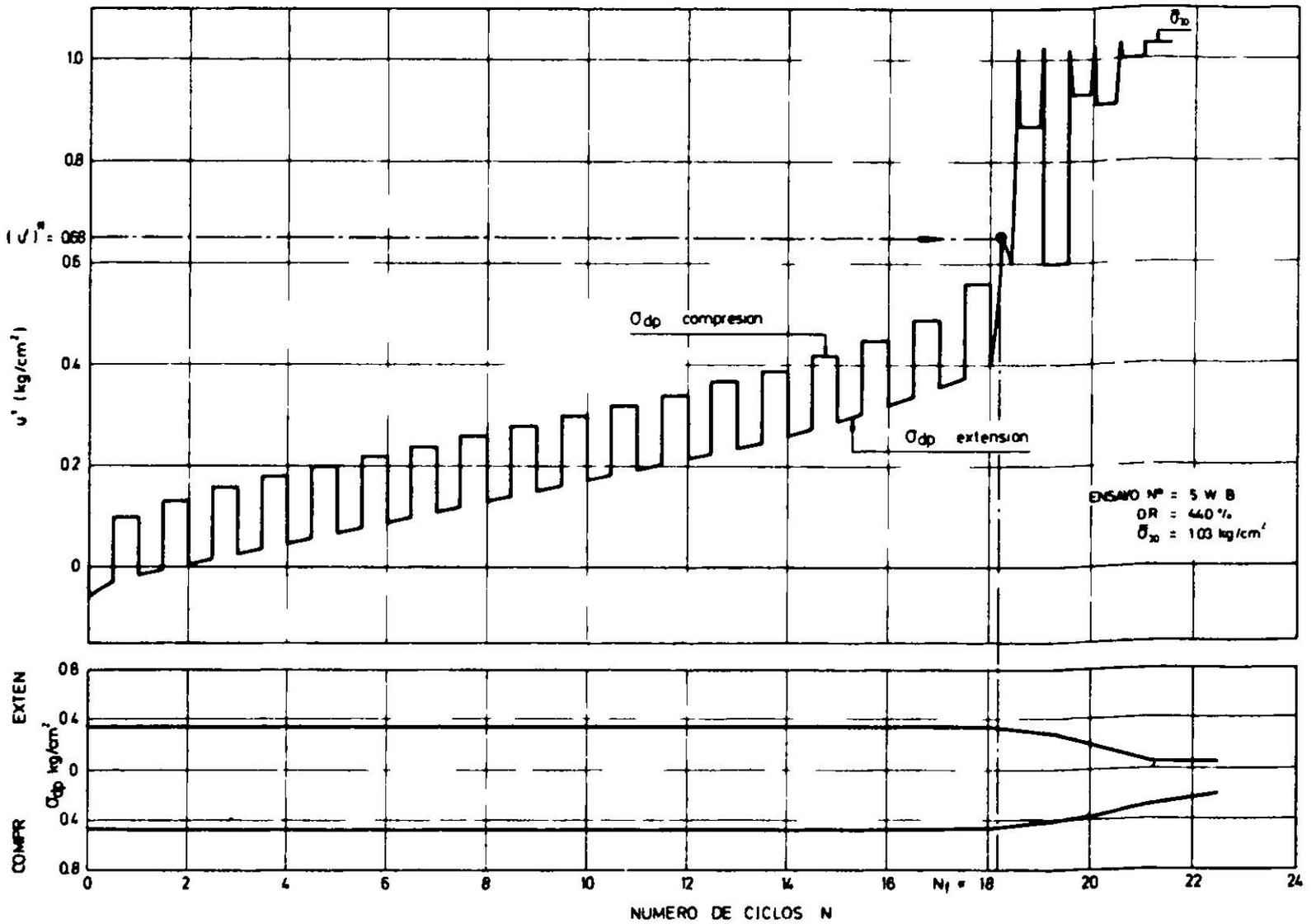


Fig. 5. Incrementos de presión de poros y fatiga desviadora vs número de ciclos: arena Wing Beach.

de partículas, G_c , el coeficiente de curvatura, C_c , y el coeficiente de uniformidad, CU . En la Fig. 4 se han graficado los valores del ángulo de fricción interna en función de la densidad relativa, DR , para ambas arenas.

RESULTADOS DE LOS ENSAYOS

En la Fig. 5 se presentan los resultados típicos de un ensayo triaxial de carga cíclica no drenado. En dicha figura se ha llevado en abscisas el número de ciclos de carga, N , y en ordenadas las fatigas desviadoras, σ_{dp} , y el incremento de presión de poros, u' .

Se consideró para los efectos de definir la falla el instante en que la trayectoria de fatigas efectivas intersecta la envolvente de falla. En la Fig. 6 se indica la envolvente de falla y la trayectoria de fatigas efectivas correspondientes al ensayo de la Fig. 5 con las cuales se determinó el incremento de presión de poros, u'^* , en la falla. Con dicho incremento se obtuvo el número de ciclos, N_f , necesarios para producir la falla, Fig. 5. En la Fig. 7 se presenta en forma normalizada la variación de la presión de poros en función del número de ciclos aplicados sobre probetas de arena media. Los resultados corresponden a ensayos para fatigas de confinamiento isotrópico inicial, $\bar{\sigma}_{30}$, iguales a $1,0 \text{ kg/cm}^2$ y a densidades relativas, DR , comprendidas entre 45 y 75% aproximadamente⁷. En la Fig. 8 se indican las curvas normalizadas para probetas de arena Wing Beach correspondientes a fatigas efectivas de confinamiento isotrópico iguales a 1.0 y

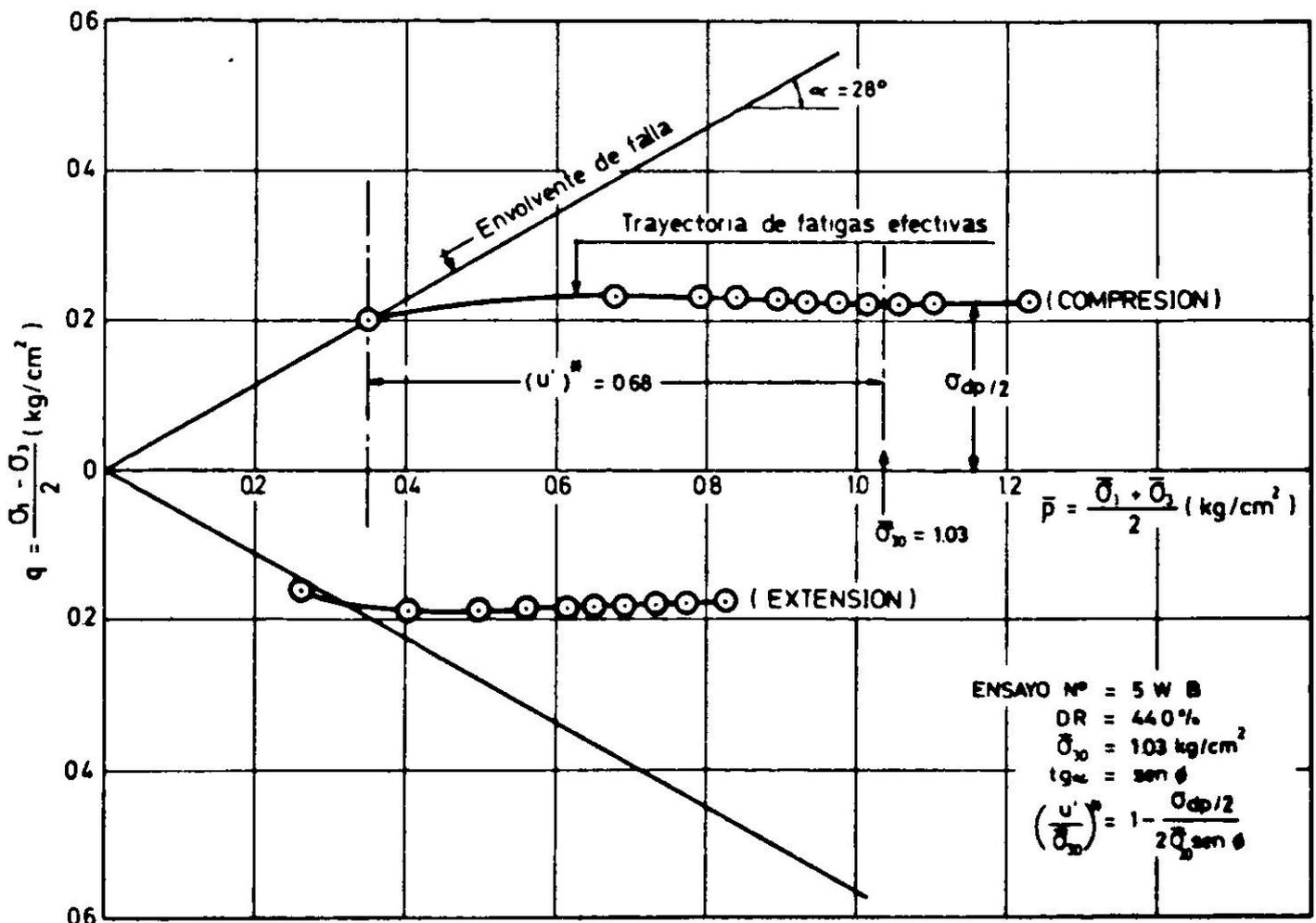


Fig. 6. Trayectoria de fatigas efectivas: arena Wing Beach.

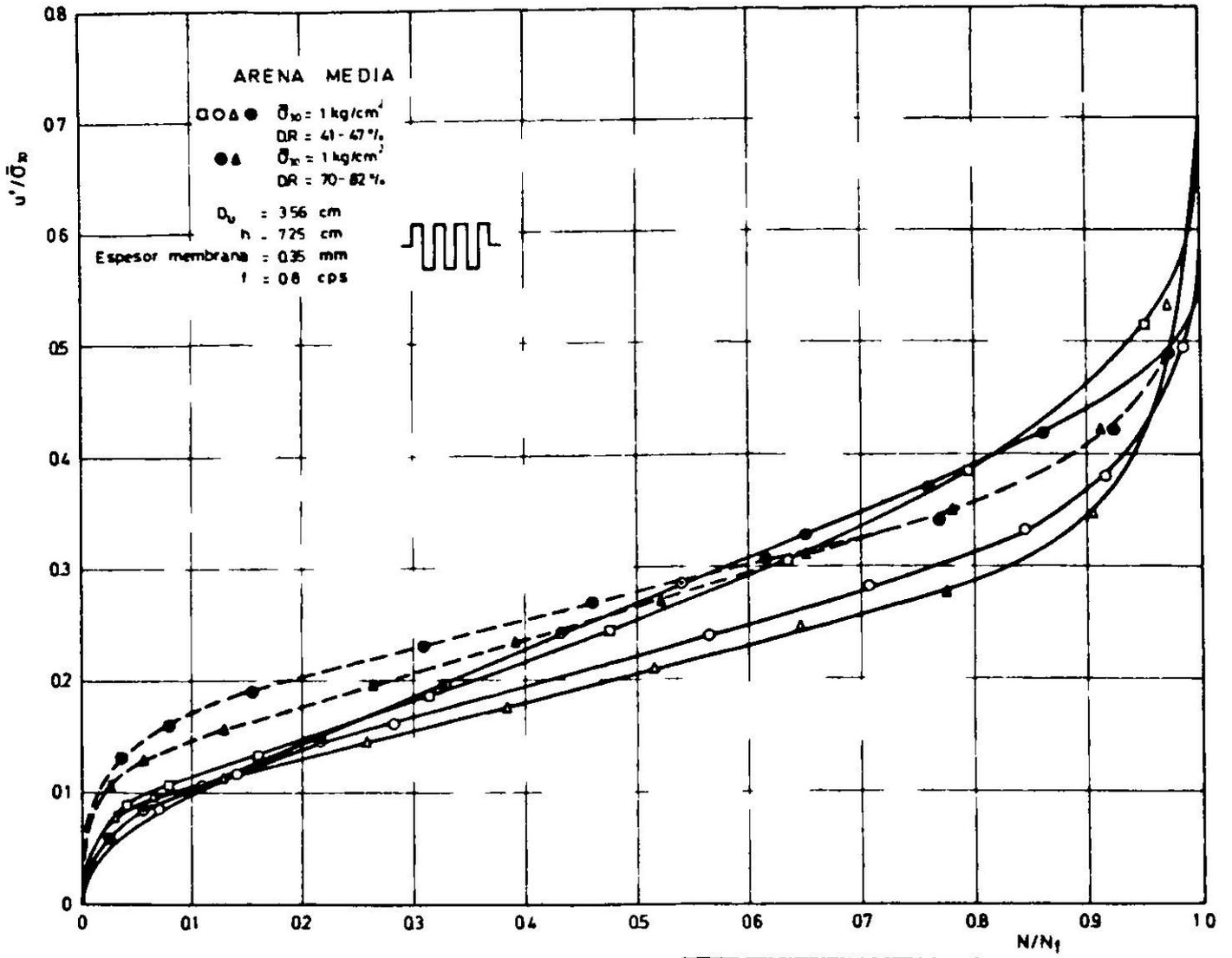


Fig. 7. Curvas normalizadas para la variación de la presión de poros en función del número de ciclos: arena media.

