

**UNIVERSIDAD NACIONAL DE INGENIERIA
FACULTAD DE INGENIERIA CIVIL**



TESIS

**INFLUENCIA DE LA MICROESTRUCTURA Y DEFORMACIÓN
CORTANTE CÍCLICA DE MINERAL LIXIVIADO EN EL
DESENCADENAMIENTO DE LICUACIÓN**

PARA OBTENER EL TÍTULO PROFESIONAL DE INGENIERO CIVIL

ELABORADO POR

RONALD ARTURO LANDA COILA

ASESOR

MSc. DENYS AMADOR PARRA MURRUGARRA

Lima-Perú

2022

© 2022, Universidad Nacional de Ingeniería. Todos los derechos reservados

“El autor autoriza a la UNI a reproducir la tesis en su totalidad o en parte, con fines estrictamente académicos.”

LANDA COILA, RONALD ARTURO

ronaldlandacoila@gmail.com

976986960

AGRADECIMENTOS

A Martha, mi madre, por su intuición en mi educación y por todas las veces que me esperó cada fin de semana en Jirón Camaná.

A Amparo y Casilda, mis otras madres, por sus enseñanzas, vivencias y experiencias. Soy hechura de ustedes.

A Ericka, mi esposa, y Esteban, mi hijo, por su paciencia, su amor, sus tardes, sus besos, su alegría; por sus sueños que son los míos.

A Denys Parra, mi mentor, por enseñarme de ingeniería y por permitir desarrollarme en las mejores condiciones.

A mis amigos, ingenieros Gerson Urbina y Lucio Tapia, porque en sus discusiones aterrizaron las ideas que componen este trabajo.

A María, mi suegra, por todo el apoyo que me brindó y me brinda, en silencio y humildad.

DEDICATORIA

A la memoria de Ramón Cano Barrios y Juan
Romero Visurraga.

ÍNDICE

RESUMEN.....	III
ABSTRACT	V
PRÓLOGO	VII
LISTA DE TABLAS	IX
LISTA DE FIGURAS	X
ANEXOS	XIII
LISTA DE SÍMBOLOS Y DE SIGLAS	XIV
1.0 CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN	16
1.1 GENERALIDADES.....	16
1.2 PROBLEMÁTICA	19
1.3 OBJETIVOS	21
1.3.1 Objetivo General	21
1.3.2 Objetivos Específicos	21
1.4 FORMULACIÓN DE LA HIPÓTESIS	22
1.4.1 Hipótesis General.....	22
1.4.2 Hipótesis Específicas	22
2.0 CAPÍTULO II: FUNDAMENTO TEÓRICO	24
2.1 INTRODUCCIÓN	24
2.2 TERMINOLOGÍA Y DEFINICIONES PRELIMINARES.....	25
2.2.1 Flujo por licuación	25
2.2.2 Disminución progresiva de la resistencia cíclica (<i>cyclic softening</i>)....	26
2.2.2.1 Licuación cíclica.....	26
2.2.2.2 Movilidad cíclica	27
2.2.3 Teoría de deformaciones cíclicas.....	27
2.2.4 Estado crítico.....	31
2.2.5 Índice normalizado de rigidez.....	32
2.3 ESTADO DE LA PRÁCTICA PARA LA EVALUACIÓN DE LICUACIÓN DE SUELOS.....	34
2.4 ESTADO DEL ARTE EN LA EVALUACIÓN DEL POTENCIAL DE LICUACIÓN DE SUELOS	36
3.0 CAPÍTULO III: INVESTIGACIONES GEOTÉCNICAS REALIZADAS.....	39
3.1 INTRODUCCIÓN	39
3.2 INVESTIGACIONES GEOTÉCNICAS EN MINERAL LIXIVIADO	39
3.2.1 Investigaciones geotécnicas de campo	39
3.2.2 Mediciones de las velocidades de ondas de corte y de compresión ..	41
3.2.3 Ensayos de disipación de presión de poros (PPD).....	43
4.0 CAPÍTULO IV: ANÁLISIS DE LA MICROESTRUCTURA Y DE LAS DEFORMACIONES CORTANTES CÍCLICAS.....	44
4.1 INTRODUCCIÓN	44
4.2 SUPOSICIONES DEL MÉTODO SIMPLIFICADO	44
4.3 ASPECTOS GEOTÉCNICOS ESPECÍFICOS DE UNA PILA DE LIXIVIACIÓN	45
4.3.1 Desarrollo de microestructura en mineral lixiviado.....	45
4.3.2 Evidencias de microestructura a través de las Vs.....	46
4.3.3 Estimación de esfuerzos efectivos	52
4.3.4 Periodo de operación de una pila de lixiviación	53
4.3.5 Magnitud del terremoto de diseño.....	55

4.4	ENFOQUE Y METODOLOGÍA	55
4.5	IDENTIFICACIÓN DE LA MICROESTRUCTURA A TRAVÉS DEL ÍNDICE NORMALIZADO DE RIGIDEZ (K_G)	58
4.6	MODIFICACIÓN DE LA CURVA DE DESENCADENAMIENTO DE LICUACIÓN.....	64
4.7	IMPLICANCIAS DE LA MICROESTRUCTURA SOBRE LAS CURVAS DE DESENCADENAMIENTO DE LICUACIÓN	70
5.0	CAPÍTULO V: EVALUACIÓN DEL POTENCIAL DE LICUACIÓN DE MINERAL LIXIVIADO CON MICROESTRUCTURA	73
5.1	INTRODUCCIÓN	73
5.2	ANÁLISIS DE RESPUESTA SÍSMICA NO LINEAL.....	73
5.2.1	Espectro de peligro uniforme considerado en el análisis.....	73
5.2.2	Generación de registros sísmicos sintéticos ajustados al espectro adoptado	75
5.2.2.1	Ajuste espectral mediante “wavelets” en el dominio del tiempo	75
5.2.3	Metodología de análisis.....	81
5.2.4	Condiciones de análisis.....	81
5.2.5	Resultados obtenidos.....	83
5.2.6	Interpretación de los resultados para su uso en el método simplificado	85
5.3	EVALUACIÓN DEL POTENCIAL DE LICUACIÓN SEGÚN LA CURVA MODIFICADA.....	89
5.3.1	Generalidades	89
5.3.2	Procedimiento de análisis según Robertson (2010)	90
5.3.3	Resultados para el evento de $T_r=100$ años	91
5.3.4	Resultados para el evento de $T_r=475$ años	96
5.4	DISCUSIÓN E INTERPRETACIÓN DE RESULTADOS	101
	CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES	103
	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	107

RESUMEN

El procedimiento estándar de evaluación del desencadenamiento de la licuación de mineral lixiviado de gradación fina, en una primera etapa de análisis, se realiza de acuerdo con el enfoque clásico del esfuerzo cíclico bajo los preceptos del método simplificado aceptado en el actual estado de la práctica. Para ello es posible usar distintas investigaciones de campo *in situ* para estimar la CRR del mineral, de las que se prefiere el SCPTu. Este permite medir siete parámetros *in situ* que en conjunto se emplean para obtener la velocidad de ondas de corte (V_s), presión dinámica de poros y resistencia por punta normalizada, que son índices del desempeño del mineral lixiviado a pequeñas y grandes deformaciones, respectivamente.

Al calcular la CRR del mineral lixiviado bajo los enfoques de la V_s y del cono se obtiene una aparente divergencia en sus estimaciones y surgen dudas de cuál es la de mejor confiabilidad lo que en muchos casos resulta en la selección del enfoque del cono que logra las estimaciones de menor magnitud, dejando de lado la V_s que es acaso el parámetro más importante en dinámica de suelos. Sin embargo, en una pila de lixiviación, la aplicación directa del enfoque del cono puede subestimar la CRR y por mucho, sobre todo si la V_s indica que existe una alta rigidez que contrasta con la aparente fragilidad capturada por la $Q_{tn,cs}$.

En esta investigación se ha explorado las ventajas del uso de la V_s , sin prescindir de la $Q_{tn,cs}$, a través del empleo del índice K_G para evaluar cuantitativamente la microestructura de mineral lixiviado y que, en conjunto de uno de los fundamentos de la teoría de deformaciones cíclicas —la γ_{th} por debajo de la que no es posible inducir un exceso de la presión de poros— contribuye en la redefinición de la curva estándar de desencadenamiento de la licuación manteniendo el enfoque clásico del esfuerzo de corte cíclico y vinculándola a un parámetro que tiene relación directa con el aspecto físico del fenómeno de licuación que es el incremento súbito de las presiones de poro en equilibrio.

La evaluación acoplada basada en el esfuerzo cíclico y la deformación cíclica, indica que los suelos con altos índices de K_G presentan una alta resistencia a la licuación a bajos niveles de carga cíclica, característicos de un evento de periodo de retorno de 100 años, para pilas de lixiviación de corto periodo de exposición

(≤ 10 años) o a etapas intermedias de naturaleza temporal que clasifiquen como una de consecuencias bajas si fallara, que es mayor a aquella resistencia a la licuación basada en correlaciones de la presión de punta de cono (q_c) de arenas holocénicas.

Los resultados obtenidos también permiten estimar cuál sería el evento que desencadenaría licuación de acuerdo con los aspectos particulares del mineral lixiviado, cuantificada con base en el K_G , y en el periodo de retorno del evento de diseño, para adaptar los alcances del método simplificado para su uso en un análisis de riesgo preliminar o de primer filtro que permita identificar cuáles son las capas de mayor interés que deben ser estudiadas con base en ensayos de laboratorio especiales en las capas específicas que retienen solución, que se encuentran en estado contractivo, y que perderían los efectos de la microestructura en la estimación de su CRR en el caso de la ocurrencia de un sismo de mayor magnitud a la estimada.

Bajo la metodología propuesta para la evaluación del potencial de licuación es posible evitar el conservadurismo del método simplificado al mismo tiempo que se explora el potencial de la teoría de deformaciones cíclicas en su aplicación a la evaluación de pilas de lixiviación que tienen a la presencia de mineral lixiviado fino como uno de los problemas más comunes en la práctica actual.

ABSTRACT

The standard procedure for the liquefaction triggering assessment of fines-dominated leached ore is conducted, in a first stage of analysis, according to the classical cyclic stress approach under the precepts of the simplified method currently accepted in the state of the practice. For this purpose, it is possible to use different *in situ* field investigations, from which the SCPTu is preferred, to estimate the ore's CRR. SCPTu allows the measurement of 7 *in situ* parameters that can further be used to obtain the V_s , u_0 and $Q_{tn,cs}$, which are indices of the performance of the leached ore at small and large strains, respectively.

While calculating the CRR of the leached ore under the V_s and cone approaches, an apparent divergence in their estimates is obtained and doubts arise as to which is the one reliable, which in many cases results in the selection of the cone approach solely since lower CRR estimations can be obtained, leaving aside the V_s which is perhaps the most important parameter in soil dynamics. However, in a heap leach, the direct application of the cone approach can underestimate the CRR by far, especially if the V_s indicates that there is a high stiffness that contrasts with the apparent brittleness captured by the $Q_{tn,cs}$.

This research has explored the advantages of the use of V_s , without disregarding the $Q_{tn,cs}$, through the use of the K_G index to quantitatively assess the microstructure of leached ore and that, together with one of the foundations of the cyclic strain theory — the γ_{th} below which it is not possible to induce pore pressure build up — contributes in the redefinition of the standard liquefaction triggering curve, maintaining the classical cyclic-stress approach and linking it to a parameter that is directly related to the physical aspect of the liquefaction phenomenon, which is the sudden increase of pore pressures in equilibrium.

The assessment based on the coupled cyclic-stress and cyclic-shear approach indicates that leached ore with high K_G indices exhibit higher liquefaction resistance at low levels of cyclic stresses, related to a 100-year return period event, for heap leach pads with a short exposure period (≤ 10 years), or intermediate stages of temporary nature rated as low by consequence classification, than that based on the $Q_{tn,cs}$ correlations for Holocene sands.

The results obtained also allow to estimate which seismic event would trigger flow or cyclic liquefaction according to the particular aspects of leached ore, quantified based on the K_G , and in the return period of the design event, to adapt the scope of the simplified method for its use in a preliminary or first-screening risk analysis to identify which are the layers of greatest interest that should be studied based on special laboratory testing on the specific layers that retain solution, which are in a contractive state, and which would lose the effects of the microstructure in the estimation of its CRR in the event of the occurrence of an earthquake of greater magnitude than that estimated.

Under the proposed methodology for the evaluation of the liquefaction potential, it is possible to avoid the conservatism of the simplified method while exploring the potential of the cyclic strain theory in its application to the heap leach pads assessment which have the presence of fines-dominated leached ore as one of the most common problems in current practice.

PRÓLOGO

El presente trabajo de tesis aborda la influencia de dos aspectos poco estudiados en el potencial de licuación de suelos, esto es, las deformaciones cortantes cíclicas, a diferencia del clásico abordaje que considera solo los esfuerzos cíclicos, y la presencia de microestructura en un suelo, lo que incrementa su resistencia a la licuación. Estas consideraciones han sido aplicadas al mineral lixiviado de una pila de lixiviación cuyas velocidades de ondas de corte relativamente altas son el primer indicio de la presencia de microestructura en este material.

La microestructura está relacionada a la presencia de cohesión en el suelo por ejemplo por cementación, característico de suelos que pertenecen a la edad geológica del Pleistoceno, mientras que suelos del Holoceno no presentan estas características debido a su reciente origen. En una pila de lixiviación a pesar de tener muy poco tiempo de formación, algunos meses o años, la microestructura se presenta por reacciones químicas inducidas por la solución de lixiviación utilizada en el proceso, soluciones ya sean ácidas o básicas, que en algunos casos producen precipitación de ciertos elementos, generándose una microestructura por cohesión aparente del mineral en la pila, por lo que su estudio es importante sobre todo cuando el mineral presenta un alto contenido de finos que reduce su permeabilidad lo cual a su vez incrementa la saturación, incrementando con ello el potencial de licuación sísmica.

La investigación llevada a cabo comprende el entendimiento de cómo las deformaciones cortantes cíclicas y la microestructura afectan la resistencia cíclica del suelo a la licuación, a partir de lo cual, el autor plantea un método inédito que incorpora estos dos conceptos en la evaluación de esta resistencia, modificando con ello el criterio y las curvas de evaluación tradicionales que no consideran estos dos aspectos y aplicando la metodología propuesta a un caso real del análisis de licuación de una pila de lixiviación para la cual se disponían de datos de ensayos de penetración cónica con medición de velocidades de ondas y presión de poros, conocido también como SCPTu.

El gran mérito de esta investigación es el método propuesto para la evaluación del potencial de licuación incorporando los criterios de deformaciones cortantes cíclicas, en lugar de la forma tradicional que utiliza esfuerzos cíclicos y de la

presencia de la microestructura. Los resultados de la investigación indican que cuando la demanda sísmica no es muy alta no se producirá licuación de las zonas saturadas dentro de la pila de lixiviación, a diferencia del método tradicional que indica que sí se producirá este fenómeno; sin embargo, cuando la demanda sísmica es alta el mineral pierde su microestructura ocurriendo licuación.

Es importante reconocer el valioso aporte de este tipo de trabajos para la ingeniería geotécnica en general y para el estudio de pilas de lixiviación con alto contenido de finos que son susceptibles a presentar licuación por su potencial de retención de humedad. A partir de esta investigación el análisis de estructuras de este tipo debe tomar en cuenta la metodología propuesta, lo que ayudará a que los resultados del análisis de licuación no sean tan conservadores como cuando no se incorpora la microestructura del mineral de la pila.

Denys Parra Murrugarra

LISTA DE TABLAS

Tabla 3.1	Resumen de ensayos SCPTu empleados	39
Tabla 4.1	Resultados de cálculo de K_G para los sondajes SCPTu14-02 y SCPTu-06..	60
Tabla 4.2	Resultados de cálculo de K_G para los sondajes SCPTu14-17B, SCPTu-26 y SCPT14u-27	61
Tabla 4.3	Resultados de cálculo de K_G para los sondajes SCPTu14-61, SCPTu-63....	62
Tabla 4.4	Resumen de valores de K_G promedio estimados en cada SCPTu.....	64
Tabla 4.5	Deformación cortante volumétrica <i>threshold</i> en arenas secas y saturadas (tomada de Dobry y Abdoun 2015)	65
Tabla 5.1	Aceleraciones horizontales máximas en el terreno (PGA) - Clase de sitio B	75
Tabla 5.2	Parámetros sismológicos de registros sísmicos base para ajuste espectral .	77

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 Esquematación de la respuesta strain-softening de un suelo en estado contractivo bajo la aplicación de una carga monotónica en condición no drenada, típica de flujo por licuación.

Figura 2.2 Esquematación del comportamiento cíclico de una arena bajo aplicación de carga cíclica que ilustra la licuación cíclica.

Figura 2.3 Esquematación de movilidad cíclica en el espacio p - q' . (a) no se presenta la inversión del esfuerzo cortante (*shear stress reversal*) y los esfuerzos combinados estático y cíclicos son menores que la resistencia en estado constante. (b) no se presenta la inversión del esfuerzo cortante y por algunos momentos los esfuerzos combinados estático y cíclicos exceden la resistencia en estado constante. (c) Se presenta la inversión del esfuerzo cortante y los esfuerzos combinados estático y cíclicos son menores que la resistencia en estado constante.

Figura 2.4 Relación entre la relación de presión de poro en exceso con el esfuerzo efectivo promedio (ru) y la deformación cortante cíclica (Y_c) y tabla de resumen de los ensayos considerados para la construcción de la gráfica.

Figura 2.5 Comparación entre el modelo de generación de presiones de poro de Dobry (Vucetic y Dobry, 1986) y las curvas de generación de presión de poros obtenidas de ensayos de licuación *in situ* ejecutados durante la Serie 1 de cargas dinámicas por etapas en el sitio Wildlife Liquefaction Array.

Figura 2.6 Frontera aproximada entre la respuesta dilatante y contractiva del suelo usando datos de CPT y su correspondencia empírica con curvas de la $Q_{tn,cs}$ basadas en las correcciones sugeridas por Robertson y Wride (1998).

Figura 2.7 Comportamiento esquemático de suelos ideales y estructurados y la influencia de la microestructura sobre parámetros como el estado crítico, la relación de vacíos, el esfuerzo efectivo promedio, el estado de esfuerzo sobreconsolidado, el estado de esfuerzo de fluencia, el ángulo fricción, entre otros.

Figura 3.1 Ubicación de los SCPTu tomados para la evaluación de microestructura.

Figura 3.2 Registros de (a) velocidades de ondas de corte (V_s) y (b) compresionales (V_p)

Figura 3.3 Registros de velocidad de ondas de corte: estimada a través de correlación con el CPT; medida mediante geófono incluido en el cono; y la normalizada a 1atm (V_{s1})

Figura 3.4 Ensayo de disipación de presión de poros para la estimación de la u_0 y del posterior cálculo del σ'_{v0} a una profundidad determinada.

Figura 4.1 Curva de desencadenamiento de licuación basada en velocidad de ondas de corte normalizada según Andrus y Stokoe (2000)

Figura 4.2 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) - SCPT14u-02.

Figura 4.3 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) - SCPT14u-06.

Figura 4.4 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) - SCPT14u-17B.

Figura 4.5 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) - SCPT14u-26.

Figura 4.6 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) - SCPT14u-27.

Figura 4.7 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) - SCPT14u-61.

Figura 4.8 Potencial de licuación basado en V_{S1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) - SCPT14u-63.

Figura 4.9 Gráfica propuesta para la identificación de suelos con microestructura.

Figura 4.10 (a) Correlación entre la Q_{tn} y la (G_o/q_n) durante los ensayos SCPTu para el mineral en evaluación. SCPTu14-02 - $K_{Gprom}=823$

Figura 4.10 (b) Correlación entre la Q_{tn} y la (G_o/q_n) durante los ensayos SCPTu para el mineral en evaluación. SCPT14-06 - $K_{Gprom}=684$

Figura 4.10 (c) Correlación entre la Q_{tn} y la (G_o/q_n) durante los ensayos SCPTu para el mineral en evaluación. SCPT14-17B - $K_{Gprom}=678$

Figura 4.10 (d) Correlación entre la Q_{tn} y la (G_o/q_n) durante los ensayos SCPTu para el mineral en evaluación. SCPTu14-26 - $K_{Gprom}=631$

Figura 4.10 (e) Correlación entre la Q_{tn} y la (G_o/q_n) durante los ensayos SCPTu para el mineral en evaluación. SCPT14-27 - $K_{Gprom}=651$

Figura 4.10 (f) Correlación entre la Q_{tn} y la (G_o/q_n) durante los ensayos SCPTu para el mineral en evaluación. SCPTu14-61 - $K_{Gprom}=806$ y SCPTu14-63 - $K_{Gprom}=901$.

Figura 4.11 Combinación del esfuerzo cíclico con la deformación cíclica *threshold* para un caso particular a un nivel de esfuerzo de 50 kPa. (a) Evaluación de la deformación cíclica comparada con datos de laboratorio de suelos holocénicos a $\sigma'_{v0}<250$ kPa; tomada de Roy (2008). (b) Evaluación de la deformación cíclica con datos de laboratorio de suelos pleistocénicos a $\sigma'_{v0}<250$ kPa; tomada de Roy (2008) (c) Datos de suelos holocénicos y pleistocénicos a $\sigma'_{v0}<250$ kPa, tomada de Roy (2008) comparada con la curva de desencadenamiento a la licuación para arenas holocénicas propuesta por Moss *et al.*, 2006a. (d) Análisis combinado conceptual usando la teoría de deformación cíclica en la Figura 4.11 (a) y 4.11 (b) con la teoría del esfuerzo cíclico de la Figura 4.11(c).

Figura 4.12 Modificación de la curva de desencadenamiento de licuación debido a la presencia de microestructura en mineral lixiviado representada como una zona delimitada por las curvas de desencadenamiento en función del K_G

Figura 4.13 Modificación de la curva de desencadenamiento en función del K_G . (a) SCPTu14-02 - $K_{Gprom}=823$ (b) SCPT14-06 - $K_{Gprom}=684$ (c) SCPT14-17B - $K_{Gprom}=678$ (d) SCPTu14-26 - $K_{Gprom}=631$ (e) SCPT14-27 - $K_{Gprom}=651$ (f) SCPTu14-61 - $K_{Gprom}=806$ y SCPTu14-63 - $K_{Gprom}=901$.

Figura 5.1 Espectros de peligro uniforme para una clase de sitio B para los eventos de $Tr=100$ años y $Tr=475$ años tomadas del estudio de peligro sísmico del sitio donde se han ejecutado los SCPTu

Figura 5.2 Series tiempo-historia del terremoto de Atico (2001). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 100 años

Figura 5.3 Series tiempo-historia del terremoto de Lima (1974). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 100 años.

Figura 5.4 Series tiempo-historia del terremoto de Tarapacá (2005). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 100 años.