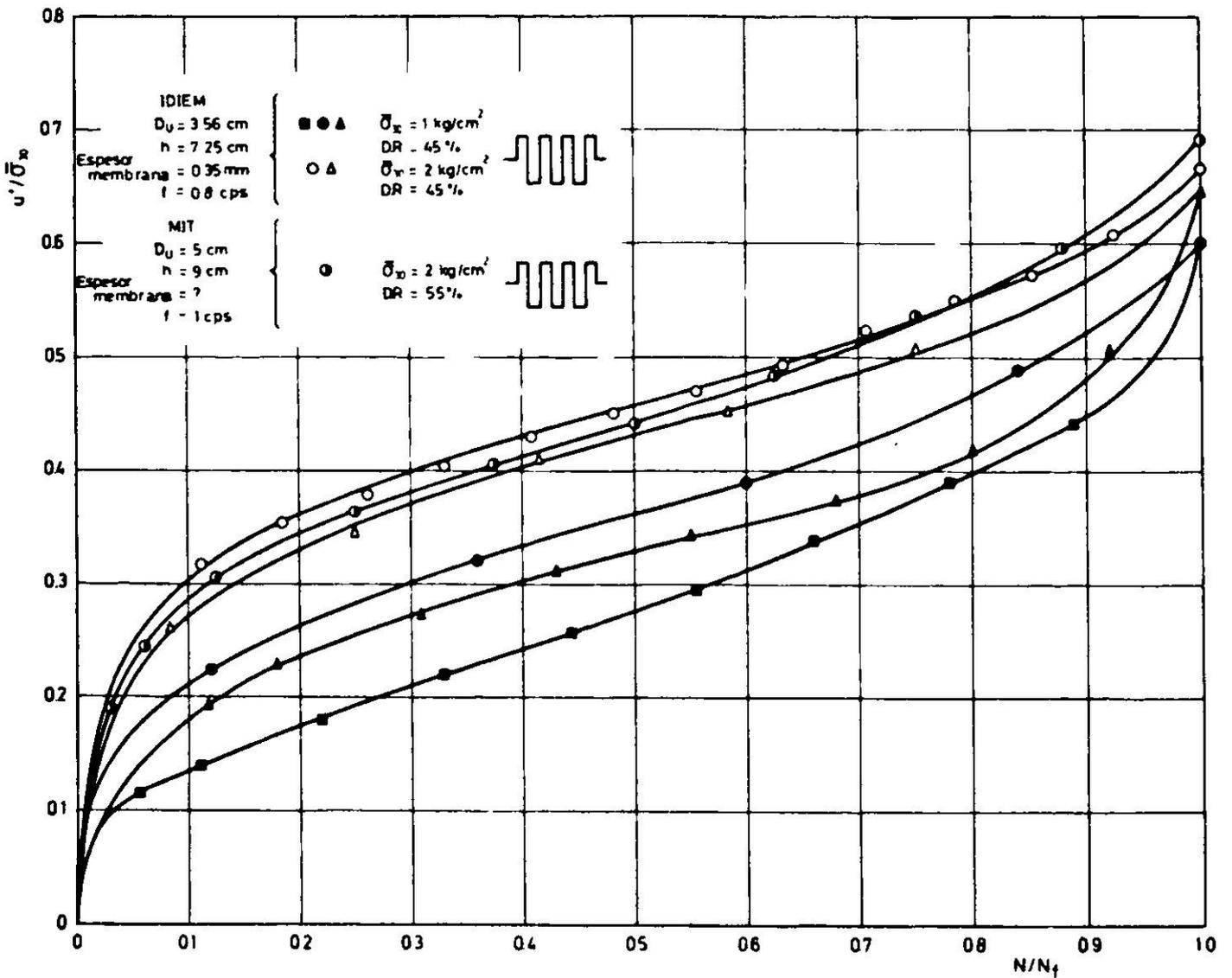


Fig. 8. Curvas normalizadas para la variación de la presión de poros en función del número de ciclos: arena Wing Beach.

2.0 kg/cm² y densidades relativas comprendidas entre 45 y 60% aproximadamente. En esta figura se incluyen resultados obtenidos en ensayos realizados en MIT⁹ e IDIEM⁷. En la Fig. 9 se ha graficado la fatiga desviadora en función del

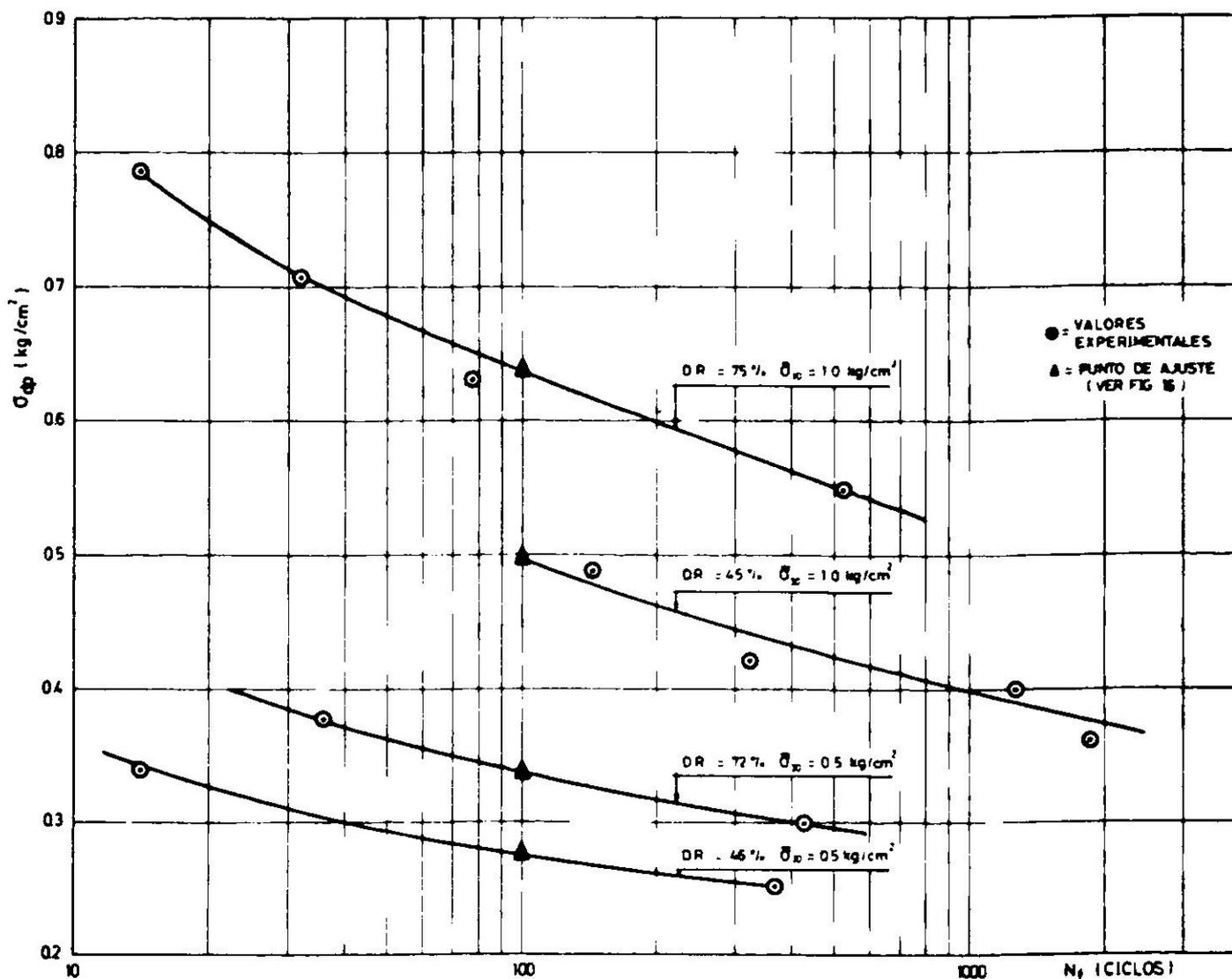


Fig. 9. Fatiga desviadora vs número de ciclos de carga-descarga para producir falla en arena media.

número de ciclos necesarios para producir falla en probetas de arena media confinadas a 0,5 y 1,0 kg/cm² y con densidades relativas comprendidas entre 45 y 75%. En la Fig. 10 se presentan los valores de σ_{dp} vs N_f obtenidos en probetas de arena Wing Beach confinadas a 1,0 y 2,0 kg/cm² y con densidades relativas iguales a 50%. En esta figura se incluyen los valores obtenidos en ensayos realizados en MIT⁹, IDIEM⁷ y UCLA*.

MODELO SIMPLE DE LOS ENSAYOS TRIAXIALES DE CARGA CICLICA NO DRENADOS

Para analizar en mejor forma los resultados de los ensayos triaxiales de carga cíclica no drenados, se desarrolló un modelo simplificado que representara el fenómeno de "licuación" que ocurre en dichos ensayos. Con el modelo no se pretendió encontrar una relación rigurosa, sino plantear en forma analítica con-

(*) Los resultados de los ensayos realizados en UCLA fueron proporcionados por el Profesor Kenneth Lee.