Figura 5.5 Series tiempo-historia del terremoto de Atico (2001). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 475 años.

Figura 5.6 Series tiempo-historia del terremoto de Lima (1974). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 475 años.

Figura 5.7 Series tiempo-historia del terremoto de Tarapacá (2005). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 475 años.

Figura 5.8 Curvas de reducción del módulo de corte versus deformación cortante cíclica adoptadas para la caracterización del mineral lixiviado

Figura 5.9 Curvas de razón de amortiguamiento versus deformación cortante cíclica adoptadas para la caracterización del mineral lixiviado

Figura 5.10 Perfiles de $CSR_{max} = \tau_{max} / \sigma'_{v0}$ obtenidos en el análisis de respuesta sísmica no lineal para las seis componentes empleadas para (a) evento de $Tr=100$ años (PGA:0,35g) y (b) evento de $Tr=475$ años (PGA:0,60g)

Figura 5.11 Distribución esquemática para la determinación de esfuerzos de corte máximo, τ_{max} y el factor de reducción de esfuerzo, r_d .

Figura 5.11 Ajuste del perfil de la CSR calculada por respuesta sísmica no lineal máxima para un evento de $Tr=100$ años y factorada al estándar 0,65 con las estimadas en función del factor de participación de masa.

Figura 5.12 Perfiles máximo y factorado de CSR calculados por respuesta sísmica y los calculados en función de un r_d ($f(r_d)$) para su uso en el método simplificado para los eventos (a) $Tr=100$ años y (b) $Tr=475$ años.

Figura 5.13 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-02

Figura 5.14 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-06

Figura 5.15 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-17B

Figura 5.16 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-26

Figura 5.17 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-27

Figura 5.18 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-61

Figura 5.19 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-63

Figura 5.20 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu-02

Figura 5.21 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu-06

Figura 5.22 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-17B

Figura 5.23 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-26

Figura 5.24 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-27

Figura 5.25 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-61

Figura 5.26 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-63

ANEXOS

Anexo A Procesamiento de ensayos de penetración cónica sísmica con medición de presión de poros (SCPTu)

Anexo B Memoria de cálculo del potencial de licuación de mineral lixiviado microestructurado bajo el procedimiento propuesto por Robertson, P.K. (2009) para el evento de Tr de 100 años

Anexo C Memoria de cálculo del potencial de licuación de mineral lixiviado microestructurado bajo el procedimiento propuesto por Robertson, P.K. (2009) para el evento de Tr de 500 años

LISTA DE SÍMBOLOS Y DE SIGLAS

SÍMBOLO	DESCRIPCIÓN
m	Metro
CDA	<i>Canadian Dam Association</i>
SPT	Ensayo de penetración estándar
CPT	Ensayo de penetración cónica
CPTu	Ensayo de penetración cónica con medición de presión de poros - Ensayo de piezocono
SCPTu	Ensayo de penetración cónica sísmica con medición de presión de poros
q_c	Resistencia del cono. La fuerza actuante en el cono (Q_c), dividida por el área proyectada del cono (A_c), <i>i. e.</i> $q_c = Q_c / A_c$
u_1	La presión de poros generada durante la penetración de cono y medida por un sensor de presión de poro en la cara del cono.
u_2	La presión de poros generada durante la penetración de cono y medida por un sensor de presión de poros ubicada justo detrás del cono.
q_t	Resistencia corregida del cono por efectos de agua de poros. $q_t = q_c + u_2(1-a)$
f_s	Resistencia por fricción de fuste. La fuerza friccionante actuando por fuste dividida por el área de su superficie.
R_f	Relación de fricción. Relación de la resistencia por fricción de fuste con la resistencia corregida del cono en porcentaje. $R_f = (f_s / q_t) \times 100\%$.
$Q_{tn,cs}$	Presión de punta del cono normalizada equivalente a una arena limpia
N_{kt}	Factor de normalización del cono para la resistencia cortante no drenada
K_{OCR}	Número de relación de sobreconsolidación
PPD	Ensayo de disipación de presión de poros
N_{SPT}	Número de golpes del SPT
ASTM	American Society for Testing Materials
cm/s	Centímetro por segundo
V_p	Velocidad de propagación de ondas de compresión
V_s	Velocidad de propagación de ondas de corte
m/s	Metro por segundo
ν	Relación de Poisson
%	Porcentaje
γ_{th}	Deformación cortante cíclica <i>threshold</i> por debajo de la que no se induce un exceso de presión de poros
g/cm ³	Gramo por centímetro cúbico
Prof	Profundidad
kPa	Kilo Pascal

k_{SAT}	Conductividad hidráulica saturada
Gs	Gravedad específica
Kg/cm^2	Kilogramo por centímetro cuadrado
e	Relación de vacíos
c	Cohesión
ϕ	Ángulo de fricción
°	Grados
σ'	Presión efectiva de confinamiento
τ'_d	Esfuerzo de corte inducido por el sismo
CSR	Relación de esfuerzo cíclico
a_{max}	Aceleración máxima en superficie
g	Aceleración de gravedad
σ_o	Esfuerzo total
σ'_o	Esfuerzo efectivo vertical a una profundidad dada
r_d	Coefficiente de reducción de esfuerzos
Z	Profundidad
Mw	Magnitud momento
MSF	Factor de escalamiento de magnitud
CRR	Relación de resistencia cíclica
N	Número de golpes cada 30 cm
%	Porcentaje
C_N	Efecto de sobrecarga
Pa	Presión atmosférica
K_σ	Factor de sobrecarga efectiva
PGA	Aceleración máxima del terreno
γ	Peso específico

1.0 CAPÍTULO I: INTRODUCCIÓN

1.1 GENERALIDADES

La licuación de suelos es en la actualidad uno de los problemas más estudiados en ingeniería geotécnica sísmica, evidencias de ello se pueden encontrar en las presentaciones de los últimos galardonados con la medalla H. Bolton Seed —uno de los máximos honores en ingeniería geotécnica sísmica— como Martin Geoffrey R. en el 2012, Finn Liam W.D. en el 2014, Robertson P.K. en el 2015, Dobry R. en el 2016, Kramer S. en el 2018 y Bray J. el 2021. Durante los últimos 40 años el conocimiento global del fenómeno de licuación ha mostrado un gran progreso en el desarrollo de diversos procedimientos empíricos para estimar su ocurrencia, no obstante, estos no dejan de mostrar incertidumbre particularmente en la estimación del desencadenamiento de la licuación en suelos que no son arenas limpias o sin una microestructura particular como es el caso del mineral lixiviado de una pila de lixiviación.

El 23 de junio del año 2001, ocurrió un terremoto de una magnitud momento (M_w) 8,2 (Instituto Geofísico del Perú, 2002) con epicentro a 82 km de la localidad de Ocoña, departamento de Arequipa, que causó grandes daños en la región sur del Perú. Es considerado como el más grande de los ocurridos en la costa oeste de la región sur del Perú desde el terremoto de Arica en 1868 (IGP, 2002). Repetto, Wartman, Rodríguez-Marek, Baures, Williams, Zegarra-Pellane, y Rondinel. (2003), emitieron observaciones durante la visita que realizaron a las minas Cuajone y Cerro Verde, ubicadas en los Departamentos de Moquegua y Arequipa, respectivamente. Estos reportaron la falla local de una pila de lixiviación debido a licuación en la mina Cuajone, ubicada a 60 km al Este de la ciudad de Moquegua. La ocurrencia de licuación fue observada en la última capa apilada de una de las pilas de lixiviación bajo riego y constituye el único registro documentado de desencadenamiento de licuación en mineral lixiviado en el Perú y uno de los pocos casos en el mundo.

En el Perú, muchos proyectos mineros de gran envergadura e importancia económica y social emplean la tecnología de lixiviación en pilas; las existentes en algunas minas sobrepasan los 100 m de altura, se proyectan sobre valles y están expuestas a la sismicidad particular del Perú. En algunos pocos casos, la

estabilidad de las pilas es evaluada a través de ensayos de penetración estándar (SPT) y en menor medida a través de ensayos de penetración cónica (CPT) o de ensayos geofísicos que miden la velocidad de ondas de corte (V_s). El hecho de que la práctica de realizar ensayos SPT sea ampliamente usada en el Perú, se debe al bajo costo que esta implica en un programa de investigaciones geotécnicas, y también a la confianza que la comunidad ingenieril tiene en las correlaciones empíricas basadas en este tipo de ensayo de penetración. Sin embargo, existe incertidumbre en el uso de este tipo de ensayo ya que el SPT ofrece un falso sentido de la realidad en la capacidad del ingeniero geotécnico de evaluar todos y cada uno de los parámetros necesarios para entender el comportamiento del suelo en función a un solo valor del número de golpes registrado (Mayne, P., Coop, M.R., Springman, S., Huang, A-B., y Zornberg, J., 2009, p. 50). Asimismo, la práctica usual en el Perú es realizar estos ensayos sin la calibración o determinación de la energía liberada por los equipos utilizados, lo cual hace que los resultados sean poco confiables.

Uno de los enfoques tomados como base de comparación en esta investigación es el de la V_s dada su relación más fundamental con las propiedades del suelo. Actualmente mucha de la literatura del enfoque de la V_s en la evaluación del desencadenamiento de la licuación se ha dirigido hacia un marco de referencia probabilístico, es por ello que, para mantener cierta homogeneidad con el método determinístico basado en la $Q_{tn,cs}$ se ha tomado como referencia la investigación desarrollada por Andrus y Stokoe (2000). Ellos indicaron que, para la recopilación de su base de datos, se realizaron 139 arreglos de ensayos geofísicos sobre sitios donde se registró evidencia física de licuación y donde no se registró, durante la ocurrencia de 26 terremotos que en conjunto suman 225 casos historia, cerca del 70% de los mismos provienen de depósitos naturales de suelo, y que muchos de ellos fueron formados por procesos aluviales. El otro 30% provienen de rellenos hidráulicos o rellenos no controlados. Al menos el 85 % de los casos historia fueron suelos holocénicos (<10 000 años). A pesar de que las edades del otro 15% son desconocidas, se creen que también pertenecen al Holoceno. El procedimiento propuesto por estos autores, que involucra la medición de la rigidez a pequeñas deformaciones a través de las velocidades de ondas de corte que se propagan en dirección vertical (V_s), tiene aún ciertas restricciones para su aplicación y su evaluación debe ser siempre complementada con ensayos de penetración cónica y de laboratorio, sin embargo, presenta ciertas ventajas frente

a la medición directa de la resistencia a la penetración (SPT, CPT, BPT). El hecho de que el parámetro estimado sea la velocidad de ondas de corte (V_s), genera cierta facilidad y confiabilidad en su uso debido a que este está directamente relacionado al módulo de corte máximo G_{MAX} , este último puede también obtenerse mediante ensayos de laboratorio para su comparación con respecto a las condiciones reales de confinamiento *in situ*. Sin embargo, la presión de poros y la licuación en general son fenómenos que se presentan a deformaciones cortantes relativamente altas, mientras que la medición de la velocidad de ondas de corte del material en evaluación se realiza a pequeñas deformaciones. Esta discrepancia entre escenarios de desencadenamiento de licuación y de medición de velocidad de ondas de corte, puede complicar la confiabilidad de este procedimiento sobre todo para suelos cementados o que presentan cierta cohesión inicial aparente.

Una de las suposiciones principales del método simplificado, que le permitió al enfoque de esfuerzo cíclico robustecer su concepto, fue planteada por Seed (1979) donde mencionó que en general los efectos del incremento de la presión de poros no parecen ser significativos o influir en los esfuerzos calculados en un depósito de suelo hasta el inicio de la movilidad cíclica o de la licuación si esta última ocurriera, por lo tanto, se pueden realizar evaluaciones razonables a través de un análisis de respuesta sísmica en términos de esfuerzos totales, es decir, sin tomar en cuenta el desarrollo de las presiones de poro ante la carga cíclica. Esta suposición pone de lado toda la complejidad del desarrollo del fenómeno para facilitar el uso del método en un rango amplio de escenarios, sin embargo, prescinde de hallazgos fundamentales en el vínculo del camino hacia el desencadenamiento de la licuación relacionado al incremento de las presiones de poro en equilibrio y esta a su vez a la deformación cortante cíclica.

Dobry *et al.* (1981a, 1982) propusieron una alternativa, desde un enfoque de deformaciones cíclicas, al procedimiento ampliamente usado y aceptado basado en la relación de esfuerzos cíclicos con el esfuerzo vertical efectivo. Dobry y Abdoun (2015b) definen a la deformación cíclica (γ_c) como «la deformación cortante cíclica constante aplicada para un número de ciclos en un ensayo de laboratorio en condiciones no drenadas, o también como una deformación cortante cíclica constante equivalente aplicada por la carga sísmica en el terreno para una magnitud dada». Por otro lado, la deformación cortante cíclica necesaria

para el desencadenamiento de la licuación (γ_{cl}) en laboratorio o en campo para el mismo número de ciclos —o para una misma magnitud momento del terremoto—, es un parámetro análogo a la relación de resistencia cíclica (CRR, por sus siglas en inglés) empleada en un enfoque de esfuerzos cíclicos. Para el enfoque en cuestión, la condición necesaria para el desencadenamiento de la licuación (*triggering*) es $\gamma_c > \gamma_{cl}$.

En el actual estado del arte en la estimación del desencadenamiento de la licuación y sus consecuencias, aún se continúa investigando su complejo comportamiento, del que la comunidad científica aprende con la ocurrencia de nuevos terremotos de gran magnitud como los ocurridos en Maule, Chile 2010; Christchurch, Nueva Zelanda 2011; entre otros.

1.2 PROBLEMÁTICA

Algunas operaciones mineras en el Perú y muchas otras en el mundo que utilizan la tecnología de lixiviación en pilas, deben lidiar de distintas maneras con mineral chancado de gradación fina, tratando de encontrar un equilibrio entre las propiedades mecánicas, hidráulicas y metalúrgicas, que permitan una operación normal. Las operaciones mineras optan por un menor tamaño de partícula para procurar maximizar la recuperación del mineral objetivo, manteniendo a su vez una matriz lo suficientemente gruesa para que la conductividad hidráulica del mineral se mantenga dentro de los límites que permitan la percolación por gravedad de la solución rica (PLS, por sus siglas en inglés) apuntando a un objetivo conjunto: que la eficiencia de la recuperación del metal sea alta y que la pila sea estable. Esto, sin embargo, es un objetivo ideal ya que factores geológicos, operacionales y metalúrgicos influyen en el incremento de la extensión de la matriz fina del mineral haciendo que dicho objetivo sea complicado de cumplir.

La optimización de la recuperación metalúrgica, en conjunto con el control de la estabilidad de taludes de la pila, es usualmente requerida por compañías mineras debido a que deben sesgar o minimizar problemas asociados a la retención de solución, la baja recuperación del metal, la toma de decisiones de alto riesgo, el deslizamiento de la pila, el impacto ambiental, entre otros. La evaluación del potencial de licuación del mineral lixiviado es un aspecto que forma parte de un pliego de varios puntos de lo antedicho y solicitado de acuerdo con los

requerimientos de los reguladores que en el caso del Perú están representados por el Osinergmin (Organismo Supervisor de la Inversión en Energía y Minería) y el OEFA (Organismo de Evaluación y Fiscalización Ambiental), adscritos al Ministerio de Energía y Minas (MINEM) y al Ministerio del Ambiente (MINAM), respectivamente.

Por otro lado, la comunidad ingenieril basa predominantemente la evaluación del desencadenamiento bajo el enfoque de esfuerzos cíclicos inducidos por sismo siguiendo el procedimiento simplificado originalmente propuesto por Seed e Idriss (1971), ya que esta tiene confianza en las correlaciones empíricas basadas en este tipo de enfoque, no obstante, las gráficas de licuación están calibradas sobre la base de casos historia —principalmente de suelos holocénicos—, que cubren un rango de esfuerzo vertical promedio hasta un valor máximo de 2 atm y presentan gran incertidumbre en suelos no holocénicos y en suelos con una marcada micro-estructura, *i. e.* que presentan adhesión y una estructura del esqueleto del suelo (*fabric*) particulares a pequeñas deformaciones, que no puede ser reconocida o identificada a través de ensayos que caracterizan el suelo a grandes deformaciones, e.g. SPT, CPT, BPT. Si estos tipos de suelo no son identificados adecuadamente, el enfoque basado en esfuerzos cíclicos puede resultar extremadamente conservador. Por lo tanto, los procedimientos ingenieriles usados en el actual estado de la práctica, que muchas veces incluyen modelamiento numérico avanzado y ensayos de laboratorio de naturaleza cíclica, no ofrecen una respuesta definitiva con respecto a la predicción de este fenómeno del que su entendimiento aún no ha sido plenamente desarrollado hasta la actualidad.

Por estas razones, la evaluación del potencial de licuación y/o la estimación del desencadenamiento de la licuación debe realizarse desde un enfoque que incluya el análisis preliminar de la micro-estructura y el acople del enfoque de deformaciones cíclicas al enfoque tradicional basado en esfuerzos cíclicos como sugirió Schneider y Moss (2011). Por otra parte, la implementación de una de las bases de la teoría de deformaciones cíclicas en la aplicación aquí reportada puede impulsar el uso completo y exclusivo del enfoque de deformaciones cíclicas (Dobry *et al.*, 1982; Dobry y Abdoun, 2015b) que puede adoptar los procedimientos de estimación del desencadenamiento de la licuación a través de la velocidad de ondas de corte normalizada V_{S1} (Andrus y Stokoe, 2000;

Kayen *et al.* 2013) apoyándose en curvas de degradación del módulo de corte en suelos arenosos o areno-limosos (Darendeli, 2001; Menq, 2003) considerando que, la respuesta dinámica del suelo no aparenta ser afectada por el incremento de las presiones de poro hasta antes de iniciar el desencadenamiento de este fenómeno (Martin P.P., 1975), a fin de obtener una deformación cortante cíclica que desencadena licuación y una deformación cortante cíclica *threshold*, por debajo de la que no se genera un exceso de presión de poros en materiales tales como mineral lixiviado.

1.3 OBJETIVOS

La presente investigación contempló los siguientes objetivos:

1.3.1 Objetivo General

Evaluar la influencia que tiene la microestructura y la deformación cíclica del mineral lixiviado en su potencial de licuación. Para ello, se propone una metodología de evaluación del potencial de licuación en este tipo de mineral fino lixiviado microestructurado.

Se emplea el enfoque del esfuerzo cíclico acoplado con aquel basado en la deformación cíclica. Asimismo, se adopta un aspecto fundamental de la teoría de deformaciones cíclicas que es el de la existencia de una deformación cortante *threshold* por debajo de la cual el incremento de la presión de poros, inducida por terremoto, no es posible.

1.3.2 Objetivos Específicos

Como objetivos específicos se consideran:

- Procesar los datos de los sondajes SCPTu para la cuantificación del índice normalizado de rigidez (K_G) que caracteriza al efecto de microestructura.
- Analizar el efecto de micro-estructura del mineral lixiviado para proponer una curva modificada que define el desencadenamiento de la licuación de las gráficas que se emplean en el actual estado de la práctica.
- Encontrar el valor de la presión de punta de cono (q_c) por encima del cual el efecto de microestructura se pierde y bajo el que el mineral lixiviado se comportaría como un suelo holocénico.
- Adoptar una de las bases de la teoría de deformaciones cíclicas, que es la

existencia de una deformación cortante *threshold* (γ_{th}), para formular el vínculo de acoplamiento entre el enfoque clásico del esfuerzo cíclico con el enfoque de deformación cíclica.

- Evaluar el potencial de licuación o el desencadenamiento de la licuación de mineral lixiviado con microestructura.
- Evaluar eventos de periodo de retorno de 100 y 475 años en concordancia con el tiempo de vida útil usual de una pila de lixiviación, *i. e.* ≤ 10 años para un nivel de excedencia del 10%. Comparar la influencia de la microestructura para ambos eventos.

1.4 FORMULACIÓN DE LA HIPÓTESIS

1.4.1 Hipótesis General

El procedimiento estándar de evaluación del desencadenamiento de licuación de mineral lixiviado de gradación fina basado en el enfoque de esfuerzos cíclicos, que estima la relación de resistencia cíclica a través de ensayos de penetración cónica, es extremadamente conservador si se adoptan las consideraciones habituales del actual estado de la práctica.

1.4.2 Hipótesis Específicas

Existe una relación particular entre la rigidez del suelo a pequeñas deformaciones (G_{MAX}) y la resistencia por punta del cono (q_c) para el mineral lixiviado de gradación fina.

Las relaciones normalizadas de la rigidez a pequeñas deformaciones con la resistencia por punta de cono (q_c), definidas por Schneider y Moss (2011) como el «índice normalizado de rigidez (K_G)», que presentan valores por encima de 330, conllevan a considerar que el mineral lixiviado de gradación fina presenta una alta resistencia a la licuación a relaciones de esfuerzo cíclico bajas que pueden estar vinculadas a un evento de periodo de retorno de 100 años.

La teoría de deformaciones cíclicas permite predecir la existencia de un valor de q_{c1N} por encima del cual el efecto de micro-estructura no influye sobre la resistencia a la licuación del mineral lixiviado y permite proponer un límite inferior de la frontera de licuación de casos historia que se encuentra por encima de la

frontera propuesta por los procedimientos clásicos de desencadenamiento de licuación.

El enfoque de deformaciones cíclicas proporciona un complemento en la evaluación de la licuación y minimiza la incertidumbre asociada al enfoque de esfuerzos cíclicos (CSR) permitiendo la modificación de la curva de desencadenamiento de la licuación tomando como base el vínculo único que existe entre la deformación cortante y el exceso de presión de poros inducidas por el terremoto.

2.0 CAPÍTULO II: FUNDAMENTO TEÓRICO

En el presente capítulo se presenta una breve descripción de la terminología que será empleada a fin de esclarecer los conceptos clave de las distintas disciplinas de la mecánica y dinámica de suelos que aquí se interrelacionan con el objetivo de estudiar el comportamiento de mineral fino lixiviado, previo al desencadenamiento de la licuación, que presenta microestructura y que está sujeto a regímenes transitorios de flujo de solución inducidos por capilaridad y gravedad.

2.1 INTRODUCCIÓN

El estudio del comportamiento de mineral fino lixiviado corresponde estrictamente al estudio de un suelo con una microestructura particular, que dificulta la estimación de cualquier propiedad mecánica involucrada en una evaluación convencional de potencial de licuación. Esta investigación hace uso de: fundamentos de la teoría elástica; teoría de la mecánica de suelos del estado último o estado crítico; correlaciones empíricas derivadas de ensayos de penetración cónica sísmica (SCPTu); teoría clásica de la mecánica de suelos; respuesta sísmica no lineal; teoría de las deformaciones cíclicas; y de los efectos hidrometalúrgicos y deposicionales sobre el estado *in situ* (*i. e.* estado contractivo o dilatante determinado por el parámetro de estado *in situ*) de mineral lixiviado, para evaluar los efectos de la cementación sobre la resistencia cíclica de mineral lixiviado tomado en consideración .