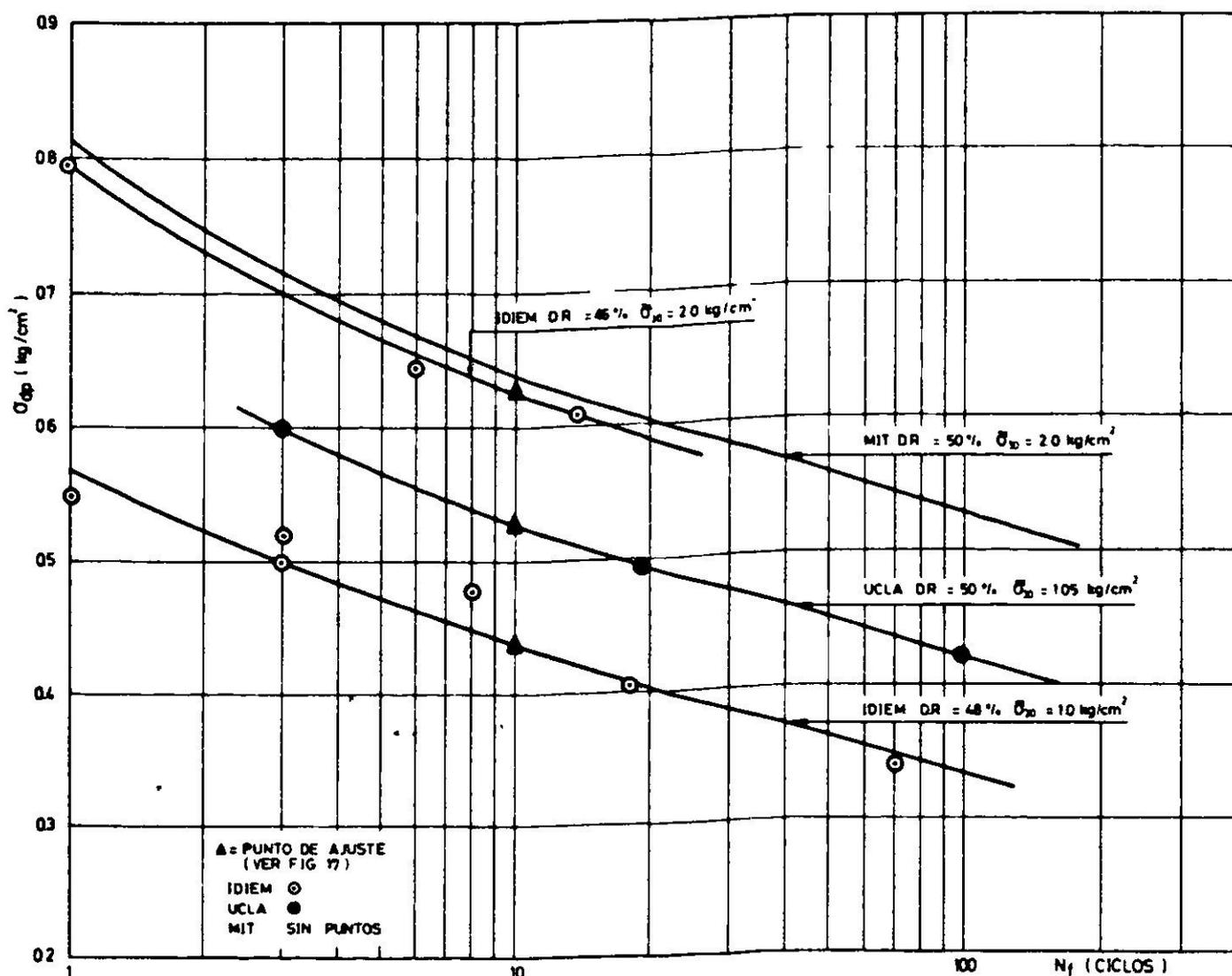


Fig. 10. Fatiga desviadora vs número de ciclos de carga-descarga para producir falla en arena Wing Beach.

ceptos físicos fundamentales sobre el fenómeno y comparar los resultados de los ensayos con los obtenidos de dicho modelo. Se consideraron dos aspectos fundamentales en su planteamiento:

Una relación entre el incremento de presión de poros y el cambio de razón de vacíos del esqueleto de suelo en una probeta de arena saturada en condiciones no drenadas.

Una relación entre el cambio de razón de vacíos del esqueleto del suelo, la fatiga desviadora, la presión efectiva de confinamiento y el número de ciclos de aplicación de la carga.

Mediante la integración de estas dos relaciones se estableció una expresión que permite interpretar en forma bastante aceptable los resultados obtenidos en los ensayos.

Relación entre el incremento de presión de poros y el cambio de la razón de vacíos del esqueleto.

En la Fig. 11 se presenta esquemáticamente la configuración de partículas de una probeta de arena saturada confinada isotrópicamente a una presión de cámara σ_{30} .

Se definen los siguientes términos:

V_s = Volumen de sólidos

V_{ve} = Volumen de huecos del esqueleto

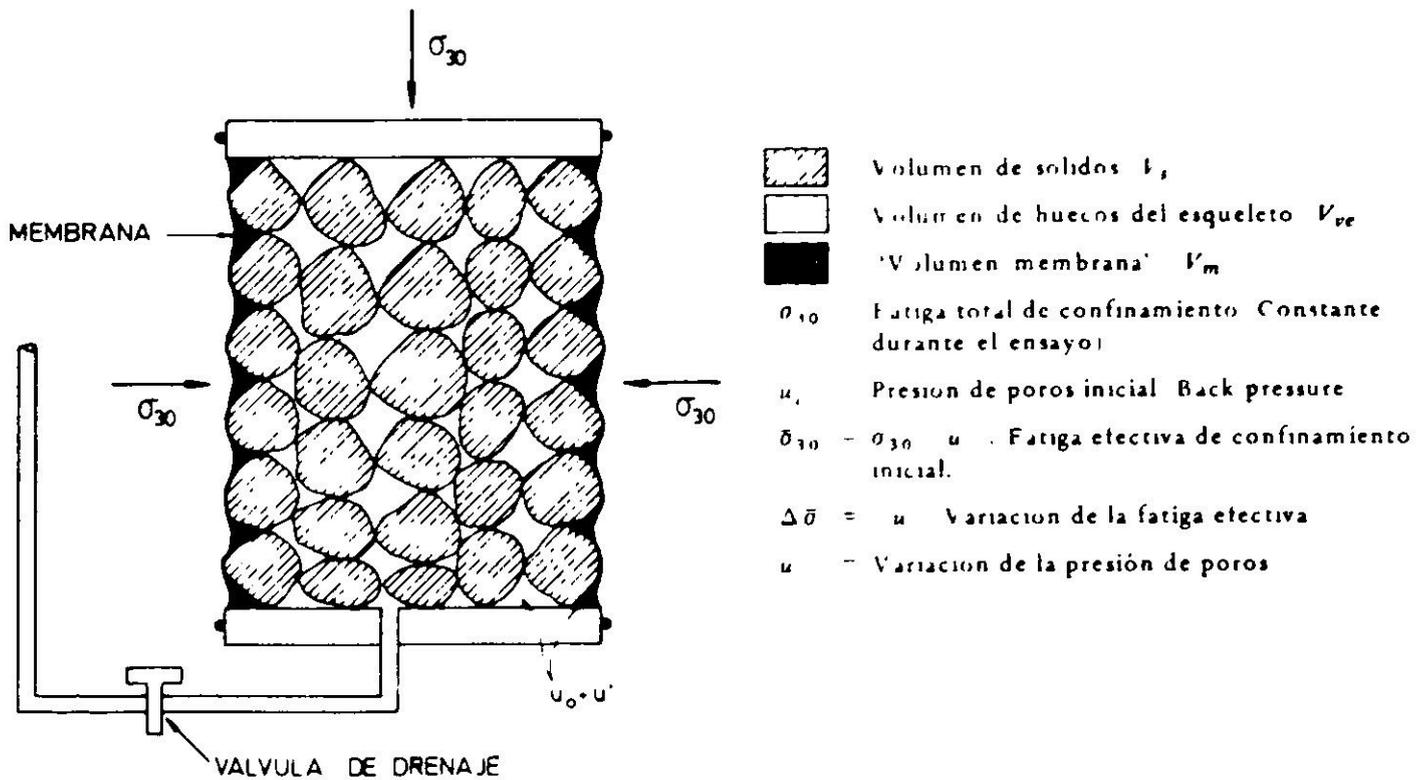


Fig. 11. Esquema para analizar la influencia de la membrana en un ensayo de carga cíclica no drenado.

V_m = Volumen de los huecos adyacentes a la membrana ("Volumen membrana")
 $V = V_m + V_{ve} + V_s$ (Volumen total de la probeta)

Ensayo drenado, D .

Se incrementa la presión de poros (válvula de drenaje abierta) manteniendo constante la presión de cámara, lo cual provoca un aumento del volumen V dado por la relación siguiente:

$$\Delta V = \Delta V_m + \Delta V_{ve} + \Delta V_s \quad (2)$$

Si se considera que $\Delta V_s = 0$ y que $\Delta V_{ve} \ll \Delta V_m$ se concluye que $\Delta V \approx \Delta V_m$, lo que físicamente indicaría que la membrana tiende a una posición tangente a las partículas perimetrales de la probeta a medida que se incrementa la presión de poros. Si el incremento de presión u' es tal que $u_0 + u' > \sigma_{30}$ la membrana puede inflarse hasta reventar como un globo. La variación de la razón de vacíos total de la probeta estará dada por la expresión:

$$(\Delta e)_D = \frac{\Delta V}{V_s} = \frac{\Delta V_m + \Delta V_{ve}}{V_s}$$

$$(\Delta e)_D \approx \frac{\Delta V_m}{V_s} \quad (3)$$

En esta expresión ΔV_m es positivo si u' es positivo.

Ensayo no drenado, U

Corresponde al caso en que, estando cerrada la válvula de drenaje, se aplican sobre la probeta fatigas desviadoras cíclicas a partir del estado inicial de confinamiento isotrópico. Si σ_{30} se mantiene constante durante la aplicación de las sollicitaciones

se tienen precisamente las condiciones de un ensayo triaxial de carga cíclica no drenado. Para esta situación la variación del volumen V estará dada por:

$$\Delta V = \Delta V_m + \Delta V_{ve} + \Delta V_s$$

Si se considera que $\Delta V_s = 0$ y que $\Delta V = 0$ (ensayo no drenado) se concluye que $-\Delta V_{ve} = \Delta V_m$, lo que físicamente indicaría que el esqueleto de suelo, al experimentar una disminución de volumen, $-\Delta V_{ve}$, debida a la aplicación de las cargas cíclicas, produce un incremento de la presión de poros que se traduce en un aumento ΔV_m del "volumen membrana". La variación de la razón de vacíos del esqueleto queda expresada como:

$$\begin{aligned} (\Delta e_e)_U &= \frac{\Delta V_{ve}}{V_s} \\ \Delta V_{ve} &= -\Delta V_m \\ (\Delta e_e)_U &= -\frac{\Delta V_m}{V_s} \end{aligned} \quad (4)$$

En esta expresión ΔV_m es positivo si u' es positivo.

Si tanto para el caso drenado como para el no drenado se disponen probetas confeccionadas utilizando arenas y membranas idénticas y si además las densidades relativas y las fatigas efectivas de confinamiento son iguales, se tendrá que los cambios de volumen de la membrana estarán determinados por una función de u' única para ambos casos. Designando por S el área perimetral de las probetas es posible expresar los cambios de volumen de la membrana a través de las relaciones siguientes:

$$(\Delta V_m)_D = (S)_D f(u') \quad (5)$$

$$(\Delta V_m)_U = (S)_U f(u') \quad (6)$$

De acuerdo a esto las expresiones (3) y (4) se transforman en:

$$(\Delta e)_D = \frac{(S)_D f(u')}{(V_s)_D} \quad (7)$$

$$(\Delta e_e)_U = \frac{(S)_U f(u')}{(V_s)_U} \quad (8)$$

Si se consideran probetas cilíndricas en las que se designa por h su altura, por D su diámetro y por γ_d la densidad seca de la arena, es posible establecer lo siguiente:

$$\frac{S}{V_s} = \frac{\pi Dh}{\frac{\gamma_d V}{G_s}} = \frac{4\pi Dh}{\frac{\gamma_d}{G_s} \pi D^2 h} = \frac{4 G_s}{\gamma_d} \frac{1}{D} \quad (9)$$

Designando por k al término $\frac{4 G_s}{\gamma_d}$ la razón $\frac{S}{V_s}$ queda expresada como:

$$\frac{S}{V_s} = k \frac{1}{D} \quad (10)$$

Reemplazando en (7) y (8) la razón entre el área perimetral y el volumen de sólidos se establece:

$$(\Delta e)_D = \frac{k}{D_D} f(u') \quad (11)$$

$$(\Delta e_e)_U = \frac{k}{D_U} f(u') \quad (12)$$

Definiendo la función $F_D(u') = \frac{k}{D_D} f(u')$ se establece finalmente la siguiente relación:

$$(\Delta e_e)_U = \frac{D_D}{D_U} F_D(u') \quad (13)$$

Esta expresión indica que si se determina para una cierta arena la relación que liga el valor de Δe con u' a través de un ensayo drenado (se determina $F_D(u')$), es posible conocer la relación entre la variación de la razón de vacíos del esqueleto y los incrementos de presión de poros para un ensayo triaxial de carga cíclica no drenado, en tanto que ambos ensayos se efectúen en probetas confeccionadas a igual DR , sometidas a las mismas fatigas efectivas de confinamiento y cuando las membranas empleadas en ambos casos sean similares.