La licuación es un fenómeno que resulta de la tendencia de una arena o un suelo granular al cambio volumétrico debido a la aplicación de deformaciones cortantes cíclicas (Martin *et al.*, 1975) y estos cambios volumétricos se correlacionan con una mejor aproximación a las deformaciones cíclicas que a los esfuerzos cíclicos (Silver y Seed, 1971, Dobry y Abdoun, 2017). Sobre la base de esta afirmación previa, Ricardo Dobry desarrolló una teoría en la que muestra que, el fenómeno de licuación puede ser evaluado de manera simplificada en términos de las deformaciones cortantes inducidas por una carga cíclica.

El enfoque de deformaciones cíclicas permite el estudio de ciertos aspectos del fenómeno de licuación en un rango de deformaciones previo al inicio del

desencadenamiento de licuación, ya sea esta de flujo o cíclica. Para diferenciar el tipo de licuación y conocer sus principales diferencias, se han adoptado las definiciones de la *Canadian Liquefaction Experiment* (CANLEX, por sus siglas en inglés): proyecto de investigación colaborativo entre universidades canadienses, industria y consultoría geotécnica (Wride *et al.*, 2000).

2.2 TERMINOLOGÍA Y DEFINICIONES PRELIMINARES

2.2.1 Flujo por licuación

Robertson y Fear (1995) indicaron que este tipo de licuación solo aplica a suelos que disminuyen su resistencia al deformarse - *strain softening* - al aplicarse una carga en condiciones no drenadas que resulte en un esfuerzo cortante y esfuerzo efectivo constantes, como se muestra en la Figura 2.1. Requiere que los esfuerzos cortantes *in situ* sean mayores que la resistencia cortante no drenada última. El flujo por licuación puede ser desencadenada por carga cíclica o monotónica y la falla que resulte puede manifestarse como un deslizamiento o como un flujo dependiendo de las características del material, de la geometría del terreno y de la extensión de las capas licuables. Puede ocurrir en suelos granulares muy sueltos, arcillas muy sensitivas y depósitos de suelos limosos o en ciertos casos de suelos finos de muy baja a nula plasticidad. Si es desencadenada por carga cíclica puede ocurrir luego de concluido el terremoto por efectos de falla progresiva y redistribución de presiones de poro. Su trayectoria en el espacio p' - q se dirige hacia la superficie de colapso y la movilización o reducción del esfuerzo efectivo promedio es generalmente súbita que es típico de un comportamiento frágil del material llegando de una manera relativamente rápida al estado crítico.

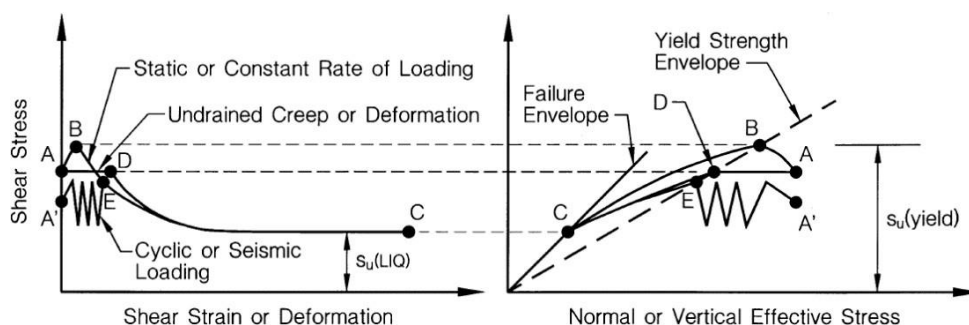


Figura 2.1 Esquematización de la respuesta *strain-softening* de un suelo en estado contractivo bajo la aplicación de una carga monotónica en condición no drenada, típica de flujo por licuación. **Fuente:** Olson, S.M. (2001).

2.2.2 Disminución progresiva de la resistencia cíclica (*cyclic softening*)

Para definir la disminución progresiva de la resistencia cíclica, que conlleva de manera conjunta a la disminución progresiva de la rigidez, se debe hacer distinción entre la licuación y la movilidad cíclica. La disminución progresiva de la resistencia cíclica puede desarrollarse en suelos que, bajo carga monótonica, disminuyen su resistencia al deformarse (*strain softening*) o que incrementan su resistencia al deformarse (*strain hardening*). Dicho de otra manera, pueden desarrollar ablandamiento cíclico independientemente del estado en el que se encuentren, incluso si se encuentran en uno dilatante. Los movimientos resultantes se deben a causas externas y solo ocurren durante la carga cíclica.

2.2.2.1 Licuación cíclica

Condición en la cual los esfuerzos cortantes resultantes durante la aplicación de una carga cíclica en condiciones no drenadas, son mayores a los esfuerzos cortantes estáticos, *i. e.* se desarrolla una inversión del esfuerzo cortante (*shear stress reversal*), por lo que se puede llegar a una condición de esfuerzo efectivo nulo, y aunque esta condición sea transitoria, puede inducir una rigidez muy baja y así generar deformaciones muy grandes durante la aplicación de la carga cíclica como sugieren los lazos histeréticos de mayor liberación de energía con el incremento del número de ciclos de carga que se muestran en la Figura 2.2.

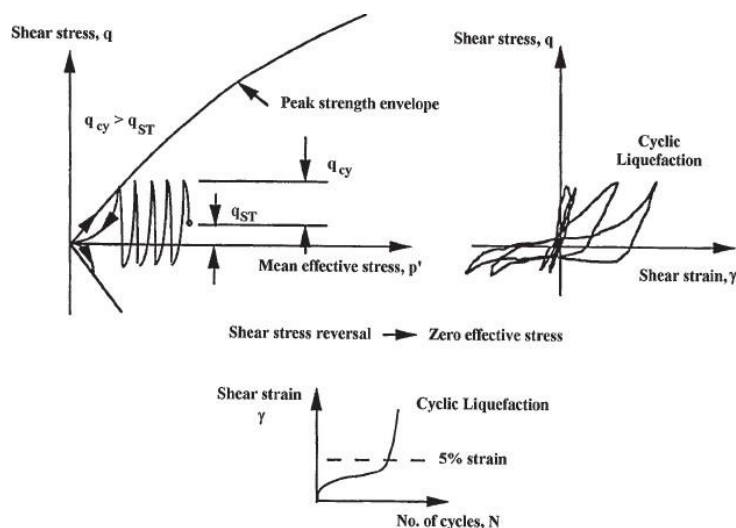


Figura 2.2 Esquemización del comportamiento cíclico de una arena bajo aplicación de carga cíclica que ilustra la licuación cíclica. **Fuente:** Robertson y Wride (1998).

2.2.2.2 Movilidad cíclica

Condición en la que los esfuerzos cortantes resultantes durante la aplicación de una carga cíclica en condiciones no drenadas son siempre mayores a cero, *i. e.* no se desarrolla una inversión del esfuerzo cortante (*shear stress reversal*), por lo tanto, no se logra desarrollar una condición de esfuerzo efectivo nulo y las deformaciones desarrolladas durante la carga cíclica se estabilizan debido al decremento que se produce en la relación de presión de poros en exceso. La movilidad cíclica representa en un sentido general el desarrollo de la deformación cíclica que puede ocurrir en un suelo con una relación de presión de poros por debajo del 100% como se esquematiza en la Figura 2.3.

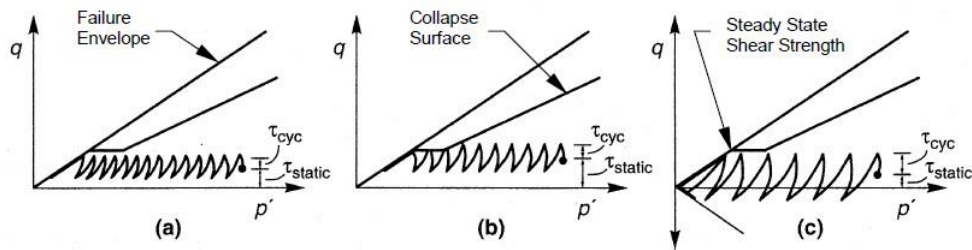


Figura 2.3 Esquematación de movilidad cíclica en el espacio p - q' . (a) no se presenta la inversión del esfuerzo cortante y los esfuerzos combinados estático y cíclicos son menores que la resistencia en estado constante. (b) presenta la inversión del esfuerzo cortante y por algunos momentos los esfuerzos combinados estático y cíclicos exceden la resistencia en estado constante. (c) Se presenta la inversión del esfuerzo cortante y los esfuerzos combinados estático y cíclicos son menores que la resistencia en estado constante. **Fuente:** Olson, S.M. (2001).

2.2.3 Teoría de deformaciones cíclicas

Dobry *et al.* (1981a, 1982) propusieron una alternativa, desde un enfoque de deformaciones cíclicas, a la metodología ampliamente aceptada basada en la relación de esfuerzos cíclicos con el esfuerzo vertical efectivo. Dobry y Abdoun (2015b) definen a la deformación cíclica como la deformación cortante cíclica constante aplicada para un número de ciclos en un ensayo en condiciones no drenadas, o también como una deformación cortante cíclica constante equivalente aplicada por la carga sísmica en el terreno para una magnitud dada. Por otro lado, la deformación cortante cíclica necesaria para el desencadenamiento de la licuación (γ_{cl}) en laboratorio o en campo para el mismo

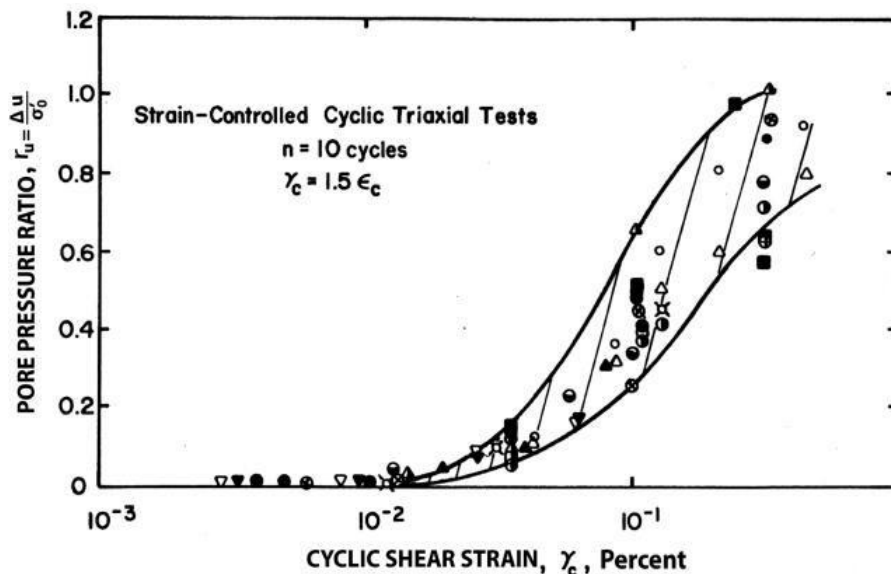
número de ciclos, es un parámetro análogo a la CRR, empleada en un enfoque de esfuerzos cíclicos. Para el enfoque en cuestión, la condición necesaria para el desencadenamiento de la licuación (*triggering*) es $\gamma_c > \gamma_{cl}$.

Este enfoque aprovecha el hecho de que la compresión cíclica en condición drenada y la generación de presiones de poro en exceso en condiciones no drenadas están relacionadas con un sesgo único muy estable que no es posible de lograr con la CSR. Silver y Seed (1971) mostraron experimentalmente que las deformaciones cortantes cíclicas controlan el mecanismo de densificación de arenas secas. Encontraron que la relación de asentamiento con el número de ciclos dependía de la densidad relativa y de la deformación cortante cíclica, y esta era independiente del confinamiento, y no presentaba una correlación con el esfuerzo cortante cíclico o el módulo de corte secante. Martin *et al.* (1975) desarrollaron un modelo en esfuerzos efectivos basado en deformación cortante para estimar el incremento de presión de poros en arenas saturadas durante ensayos no drenados controlados por esfuerzo.

El vínculo único entre la relación de presión de poros en exceso con el esfuerzo efectivo promedio (r_u) y la deformación cortante cíclica (γ_c) de amplitud constante para un número de ciclos determinado (10 ciclos) en ensayos controlados por deformación —ejecutados con arenas diferentes, preparadas a densidades relativas diferentes, con técnicas diferentes de remoldeo, y ensayadas a diferentes esfuerzos efectivos de confinamiento— es evidente a través de una banda estrecha que se muestra en la Figura 2.4.

La literatura técnica relacionada al fenómeno de licuación presenta una extensa base de datos que recopila resultados de ensayos cíclicos de laboratorio que demuestra que la licuación resulta de la tendencia por el cambio volumétrico en una arena, que de acuerdo con Dobry y Abdoun (2015b) es «típico, único y particular de la naturaleza de un suelo», debido al desarrollo de deformaciones cortantes cíclicas (Martin *et al.* 1975; Hazirbaba y Rathje, 2009). Por otro lado, los resultados de mediciones de campo de ensayos de licuación *in situ* impulsados principalmente por el equipo geotécnico de la Universidad de Texas en Austin liderado por el profesor Kenneth Stokoe, y que se muestran en la Figura 2.5, muestran dos ventajas importantes al emplear γ_c en lugar de la CSR, para caracterizar la respuesta de presión de poros en arenas sujetas a carga cíclica.

La primera ventaja es la existencia de una deformación cortante *threshold* de $\gamma_{tv} = 0,01\%$ en arenas limpias o limosas normalmente consolidadas necesaria para iniciar el incremento de la presión de poros. La segunda ventaja es el hecho de que la curva de la r_u en ensayos cíclicos no drenados controlados por deformación, en función de la deformación cíclica aplicada es remarcablemente estable (Dobry y Abdoun, 2015).



Symbol	Sand	σ'_0 (psf)	D_r (%)	Samples/Fabric	Measured u Peak (P) or Residual (R)
○	Crystal Silica	2,000	60	Dry Vibration	P
△	" "	2,000	60	Wet Rodding	P
▲	" "	2,000	60	Dry Vibration	P
▽	Sand No. 1	2,800	60	Moist Tamping	P
▼	" "	1,400	60	" "	P
○	Monterey No. 0	2,000	60	" "	P
□	" "	2,000	80	" "	P
■	" "	2,000	45	" "	P
■	" "	2,000	45	" "	R
■	" "	533	60	" "	P
⊖	" "	4,000	60	" "	P
⊖	" "	2,000	20	" "	R
●	Banding	2,000	60	" "	R
▲	" "	2,000	40	" "	R
●	" "	2,000	20	" "	R
●	Heber Road Point Bar	2,000	Dense	Tube Sample	R
●	Heber Road Channel Fill	2,000	Loose	" "	R
⊗	Owi Island	2,000	40	Moist Tamping	R
⊗	" "	1,500	40	" "	R
⊖	" "	2,000	Medium Dense	Tube Sample	R
●	Mt. St. Helen Debris	2,000-4,000	50	Moist Tamping	R

Figura 2.4 Relación entre la r_u y la deformación cortante cíclica (γ_c) y tabla de resumen de los ensayos considerados para la construcción de la gráfica. **Fuente:** Dobry y Abdoun (2015)

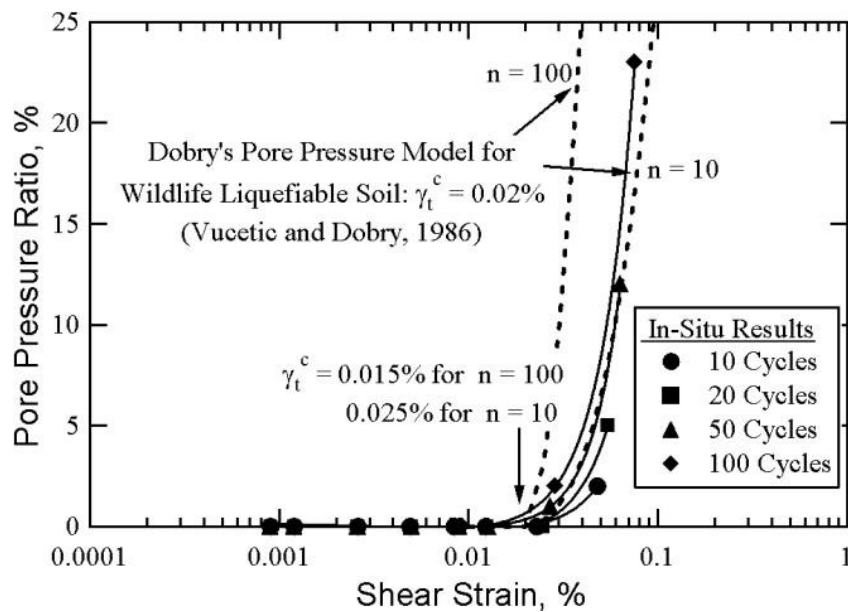


Figura 2.5 Comparación entre el modelo de generación de presiones de poro de Dobry (Vucetic y Dobry, 1986) y las curvas de generación de presión de poros obtenidas de ensayos de licuación *in situ* ejecutados durante la Serie 1 de cargas dinámicas por etapas en el sitio Wildlife Liquefaction Array. **Fuente:** Cox, B. (2006)

La deformación cortante volumétrica *threshold*, definida como la deformación de corte por debajo de la cual no se desarrollan presiones de poro, es de un valor consistente aproximadamente de 0,01% para arenas normalmente consolidadas (Dobry y Abdoun, 2011). Una aplicación del enfoque de deformación es la determinación de si es que la deformación cortante inducida excede lo que puede llamarse la deformación cortante “*threshold*” (cerca de 0,01%), por debajo de la que no se genera alguna presión de poros en exceso. Si la deformación cortante inducida es menor que la deformación cortante “*threshold*”, este método indica que la licuación no es motivo de preocupación. Si la deformación cortante inducida excede a la deformación cortante “*threshold*”, se requieren análisis adicionales del potencial del desencadenamiento de la licuación.

En general, la teoría de las deformaciones cíclicas aparenta ser un instrumento para evaluar el comportamiento del suelo en un rango de deformaciones intermedias que no es posible abordar a través de los más reconocidos modelos constitutivos que explican el fenómeno de licuación; que pueden ir desde la teoría elástica, que sirve de base para la estimación de la rigidez a pequeñas

deformaciones, hasta la teoría de la mecánica de suelos del estado crítico, que sirve de base para entender el comportamiento del suelo a grandes deformaciones o en su estado último (e.g. después del desencadenamiento de licuación cíclica). El hecho de que la licuación o el comportamiento post-licuación del suelo sea un fenómeno característico del mismo a grandes deformaciones, no exime el hecho de que el desencadenamiento puede desarrollarse a deformaciones mucho menores que las que usualmente requiere la teoría de la mecánica de suelos del estado crítico. Por lo tanto, a través de la teoría de deformaciones cíclicas se abordan cuestiones relevantes antes de que el suelo desencadene o desarrolle licuación cíclica y esclarecer la relación fundamental entre la generación del exceso de presión de poros y la deformación cortante inducida por un terremoto en un suelo con microestructura.

2.2.4 Estado crítico

El estado crítico del suelo suele definirse como el estado último de su respuesta mecánica y está representado por la relación de vacíos que se logra cuando cesa la tendencia al cambio volumétrico, al mismo tiempo que el suelo continúa deformándose a un esfuerzo cortante constante. Llegado el suelo a este estado es posible aproximar una relación explícita entre el esfuerzo cortante, el esfuerzo efectivo promedio, la relación de vacíos y la deformación cortante. Dicha característica es tomada como marco de referencia en lo que se denomina la mecánica de suelos del estado crítico que, en conjunto con la teoría del esfuerzo-dilatancia de Rowe (1962) y de la idealización del espacio e -log (p'), logra modelar el comportamiento del suelo desde un enfoque mecánico.

De acuerdo a Robertson P.K. (2010), en un sentido general, los suelos pueden presentar comportamiento dilatante o contractivo lo cual depende del valor del parámetro de estado ψ ; suelos con un estado más denso que su estado crítico ($\psi < 0$) presentarán un comportamiento dilatante y su resistencia cortante no drenada se verá incrementada al movilizar su resistencia conforme se incrementa la deformación cortante del suelo (*strain hardening*), mientras que suelos con un estado más suelto o disgregado que su estado crítico ($\psi > 0$) presentará un comportamiento contractivo y su resistencia cortante no drenada se verá disminuida al movilizar su resistencia conforme se incrementa la deformación cortante del suelo, *strain softening*; Robertson P.K. (2010), Jefferies y Been (2006) y Shuttle y Cunning (2007) sugirieron que cuando un suelo presenta un parámetro

de estado $\psi > -0,05$, se espera la pérdida de resistencia en condición no drenada acorde a un comportamiento *strain softening*. Por lo tanto, la curva $\psi = -0,05$ puede ser tomada como una frontera útil para discernir con respecto a la susceptibilidad a la licuación por flujo que podría presentar un material, en nuestro caso el mineral lixiviado, y que es capturada de manera empírica por la resistencia por punta normalizada del ensayo CPT, Q_{tnCS} . Robertson, P.K. (2010) argumenta que las tendencias que obtuvo son consistentes con los principios del estado crítico al traslapar las curvas de la Q_{tnCS} con curvas registradas en la literatura de ψ como se muestra en la Figura 2.6. El vínculo, aunque empírico, entre la Q_{tnCS} y el ψ permite prescindir del factor de corrección por esfuerzo de sobrepresión (K_σ), lo que es adecuado en una pila de lixiviación dado que esta presenta una heterogeneidad amplia en el estado de cada capa y no puede idealizarse un perfil entero a una sola densidad relativa.

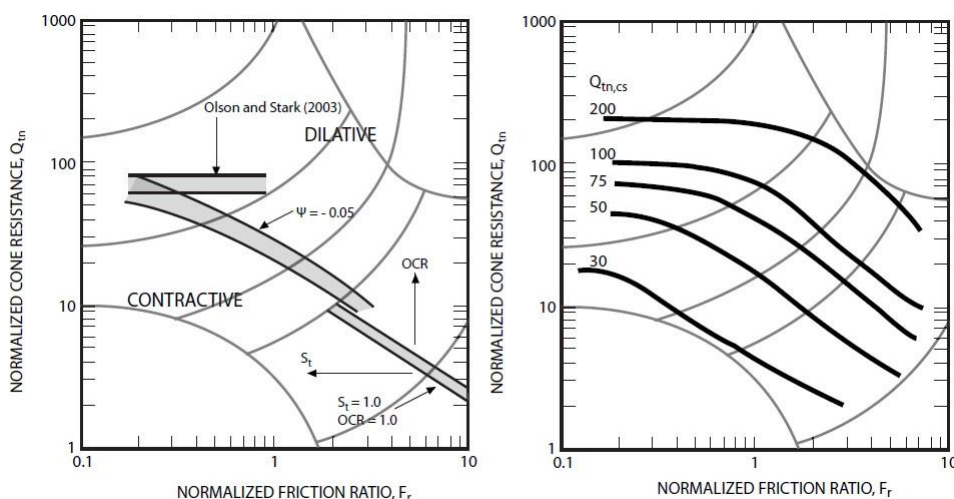


Figura 2.6 Frontera aproximada entre la respuesta dilatante y contractiva del suelo usando datos de CPT y su correspondencia empírica con curvas de la Q_{tnCS} basadas en las correcciones sugeridas por Robertson y Wride (1998). **Fuente:** Robertson, P.K. (2010)

2.2.5 Índice normalizado de rigidez

Schneider y Moss (2011) propusieron un análisis de desencadenamiento de licuación que acopla los enfoques basados en esfuerzos cíclicos y deformaciones cíclicas, empleando correlaciones específicas de sitio a través de ensayos de penetración cónica sísmica - ensayos que miden la velocidad de ondas de corte con el método *down-hole* – a fin de evaluar la relación existente entre la rigidez a

pequeñas deformaciones con respecto a la resistencia a la penetración, representadas por el módulo de corte máximo (G_{MAX}) y la presión de punta del cono (q_c), respectivamente. De acuerdo con Salgado, Mitchell y Jamiolkowski (1997), la presión de punta del cono (q_c) es una «propiedad inherente a grandes deformaciones que es controlada por el módulo de corte a grandes deformaciones, trituración del suelo a grandes esfuerzos, ángulo de dilatancia y al estado de esfuerzo efectivo horizontal».

De acuerdo con Roy (2008), q_c/G_{MAX} aparenta ser «un indicador fundamental del comportamiento plástico de suelos friccionantes». Específicamente, la respuesta plástica se torna más rígida y la respuesta volumétrica se torna más dilatante de acuerdo con el incremento de q_c/G_{MAX} . Asimismo, el autor indica que la relación q_c/G_{MAX} presenta tres factores importantes que influyen sobre la resistencia a la licuación que son: la densidad relativa, compresibilidad y la edad geológica — esta última puede interpretarse como la generación de efectos de micro-estructura por procesos de post consolidación e hidro-metalúrgicos, estos últimos relacionados a la recuperación de mineral debido al riego de la solución en la pila—. La cementación o efectos de micro-estructura debe ser previamente evaluada para el análisis de desencadenamiento de la licuación ya que su comportamiento generalmente es distinto de lo que se considera un suelo ideal. La Figura 2.7 muestra esquemáticamente la influencia de un suelo estructurado de acuerdo con lo reportado por Leroueil y Hight (2003).

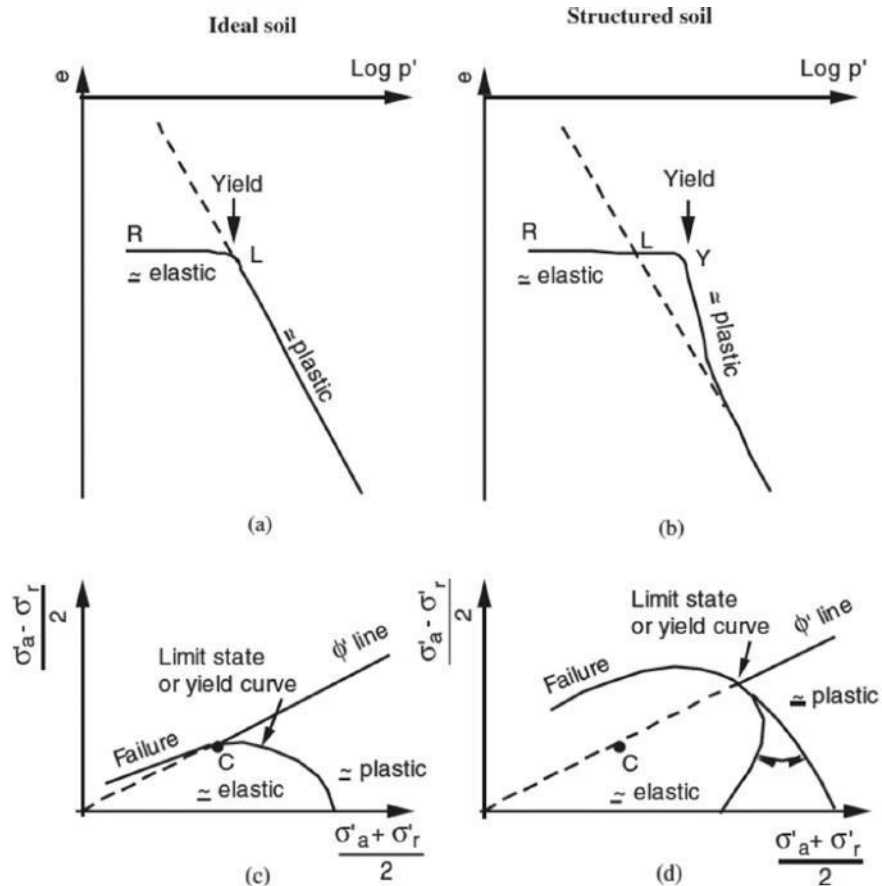


Figura 2.7 Comportamiento esquemático de suelos ideales y estructurados y la influencia de la microestructura sobre parámetros como el estado crítico, la relación de vacíos, el esfuerzo efectivo promedio, el estado de esfuerzo sobreconsolidado, el estado de esfuerzo de fluencia, el ángulo fricción, entre otros.

Fuente: Leroueil y Hight 2003

2.3 ESTADO DE LA PRÁCTICA PARA LA EVALUACIÓN DE LICUACIÓN DE SUELOS

El actual estado de la práctica hace uso del método simplificado exclusivamente desde el enfoque de esfuerzos cíclicos y estima la relación de resistencia cíclica (CRR, por sus siglas en inglés) a través de ensayos de penetración (SPT, CPT, BPT) o de la velocidad de ondas de corte (V_s). Existen diversos métodos tanto determinísticos como probabilísticos que determinan el potencial de licuación con base en un factor de seguridad que compara la relación de resistencia cíclica sobre la relación de esfuerzo cíclico (CSR). La base de datos de relaciones de resistencia cíclica en función de ensayos de penetración o de V_s está predominantemente basada en casos historia de lugares que han presentado

evidencias de la ocurrencia de licuación. No obstante, estos fueron registrados sobre suelos holocénicos (edad geológica reciente) y sobre arenas que no presentan cementación o un *fabric* particular.

La ejecución de ensayos de laboratorio del tipo cíclico también es empleada para estimar la relación de resistencia cíclica y la resistencia licuada no drenada. Es común reemplazar la resistencia obtenida en los ensayos de laboratorio por la estimada a través de ensayos de penetración suponiendo que no existen diferencias entre ambas estimaciones. Generalmente se excluye también cualquier efecto favorable de la microestructura sobre la resistencia cíclica de un suelo. Sin embargo, los ensayos de laboratorio (ensayos índice y especiales) en mineral lixiviado tienen la limitación de no capturar en ningún caso la muestra representativa que rige el desempeño de la pila. Factores como la variabilidad espacial, la mineralogía, el método de apilamiento, el proceso de degradación físico-química de su matriz fina, el estado *in situ* de su propensión a la contracción o dilatación, la distribución caótica de sus características físicas representadas por su plasticidad y por su contenido de finos —por solo mencionar dos parámetros usualmente registrados durante la operación—, la permeabilidad saturada del mineral dominada por su macroporosidad, la capilaridad de la matriz fina dominada por su microporosidad, el régimen hidrodinámico transitorio de la lixiviación y el criterio subjetivo del operador para establecer el ciclo y la tasa de riego en una pila, hacen que un programa de laboratorio por más riguroso que este sea solo sea factible para condiciones ideales, homogéneas, isotrópicas bajo la suposición de base que el mineral puede ser representado por una sola muestra patrón en función de sus características físicas.

Cualquier intento de evaluar, estimar o analizar cualquier cantidad, desempeño o magnitud bajo cualquier metodología rigurosa sobre un supuesto tan importante como el descrito, hace que este sea cuando menos objetable y no tenga la contundencia que requiere la opinión sobre el desempeño de una estructura comúnmente abordada bajo los criterios estándar de la licuación de suelos. Este hecho innegable requiere que los ingenieros que evalúan una pila de lixiviación adopten los métodos empíricos basados en las características de comportamiento en reemplazo de las características físicas como principal herramienta en la evaluación del potencial de licuación.

Se debe recordar que las gráficas de licuación establecidas en la literatura fueron desarrolladas para el uso práctico de sus usuarios con énfasis en la superficie, en terreno plano o de pendiente suave, en los problemas comunes en edificaciones, a niveles freáticos constantes, *i. e.* un régimen hidrostático, y bajo supuestos que son necesarios de exponer explícitamente para reorientar el criterio del método simplificado para su uso en pilas de lixiviación de mineral lixiviado.

El enfoque establecido en el actual estado de la práctica es el del esfuerzo cíclico y es por mucho el más empleado en la evaluación del potencial de licuación. Tiene un concepto simple lo que le confiere seguridad, conservadurismo y confiabilidad en su expresión más básica que es a su vez la suposición principal del método y que es la aproximación de la aceleración en la profundidad de interés para la que se asume que el suelo tiene una respuesta como la de un bloque rígido. Sobre esta suposición principal se desprenden otras secundarias como el clásico factor de 0,65 del esfuerzo cortante cíclico máximo, como el del factor de participación de masa que representa la flexibilidad y la no linealidad del suelo, pero por sobre todo la suposición de que la respuesta dinámica del suelo en esfuerzos totales es equivalente a una en esfuerzos efectivos hasta poco antes de alcanzar el desencadenamiento que es lo mismo que negar que el suelo suelto se deforma, y que al deformarse cambia de volumen para dar paso al incremento súbito de la presión del agua en los poros del suelo. Esto último es acaso la debilidad más notoria del que es el enfoque más aceptado en la práctica hoy dado que excluye al parámetro más importante en el fenómeno de licuación: el exceso de presión de poros inducido por el terremoto. Esto no es menor en la evaluación del potencial de licuación de una pila de lixiviación y es necesario incluirlo a través de la teoría de la deformación cíclica, además de visitar nuevamente los fundamentos del método simplificado.

2.4 ESTADO DEL ARTE EN LA EVALUACIÓN DEL POTENCIAL DE LICUACIÓN DE SUELOS

El estado del arte en la evaluación del potencial de licuación hace uso de marcos de referencia empíricos y teóricos que permiten aproximar los hechos asociados a la física del fenómeno con evidencias recopiladas en casos históricos o mediante la interpretación de ensayos de penetración o de ensayos de laboratorio bajo un enfoque netamente mecánico. En general, existe en la literatura una serie de enfoques que generalmente requieren que todo análisis o evaluación del

desencadenamiento, pérdida súbita de resistencia, y recuperación de resistencia post-licuación se mantenga dentro de los límites de las suposiciones y conjeturas de cada una de las teorías o enfoques adoptados.

Actualmente existe un esfuerzo conjunto del medio académico con el medio ingenieril para vincular o dar un sustento teórico al empirismo sobre el que se basa mucha de la literatura relacionada a los ensayos de penetración cónica, llena de correlaciones y factores de corrección que algunas veces debe dejar de lado la física involucrada previa al desencadenamiento. Dicho sustento ha surgido de la adopción de un enfoque mecánico en lo que se conoce como la mecánica de suelos del estado crítico bajo la idealización del medio y por otro lado por las evidencias primero teorizadas bajo el enfoque de la deformación cíclica y que ahora se emplea como marco teórico para simular el incremento de la presión de poros inducida por el terremoto a través de ensayos *in situ* de licuación.

Algunos aspectos desarrollados solo en el estado del arte, muchas veces a nivel académico, pueden ser aprovechados para el desarrollo continuo de métodos o metodologías que normalmente son aplicadas a problemas de otra índole como es el caso del método simplificado del desencadenamiento de licuación, empleado en problemas geotécnicos en superficie bajo esfuerzos efectivos verticales bajos (2 a 3 atm), que se ajusten al escenario específico de estructuras geotécnicas de gran extensión y en consecuencia de gran variabilidad de sus características físicas según los aspectos operacionales y de monitoreo y control instrumental en una pila de lixiviación.

Algunos métodos mantienen al contenido de finos (característica física empleada para identificación de un suelo dominado por su matriz fina) como un parámetro importante dentro de la evaluación del potencial de licuación y de hecho propusieron una formulación para ajustar los valores de I_c , parámetro que representa las características de comportamiento en términos de la presión de punta cónica y la relación de presión de fuste, a los registros de contenido de finos de los casos históricos y es un intento de mantener el procedimiento simplificado vinculado a las características físicas. Sin embargo, esto en una pila de lixiviación es complicado debido al proceso complejo por el que el mineral se encuentra en un estado heterogéneo en todo aspecto haciendo que el registro de sus características físicas sea impracticable dado que se requerirían miles de ensayos

y cientos de perforaciones para estimar la extensión de mineral de baja permeabilidad o que retienen solución debido a su matriz fina. Es por ello por lo que el SCPTu, que mide diversos parámetros de forma continua a lo largo de todo el sondaje, permite identificar con confiabilidad al mineral que retiene solución y por lo tanto los que son de baja permeabilidad, debido a que se mide directamente la compresibilidad y la presión de punta del cono y permite la clasificación del mineral de acuerdo con el tipo de comportamiento de suelo (Robertson, 1990; 2009; 2016). Esto es una ventaja frente al registro continuo de las características físicas restringido por la extensión de este tipo de estructuras y la razón por la que se ha adoptado en esta investigación la clasificación del suelo usando el SCPTu.

Sobre la base de la evaluación de los efectos de microestructura y de los hechos sustentados por la teoría de la deformación cíclica, de acuerdo con lo publicado por el actual estado del arte, se propone su inclusión para una evaluación verosímil del potencial de licuación de una pila de lixiviación que tiene un tiempo de exposición corto lo que deriva en la adopción de periodo de retorno (T_r) de hasta 100 años.

3.0 CAPÍTULO III: INVESTIGACIONES GEOTÉCNICAS REALIZADAS

3.1 INTRODUCCIÓN

Se ha considerado la información obtenida de dos campañas geotécnicas de sondajes CPT realizadas en una pila de lixiviación operativa ubicada en el sur del Perú. En la última campaña se ejecutaron siete sondajes del tipo SCPTu, es decir, con medición adicional de V_s y de V_p . Estos SCPTu fueron seleccionados, procesados e interpretados para el análisis de microestructura y de su impacto en la curva de desencadenamiento de la licuación específica de mineral lixiviado.

3.2 INVESTIGACIONES GEOTÉCNICAS EN MINERAL LIXIVIADO

3.2.1 Investigaciones geotécnicas de campo

Se ha recopilado 07 sondajes de penetración cónica sísmica con medición de presión de poros (SCPTu) ejecutados en el 2015. Se selecciona estos ensayos debido a que este tipo de sondaje brinda información sísmica (velocidades de onda V_s y V_p) además de registrar las presiones dinámicas de poros en toda la profundidad de investigación. Estos sondajes fueron finalizados a una profundidad predeterminada a fin de no dañar el revestimiento de geomembrana de la pila de lixiviación. En la Tabla 3.1 se presentan las principales características de los ensayos SCPTu seleccionados mientras que en la Figura 3.1 se presenta su ubicación (ver símbolos azules).

Tabla 3.1
Resumen de ensayos SCPTu empleados

Año	Código	Fecha	Prof. (m)	Ensayos de disipación			
				Cant.	Prof. (m)	Duración (s)	u_0 (m)
2015	SCPT14-02	15-01-15	45,00	5	9,00	500	0,0
					13,00	550	0,0
					20,50	500	0,0
					21,00	500	0,0
					42,00	1000	2,3
2015	SCPT14-06	18-12-14	54,00	4	4,00	300	0,0
					10,00	350	0,0
					22,00	450	1,0
					38,00	400	0,0
2015	SCPT14-17B	13-01-15	87,00	3	75,00	400	0,7
					76,00	1100	0,7

Año	Código	Fecha	Prof. (m)	Cant.	Ensayos de disipación		
					Prof. (m)	Duración (s)	u_0 (m)
					77,00	800	0,0
					6,00	400	0,0
					28,00	700	0,7
					42,00	950	2,2
					44,00	550	0,9
2015	SCPT14-26	12-01-15	96,55	9	46,00	700	1,2
					49,00	1500	1,7
					58,00	500	1,5
					60,00	700	1,6
					92,00	500	0,0
2015	SCPT14-27	19-12-14	89,00	3	15,00	1300	1,6
					19,00	500	0,5
					60,00	400	0,0
2015	SCPT14-61	21-01-15	37,75	4	4,90	450	0,0
					7,00	450	0,0
					13,45	500	0,0
					27,00	400	0,0
2015	SCPT14-63	19-01-15	32,50	4	10,00	400	0,0
					20,00	500	0,0
					32,00	500	0,0
					32,50	300	0,0

Abreviaturas:

u_0 : presión de poros en equilibrio
Cant.: cantidad

Prof.: profundidad

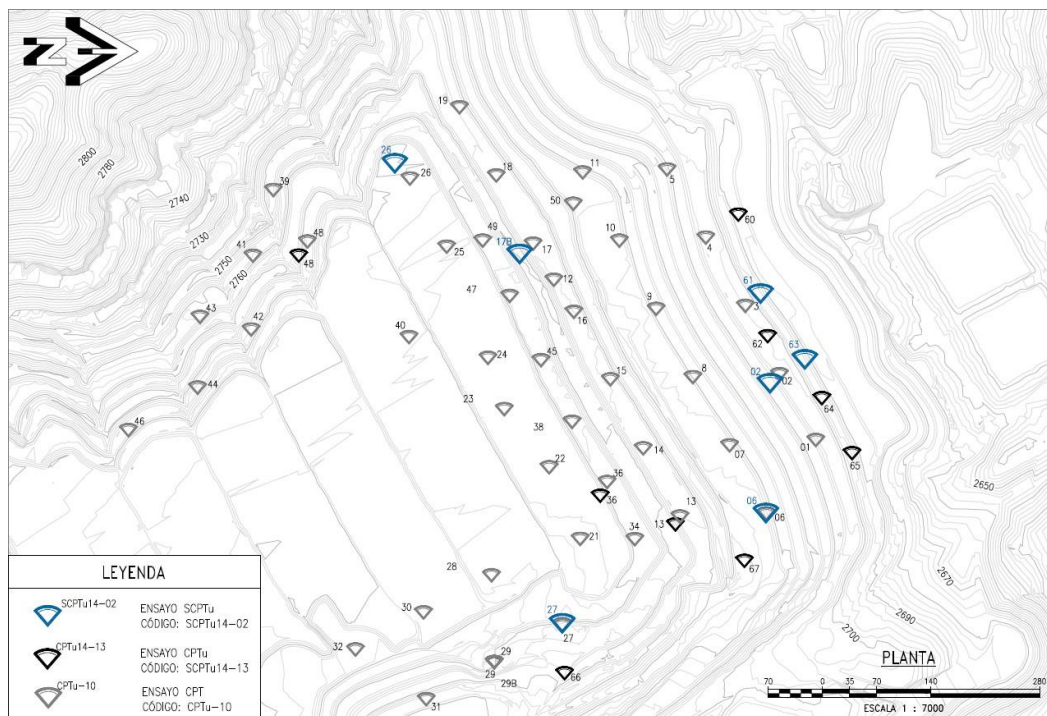


Figura 3.1 Ubicación de los SCPTu en una pila de lixiviación tomados para la presente investigación.

3.2.2 Mediciones de las velocidades de ondas de corte y de compresión

En los siete sondajes SCPTu se registraron ambos tipos de velocidad de ondas. Las velocidades de las ondas son registradas mediante la incorporación de un transductor (geófono) en el cono para registrar estas velocidades de ondas de una fuente producida a través del golpe de un martillo pesado sobre un plato plano de acero ubicado cerca a la máquina oruga que porta el sondaje CPT. Las V_S y V_P fueron calculadas usando las mediciones del tiempo de propagación de la onda y la distancia entre la fuente y el geófono. Las mediciones de ambas ondas no fueron reportadas cuando no se pudo identificar una distinción entre ambas. Las mediciones de V_S y V_P , fueron registradas ambas en intervalos de 1 m a 2 m, hasta una profundidad máxima de 96 m y 57 m, respectivamente. Ambos registros de velocidad incrementaron su valor con la profundidad. Las V_S medidas varían de 235 m/s a 725 m/s mientras que las V_P de 440 m/s a 1400 m/s, aproximadamente. En la Figura 3.2 se presentan los perfiles de las velocidades V_S y V_P registrados en los sondajes SCPTu; se muestra el promedio (μ) y las fronteras definidas por el promedio \pm desviación estándar ($\mu \pm \sigma$).

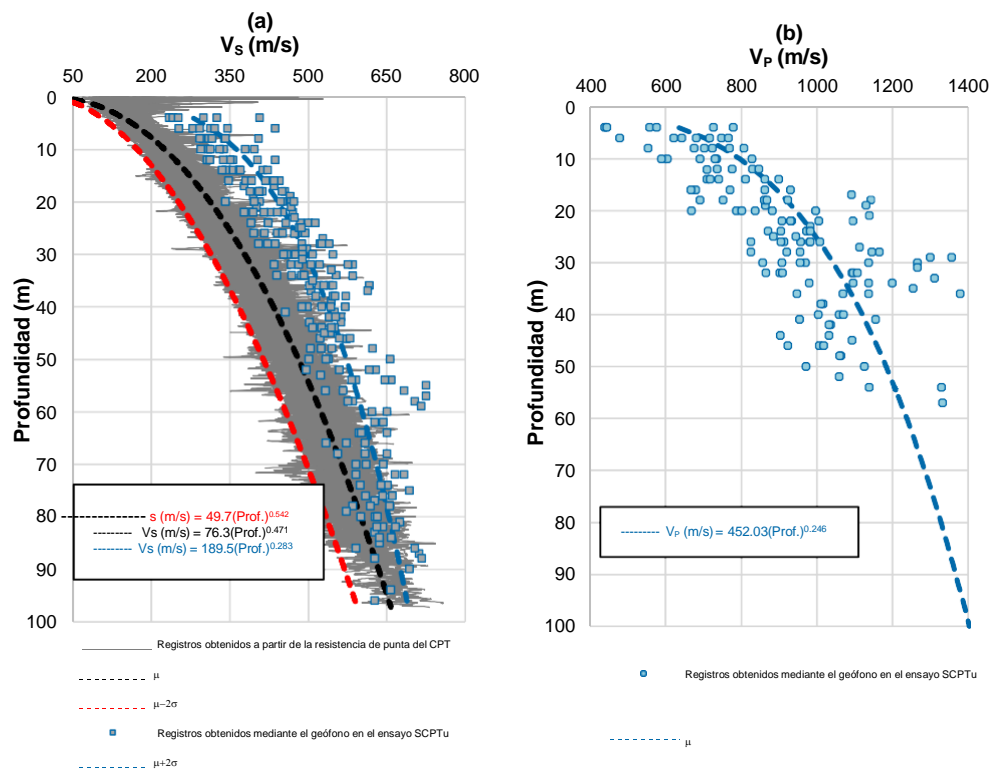


Figura 3.2 Registros de (a) velocidades de ondas de corte (V_S) y (b) compresionales (V_P).