En la Fig. 12 se presentan los resultados de ensayos drenados en arena media utilizados para determinar la función $F_D(u')$. El diámetro de la probeta utilizada en estos ensayos es igual al de las probetas empleadas en los ensayos triaxiales de carga cíclica, con lo cual la razón $D_D/D_U = 1$.

En la Tabla I se presentan las funciones $F_D(u')$ para arena media y arena Wing Beach obtenidas con diferentes valores de DR y $\bar{\sigma}_{30}$ a través de ensayos drenados en los cuales $D_D \approx 3,56$ cm y $h \approx 7,25$ cm; el espesor de la membrana utilizada en los ensayos fue de 0.35 mm.

Relación entre el cambio de la razón de vacíos del esqueleto, la fatiga desviadora, la presión efectiva de confinamiento y el número de ciclos

Basándose en resultados de ensayos drenados de corte directo efectuados en arena seca⁸ es posible establecer una relación del tipo:

$$\xi_v \approx a' \gamma_{xy}^{\frac{1}{m}} N^K ; N < 200 \tag{14}$$

ξ_v = deformación unitaria vertical de la probeta de arena.

$\pm \gamma_{xy}$ = desangulación cíclica impuesta a la probeta.

N = números de ciclos de aplicación de la desangulación $\pm \gamma_{xy}$

a' = constante cuyo valor depende del tipo de arena y de su densidad relativa.

K, m = constantes que dependen fundamentalmente del tipo de arena y de su densidad relativa.

Por otra parte, es posible expresar la desangulación γ_{xy} en función de la fatiga de corte τ_{xy} y del módulo de corte, G , de la arena a través de la relación siguiente:

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{G} \tag{15}$$

Los resultados de los ensayos drenados de corte directo indican además que

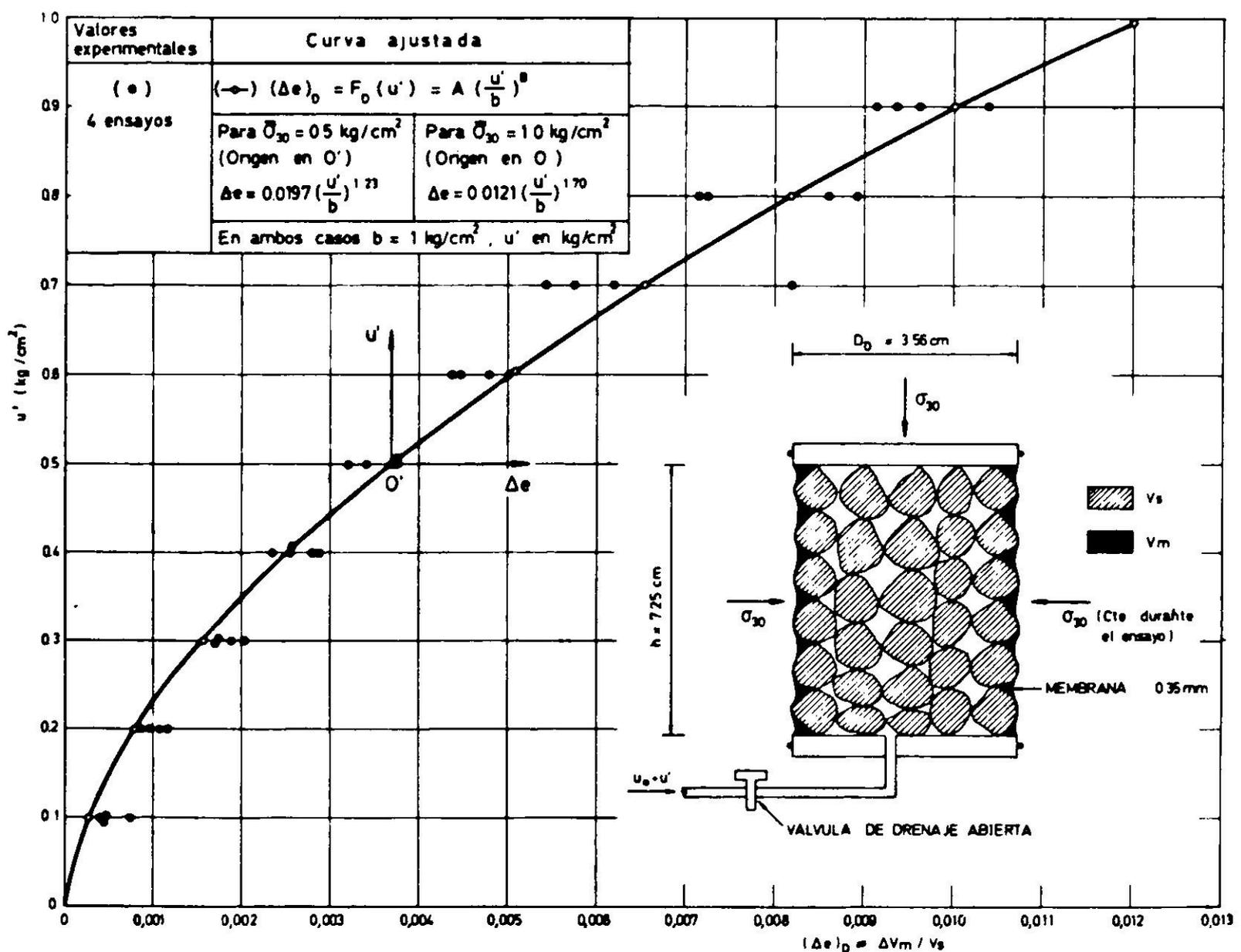


Fig. 12. Variación de la razón de vacíos de la probeta en función de la variación de la presión de poros: ensayo drenado en arena media con $DR = 45$ a 50% .

TABLA I
VALORES DE LA FUNCION $F_D(u')$

| $F_D(u') = A \left(\frac{u'}{b}\right)^B$ | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| $b = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ | | | | | |
| $u' \text{ en kg/cm}^2$ | | | | | |
| Arena Media | | | | Arena Wing Beach | |
| DR \approx 45 % | | DR \approx 75 % | | DR \approx 50 % | |
| $\bar{\sigma}_{30} = 0.5 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 0.5 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 2.0 \text{ kg/cm}^2$ |
| $0,0197 \left(\frac{u'}{b}\right)^{1,23}$ | $0,0121 \left(\frac{u'}{b}\right)^{1,70}$ | $0,027 \left(\frac{u'}{b}\right)^{1,5}$ | $0,0112 \left(\frac{u'}{b}\right)^{1,5}$ | $0,0092 \left(\frac{u'}{b}\right)^{1,5}$ | $0,004 \left(\frac{u'}{b}\right)^{1,5}$ |

es posible expresar el módulo de corte, G , en función de la fatiga vertical efectiva, $\bar{\sigma}_v$, aplicada sobre la probeta de arena. La relación entre estos dos parámetros puede expresarse a través de la siguiente ecuación⁸:

$$G = K_n (\bar{\sigma}_v)^n \quad (16)$$

n, K_n = Constantes que dependen fundamentalmente del tipo de arena y del valor de la desangulación γ_{xy} .

Reemplazando el valor de G en la expresión (15) se obtiene:

$$\gamma_{xy} = \frac{\tau_{xy}}{K_n (\bar{\sigma}_v)^n} \quad (17)$$

Reemplazando en (14) el valor de γ_{xy} expresado en la relación (17) y considerando que

$$\xi_v = \frac{\Delta e_e}{1 + e_o}$$

se establece:

$$\Delta e_e = a' (1 + e_o) \left(\frac{\tau_{xy}}{K_n}\right)^{\frac{1}{m}} \frac{N^K}{(\bar{\sigma}_v)^{n/m}}$$

Designando por a el término $a' (1 + e_o)$ se tiene finalmente que:

$$\Delta e_e = a \left(\frac{\tau_{xy}}{K_n}\right)^{\frac{1}{m}} \frac{N^K}{(\bar{\sigma}_v)^{n/m}} \quad (18)$$

Δe_e = Variación de la razón de vacíos del esqueleto de suelo.

a = Constante cuyo valor depende de las características de la arena y de su densidad relativa, ya que tanto a' como la razón de vacíos inicial (e_o) son funciones de esos parámetros.



Para un ensayo triaxial de carga cíclica no drenado los valores de τ_{xy} y $\bar{\sigma}_v$ en un plano orientado a 45° con respecto a la horizontal, plano A - A de la Fig. 2, pueden expresarse como:

$$\tau_{xy} = \frac{\sigma_{dp}}{2}$$

$$\bar{\sigma}_v = \bar{\sigma}_{30} - u'$$

Debido a la diferencia que se produce entre los estados de fatigas en una probeta triaxial y en una de corte directo a raíz de que las condiciones de borde son distintas en ambos ensayos, la relación (18) puede aplicarse al caso del triaxial previa incorporación de un factor de corrección, C. De acuerdo a esto, la variación de la razón de vacíos del esqueleto de suelo en un ensayo triaxial de carga cíclica no drenado puede expresarse en forma aproximada a través de la siguiente relación:

$$(\Delta e_e)_U = C a \left(\frac{\sigma_{dp/2}}{K_n} \right)^{\frac{1}{m}} \frac{N^K}{(\bar{\sigma}_{30} - u')^{n/m}} \quad (19)$$

Por otra parte, el término $(\Delta e_e)_U$ puede expresarse en la forma

$$(\Delta e_e)_U = A \left(\frac{u'}{b} \right)^B$$

con lo cual la expresión (19) se transforma en la siguiente ecuación:

$$\left(\frac{K_n}{\sigma_{dp/2}} \right)^{\frac{1}{K m}} \left(\frac{A}{C a} \right)^{\frac{1}{K}} \left(\frac{\bar{\sigma}_{30}}{b} \right)^{\frac{n}{m K} + \frac{B}{K}} \left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} \right)^{\frac{B}{K}} \left(1 - \frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} \right)^{\frac{n}{m K}} = N \quad (20)$$

en que $b = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ si $\bar{\sigma}_{30}$ se expresa en Kg/cm^2

Esta ecuación es válida para

$$\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} < \frac{u'^*}{\bar{\sigma}_{30}}$$

en que u'^* corresponde al incremento de presión de poros en la falla, Fig. 6, el que queda definido por la relación siguiente:

$$u'^* = \bar{\sigma}_{30} - \frac{\sigma_{dp/2}}{\text{sen } \phi} \quad (21)$$

Para valores de u' ligeramente inferiores o mayores que u'^* comienza a producirse "plastificación" del suelo ya que la probeta "falla". Esto se traduce en una disminución del valor de $\sigma_{dp/2}$ y en un aumento considerable de las deformaciones (inicio de la "licuación"). Por consiguiente, si se considera el rango de validez estipulado para la ecuación (20), dentro del cual las deformaciones γ_{xy}

de la probeta experimentan incrementos muy pequeños^{3,4,9}, los valores de K , m , K_n , n y a pueden considerarse virtualmente constantes durante el ensayo. Es preciso señalar además que la relación (14) se dedujo a partir de ensayos en los cuales el valor de γ_{xy} es constante. Sin embargo, durante el ensayo triaxial dicho valor presenta incrementos pequeños debido a que $\bar{\sigma}_v = \bar{\sigma}_{30} - u'$ disminuye a medida que u' aumenta^{3,4,9}. Este hecho invalidaría el uso de dicha relación en el análisis del ensayo triaxial de carga cíclica. Sin embargo, se considera a priori que la variación de γ_{xy} en función del número de ciclos sería muy pequeña lo cual se demostrará más adelante.