La Figura 3.2 (a) presenta en gris los registros de las V_S obtenidos mediante la correlación con la resistencia por punta del CPT propuesta por Robertson y Cabal (2015) y en azul los registros obtenidos por los instrumentos sísmicos adaptados al ensayo CPT. Esta figura es un primer indicio de la presencia de microestructura en el mineral debido a que la correlación para obtener los V_S fue formulada a través de registros en suelos no cementados mientras que los registros a través de geófonos presentan valores mayores. La Figura 3.2 (b) presenta los registros de V_P y su variación promedio con la profundidad. Mientras que la Figura 3.3 presenta tres perfiles de V_S para el sondaje SCPTu14-02 que ejemplifica las diferencias entre las estimaciones derivadas del CPT de acuerdo con la formulación propuesta por Robertson y Cabal (2015) y los valores de V_S medidos en campo. Sobre la base de este último perfil se calcula la velocidad normalizada de ondas de corte (V_{S1}) que es el parámetro empleado en las gráficas de desencadenamiento de licuación. Nótese que para dicho perfil el valor de V_{S1} se encuentra alrededor de 400 m/s por lo que el perfil no licuaría en ninguna capa. Esto es inverosímil, pero al mismo tiempo muestra que existe cierto aspecto de rigidez complementario que debe ser analizado antes de emplear las gráficas de licuación, incluso si solo se usa aquella en función de la presión de punta del cono equivalente a las arenas limpias ($Q_{tn, cs}$).

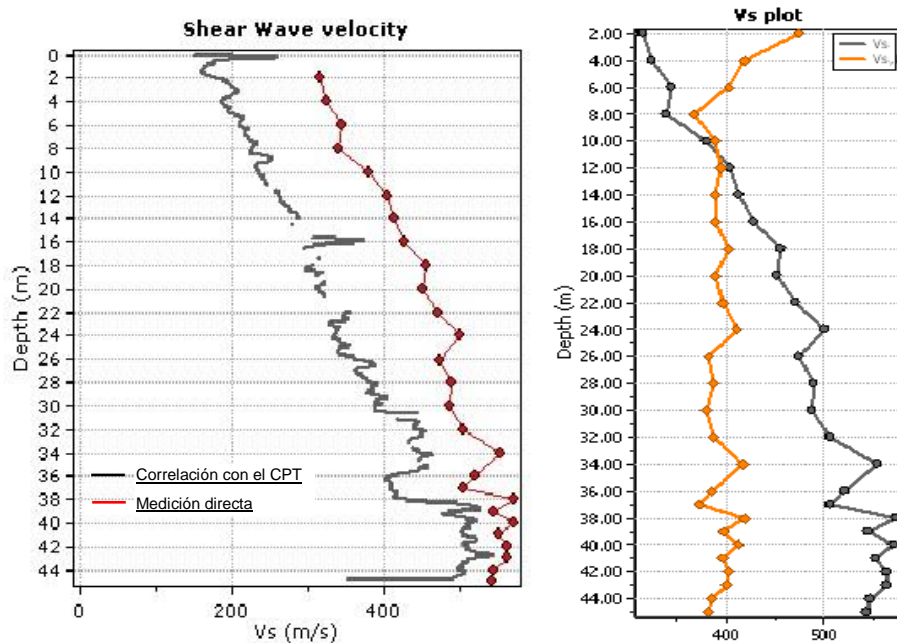


Figura 3.3 Registros de velocidad de ondas de corte ensayos SCPTu14-02; izquierda: estimada a través de correlación con el CPT y medida mediante el geófono del propio equipo; derecha: V_S y V_{S1} (normalizada a 1 atm V_{S1}).

3.2.3 Ensayos de disipación de presión de poros (PPD)

El método simplificado requiere de los valores de esfuerzos verticales efectivos (σ'_{v0}) donde el perfil de presiones de poro en equilibrio (u_0) debe ser estimado *in situ*; por lo que para el cálculo de σ'_{v0} se requirió de la estimación del perfil de u_0 mediante la prueba de disipación de presión dinámica de poros (PPD, por sus siglas en inglés). Dado que es posible que el u_0 basado en PPD pueda representar cargas de presión transitorias, es recomendable utilizar registros de piezómetros de cuerda vibrante (en su defecto, es recomendable instalarlos) en las capas potencialmente licuables según lo aquí reportado; y, por lo tanto, lograr un perfil u_0 confiable para el cálculo de σ'_{v0} . Lo mencionado anteriormente es conveniente ya que el piezómetro de cuerda vibrante permitirá monitorear también estas capas críticas en términos de u_0 y eventualmente establecer umbrales de alerta que anticiparán cuándo tomar acciones para disipar el aumento de la u_0 y limitar el incremento súbito del exceso de presión de poros durante un terremoto. El Anexo A compila todos los registros de ensayos PPD y la estimación aproximada de la u_0 a ser usada en los cálculos. La Figura 3.4 muestra un ensayo de disipación realizado en el SCPTu14-06 a una profundidad de 22 m donde se determinó una u_0 de 9,0 kPa.

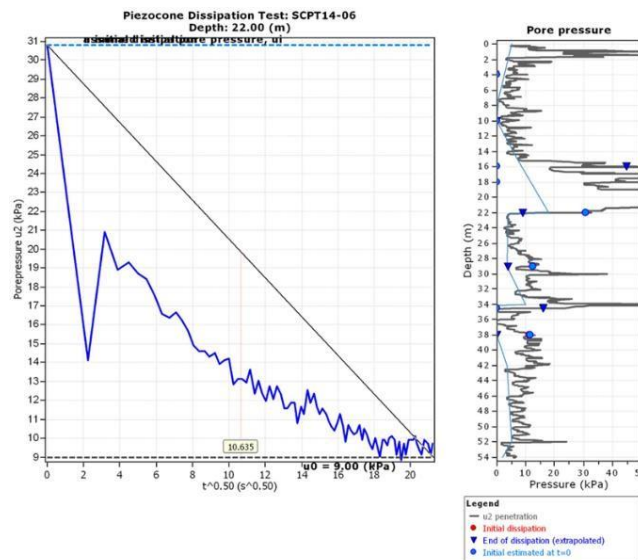


Figura 3.4 Ensayo de disipación de presión de poros para la estimación de la u_0 y del posterior cálculo del σ'_{v0} a una profundidad determinada. (Basada en los resultados del software CPeTiT).

4.0 CAPÍTULO IV: ANÁLISIS DE LA MICROESTRUCTURA Y DE LAS DEFORMACIONES CORTANTES CÍCLICAS

4.1 INTRODUCCIÓN

La microestructura y la deformación cortante inducida por la acción de una carga cíclica —uniforme-equivalente en laboratorio; aleatoria en el terreno— son dos aspectos determinantes sobre la frontera que delimita el desencadenamiento de la licuación. En las gráficas estándares de licuación dicha frontera presupone que el suelo analizado es holocénico, sin microestructura, ajustado a su equivalente en arenas limpias —dada la cantidad de casos históricos en estas—, sujeto a un nivel de esfuerzo, que se prefiere no exceda las 2 atm para no depender de factores de ajuste sobre un nivel de esfuerzo poco explorado, *i. e.* >2 atm, y requiere ser vinculada a postulados como el de la equivalencia entre una respuesta drenada y no drenada antes del desencadenamiento de licuación o el de una densidad relativa constante en todo el perfil del suelo para hacer uso de factores de corrección y de normalización (e.g. K_{σ} , K_{α} , $(\frac{P_a}{\sigma'_v})^{0,25}$), y así mantener el método simple y conservador. Todo ello dentro de un marco empírico que adopta el enfoque clásico del esfuerzo cortante cíclico, que prescinde de un parámetro que caracterice el incremento de la presión inicial de poros, que es acaso la característica más reconocible y el mecanismo fundamental del fenómeno y que es posible de analizar mediante su relación con la deformación cortante cíclica.

4.2 SUPOSICIONES DEL MÉTODO SIMPLIFICADO

La idea original del método simplificado excluye explícitamente el hecho físico real de que el suelo desarrolla un exceso de presiones de poro afectando radicalmente la respuesta *strain-softening* ya que el módulo de corte y la relación G/G_{max} para una deformación dada γ_c se degradan rápidamente lo que complicaría la definición de un esfuerzo de corte cíclico en cada caso evaluado y en consecuencia acabaría con la simplicidad del método. Esto es evidente si se examina la lógica de la curva de desencadenamiento de licuación donde un valor de CSR por encima de la curva no tiene un significado físico real, dado que este nunca se alcanzará debido a que antes el suelo licuará, mientras que un valor de CSR por debajo de la curva es una aproximación razonable de los esfuerzos y

deformaciones inducidos durante el terremoto. Esto último solo es posible suponiendo válida la respuesta dinámica drenada del mineral antes de lograr el *triggering* y para fines prácticos, que se basan en indicios y observaciones en ensayos cíclicos de laboratorio, esto es factible y válido.

Sin embargo, la razón por la que el método es sólidamente conservador es al mismo tiempo una consideración excesivamente restrictiva al no permitir en el análisis la vinculación al exceso de presión de poros inducido por el terremoto, que es función de la deformación cortante cíclica y en parte también a la dirección de flujo ascendente, con la curva estándar de desencadenamiento de la licuación, y dejar de lado los efectos de microestructura que se generan en el mineral lixiviado en favor del conservadurismo del método simplificado. Es necesario volver a revisar los vínculos de estos dos parámetros con el concepto original del método para su uso en pilas de lixiviación.

4.3 ASPECTOS GEOTÉCNICOS ESPECÍFICOS DE UNA PILA DE LIXIVIACIÓN

4.3.1 Desarrollo de microestructura en mineral lixiviado

En pilas de lixiviación es común que las características físicas del mineral varíen en el tiempo por efectos de procesos sucesivos hidrometalúrgicos que derivan en la degradación del mineral, sobre todo de su fracción fina la cual se incrementa, y que puede generar adhesión o cementación entre las partículas a nivel de la estructura interna debido a las reacciones químicas inducidas por la lixiviación y por la ocurrencia simultánea de la disipación de presiones de poro y de la consolidación secuencial del mineral cada vez que este es cargado con una capa más y periódicamente regado; estas condiciones particulares en conjunto con el arreglo aleatorio de las partículas constituyentes (*fabric*) forman lo que se denomina microestructura, que es la estructura del suelo a nivel de partículas con una rigidez a pequeñas deformaciones que es necesario romper antes de tratar al mineral como una arena limpia que es uno de los requisitos de las gráficas de casos históricos de licuación, recordando la limitante de la práctica global del SPT de emplear correcciones por equivalencia en arenas limpias.

La microestructura generada por la lixiviación influye sobre el comportamiento *in situ* del mineral, ya que induce un incremento en algunas propiedades mecánicas como el esfuerzo de fluencia, la resistencia pico, el módulo de corte máximo, el

endurecimiento plástico deformacional, entre otros; dicho incremento casi siempre es no lineal y como consecuencia, el análisis se complica y las gráficas estándar de desencadenamiento pueden ser utilizadas no sin antes analizar y evaluar los efectos de microestructura.

4.3.2 Evidencias de microestructura a través de las V_s

Típicamente, los registros de la velocidad de ondas de corte (V_s) tomados de campo se corrigen a una velocidad normalizada de ondas de corte (V_{s1}) al esfuerzo de referencia de 100 kPa, siguiendo el criterio tradicional de corrección de ensayos de penetración para tomar en cuenta el efecto del esfuerzo de sobrecarga o vertical dado que los valores de V_s se incrementan con el σ'_0 y es por ello que se corrige a un esfuerzo vertical patrón y consensuado de 1 atm, i.e. a un valor equivalente que hubiera sido obtenido en un suelo idéntico si el esfuerzo efectivo vertical hubiera sido de 1atm. De acuerdo con Idriss y Boulanger (2008), la normalización por el esfuerzo de sobrecarga de la V_s se desprende de la observación experimental de que el G_{MAX} en arenas es aproximadamente proporcional a la raíz cuadrada del esfuerzo efectivo de confinamiento. Dado que la V_s es igual a la raíz cuadrada de G_{MAX}/ρ donde ρ es la densidad de la masa, se deduce que el valor equivalente de la V_{s1} puede estimarse a partir de la adopción de que los suelos licuables en superficies niveladas del terreno son normalmente consolidados (*i. e.* $K_0 \approx 0,5$) y que la corrección de esfuerzo es afectada por la presión efectiva vertical (σ'_v), el esfuerzo normalizado de referencia (P_a) y el exponente de esfuerzo de 0,25 (Kayen, R. *et al.*, 1992; Robertson *et al.*, 1992). La relación de la velocidad normalizada de ondas de corte es la siguiente:

$$V_{s1} = C_v V_s = V_s \left(\frac{P_a}{\sigma'_v} \right)^{0,25}$$

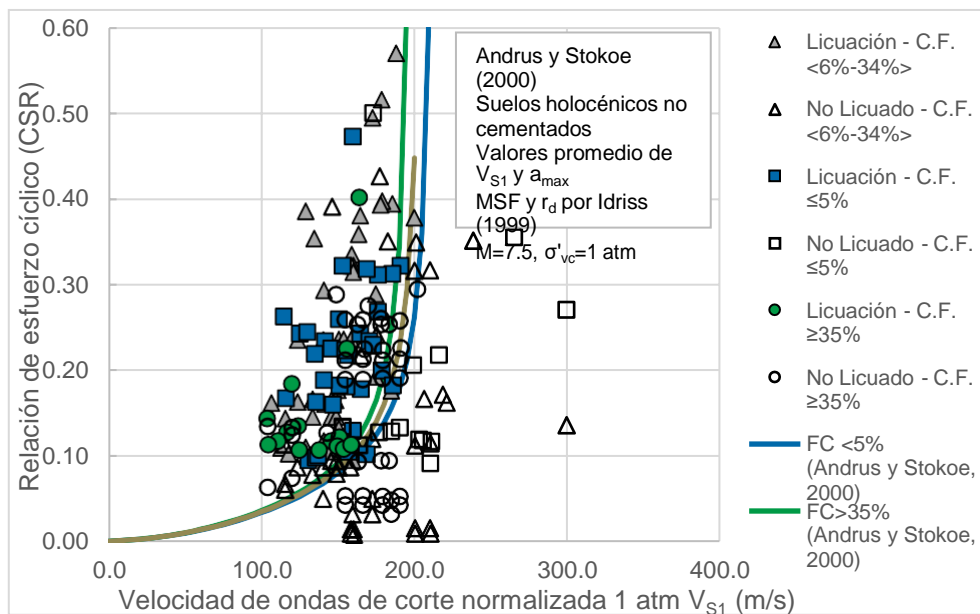
El factor de corrección de velocidad de ondas de corte medida presenta un valor máximo de 1.4 de manera similar a los métodos que emplean resistencia a la penetración, *i. e.* SPT, CPT.

La penetración cónica induce deformaciones cortantes en el rango plástico del mineral al romper la estructura a nivel de partículas (microestructura) en las proximidades de la punta del cono, razón por la que la rigidez estimada empleando Q_{tn} , es menor que la medida en el rango elástico empleando V_s . Esto implica una

bifurcación en el análisis en el uso de las gráficas de casos históricos de licuación, relacionadas a la Q_{tn} o a la V_s , donde ésta última generalmente indica que el suelo es de tal rigidez, *i. e.* $V_{s1} > 215$ m/s, que la licuación no se desencadena; mientras que la gráfica basada en Q_{tn} indica lo contrario.

Este aspecto divergente entre la respuesta dinámica y la resistencia a la penetración del mineral en las fronteras del rango de deformación de interés, típica de suelos con microestructura, debe ser identificado antes de evaluar el potencial de licuación de mineral fino lixiviado, ya que en general los parámetros y propiedades involucradas en un análisis de licuación están vinculados a casos históricos de suelos sin microestructura.

La Figura 4.1 muestra la curva de desencadenamiento a la licuación propuesta por Andrus y Stokoe (2000) en la que propusieron valores limitantes de la V_{s1} de manera similar a las asunciones comúnmente empleadas en los procedimientos basados en resistencia a la penetración, donde la licuación es considerada como improbable por encima de un valor de 215 m/s. Asimismo, la inclusión del valor limitante V_{s1}^* guarda coherencia con la tendencia de los suelos densos a comportarse de forma dilatante a grandes deformaciones por su alta rigidez y poco



propensos a una falla frágil.

Figura 4.1 Curva de desencadenamiento de licuación basada en velocidad de ondas de corte normalizada (V_{s1}). **Fuente:** Andrus y Stokoe (2000)

De acuerdo con lo detallado en el capítulo 3 respecto de las mediciones de V_s (m/s) realizadas en cada sondaje SCPTu ejecutado y de las diferencias que surgen de la comparación entre la rigidez estimada con la rigidez medida, se muestra que todos los registros de V_s estiman una CRR tal que todos los puntos se proyectarían siempre a la derecha de la curva mostrada en la Figura 4.1, es decir no licuarían.

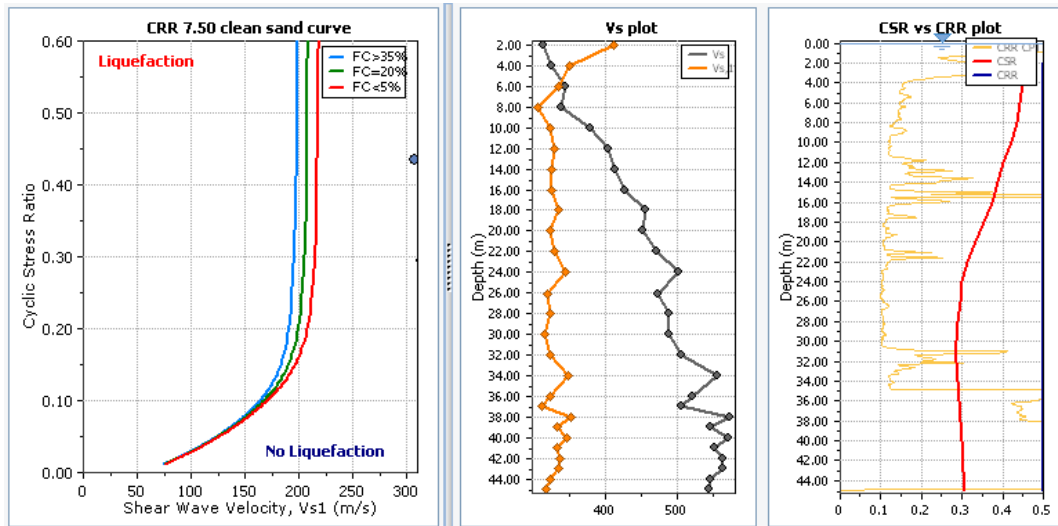


Figura 4.2 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) – SCPT14u-02 Basada en los resultados del software Cliq.

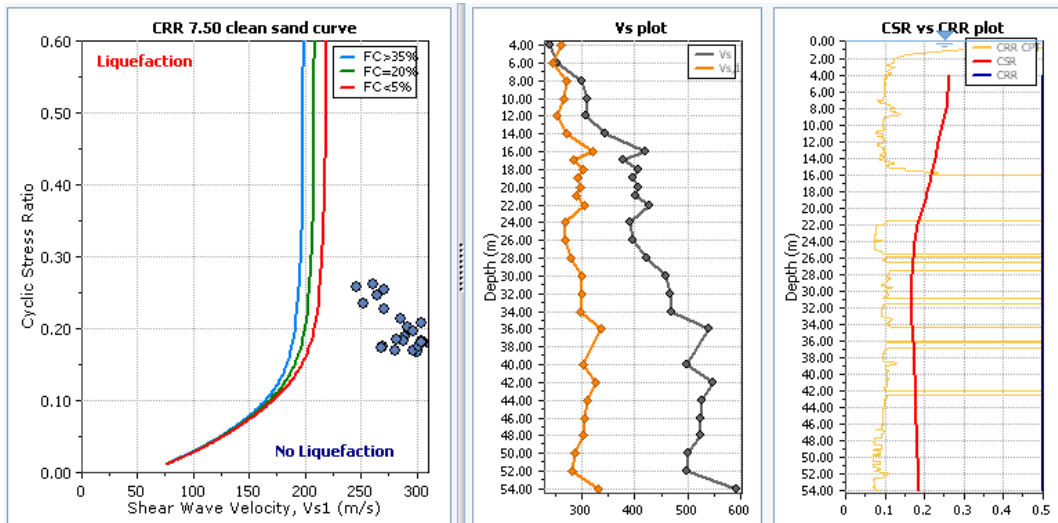


Figura 4.3 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) – SCPT14u-06. Basada en los resultados del software Cliq.

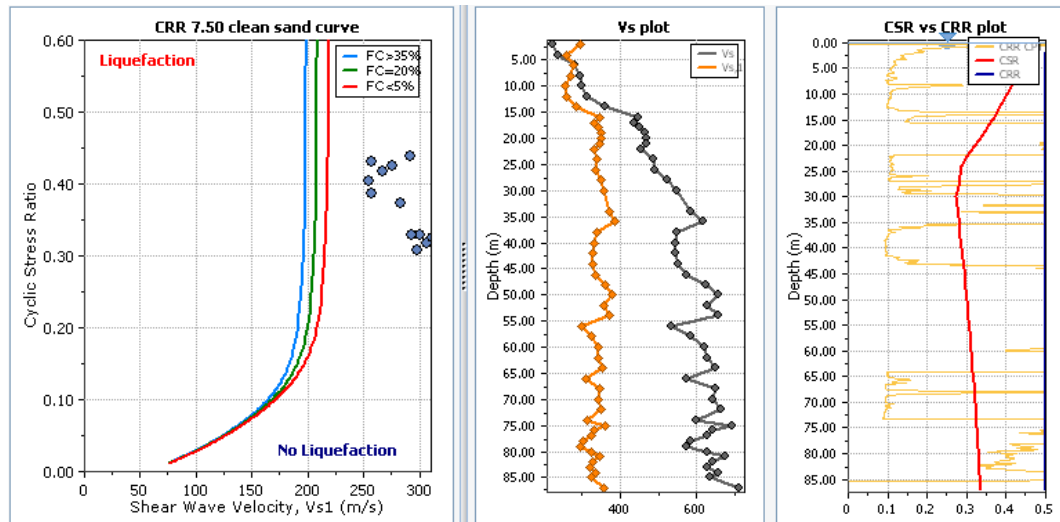


Figura 4.4 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) – SCPT14u-17B. Basada en los resultados del software Clig.

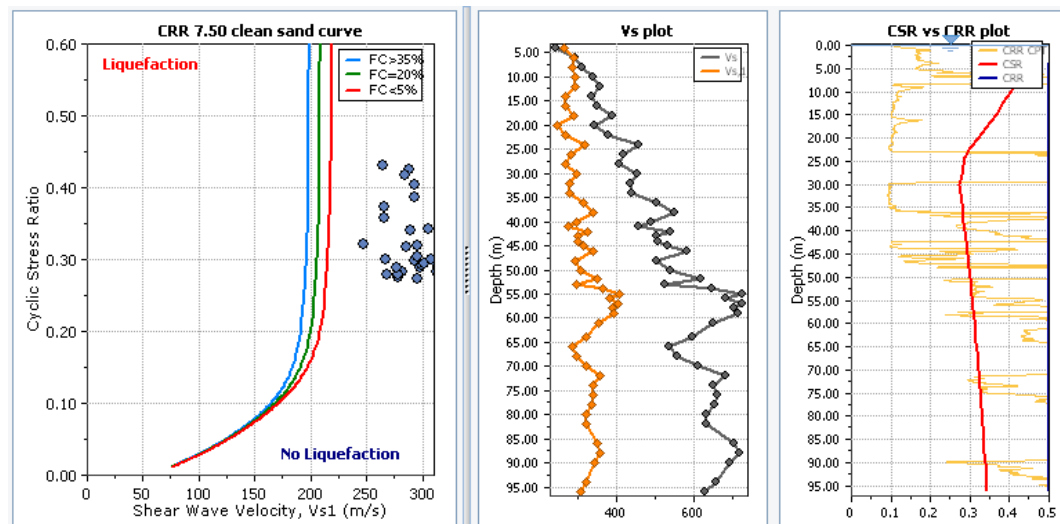


Figura 4.5 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) – SCPT14u-26. Basada en los resultados del software Clig.

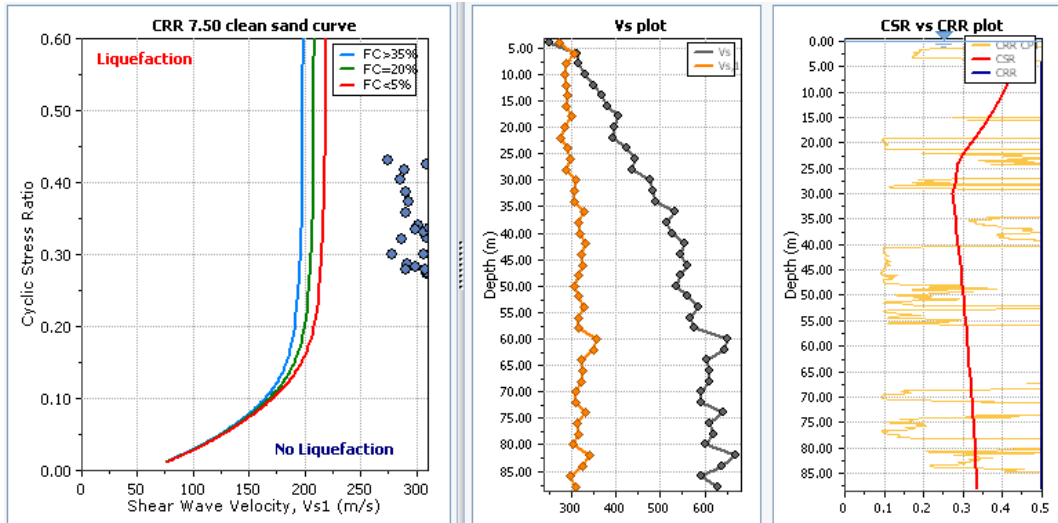


Figura 4.6 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) – SCPT14u-27. Basada en los resultados del software Cliq.

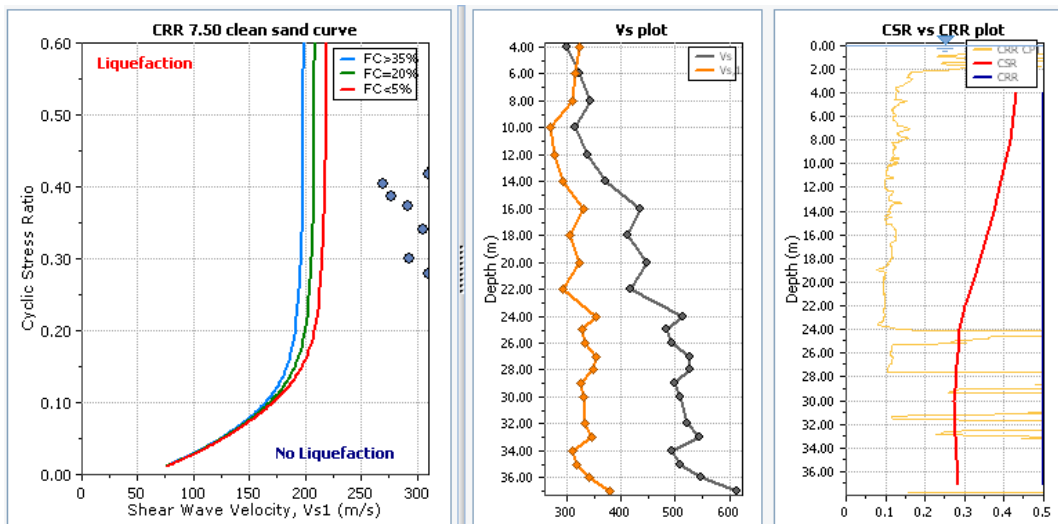


Figura 4.7 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe(2000) – SCPT14u-61 Basada en los resultados del software Cliq.

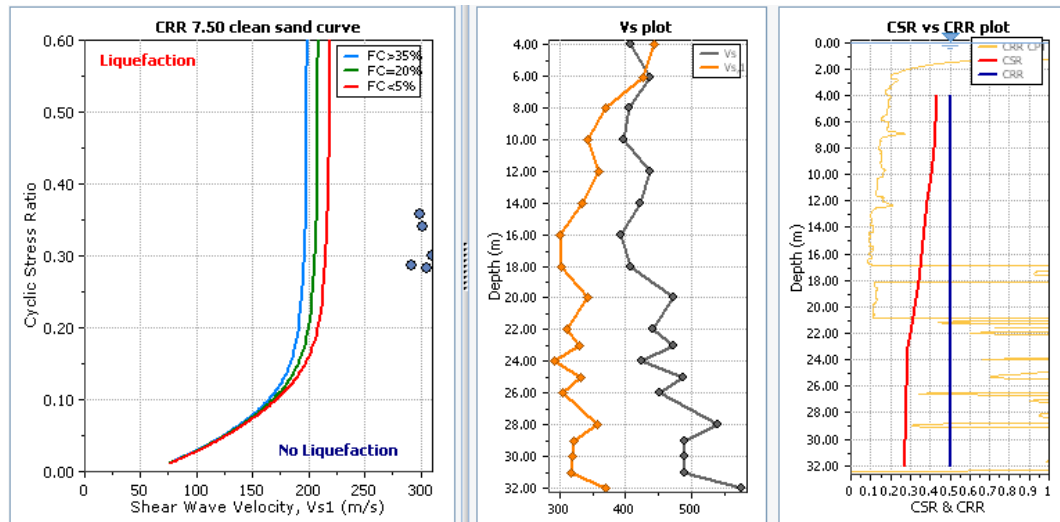


Figura 4.8 Potencial de licuación basado en V_{s1} según el procedimiento propuesto por Andrus y Stokoe (2000) – SCPT14u-63. Basada en los resultados del software Cliq.

Las Figuras 4.2 a la 4.8 muestran: la curva del desencadenamiento a la licuación en función de la V_{s1} con las estimaciones correspondientes de CRR; un perfil de comparación entre la V_s medida, mostrada en color gris, y la V_s estimada, mostrada en color naranja; y un perfil donde se muestra la CRR estimada en función de la $Q_{tn,cs}$, mostrada en color rojo, la CRR estimada en función de la V_{s1} , mostrada en color azul, y la CSR estimada mediante la formulación simplificada como lo propone Andrus y Stokoe (2000). Se debe notar que los valores estimados de la CRR en función de la $Q_{tn,cs}$ en todas los sondajes presentados en estas figuras y en tramos de considerable extensión, está en todos los perfiles por debajo de la CSR estimada por el método simplificado. Esta aparente incompatibilidad entre los procedimientos con base en las V_s y en la $Q_{tn,cs}$ puede confundir y dirigir la atención hacia lo más conservador si es que no se analiza la influencia determinante que proporciona la rigidez a pequeñas deformaciones en evaluaciones de pilas de lixiviación que tienen un corto periodo de operación (<10 años) y que pueden representarse por un evento de periodo de retorno menor o igual a 100 años, siempre y cuando la pila clasifique como una de baja consecuencias si ocurriese una eventual falla de la misma de acuerdo con los estándares de clasificación en presas de relaves, que en el actual estado de la práctica tiende a adoptarse con el mismo enfoque para pilas de lixiviación.

En el capítulo V se incluye la evaluación de un evento de $T_r=475$ años para ilustrar la pérdida del efecto de microestructura para un rango dado de CSR. Periodos de retorno mayores, e.g. 1000-1500 años, también pueden incluirse dentro de una evaluación del potencial de licuación para analizar las capas potencialmente licuables que estén sujetas a bajos niveles de carga cíclica. Es posible que el efecto de microestructura sea aminorado e incluso eliminado, sin embargo, las capas que se encuentran a mayor nivel de esfuerzo (>3 atm), que estén compuestas por mineral con un alto índice de microestructura, y que por su ubicación estén sujetos a menores niveles de carga cíclica, pueden evitar el desencadenamiento de licuación. Esto no podría ser analizado si no se tiene en cuenta la influencia de microestructura y sobre todo de la deformación cortante *threshold*.

4.3.3 Estimación de esfuerzos efectivos

El método simplificado requiere idealmente la definición de una distribución de la presión de poros, es decir, de un nivel freático hidrostático o en el caso más complejo un nivel piezométrico que represente a una red de flujo en estado estacionario. Sin embargo, esto en una pila de lixiviación, que es una estructura diseñada para percolar solución a fin de recuperar el mineral de interés, no se puede aplicar directamente, dado que en ella se tiene un régimen hidrodinámico transitorio dependiente de la variabilidad espacial de la permeabilidad, del estado de esfuerzos, de la compresibilidad promedio del mineral y de la tasa de riego que adoptan los operadores en mina, sin mencionar la variabilidad en las características físicas del mineral que puede provenir de distintas fuentes geológicas y mineralógicas.

En el estado actual de la práctica es usual el considerar un nivel freático hidrostático desde la cresta hasta el fondo de la pila lo que genera una paradoja en el concepto de diseño que tiene como objetivo a la percolación de la solución y no a la retención absoluta de ella. Una pila está diseñada para drenar y aunque el mineral presente una baja permeabilidad, es impráctico el considerar un nivel freático constante dado que para eso sea cierto el flujo en las tuberías de colección del pad tiene que ser nulo y el mineral en los taludes uno impermeable. Es una suposición que no se ajusta al problema real a pesar de que pueda ser en apariencia conservadora.

El régimen de flujo en una pila depende de muchos factores y si se desea capturar cada uno de ellos, y estudiarlos bajo un marco teórico basado en la ley de Darcy en un medio homogéneo saturado y de la capilaridad en un medio no saturado, el análisis derivaría en uno de naturaleza puramente estocástica. Es preferible evitar el uso de regiones o distribuciones de probabilidad en favor del uso de niveles de alerta o también conocidos como *thresholds*. Para plantear un *threshold*, el régimen de flujo en este caso se estima cuantitativamente considerando la capacidad de drenaje del mineral, caracterizado por su conductividad hidráulica bajo la definición de un valor patrón por debajo del cual el mineral es potencialmente uno que retiene solución y que, por lo tanto, puede mantener estable una carga de presión que induzca un exceso de presión de poros una vez que ocurra el terremoto de diseño.

Por lo expuesto, es necesario que las estimaciones de presiones de poro en equilibrio, que se requieren para el cálculo de los esfuerzos efectivos, sean realizadas a través de los ensayos CPTu para identificar a las capas que se encuentren dominadas por finos y allí ejecutar ensayos PPD que luego deben ser verificados mediante piezómetros de cuerda vibrante instalados en las ubicaciones de interés; los modelos de sensor que se usan con el cono son del tipo *push-in* o *drive-point*. Con dichas lecturas se puede calcular con confiabilidad el perfil de distribución de presiones de poro como parte de los trabajos de penetración cónica y finalmente estimar con mejor precisión el perfil de esfuerzos efectivos.

En el Anexo A se muestran los cálculos de la presión de poros en equilibrio al término de cada ensayo de disipación realizado.

4.3.4 Periodo de operación de una pila de lixiviación

En pilas de lixiviación es común adoptar en los criterios de diseño que el tiempo de vida útil o el tiempo de exposición de la pila a un terremoto sea de 50 años adoptando un nivel de excedencia del 10%. Este criterio es generalmente un estándar en el diseño de pilas de lixiviación con la alternativa de variar el nivel de excedencia en función de las consecuencias de la falla de los sectores críticos propensos a una falla del tipo flujo que comprometa la operación de la pila y la seguridad de los operadores y/o trabajadores de la mina tomando como marco de

referencia el estándar adoptado en depósitos de relave que toma como base los lineamientos de la guía de la CDA.

En el caso de variación del nivel de excedencia a valores más conservadores, e.g. 2%, 5% se obtienen valores mayores del periodo de retorno de acuerdo con la siguiente formulación Cornell A. (1968):

$$R = 1 - (1 - 1/T_R)^t$$

Donde:

R: Probabilidad o nivel de excedencia

T_R: Periodo de retorno

t= tiempo de vida útil o tiempo de exposición (en años)

Una pila de lixiviación generalmente no llega a tener una vida útil de hasta 50 años, sino que puede incluso tener una vida útil de 10 años o menos. Ahora bien, desde un punto de vista, netamente numérico, basado en la formulación planteada, en el caso de que sea admisible el adoptar un nivel de excedencia del 10%, confirmado por una clasificación baja por consecuencias de una eventual falla, y si se confirma un periodo de exposición de 10 años, o que se estén analizando condiciones temporales como por ejemplo etapas intermedias de operación con un nivel de excedencia menor a 10%, entonces el periodo de retorno que se puede adoptar en el análisis sísmico es de 94,9 años; adoptado en la práctica como un evento de T_R=100 años. Si se incorpora un criterio de riesgo que implique consecuencias significativas, ya que por su naturaleza no es de esperar consecuencias mayores de una eventual falla, la probabilidad de excedencia puede ser menor a 10%, en cuyo caso usualmente se utilizan sismos de 475 o 1000 años de periodo de retorno como mínimo.

Para la adopción de un periodo de retorno de 100 años, como se explicó anteriormente, las operaciones de la pila deben orientarse al control, monitoreo y respuesta ante emergencias de las consecuencias de una posible falla en una pila o fase de ella que tiene una vida útil finita, para que sea factible la adopción de un periodo de retorno de 100 años. Esto tiene un impacto sobre la inclusión de los efectos de microestructura en la curva de desencadenamiento de licuación como

se presenta en el acápite 4.7 que detallará la interpretación de las implicancias en el potencial de licuación.

Es de interés el cuantificar las aceleraciones en superficie para cada evento de distinto periodo de retorno dado que el método simplificado requiere de la PGA para estimar la distribución de esfuerzos cortantes inducidos por el terremoto de acuerdo con la formulación propuesta por el procedimiento escogido.

4.3.5 Magnitud del terremoto de diseño

Para el análisis de la presente investigación, la magnitud momento (M_w) fue tomada con un valor de 8,5 de acuerdo con la simulación de un escenario sísmico para el sur del Perú realizada por Pulido *et al.* (2014). El parámetro M_w en el procedimiento simplificado de potencial de licuación, propuesto originalmente por Seed e Idriss (1971), tiene como objetivo capturar los efectos de duración del terremoto al representar el número de ciclos de carga cíclica equivalente (N) que lleva al suelo a licuar y su valor debe variar de forma conmensurada al periodo de retorno del evento tratado asumiendo válida la dependencia exclusiva del N en función solo de la M_w a fin de incluir este efecto de manera simplificada en el cálculo de la CSR a través del factor de magnitud de escala (MSF).

A fin de mostrar exclusivamente el aporte que tiene el efecto de microestructura sobre la CSR estimada se ha fijado la M_w a un valor de 8,5 para ambos eventos de $T_R=100$ y 475 años, ya que para el evento de $T_R=100$ años la M_w debe ser menor a 8,5 y ello se reflejaría en el cálculo de la CSR, i.e. se ha supuesto para el fin descrito que la M_w es la misma para ambos eventos. La relación entre la M_w y el periodo de retorno escogido requiere de más investigación y escapa del alcance del presente trabajo.

4.4 ENFOQUE Y METODOLOGÍA

Se propone una metodología para procesar la información de los SCPTu ejecutados en la pila de lixiviación a fin de identificar y evaluar mediante el índice K_G los efectos de microestructura sobre los cálculos de la relación de resistencia cíclica (CRR). La metodología propuesta es la siguiente:

- Indicar la relación neta de área para el cono (a). Los sondajes aquí reportados se ejecutaron para un valor de $a=0,80$ y un radio de sonda de 0,0183m. El valor de “ a ” es muy importante dado que a partir de este se

derivan todas las formulaciones que se emplean en un sondaje cónico que toman como base las siguientes relaciones:

Resistencia total del cono: $q_t = q_c + u(1 - a)$

Relación de fricción $R_f(\%)$: $R_f = \left(\frac{f_s}{q_t}\right) \times 100\%$

Esfuerzo total de sobrepresión: $(\sigma_v \text{ o } \sigma_{v0})$

Resistencia normalizada del cono (Q_{t1}): $Q_{t1} = \frac{(q_t - \sigma_{v0})}{\sigma'_{v0}}$

Relación normalizada de fricción $F_R(\%)$: $F_R = \frac{f_s}{(q_t - \sigma_{v0})} \times 100\%$

Relación normalizada de presión de poros (Bq): $B_q = \frac{u - u_0}{(q_t - \sigma_{v0})}$

- Fijar un valor del factor del cono para la resistencia cortante no drenada (N_{kt}) y el número de la relación de sobreconsolidación (K_{OCR}) de suelos del tipo *clay-like* o arcillosos. En la presente investigación se ha adoptado un valor de N_{kt} de 14 y K_{OCR} de 0,33.
- Filtrar los datos de correlación entre q_c y f_s . La punta del cono está físicamente ubicada a una distancia por debajo del centro de la manga o fuste del cono, por tanto, la profundidad de una medición en la punta se obtiene primero que la medición que se obtiene de la manga generando un desfase. Dicho desfase puede ser minimizado calculando el número de desfase que es el número de pasos de intervalo necesarios para ajustar la f_s relativa a la q_c . El paso de intervalo es la distancia entre dos lecturas sucesivas de datos de cono. Por ejemplo, si el paso de intervalo es de 0,05 m entonces el número de desfase es de 3, *i. e.* un desfase efectivo de 15 cm (desfase relativo). En la presente investigación esto es realizado a través del algoritmo implementado en el software CpeTiT v.2 desarrollado por GeoLogismiki.
- Filtrar los picos registrados en las lecturas del cono. Durante el cambio de tuberías y sobre todo durante la paralización que se realiza para ejecutar un ensayo de disipación, las lecturas de q_c y f_s caen de forma súbita lo que resulta en picos que pueden y deben ser removidos para su uso en la evaluación del potencial de licuación del mineral lixiviado. Se hizo uso del algoritmo implementado en el software empleado y se escogió un factor de

suavizado o de corte de picos de 10, que es el valor máximo permitido por el filtro. Esto es viable y recomendable en una pila de lixiviación dado que la generación de picos se acentúa por la extensión normal de un sondaje SCPTu en pilas, que requiere de varios tramos de tubería, y por lo que induce cada paralización en un ensayo PPD que se realiza con frecuencia dada la variabilidad del régimen de flujo para calcular la presión de poros en equilibrio a una profundidad de interés, *i. e.* donde el mineral lixiviado retenga solución.

- Otros tipos de filtro como el del cambio uniforme del perfil de q_t en toda su extensión, el de la corrección por inclinación, el del convertidor de presión de poros medida, y el de la remoción de valores negativos no fueron necesarios de aplicar en el procesamiento aquí reportado.
- Una vez culminada la aplicación de filtros se debe identificar las transiciones intercapa en función del I_c , a fin de interpretar los saltos de presiones de punta y de mejorar la confiabilidad en la clasificación del mineral por SBTn.
- Clasificar las capas de mineral con base en un criterio de distinción entre el mineral que se comporta como arena o *sand-like*, con uno cuyo comportamiento es como una arcilla o *clay-like*, y en el de la identificación del mineral de comportamiento *sand-like* de baja permeabilidad; esto último es muy importante en pilas de lixiviación.
- Para este criterio se deben emplear los perfiles de los SCPTu con base en la clasificación del mineral según el Índice Modificado de Comportamiento de Suelo, I_B , (*Modified Soil Behavior Type Index*, por sus siglas en inglés) de acuerdo con las recomendaciones actualizadas por Robertson, P.K. (2016) que se basa en lo sugerido por Schneider *et al.* (2012), y que clasifica al mineral del tipo *sand-like* y *clay-like* bajo el mismo concepto original de fronteras circulares concéntricas, que modifican por unas de forma hiperbólica de acuerdo con la siguiente relación:

$$I_B = \frac{100(Q_{tn} + 10)}{(Q_{tn}F_R + 70)}$$

- Definir la extensión vertical de las capas dominadas por finos o del tipo *clay-like* ($I_B < 22$) y para la identificación de suelos transicionales ($22 < I_B < 32$)

y del tipo *sand-like* ($I_B > 32$), lo cual fue realizado bajo el criterio del I_B .

- Calcular los valores de Q_{tn} , $Q_{tn,cs}$, V_{S1} y V_S para cada uno de los sondajes.
- Evaluar el efecto de microestructura sobre los valores medidos de V_S calculando el parámetro K_G . y contrastando los valores obtenidos en la franja de suelos ideales como se muestra en la Figura 4.9.
- Dado que la medición de la V_S se realiza cada metro en un sondaje SCPTu, se debe calcular el valor promedio de las presiones de punta registradas en el tramo de 1 m donde se realizó la medición de V_S . y con dicho valor de Q_{tn} promedio realizar el cálculo específico del K_G .
- Procesar los ensayos de disipación de presión de poros (PPD) para estimar el nivel piezométrico en equilibrio para ser empleado en la clasificación de suelos del tipo *clay-like* bajo la gráfica de $Q_{tn}-U_2$ y en la estimación de los esfuerzos efectivos que se requiere para el método simplificado.
- Verificar la carga de presión en equilibrio estimada al término del ensayo de disipación (PPD) de las presiones dinámicas de poro siempre y cuando se obtenga una tendencia a la disipación ya que en pilas de lixiviación es típico que durante un ensayo PPD las presiones de poro se incrementen. Para tal caso es recomendable instalar piezómetros de cuerda vibrante.
- Graficar los datos de los SCPTu en el espacio $Q_{tn}-F_r$ (%).
- Graficar los datos de los SCPTu en el espacio $Q_{tn}-U_2$.
- Haciendo uso de la deformación cortante *threshold* y del valor del K_G calcular la nueva frontera de la curva del desencadenamiento de licuación de acuerdo con la formulación precisada en el acápite 4.5.