ANALISIS DE LOS RESULTADOS EN RELACION AL MODELO PROPUESTO

La ecuación (20) puede escribirse en la forma siguiente:

$$\left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}}\right)^{\frac{B}{K}} \left(1 - \frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}}\right)^{\frac{n}{mK}} = C_1 N \tag{22}$$

en que:

$$C_1 = \frac{1}{\left(\frac{K_n}{\sigma_{dp}}\right)^{\frac{1}{K}m} \left(\frac{A}{Ca}\right)^{\frac{1}{K}} \left(\frac{\bar{\sigma}_{30}}{b}\right)^{\frac{n}{mK} + \frac{B}{K}}}$$

en que $b = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ si $\bar{\sigma}_{30}$ se expresa en kg/cm^2 .

Basándose en esta expresión es posible determinar los valores $C_1 N$ en función de $\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}}$ obteniéndose curvas "teóricas" similares a la indicada en la Fig. 13.

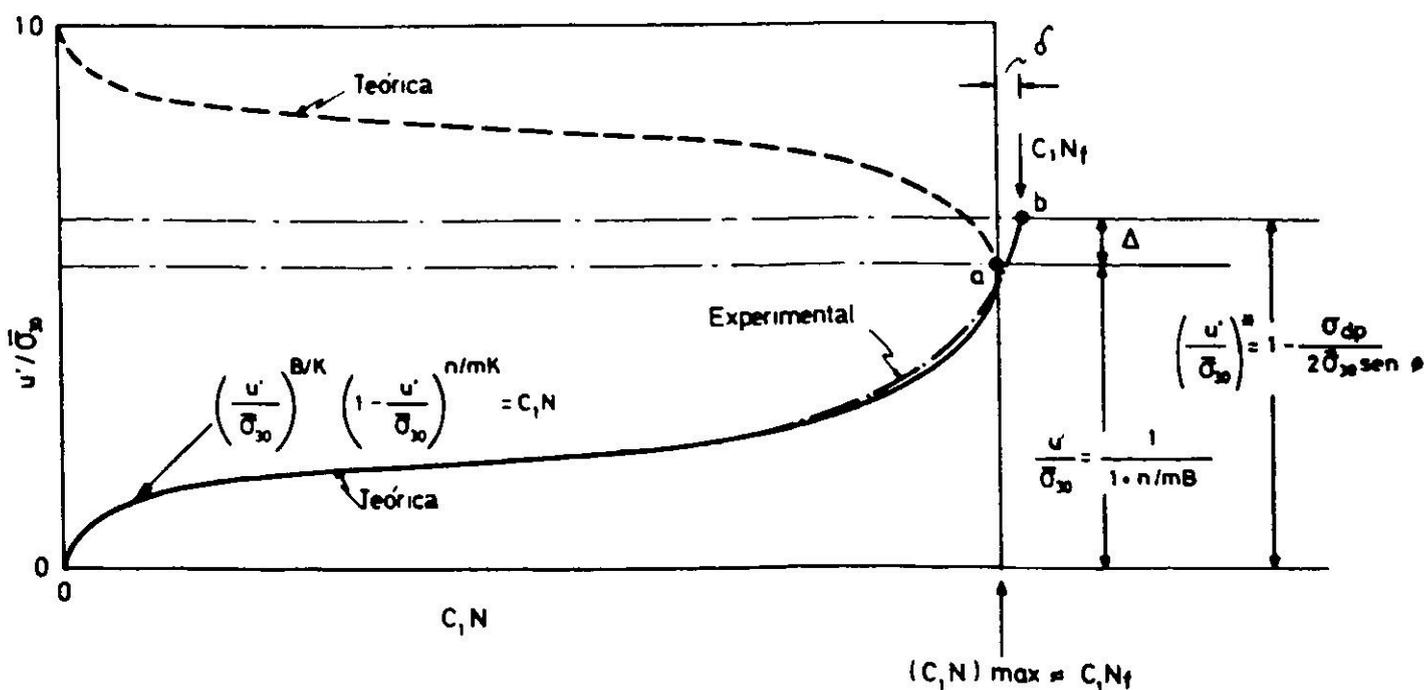


Fig. 13. Relación "teórica" entre $u'/\bar{\sigma}_{30}$ y el número de ciclos.

En esta figura se observa que para valores de

$$\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} > \frac{1}{1 + \frac{n}{mB}},$$

punto *a* de la curva, se obtienen resultados que físicamente constituyen un absurdo. Esto se debe al hecho de que en torno a este punto la probeta de suelo comienza a "plastificarse" con lo cual la ecuación (22) pierde validez. En la figura anterior se indica esquemáticamente la curva experimental $\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}}$ vs $C_1 N$ en la que se observa que la "falla" se produce para

$$\left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}}\right)^* = 1 - \frac{\sigma_{dp}}{2 \bar{\sigma}_{30} \sin \phi} = \frac{1}{1 + \frac{n}{mB}} + \Delta$$

De acuerdo a resultados experimentales el valor de Δ es relativamente constante. Por otra parte, si se toma en cuenta que el valor de Δ obtenido para los ensayos efectuados en arena media y Wing Beach es del orden de 0.15 y que las curvas tienen una pendiente muy pronunciada en las cercanías de la falla, es posible establecer que las abscisas de los puntos *a* y *b* son muy parecidas ($\delta \approx 0$) lo que permite formular que $(C_1 N)_{m \acute{a}x} \approx C_1 N_f$. Dividiendo por $(C_1 N)_{m \acute{a}x}$ los valores de C, N fue posible normalizar las curvas "teóricas" obteniéndose con ello la variación de

$$\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} \text{ vs } \frac{N}{N_f}$$

En las Figs. 14 y 15 se presentan curvas normalizadas "teóricas" para distintos valores de B/K y $\frac{n}{mK}$. Estos resultados indican que las curvas están influenciadas por las características intrínsecas a la membrana representadas por el parámetro B . En las figuras se ha graficado además las bandas experimentales correspondientes a arena media y a arena Wing Beach observándose que existe una concordancia bastante buena entre la forma de las curvas "teóricas" y las obtenidas en los ensayos.

Con la finalidad de comparar las curvas experimentales σ_{dp} vs N_f con curvas "teóricas", la ecuación (20) puede plantearse para ensayos en una misma arena, a igual densidad relativa, pero con distintos valores de las fatigas de confinamiento $\bar{\sigma}_{30}$. Por el hecho de que los valores de $\bar{\sigma}_{30}$ son distintos las constantes asociadas a la membrana, Tabla I, serán diferentes para cada ensayo. De acuerdo a esto y considerando que los valores de C, a, K_n, n, m y K son virtualmente los mismos para ambos ensayos, es posible plantear las siguientes ecuaciones:*

$$\text{Ensayo 1: } \left(\frac{K_n}{\frac{\sigma_{dp1}}{2}}\right)^{\frac{1}{Km}} \left(\frac{A_1}{C_a}\right)^{\frac{1}{K}} \left[\frac{(\bar{\sigma}_{30})_1}{b}\right]^{\frac{n}{mK}} + \frac{B_1}{K} \left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}}\right)_1^{\frac{B_1}{K}} \left[1 - \left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}}\right)_1\right]^{\frac{n}{mK}} = N_1$$

*Pueden plantearse ecuaciones similares a las formuladas si los parámetros en juego varían de un ensayo a otro.

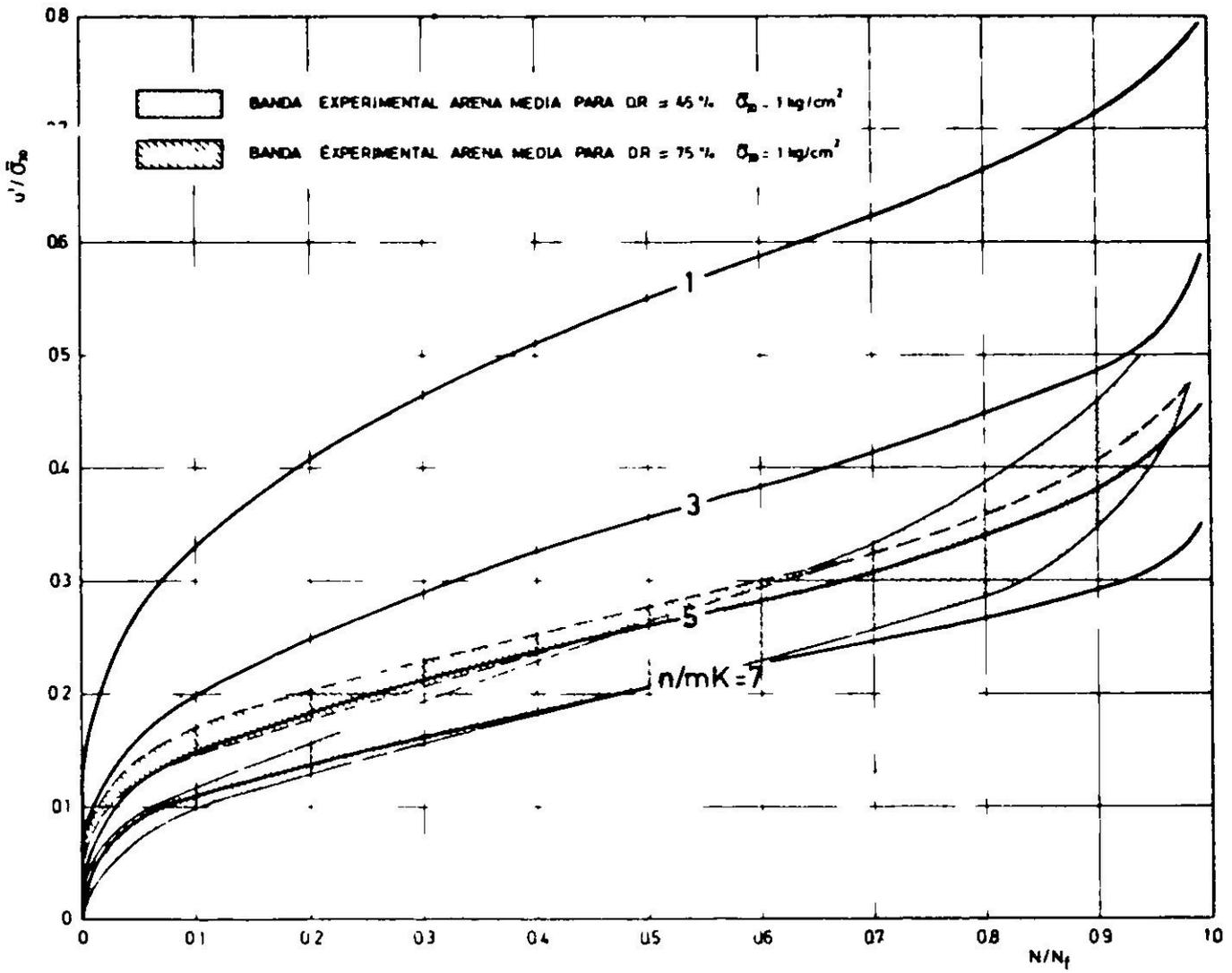


Fig. 14. Curvas normalizadas "teóricas" para $B/K = 4.0$ y diferentes valores de n/mK .