4.5 IDENTIFICACIÓN DE LA MICROESTRUCTURA A TRAVÉS DEL ÍNDICE NORMALIZADO DE RIGIDEZ (K_G)

En una estructura de tierra de dimensiones como la de una pila de lixiviación, resulta inviable aplicar un programa de laboratorio dirigido a estudiar el comportamiento *in situ* del mineral, debido a costo, tiempo y a la imposibilidad de extraer muestras inalteradas y a identificar las características físicas de capa de interés. Por ello, los SCPTu se constituyen en una alternativa para el análisis de la microestructura debido a la continuidad y repetibilidad en la ejecución del

ensayo, a la confiabilidad de los resultados obtenidos, a la confiabilidad de las correlaciones existentes para la interpretación de resultados, etc.

El SCPTu es una herramienta versátil para el análisis de la microestructura, y sobre todo rápida, en mineral lixiviado de gradación fina en pilas de lixiviación. En ocasiones, una herramienta rápida admite un detrimento en la calidad de la información, sin embargo, este no es el caso del SCPTu que permite medir siete parámetros *in situ* en todo el perfil investigado: presión de punta (q_t), presión de manga (f_s), carga de presión dinámica (u_2), relación de disipación de presión de poros (t_{50}), presión de poros en equilibrio (u_o), velocidad de ondas S y P. Con el SCPTu es posible identificar la existencia de microestructura mediante la relación del módulo de corte máximo con la presión de punta del cono (G_{MAX}/q_t), ya que la adhesión inducida incrementa el G_{MAX} en mayor proporción que la resistencia del suelo a grandes deformaciones, caracterizada por la Q_{tn} .

Con base en la teoría de la deformación cíclica se muestra la influencia del índice K_G en la construcción de las curvas de desencadenamiento de licuación que modifican la empleada en suelos holocénicos o “limpios” sin microestructura a fin de mostrar que el mineral de estas características requiere de una CSR de mayor magnitud para vencer la rigidez a pequeñas deformaciones.

Se adoptó la sugerencia de Robertson (2009) en la que se considera la resistencia neta del cono (q_n) en reemplazo de la q_t , *i. e.* $I_G = G_{MAX}/q_n$, donde $q_n = q_t - \sigma_v$. La q_n fue considerada por Robertson para extender la formulación de Schneider y Moss (2011) e incluya a suelos blandos ya que q_n es una medida directa de la resistencia de un mineral de comportamiento de tipo *clay - like*. Por lo tanto, el índice de rigidez normalizado se formula como sigue:

$$K_G^* = \left(\frac{G_{MAX}}{q_n} \right)^{0,75} Q_{tn}$$

La Figura 4.9 muestra el rango de K_G^* que abarca la mayoría de los suelos sin microestructura, *i. e.* de 100 a 330. Asimismo, la Figura 4.10 muestra las correlaciones obtenidas entre Q_{tn} y (G_o/q_n) a partir de los ensayos SCPTu realizados para el mineral analizado en esta investigación. Las Tablas 4.1 a la 4.3 muestran los cálculos de G_o/q_n , Q_{tn} y K_G para cada sondaje evaluado y la Tabla

4.4 resume los valores de K_G^* promedios obtenidos de los SCPTu y que sirven de base para la modificación de la curva de desencadenamiento de la licuación.

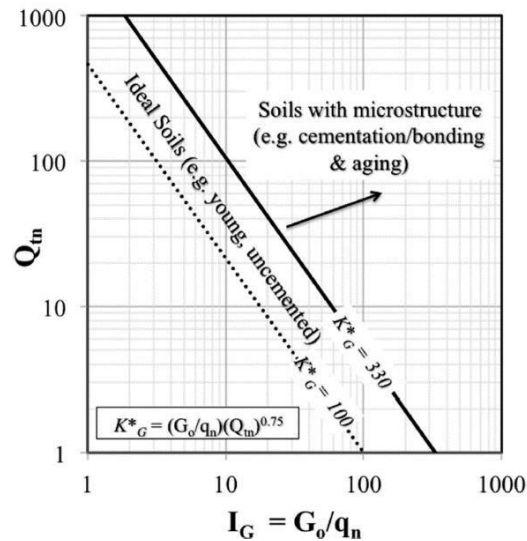


Figura 4.9 Gráfica propuesta para la identificación de suelos con microestructura.

Fuente: Robertson P.K. (2016)

Tabla 4.1

Resultados de cálculo de K_G para los sondajes SCPTu14-02 y SCPTu-06

K_G - SCPT14u-02			K_G - SCPT14u-06		
G_o/q_n	Q_{tm}	K_G (adim.)	G_o/q_n	Q_{tm}	K_G (adim.)
34.13	107.05	1135.96	35.23	51.61	678.35
32.45	102.01	1041.48	28.44	74.27	719.61
29.82	91.05	878.96	40.43	48.64	744.55
49.31	60.19	1065.60	31.63	54.53	634.63
52.02	56.37	1070.26	29.33	66.31	681.47
47.23	57.43	985.40	38.21	64.71	871.76
18.08	152.79	785.73	111.50	15.86	886.12
40.02	69.43	962.47	113.75	17.08	955.71
38.09	66.41	886.19	93.85	18.48	836.45
31.74	80.23	850.89	119.54	14.69	896.95
35.31	79.11	936.60	115.99	13.97	838.17
27.64	84.34	769.25	24.97	91.43	738.32
27.97	83.17	770.30	24.22	71.63	596.41
27.06	82.16	738.40	29.98	50.43	567.38
30.07	65.77	694.36	32.39	47.81	588.84
31.51	73.00	787.04	30.32	61.15	663.00
87.77	18.07	769.22	39.46	43.92	673.16
87.63	16.65	722.26	33.61	47.00	603.29
103.32	17.55	885.89	45.51	40.92	736.25

K _G - SCPT14u-02			K _G - SCPT14u-06		
G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)	G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)
43.78	36.71	652.97	29.07	53.05	571.47
41.10	41.83	675.96	33.03	54.20	659.88
38.88	40.15	620.12	26.39	62.88	589.22
32.84	50.06	618.13	24.72	64.86	565.03
39.31	39.51	619.42	23.31	72.12	576.86
50.65	28.15	618.96	21.53	68.78	514.17
206.54	6.70	860.10	9.95	159.83	447.06
			21.09	92.87	631.03

Tabla 4.2
Resultados de cálculo de K_G para los sondajes SCPTu14-17B, SCPTu-26 y SCPT14u-27

KG - SCPTu14-17B			KG - SCPT14u-26			KG - SCPT14u-27		
G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)	G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)	G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)
31.43	65.03	720	36.42	66.09	844	61.99	45.69	1089
34.40	63.18	771	53.90	49.25	1002	104.58	30.20	1347
23.23	84.43	647	67.16	36.55	998	97.90	26.75	1152
17.99	98.12	561	33.68	70.07	816	63.34	36.15	934
20.85	86.44	591	32.22	56.46	664	84.74	25.78	969
24.04	84.22	668	14.72	126.68	556	86.63	23.64	929
99.03	26.67	1162	29.34	70.69	715	47.05	42.87	788
109.42	21.50	1092	23.28	62.48	517	86.52	23.57	926
113.91	20.92	1114	29.38	56.42	605	31.63	61.60	695
121.16	19.86	1140	51.73	38.18	795	37.58	43.12	632
143.22	16.08	1150	52.23	27.00	619	37.30	47.12	671
130.97	16.77	1085	43.91	28.30	539	46.91	34.17	663
31.64	75.83	813	28.85	64.52	657	31.86	52.41	621
38.67	65.01	885	24.22	66.25	562	44.55	38.09	683
41.82	53.68	829	28.14	52.39	548	45.81	33.49	638
31.76	76.80	824	47.77	34.92	686	44.08	34.02	621
50.51	45.51	885	131.11	12.91	893	121.19	13.62	859
59.62	42.10	985	97.85	12.88	665	98.63	14.93	749
31.47	68.19	747	70.91	15.14	544	69.41	21.00	681
24.55	89.65	715	57.04	25.73	652	31.67	58.94	674
22.33	82.59	612	29.80	47.47	539	28.95	57.95	608
32.30	47.35	583	29.14	44.88	505	35.88	46.14	635
41.08	41.67	674	32.85	42.59	548	31.92	42.82	534
47.93	37.92	732	31.05	53.65	615	28.60	47.05	514
50.77	31.72	679	21.60	55.87	441	39.80	32.21	538
52.99	31.96	712	34.16	35.80	500	30.56	45.27	533
34.98	30.69	456	110.33	13.99	798	28.19	42.92	473

KG - SCPTu14-17B			KG - SCPT14u-26			KG - SCPT14u-27		
G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)	G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)	G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)
37.21	33.50	518	83.81	13.02	574	25.82	46.69	461
87.34	15.62	686	134.86	12.13	877	39.88	37.32	602
55.84	23.98	605	105.72	19.07	965	38.67	36.46	574
31.55	44.22	541	126.15	13.96	911	30.79	38.75	478
23.88	43.91	407	87.78	22.17	897	47.33	25.02	530
30.43	43.15	512	31.31	57.51	654	38.73	29.67	492
22.13	63.55	498	41.70	44.01	713	24.91	42.36	414
32.53	40.09	518	46.00	25.57	523	25.95	39.54	409
25.05	40.92	405	30.24	30.25	390	28.92	40.33	463
47.20	28.66	585	28.25	34.03	398	28.97	35.61	422
29.76	38.54	460	38.15	29.43	482	27.41	37.77	418
31.60	34.14	446	105.15	13.01	720	22.62	42.07	374
31.77	29.20	399	87.05	13.90	627	77.64	14.77	585
51.24	17.10	431	49.78	24.32	545	94.53	10.78	562
59.18	17.63	509	52.97	21.97	538	37.04	23.19	391
72.32	16.44	590	43.02	24.50	474			
61.28	17.35	521	28.62	35.83	419			
67.42	14.85	510	33.50	36.22	495			
34.97	31.17	461	34.00	36.31	503			
38.71	25.98	445	96.78	11.67	611			
			37.11	26.15	429			
			30.49	28.35	375			

Tabla 4.3
Resultados de cálculo de K_G para los sondajes SCPTu14-61, SCPTu-63

K _G - SCPT14u-61			K _G - SCPT14u-63		
G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)	G _o /q _n	Q _{tn}	K _G (adim.)
46.69	70.49	1136	59.15	102.86	1911
41.28	71.82	1018	40.43	95.69	1237
27.70	98.42	866	43.94	74.16	1111
19.22	103.87	625	23.73	148.36	1009
22.28	93.92	672	32.08	93.54	965
26.65	85.59	750	25.36	93.38	762
28.73	99.77	907	29.96	73.54	752
24.28	99.69	766	37.28	74.58	946
26.61	102.16	855	34.66	60.19	749
19.87	114.97	698	43.43	51.64	837
39.56	68.12	938	32.47	54.16	648
37.30	59.95	804	54.91	39.23	861
27.30	94.31	826	33.04	55.73	674
32.00	86.63	909	53.13	42.67	887
48.72	45.28	850	32.22	62.13	713
40.14	50.73	763	34.15	51.29	654
54.90	33.88	771	36.58	45.48	641
22.85	89.38	664	44.70	51.85	864
45.19	46.40	803			
40.28	39.57	636			
42.92	37.08	645			
64.75	27.16	770			
47.23	47.87	860			

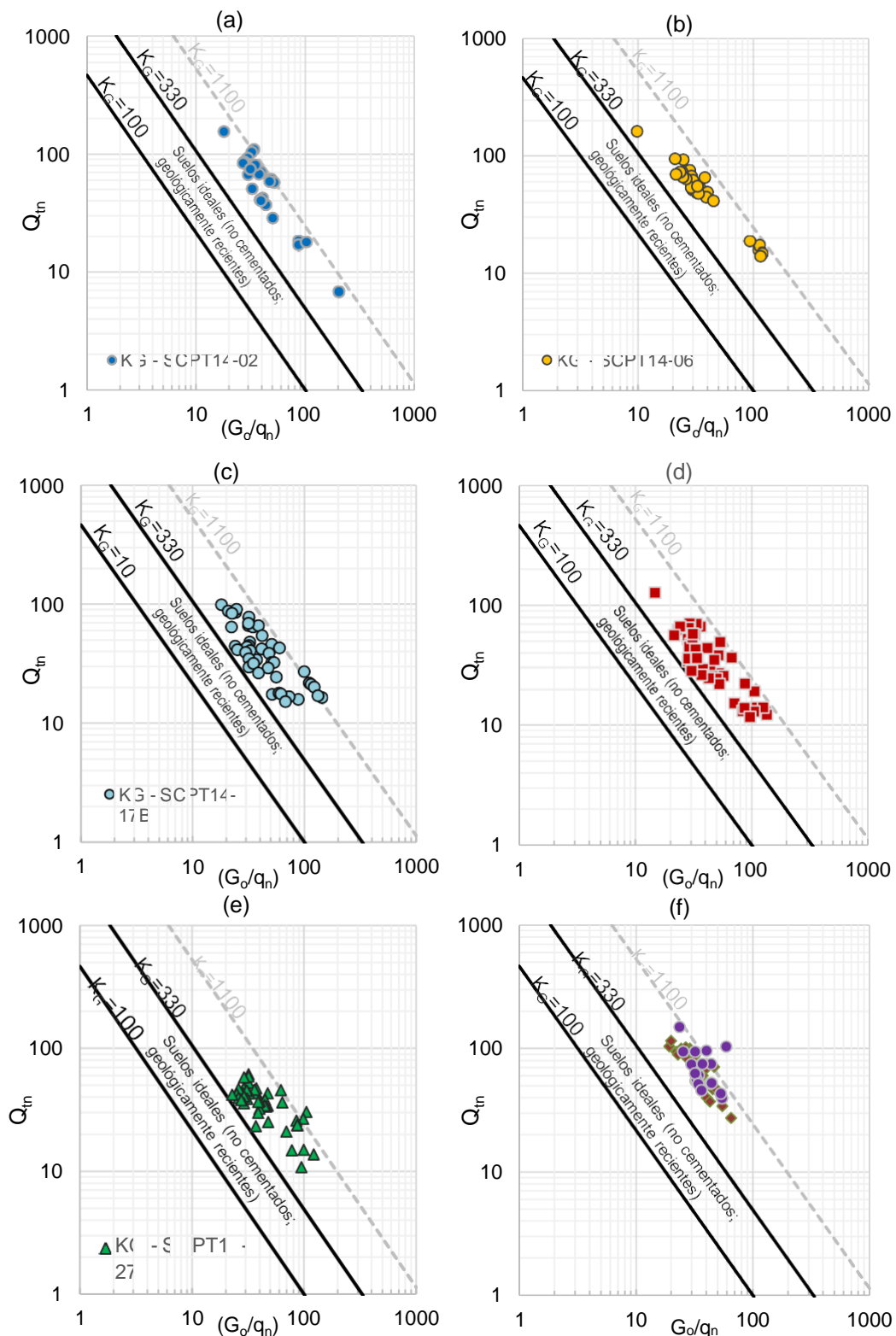


Figura 4.10 Correlación entre Q_{tn} y (G_0/q_n) a partir de los ensayos SCPTu para el mineral en evaluación. (a) SCPTu14-02 - $K_{Gprom}=823$ (b) SCPT14-06 - $K_{Gprom}=684$ (c) SCPT14-17B - $K_{Gprom}=678$ (d) SCPTu14-26 - $K_{Gprom}=631$ (e) SCPT14-27 - $K_{Gprom}=651$ (f) SCPTu14-61 - $K_{Gprom}=806$ y SCPTu14-63 - $K_{Gprom}=901$.

Tabla 4.4
Resumen de valores de K_G promedio estimados en cada SCPTu

ID	Q_{tn}	F_r (%)	U_2	K_G PROMEDIO
SCPT14-02	61,8	2,4	0,2 (-0,09 - 41,2)	823
SCPT14-06	56,4	1,8	(negativo)	684
SCPT14-17B	43,5	3,1	(negativo)	678
SCPT14-26	37,6	3,6	(negativo)	631
SCPT14-27	36,2	2,7	(negativo)	651
SCPT14-61	72,5	1,2	(negativo)	806
SCPT14-63	70,6	2,1	(negativo)	901

4.6 MODIFICACIÓN DE LA CURVA DE DESENCADENAMIENTO DE LICUACIÓN

Una vez obtenidos los valores de K_G que identifican el efecto de microestructura sobre el material analizado, se revisa el concepto detrás de las curvas de desencadenamiento de la licuación. Los casos históricos de arenas holocénicas tienden a presentar valores de K_G que varían en un rango de 110 a 330 con un valor medio de 215 (Schneider y Moss 2011).

Drnevich y Richart (1970), Silver y Seed (1971), Youd (1972), Pyke (1973), Stoll y Kald (1977), Dobry *et al.* (1982), Chung *et al.* (1984), Whitman (1985), Ladd, Dobry, Dutko, Yokel y Chung (1989), Hynes (1988), Hsu y Vucetic (2004), Cox (2006), Chang *et al.* (2007), y Hazirbaba y Rathje (2009) concluyeron que existe una deformación cortante cíclica límite, también denominada “*threshold*”, que es de aproximadamente 1×10^{-2} % y que es un aspecto que caracteriza o vincula el inicio del incremento de la presión de poros ante una sollicitación sísmica que es importante en la comprensión de la licuación. De acuerdo con Dobry y Abdoun (2015b), este valor de deformación se presenta de manera relativamente estable y establece un aspecto del mecanismo de licuación —representado físicamente por el inicio de la generación del incremento de presión de poros— que es mejor correlacionado a la deformación cortante cíclica y no a la relación de resistencia cíclica (Silver y Seed, 1971; Dobry y Abdoun, 2017). Dobry *et al.* (1982) mostraron que la deformación cíclica *threshold* de 1×10^{-2} % es independiente del número de ciclos de terremotos típicos (<30 ciclos). La Tabla 4.5 resume los trabajos que soportan el valor de la deformación cíclica *threshold* como base de la relación

entre el desencadenamiento de la licuación, la deformación inducida y su correspondiente incremento en la presión de poros en exceso.

Tabla 4.5
Deformación cortante volumétrica *threshold* en arenas secas y saturadas (tomada de Dobry y Abdoun 2015)

Tipo de Suelo	Tipo de ensayo	σ'_{v0} o σ'_{v0} (atm)	γ_{th} (%)	Referencias
Arena Ottawa seca	Columna resonante	0,14-4,08	1.00×10^{-2}	Drnevich y Richart(1970)
Arena Crystal silica seca	Corte simple cíclico	0,24-1,89	2.00×10^{-2}	Silver y Seed (1971)
Arena Ottawa seca y saturada	Corte simple cíclico (drenado)	0,05-1,89	1.00×10^{-2}	Youd (1972)
Arena Monterrey seca	Corte simple cíclico y mesa vibratoria	0,23-1,70	1.00×10^{-2}	Pyke (1973)
limo no plástico saturado	Triaxial Cíclico	0,80 y 2,38	$5.00 - 6.00 \times 10^{-3}$	Stoll y Kald (1977)
Arena Monterrey saturada (normalmente consolidada y sobreconsolidada)	Triaxial Cíclico	0,95	1.20×10^{-2} (normalmente consolidada) 2.90×10^{-2} (sobrecon- solidada)	Dobry <i>et al.</i> (1981b)
Arena Monterrey saturada (Dr=45-80%)	Triaxial Cíclico	0,25-1,89	1.10×10^{-2}	Dobry <i>et al.</i> (1982), Ladd <i>et al.</i> (1989)
Arena Banding saturada	Triaxial Cíclico	0,95-1,89	$8.00-9.00 \times 10^{-3}$	Dyvik <i>et al.</i> (1984)
Arena fina Heber Road saturada	Triaxial Cíclico	0,95	2.00×10^{-2}	Ladd (1982)
Distintas arenas saturadas	Triaxial Cíclico	0,25-1,89	1.00×10^{-2}	Dobry (Resultados no publicados, 1985) Whitman (1985)
Arena Monterrey saturada	Columna resonante	0,95	1.20×10^{-2}	Chang <i>et al.</i> (1984)
Arena Monterrey saturada	Triaxial Cíclico	$\sigma'_{v0}=1,36$ $\sigma'_{v0}=2,01$	$1.00-2.00 \times 10^{-2}$	Hynes (1988)
Arena Nevada seca	Corte simple cíclico	0,97	$1.30-1.70 \times 10^{-2}$	Hsu y Vucetic (2004)
Arena limosa La Ciénaga parcialmente saturada (muestra inalterada)	Corte simple cíclico	$\sigma_{v0}=1,57$	$1.10-1.60 \times 10^{-2}$	Hsu y Vucetic (2004)
Capa de arena limosa natural licuable (Wildlife Site)	Vibración de la superficie por máquina vibradora y sensores enterrados	0,53	$1.00-2.00 \times 10^{-2}$	Cox (2006)
Depósito de relleno de arena limpia saturada en una trinchera de 1,2x1,2x1,2	Generación de la presión de poros por vibración vertical de una cimentación circular de 3,3 m	0,13	5.00×10^{-3} - 1.00×10^{-2}	Chang <i>et al.</i> (2007)
Arena Monterrey saturada	Corte simple cíclico	0,25-0,99	1.00×10^{-2}	Hazirbaba y Rathje (2009)

Si se combinan los enfoques por deformación cíclica y por esfuerzo cortante cíclico se puede calcular un valor mínimo de la resistencia a la licuación, representada por una deformación cortante *threshold*.