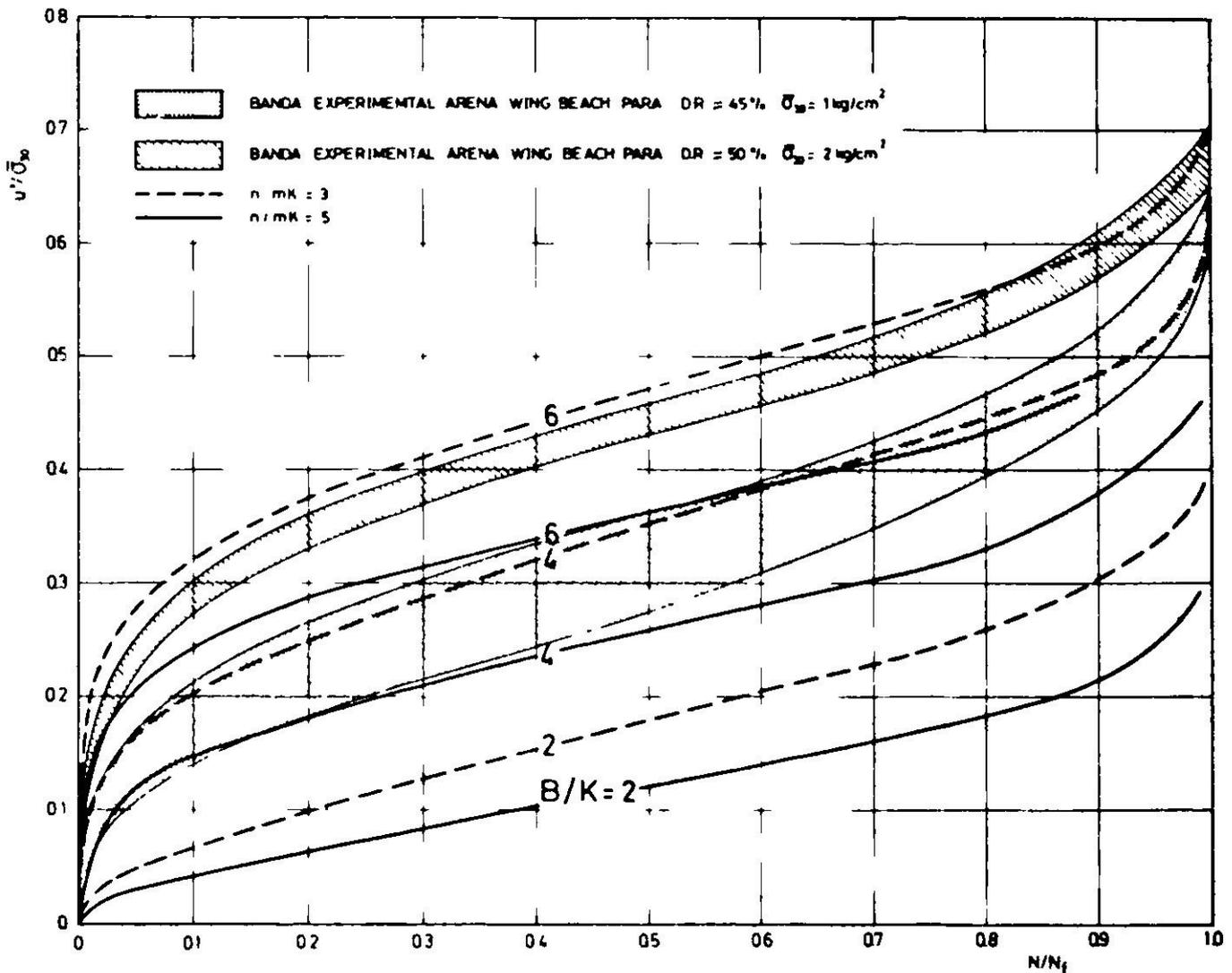


Fig. 15. Curvas normalizadas "teóricas" para dos valores de n/mK y diferentes valores de B/K .

$$\text{Ensayo 2: } \left(\frac{K_n}{\sigma_{dp2}} \right)^{\frac{1}{K}} \left(\frac{A_2}{Ca} \right)^{\frac{1}{K}} \left[\frac{(\bar{\sigma}_{30})_2}{b} \right]^{\frac{n}{mK}} + \frac{B_2}{K} \left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} \right)^{\frac{B_2}{K}} \left[1 - \left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} \right)^{\frac{n}{mK}} \right] = N_2$$

Dividiendo miembro a miembro ambas ecuaciones y considerando que para

$$\left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} \right)_1 = \frac{1}{1 + \frac{n}{mB_1}} = a_1 \text{ se tiene la condición } N_1 \approx (N_f)_1 \text{ y para}$$

$$\left(\frac{u'}{\bar{\sigma}_{30}} \right)_2 = \frac{1}{1 + \frac{n}{mB_2}} = a_2 \text{ la condición } N_2 \approx (N_f)_2,$$

se estableció la siguiente relación:

$$\left(\frac{A_1}{A_2} \right)^{\frac{1}{K}} \left(\frac{\sigma_{dp2}}{\sigma_{dp1}} \right)^{\frac{1}{mK}} \left[\frac{\left\{ \frac{(\bar{\sigma}_{30})_1}{b} \right\}^{B_1}}{\left\{ \frac{(\bar{\sigma}_{30})_2}{b} \right\}^{B_2}} \right]^{\frac{1}{K}} \left[\frac{(\bar{\sigma}_{30})_1}{(\bar{\sigma}_{30})_2} \right]^{\frac{n}{mK}} \left[\frac{a_1^{B_1}}{a_2^{B_2}} \right]^{\frac{1}{K}} \left[\frac{1 - a_1}{1 - a_2} \right]^{\frac{n}{mK}} \approx \frac{(N_f)_1}{(N_f)_2} \quad (23)$$

en que $b = 1.0 \text{ kg/cm}^2$ si $\bar{\sigma}_{30}$ en kg/cm^2

Para el caso particular en que $(\bar{\sigma}_{30})_1 = (\bar{\sigma}_{30})_2$ se tendrá $A_1 = A_2$, $B_1 = B_2$ y $a_1 = a_2$ lo que permite establecer las siguientes relaciones:

$$\left(\frac{\sigma_{dp2}}{\sigma_{dp1}} \right)^{\frac{1}{Km}} = \frac{(N_f)_1}{(N_f)_2} \quad (24)$$

$$\sigma_{dpi} = \sigma_{dp1} \left[\frac{(N_f)_1}{(N_f)_i} \right]^{Km} \quad (25)$$

Tomando dos puntos de las curvas experimentales σ_{dp} vs N_f se calculó mediante la relación (24) el producto Km , cuyos valores se resumen en la Tabla II. Utilizando el valor promedio de Km se determinaron curvas "teóricas" σ_{dp} vs N_f a través de la relación (25). En las Figs. 9 y 10 se indican los puntos de ajuste cuyas coordenadas corresponden a los valores σ_{dp1} y N_{f1} de la relación (25) y en las Figs. 16 y 17 se presentan las curvas "teóricas" ajustadas mediante este procedimiento. Los resultados obtenidos indican que la ecuación (25) representa bastante bien la relación experimental entre las fatigas desviadoras y el número de ciclos para producir la falla.

Para el caso en que $(\bar{\sigma}_{30})_1 \neq (\bar{\sigma}_{30})_2$ se determinó la relación entre σ_{dp2} y $(N_f)_2$ mediante la ecuación (23) para lo cual fue necesario darse un punto de la curva correspondiente a σ_{dp1} vs $(N_f)_1$. Los valores A_1 , A_2 , B_1 y B_2 se obtuvieron

TABLA II
VALORES DE K_m

| Arena Media | | | | Arena Wing Beach | |
|---|---|---|---|---|---|
| $DR \approx 45\%$ | | $DR \approx 75\%$ | | $DR \approx 50\%$ | |
| $\bar{\sigma}_{30} = 0,5 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 0,5 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 2,0 \text{ kg/cm}^2$ |
| 0,072 | 0,102 | 0,090 | 0,119 | 0,126 IDIEM, 0,102 UCLA) | 0,103 (IDIEM) 0,095 (MIT) |
| 0,117 | 0,118 | 0,110 | 0,101 | | |
| K_m promedio = 0,104 | | | | K_m promedio = 0,104 | |

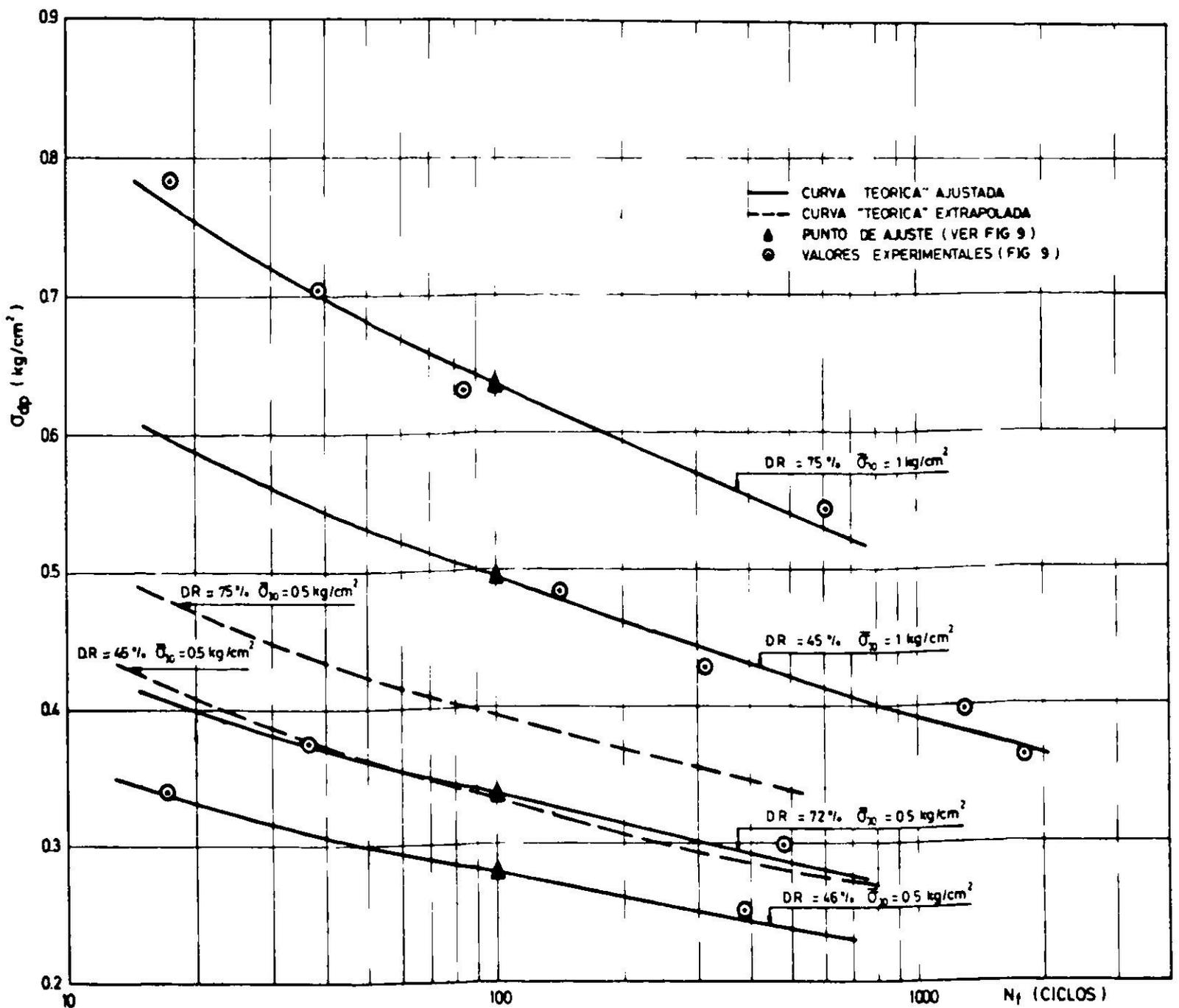


Fig. 16. Comparación entre curvas "teóricas" ajustadas y curvas "teóricas" extrapoladas en arena media.

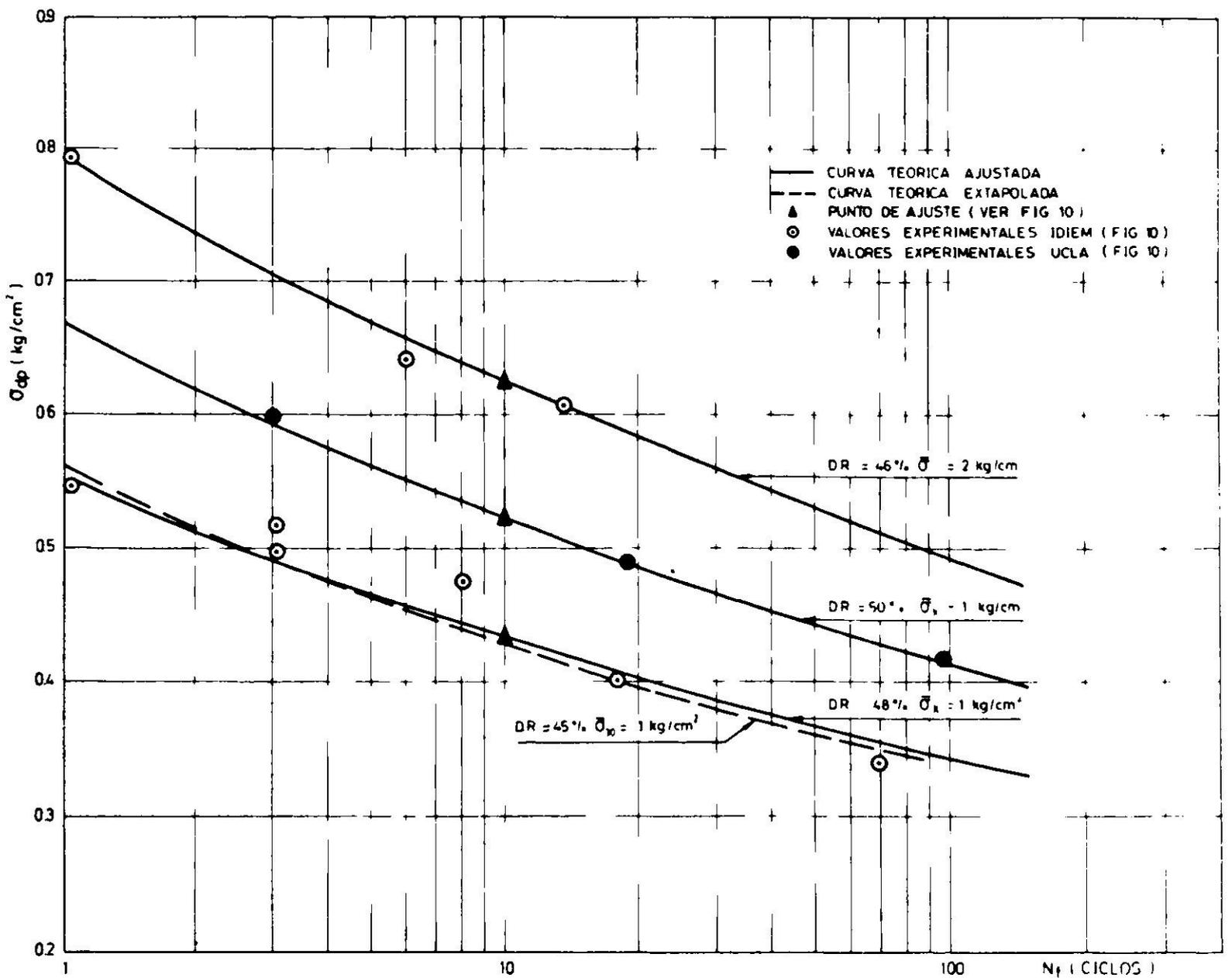


Fig. 17. Comparación entre curvas "teóricas" ajustadas y curvas "teóricas" extrapoladas en arena Wing Beach.

de la Tabla I, el valor Km se consideró igual a 0.104, Tabla II, y el valor de n/mK y B/K se estimó basándose en los resultados graficados en las Figs. 14 y 15. Para este efecto se eligió la combinación de valores B/K y n/mK que ajustara mejor con las bandas experimentales.

Para la arena media los cálculos se efectuaron conociendo un punto de las curvas para $(\bar{\sigma}_{30})_1 = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ con lo cual se determinaron las curvas "teóricas" extrapoladas para $(\bar{\sigma}_{30})_2 = 0.5 \text{ kg/cm}^2$; para la arena Wing Beach la extrapolación se efectuó partiendo de la curva $(\bar{\sigma}_{30})_1 = 2.0 \text{ kg/cm}^2$. En la Tabla III se presentan los valores utilizados en los cálculos y en las Figs. 16 y 17 los resultados obtenidos. Estos resultados indican que mediante el empleo de la ecuación (23) y conociendo un punto de la curva σ_{dp} vs N_f correspondiente a un determinado valor de DR y $\bar{\sigma}_{30}$, es posible reproducir en forma aceptable curvas para la misma DR y diferentes valores de la fatiga $\bar{\sigma}_{30}$.

Justificación del uso de la relación $\epsilon_v = a' \gamma_{xy}^{\frac{1}{m}} N^K$

En el modelo planteado para el análisis de los resultados de ensayos triaxiales de carga cíclica no drenados se utilizó la relación

$$\epsilon_v = a' \gamma_{xy}^{\frac{1}{m}} N^K$$

TABLA III

VALORES UTILIZADOS EN LA DETERMINACION DE LAS CURVAS "TEORICAS" EXTRAPOLADAS

| Arena Media | | | | Arena Wing Beach | |
|---|---|---|--|---|---|
| DR ≈ 45% | | DR ≈ 75% | | DR ≈ 50% | |
| $\bar{\sigma}_{30} = 0,5 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 0,5 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 1,0 \text{ kg/cm}^2$ | $\bar{\sigma}_{30} = 2,0 \text{ kg/cm}^2$ |
| $A_2 = 0,0197$ $B_2 = 1,23$ | $A_1 = 0,0121$ $B_1 = 1,70$ $\frac{B_1}{K} = 4,0$ | $A_2 = 0,027$ $B_2 = 1,50$ | $A_1 = 0,0112$ $B_1 = 1,50$ $\frac{B_1}{K} = 4,0$ | $A_2 = 0,0092$ $B_2 = 1,50$ $\frac{B_2}{K} = 3,8$ | $A_1 = 0,004$ $B_1 = 1,50$ $\frac{B_1}{K} = 5,5$ |
| $\frac{n}{mK} = 5,5^*$ | 5,5 | 5,0* | 5,0 | 3,0 | 3,0 |
| $Km = 0,104$ | 0,104 | 0,104 | 0,104 | 0,104 | 0,104 |
| $K = 0,425^*$ | 0,425 | 0,375* | 0,375 | 0,395 | 0,273 |
| $m = 0,245$ | 0,245 | 0,278 | 0,278 | 0,264 | 0,381 |
| $n = 0,572$ | 0,572 | 0,52 | 0,52 | 0,31 | 0,31 |
| | $\sigma_{dp1} = 0,5 \text{ kg/cm}^2$ $(N_f)_1 = 90 \text{ ciclos}$ | | $\sigma_{dp1} = 0,64 \text{ kg/cm}^2$ $(N_f)_1 = 90 \text{ ciclos}$ | | $\sigma_{dp1} = 0,6 \text{ kg/cm}^2$ $(N_f)_1 = 15 \text{ ciclos}$ |

*Se considera igual al obtenido para $\bar{\sigma}_{30} = 1 \text{ kg/cm}^2$.

que sólo es válida si la desangulación γ_{xy} es constante. Los resultados experimentales indican que $\gamma_{xy} \approx \text{Cte}$ para $0 < N \leq N_f^{3,4,9}$ lo que concuerda con la variación "teórica" de γ_{xy} vs N indicada en la Fig. 18. Estos resultados permiten justificar el uso de la relación antes expuesta.

PROCEDIMIENTO PARA ESTIMAR LA POTENCIALIDAD DE LICUACION DE UN ESTRATO DE ARENA SATURADA

Planteamiento de las ecuaciones

Se establece un procedimiento general para la estimación de la potencialidad de licuación de un estrato de arena saturada sometido a la acción de un movimiento telúrico horizontal aplicado en su base. Las ecuaciones se plantean para un estrato horizontal de extensión ilimitada, homogéneo en todo su espesor, con la napa freática coincidente con su superficie y apoyado sobre una base impermeable. De acuerdo a estas hipótesis el flujo de agua durante el proceso de compactación de la arena será unidimensional, lo que permite establecer la siguiente relación fundamental:

$$k_v \frac{\partial^2 h}{\partial z^2} = \frac{1}{1 + e_0} \frac{\partial e}{\partial t} \quad (26)$$

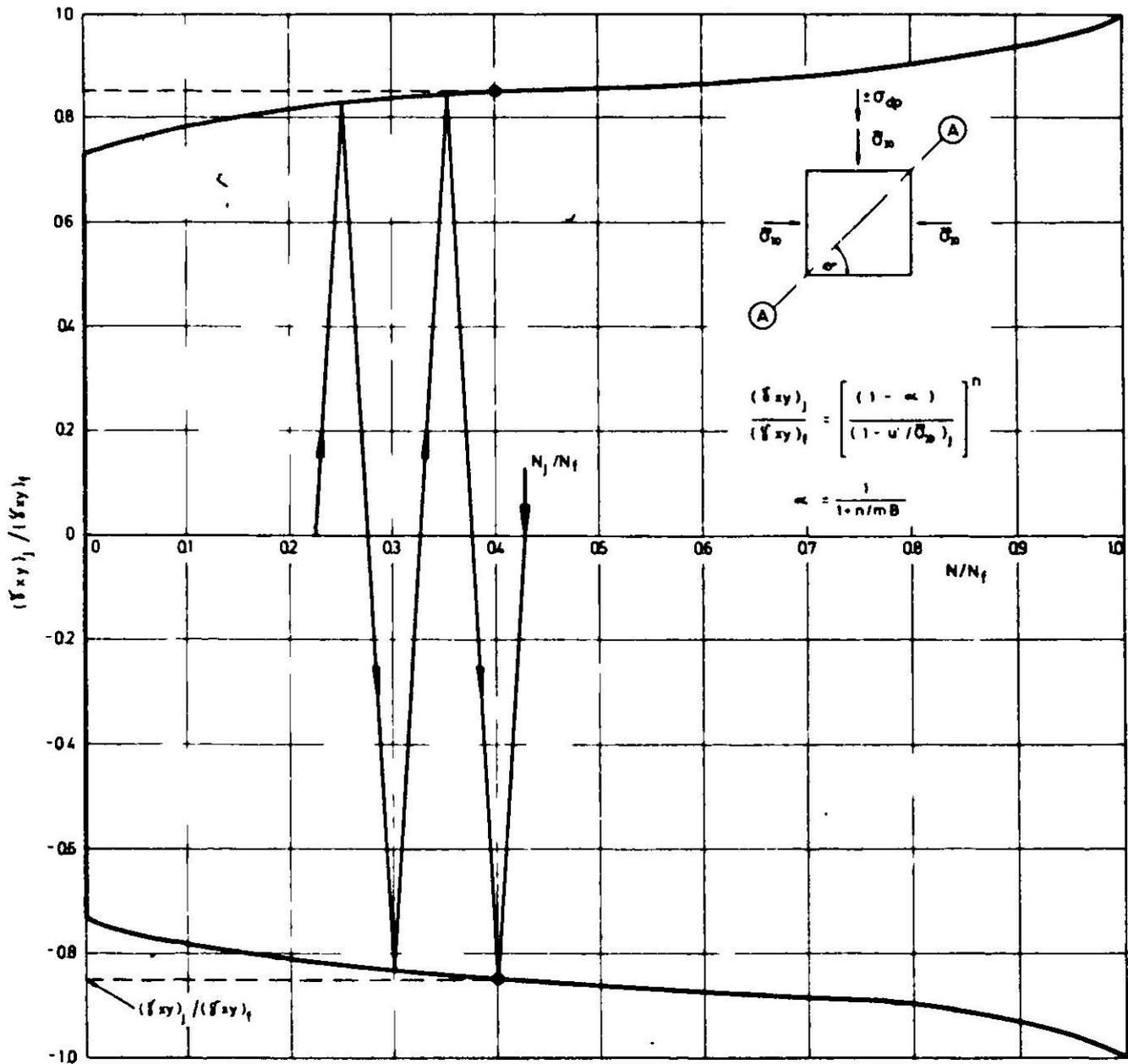


Fig. 18. Variación "teórica" de la desangulación vs número de ciclos en el plano A - A: triaxial de carga cíclica no drenado en arena media para $\bar{\sigma}_{30} = 1 \text{ kg/cm}^2$ y $DR \approx 45$

- k_v = coeficiente de permeabilidad de la arena en la dirección vertical (dirección del eje z)
- z = profundidad medida a partir de la superficie del estrato.
- h = carga total a la profundidad z ; $h = h(z, t)$
- e = razón de vacíos de la arena; $e = e(z, t)$
- e_o = razón de vacíos inicial
- t = tiempo
- γ_w = peso unitario del agua

Considerando que $h = \frac{u}{\gamma_w} + z$ y que $\epsilon_v = - \frac{e_o - e}{1 + e_o}$, la expresión anterior

puede escribirse de la manera siguiente:

$$\frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u'}{\partial z^2} = \frac{\partial \epsilon_v}{\partial t} \tag{27}$$

u = presión de poros al cabo de un tiempo t en un elemento de suelo ubicado a la profundidad z ; $u = u(z, t)$

u' = variación de la presión de poros con respecto al valor hidrostático inicial al

cabo de un tiempo t en un elemento de suelo ubicado a la profundidad z ; $u' = u - \gamma_w \cdot z$

ϵ_v = deformación unitaria vertical del elemento de suelo al cabo del tiempo t .

Por otra parte, la deformación unitaria ϵ_v dependerá de las condiciones de confinamiento y compacidad de la arena, así como también de las sollicitaciones de corte impuestas por el sismo:

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_v &= F(\tau, \bar{\sigma}_v, N, DR_o) \\ \bar{\sigma}_v &= \gamma_b \cdot z - u' \end{aligned} \right\} 0 \leq z \leq H \quad (28)$$

τ = fatiga de corte impuesta por el terremoto al elemento de suelo; $\tau = \tau(z, t)$

$\bar{\sigma}_v$ = fatiga efectiva que confina verticalmente al elemento de suelo; $\bar{\sigma}_v = \bar{\sigma}_v(z, t)$

N = número de ciclos de aplicación de la sollicitación de corte; $N = N(t)$

DR_o = densidad relativa inicial de la arena

γ_b = peso unitario sumergido de la arena; puede considerarse aproximadamente constante.

H = espesor del estrato

Sobre la base anterior, la deformación unitaria vertical puede expresarse como una función de z y t . Designando por F a dicha función, la ecuación (27) queda formulada de la manera siguiente:

$$\frac{k_v}{\gamma_w} \frac{\partial^2 u'(z, t)}{\partial z^2} = \frac{\partial F(z, t)}{\partial t} \quad (29)$$

Esta ecuación se integra para las condiciones de borde siguientes:

$$\left. \begin{aligned} z &= 0 \\ u' &= 0 \end{aligned} \right\} \text{ para todo } t$$

$$\left. \begin{aligned} z &= H \\ \frac{\partial u'}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \right\} \text{ para todo } t$$

$$\left. \begin{aligned} u' &= 0 \\ t &= 0 \end{aligned} \right\} 0 \leq z \leq H$$

La solución de la ecuación diferencial permitiría determinar en función del tiempo la variación de la presión de poros (u') y la deformación unitaria vertical en cualquier punto del estrato de arena. Definiendo la potencialidad de licuación, PL , como la razón entre la variación de la presión de poros para anular la fatiga efectiva vertical y la variación de presión en un cierto instante t a una profundidad z , se establece la siguiente relación:

$$PL(z,t) = \frac{\gamma_b \cdot z}{u'(z,t)} \quad (30)$$

El asentamiento vertical, ρ , en la superficie del estrato al cabo de un cierto tiempo t quedará expresado como:

$$\rho(0,t) = \int_0^H F(z,t) dz \quad (31)$$

Comentarios sobre las ecuaciones

1. En la relación (28) la fatiga de corte $\tau = \tau(z,t)$ es función de las características del terremoto aplicado en la base y de la amplificación de dicho terremoto dentro del estrato de arena. La amplificación del movimiento depende a su vez del peso unitario, γ , del coeficiente de amortiguamiento, λ , y del módulo de corte, G , de la arena. El valor de γ puede suponerse constante durante el terremoto e igual a $\gamma_b + \gamma_w$ *. El amortiguamiento y el módulo de corte son parámetros que dependerán de z y t ya que experimentalmente⁸ se ha encontrado, para un determinado tipo de arena, que $\lambda \approx \lambda(\gamma_{xy})$ y $G \approx G(\bar{\sigma}_v, \gamma_{xy})$ y tanto γ_{xy} como $\bar{\sigma}_v$ son funciones de z y t .
2. Los modelos que permiten determinar la función $\tau = \tau(z,t)$ consideran al suelo en estado "sólido" y por consiguiente la función $F(z,t)$ solo será válida para esa condición. Esto implica que la integración de la ecuación (29) sólo tendrá sentido en tanto que los valores de u' obtenidos sean menores a los necesarios para producir "licuación" ($u' < \gamma_b \cdot z$). De lo contrario sería necesario modificar el procedimiento para obtener la función $\tau(z,t)$ teniendo en cuenta la existencia de zonas "licuadas", las que se comportan como "líquidos viscosos" por lo menos dentro de ciertos intervalos de deformación.
3. Cuando la napa se encuentra a una profundidad $z_w > 0$ la relación (28) queda expresada de la manera siguiente:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_v &= F(\tau, \bar{\sigma}_v, N, DR_0) \\ \bar{\sigma}_v &= \gamma \cdot z \end{aligned} \right\} \text{Para } 0 \leq z \leq z_w$$

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_v &= F(\tau, \bar{\sigma}_v, N, DR_0) \\ \bar{\sigma}_v &= (\gamma - \gamma_b)z_w + \gamma_b z \end{aligned} \right\} \text{Para } z_w \leq z \leq H$$

CONCLUSIONES

- a) Las condiciones de borde impuestas por la membrana de goma utilizada en los ensayos triaxiales de carga cíclica no drenados en arena saturada, influyen

*Esto implica considerar que el peso unitario de la arena es igual a su peso unitario saturado, lo cual será tanto más válido cuanto más fina sea la arena.

notablemente en los resultados obtenidos de ellos.

- b) La influencia de la membrana puede asimilarse en forma aproximada a un drenaje perimetral de la probeta de suelo el que dependerá de las características de la membrana y de la arena, de la densidad relativa de la arena, del diámetro de la probeta y de la fatiga de confinamiento efectiva inicial utilizada en el ensayo.
- c) El modelo planteado, que incluye el efecto de la membrana, indica que es posible predecir en forma bastante satisfactoria el comportamiento "no drenado" observado en los ensayos si se conoce el comportamiento drenado de la arena. Esta premisa fundamental se utilizó para formular un procedimiento que permita estimar la potencialidad de licuación de un estrato de arena saturada sometido a la acción de un terremoto aplicado en la base del estrato.

BIBLIOGRAFIA

1. KOIZUMI, Y. e ITO, K. *On the mechanism of liquefaction of saturated sands during earthquakes*. Staff, Building Research Institute, Ministry of Construction, Japan.
2. LEE, K.L. y SEED, H.B. Cyclic stress conditions causing liquefaction of sand. *Proceedings, ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, vol. 93, n° SM 5 (1967), pp. 169-190.
3. PEACOCK, W.H. y SEED, H.B. Sand liquefaction under cyclic loading simple shear conditions. *Proceedings, ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, vol. 94, n° SM 3 (1968), pp. 689-708.
4. SEED, H.B. y LEE, K.L. Liquefaction of saturated sands during cyclic loadings. *Proceedings, ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, vol. 92, n° SM 6 (1966), pp. 105-134.
5. LEE, K.L. y FITTON, J.A. Factors affecting the dynamic strength of soils. *Vibration Effects of Earthquakes on Soils and Foundations, STP 450, ASTM*. (1967).
6. THIERS, G.R. y SEED, H.B. Cyclic stress-strain characteristics of clay. *Proceedings, ASCE Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, vol. 94, n° SM 2 (1968), pp. 555-569.
7. MUSANTE, H. *Licuación de arenas sometidas a cargas cíclicas*. Tesis para optar al título de Ingeniero Civil. Universidad de Chile, 1970.
8. SILVER, M.L. y SEED, H.B. *The behavior of sands under seismic loading conditions*. Report N° EERC 69-16 Earthquake Engineering Research Center, University of California at Berkeley, Berkeley, California.
9. ROCKER, KARL, Jr. *The liquefaction behavior of sands subjected to cyclic loading*. Progress Report N° 3 (1967), *Repeated load and vibration tests upon sand*. Research Report R 68-36, Soils Publication N° 221, Massachusetts Institute of Technology.

BOUNDARY CONDITIONS IN CYCLIC TRIAXIAL TESTS FOR PREDICTING
SAND LIQUEFACTION DURING EARTHQUAKES

SUMMARY:

One of the most common problems in soil dynamics is to estimate the liquefaction potential of saturated sandy soils subjected to earthquakes. One of the most popular methods to approach the prediction problem is to run undrained cyclic triaxial tests on saturated samples. Field conditions, both before and during quake, are reproduced as closely as possible.

The influence of the rubber membrane used to cover the sample during those tests, is analyzed. A model is developed which includes: i) the relation between volume changes of the soil skeleton and the cyclic shear stresses; ii) the relation between volume changes and pore pressure increments for the boundary condition introduced by the membrane. By using the suggested model it is possible to explain the available test results. The model predicts a big influence of the "rigidity" of the membrane, which must be taken into account when extrapolating test results to the field. A method is outlined for predicting the liquefaction potential of a sand mass during an earthquake, taking into account all the important factors.