Schneider y Moss (2011) mostraron que el límite inferior de la resistencia a la licuación puede ser definida donde las deformaciones cíclicas inducidas por el terremoto son menores que la deformación cortante *threshold*, γ_{th} . Para calcular la deformación cortante *threshold* (γ_{th}) se requiere estimar el módulo de corte a pequeñas deformaciones (G_0 o G_{MAX}) normalizado por el esfuerzo efectivo vertical *in situ* (σ'_{v0}), sabiendo que la $CRR = \frac{c}{\sigma'_{v0}}$

El valor mínimo de la resistencia a la licuación, representada por una deformación *threshold*, puede ser vinculada a una ecuación al CRR usando la relación G_0/σ'_{v0} como se indica en la siguiente ecuación:

$$\gamma_{th} = \frac{\tau_{th}}{G_0} = \frac{\tau_{th}/\sigma'_{v0}}{G_0/\sigma'_{v0}} = \frac{CSR}{G_0/\sigma'_{v0}}$$

$$CRR \geq \frac{\tau_{th}}{\sigma'_{v0}} \geq \frac{G_0 \gamma_{th}}{\sigma'_{v0}}$$

$$CRR \geq \frac{\tau_{th}}{\sigma'_{v0}} \geq \frac{K_G q_{c1N}^{-0.75} q_c \gamma_{th}}{\sigma'_{v0}}$$

La Figura 4.11 muestra datos reportados por Roy (2008) para explorar dos problemas. Un primer problema asociado a la ambigüedad que podría darse al estimar una CRR de acuerdo con casos históricos, razón por la que es necesario abordar el mismo en función de ensayos de laboratorio para mitigar o eliminar dicha ambigüedad. Por otro lado, un segundo problema asociado al hecho de que los suelos pleistocénicos no son incluidos típicamente en las bases de datos de casos históricos de licuación y de los que se espera presenten mayores valores de resistencia a la licuación. Para ambos casos se muestra que la curva definida por la γ_{th} (1×10^{-4}) son consistentes con los que logran desencadenar licuación. El análisis de Roy (2008) emplea un valor promedio de K_G de 210 para arenas holocénicas y un K_G de 408 para arenas pleistocénicas. Estas últimas presentan mayores valores de resistencia a la licuación para valores de $q_{c1N} < \sim 150$ y haciendo un símil entre estos hechos derivados del efecto de microestructura inducida por edad geológica se puede explicar también la presencia de microestructura por procesos hidrometalúrgicos, como es nuestro caso, para mostrar una aplicación de la modificación de la curva de desencadenamiento a la licuación con base en los resultados de Roy (2008).

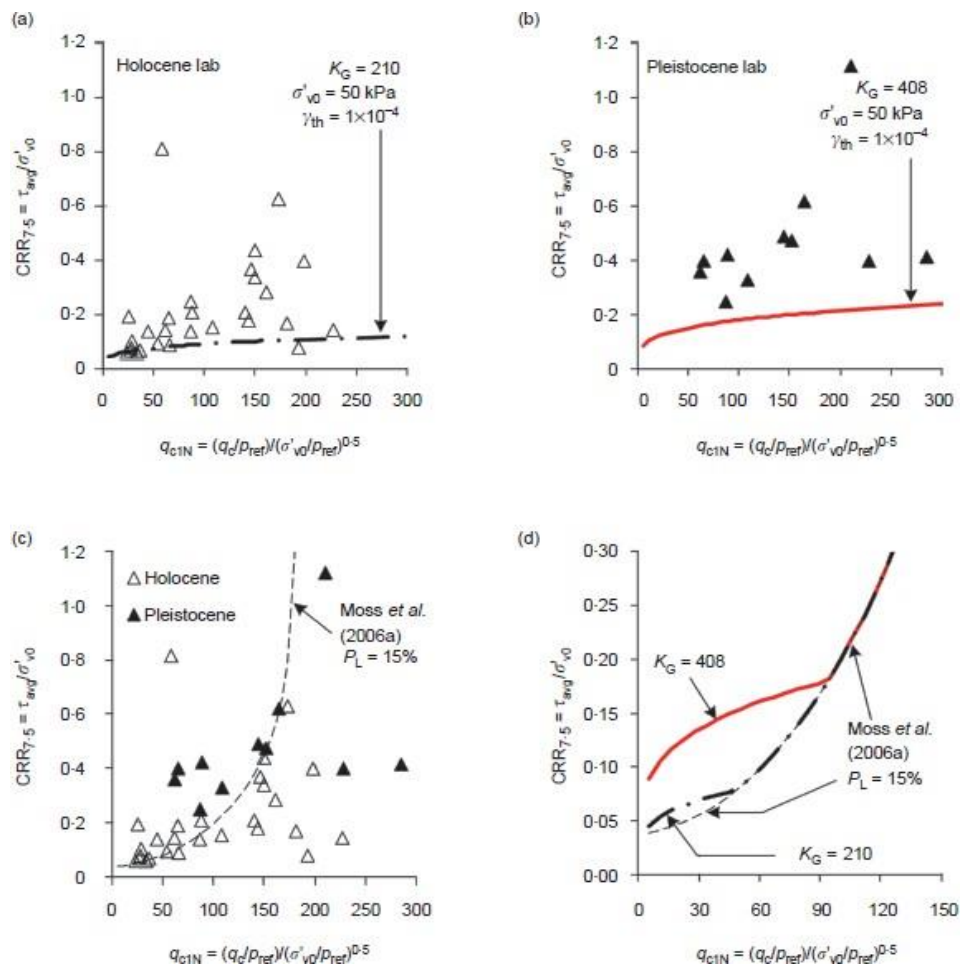


Figura 4.11 Combinación del esfuerzo cíclico con la deformación cíclica *threshold* para un caso particular a un nivel de esfuerzo de 50 kPa. (a) Evaluación de la deformación cíclica comparada con datos de laboratorio de suelos holocénicos a $\sigma'_{v0} < 250$ kPa; tomada de Roy (2008). (b) Evaluación de la deformación cíclica con datos de laboratorio de suelos pleistocénicos a $\sigma'_{v0} < 250$ kPa; tomada de Roy (2008) (c) Datos de suelos holocénicos y pleistocénicos a $\sigma'_{v0} < 250$ kPa, tomada de Roy (2008) comparada con la curva de desencadenamiento a la licuación para arenas holocénicas propuesta por Moss et al., 2006a. (d) Análisis combinado conceptual usando la teoría de deformación cíclica en la Figura 4.11 (a) y 4.11 (b) con la teoría del esfuerzo cíclico de la Figura 4.11(c). **Fuente:** Schneider y Moss (2011)

Combinando las ecuaciones precedentes se puede plantear la formulación que define la curva de desencadenamiento a la licuación tomando como columna

vertebral la deformación cortante *threshold* vinculada al K_G particular de un suelo con microestructura.

$$CSR_{th} = [K_G q_t \gamma_{th}] / [\sigma'_{v0} (Q_{tn})^{0.75}]$$

Según Robertson (2015) es posible definir un módulo cortante a pequeñas deformaciones normalizado G_{01} , donde:

$$G_{01} = \left(\frac{p}{p_a} \right) (V_{s1})^2$$

$$\frac{G_0}{q_t} = \frac{G_{01}}{Q_{tn}}$$

La última ecuación es correcta cuando el exponente de esfuerzo (n) para determinar Q_{tn} es de 0,5, que es aproximadamente válido para la mayoría de las arenas para un nivel de esfuerzo menor a 150 kPa. Esto es así para la mayoría de los casos históricos. Por esta razón el K_G se puede expresar de manera más simple:

$$K_G = G_{01} (Q_{tn})^{-0.25}$$

Por lo tanto, el CSR a la deformación *threshold* puede expresarse como:

$$CSR_{th} = K_G \gamma_{th} (Q_{tn})^{0.25} \left(\frac{p_a}{\sigma'_{v0}} \right)^{0.5}$$

A partir de los datos de los ensayos SCPTu de la presente investigación, en la Figura 4.12 se presentan las curvas calculadas por la ecuación que se basa en la deformación cortante *threshold*, el K_G que cuantifica el efecto de microestructura, la presión de punta normalizada y la relación de resistencia cíclica tomando como base el rango de valores reportados en la Tabla 4.1.

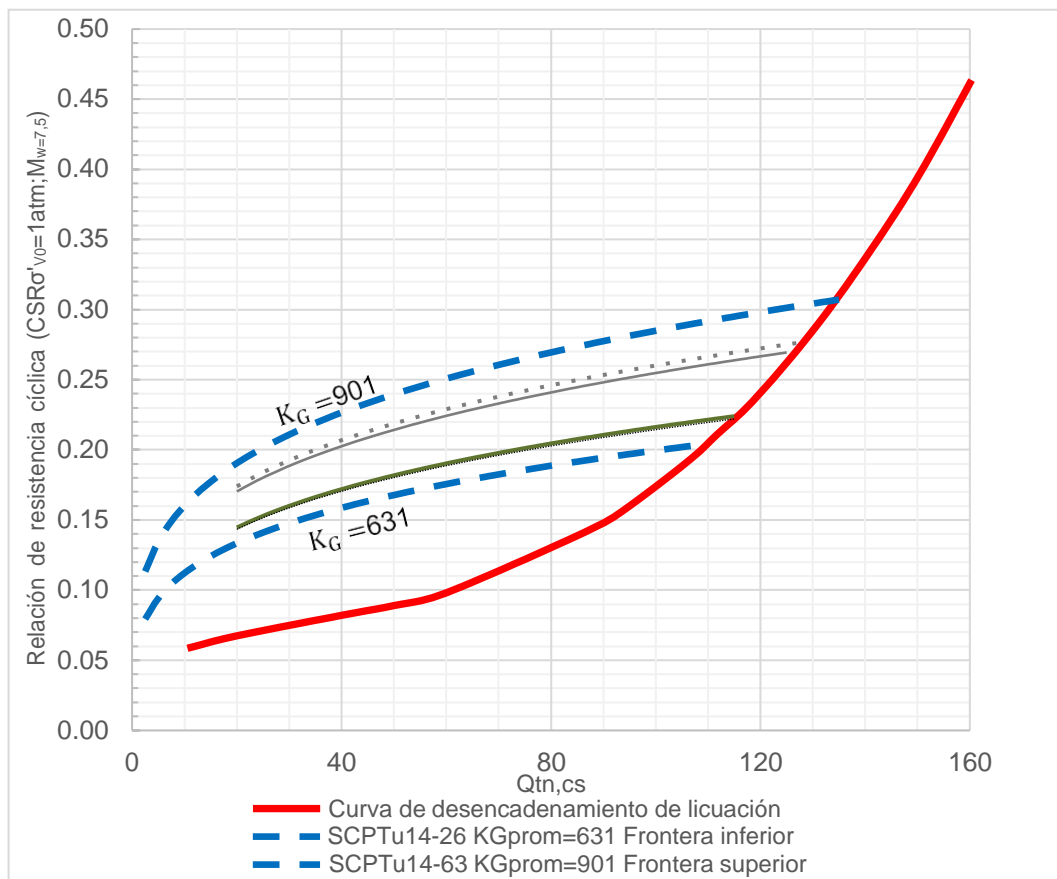


Figura 4.12 Modificación de la curva de desencadenamiento de licuación debido a la presencia de microestructura en mineral lixiviado representada como una zona delimitada por las curvas de desencadenamiento en función del K_G .

La literatura técnica se refiere al efecto de microestructura como uno determinado por la edad del suelo, es decir por el tiempo transcurrido desde el momento en el que fue depositado. Generalmente la edad mínima adoptada en las distintas formulaciones propuestas, como por ejemplo la de Hayati y Andrus (2009), es de 23 años, sin embargo, esto no es aplicable en pilas de lixiviación dado que la vida útil de una pila, determinada por el periodo en la que esta es regada, muchas veces es menor a 23 años y, sin embargo, presenta valores de K_G tan altos como 901, como es el caso del caso de estudio aquí reportado.

Esta aparente aceleración del proceso de formación de la microestructura en mineral lixiviado se debería al proceso cíclico conjunto de la infiltración transitoria de la solución, carga y recarga de las cargas de presión inducidas en las capas de mineral dominadas por finos, reconsolidación por incremento del esfuerzo vertical inducido por el apilamiento secuencial y por las reacciones físico-químicas

propias del proceso de lixiviación de mineral que induce precipitación de algunos elementos y con ello cambios en la cementación del suelo en el contacto entre partículas.

Este hallazgo derivado de combinar los enfoques del esfuerzo cortante cíclico y deformación cortante cíclica es prometedor con respecto al desempeño de mineral lixiviado con microestructura dado que se demuestra que el mineral presentará un mayor rango elástico, lo que le permite tener una mayor relación de resistencia cíclica antes de iniciar la plastificación hacia un estado que derive en el desencadenamiento de la licuación. Asimismo, se debe recordar que la deformación cortante cíclica *threshold* (1×10^{-4}) es una que corresponde mayoritariamente a arenas limpias y en menor medida a arenas limosas de nula plasticidad. Es lógico inferir que la deformación cortante cíclica *threshold* en suelos compresibles, *i. e.* de mayor plasticidad, como es el caso de mineral lixiviado, sea mayor y, por lo tanto, el efecto en el incremento de la frontera de desencadenamiento de licuación sea mayor.

4.7 IMPLICANCIAS DE LA MICROESTRUCTURA SOBRE LAS CURVAS DE DESENCADENAMIENTO DE LICUACIÓN

Una vez que se ha cuantificado el valor del índice normalizado de rigidez (K_G), estos deben compararse sobre la referencia patrón representada por un rango de valores de K_G para arenas holocénicas, dado que las curvas de desencadenamiento fueron bosquejadas basándose en casos históricos en este tipo de arenas. El rango de K_G para arenas holocénicas varía en general de 110 a 330, con un valor promedio de 215 según Schneider y Moss (2011).

De acuerdo con lo reportado en la Tabla 4.1 los valores de K_G de los materiales investigados varían de un mínimo promedio de 631 a un máximo promedio de 901. También se han calculado las desviaciones estándar a estos valores; para su aplicación se han adoptado los valores promedio. La Figura 4.13 muestra la curva modificada de desencadenamiento a la licuación para cada valor de K_G promedio calculado para cada sondaje SCPTu evaluado. Debe notarse que se trata de una línea compuesta entre la curva modificada y la curva original acoplando el tramo de la curva modificada que se proyecta por encima de la original hasta el punto de intersección desde el que se propone mantener la curva original. Asimismo, se observa que a partir de un valor de $Q_{tn,cs}$, mostrada en línea vertical negra, el efecto

de microestructura es nulo y ello define el punto de empalme con la curva original de desencadenamiento. El valor mínimo obtenido de la $Q_{ln,cs}$ límite es de 110. Por otro lado, para cada uno de los sondajes evaluados se evidencia que a mayor valor de K_G la curva de desencadenamiento se grafica a mayores niveles de CSR, es decir, a mayor valor de K_G mayor es la resistencia cíclica que presenta el mineral lixiviado y que si la CSR eventualmente supera la curva modificada se rompe la microestructura presente y el mineral lixiviado vuelve a comportarse como una arena limpia equivalente holocénica, sin microestructura. Por ello, es importante la estimación de la demanda sísmica para la condición temporal que se desea evaluar para anticipar no solo las ventajas del efecto de microestructura sino también para encontrar el terremoto de diseño que eliminará dicho efecto y el periodo de retorno asociado al mismo. Se debe recalcar que para el sitio estudiado las ventajas de la microestructura están acotadas a un evento de periodo de retorno de 100 años que, a su vez, está clasificado como uno de consecuencias menores o admisibles si la pila fallara. No obstante, si la clasificación por consecuencias de la falla requiere la asignación de un periodo de retorno mayor, e.g. 475 o 1 000 años, es necesario hacer la verificación con las condiciones específicas del sitio que se desea evaluar con énfasis en la estimación de la M_w y del espectro de aceleraciones en el perfil del sitio. Es interesante inferir, a partir de los resultados aquí reportados que, en sitios de sismicidad baja o media se puede hacer uso de las ventajas que otorga la microestructura en la resistencia cíclica, mientras que en sitios de sismicidad alta, como el aquí estudiado, su uso está acotado solo a una condición temporal o un proyecto de corta duración, recordando que en pilas de lixiviación existe una tendencia actual de desarrollar evaluaciones de estabilidad con el mismo criterio que se adopta en relaves donde predomina la evaluación de las consecuencias de una eventual falla de la estructura.

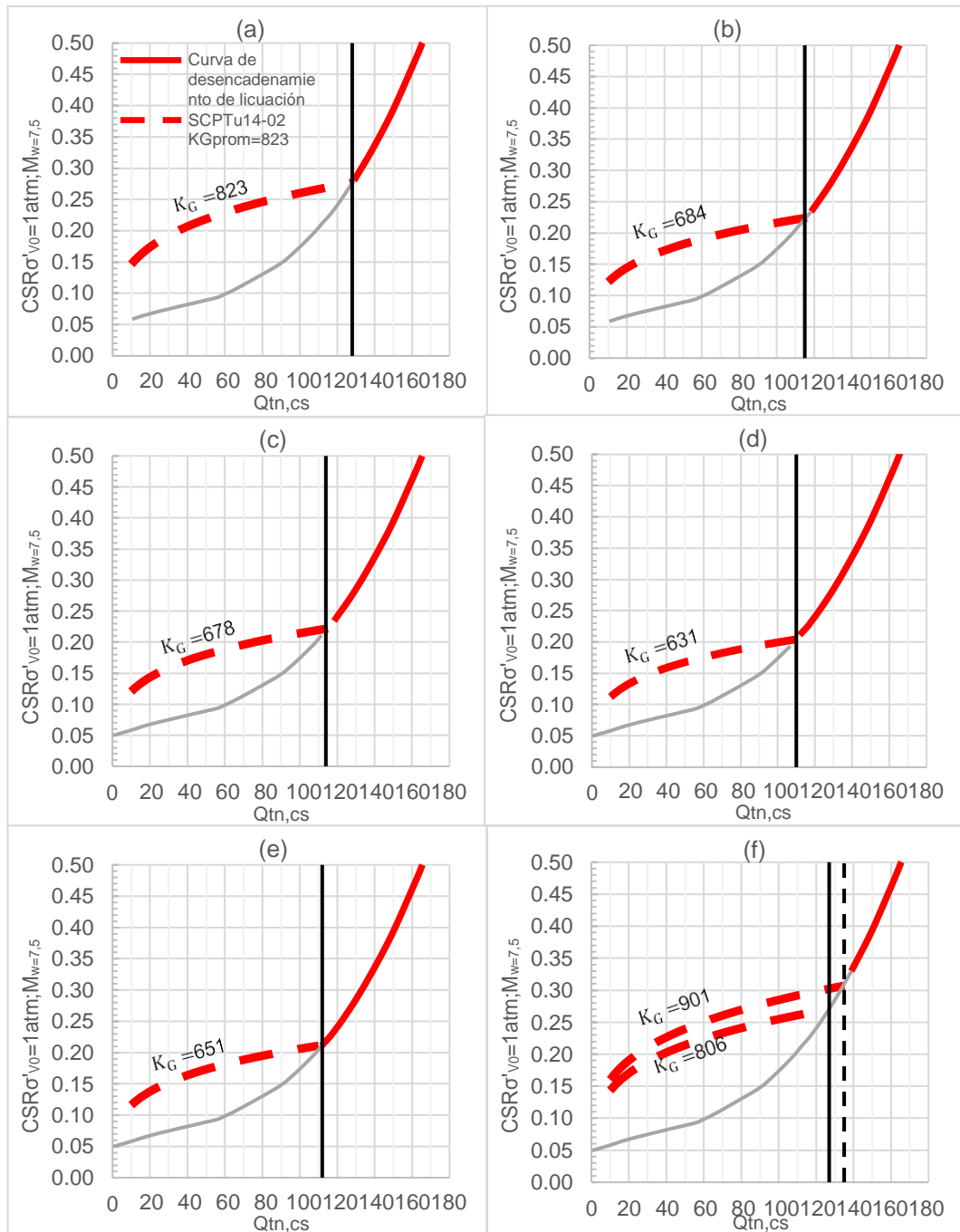


Figura 4.13 Modificación de la curva de desencadenamiento en función del K_G .
 (a) SCPTu14-02 - $K_{Gprom}=823$ (b) SCPT14-06 - $K_{Gprom}=684$ (c) SCPT14-17B -
 $K_{Gprom}=678$ (d) SCPTu14-26 - $K_{Gprom}=631$ (e) SCPT14-27 - $K_{Gprom}=651$ (f)
 SCPTu14-61 - $K_{Gprom}=806$ y SCPTu14-63 - $K_{Gprom}=901$.

5.0 CAPÍTULO V: EVALUACIÓN DEL POTENCIAL DE LICUACIÓN DE MINERAL LIXIVIADO CON MICROESTRUCTURA

5.1 INTRODUCCIÓN

Para ilustrar el efecto de microestructura se evaluará el potencial de licuación del mineral lixiviado de acuerdo con un procedimiento estándar, con la modificación de las curvas de desencadenamiento bajo la interpretación de los resultados calculados.

5.2 ANÁLISIS DE RESPUESTA SÍSMICA NO LINEAL

Los esfuerzos cortantes cíclicos inducidos en el terreno por un sismo pueden ser calculados por: un análisis de respuesta sísmica que no considera el incremento de la presión de poros durante el desarrollo progresivo del sismo; por un procedimiento que toma en cuenta las presiones de poro generadas en el suelo durante el desarrollo progresivo del sismo (Finn *et al.*, 1977; Liou *et al.*, 1977; Martin, P., 1975); por un método simplificado basado en la estimación de aceleración máxima en la superficie del terreno (Seed e Idriss, 1971); o por una deconvolución de registro de sismo conocido.

De acuerdo con la suposición de que la respuesta sísmica del suelo en condición drenada es equivalente a una en condición no drenada antes de lograr el desencadenamiento de la licuación, se ha desarrollado análisis de respuesta sísmica unidimensional en términos de esfuerzos totales.

5.2.1 Espectro de peligro uniforme considerado en el análisis

El espectro de respuesta de aceleraciones probabilísticas puede ser representado como el espectro de respuesta con 5% de amortiguamiento crítico obtenido para 2%, 5% y 10% de probabilidad de excedencia y 50 años de periodo de exposición sísmica, que corresponde a periodos de retorno de 475, 1000 y 2500 años, respectivamente. De la presente consideración, se puede estimar la aceleración horizontal máxima (PGA), la que correspondería al valor de la ordenada para un período $T=0$ s del espectro de respuesta de aceleraciones probabilísticas.

Para el sitio de la pila se adoptaron espectros de peligro uniforme para una clase de sitio B, de acuerdo con la clasificación establecida por el IBC para periodos de

retorno de 100 años y 475 años, como se muestra en la Figura 5.1. El estudio de peligro sísmico de sitio fue cedido con fines de investigación por la empresa Anddes Asociados SAC. Este fue realizado en el año 2016 con base en las relaciones de atenuación, para terremotos de corteza superficial desarrolladas por Abrahamson *et al.* (2014b), Chiou y Youngs (2014), Boore *et al.* (2014) y Campbell y Bozorgnia (2014). Para los terremotos de subducción e intraplaca, se emplearon las relaciones de atenuación de Contreras y Boroschek (2015), Abrahamson *et al.* (2016), Zhao *et al.* (2006), McVerry *et al.* (2006). El cálculo de la máxima aceleración sísmica fue realizado utilizando el software EZ-FRISK de Risk Engineering. Los espectros obtenidos han sido tomados como base para llevar a cabo el ajuste espectral de seis series tiempo-historia (las dos componentes direccionales de tres terremotos). Las series tiempo-historia que fueron ajustadas al espectro de aceleraciones adoptado corresponde a las componentes N-S y E-O de los terremotos de Atico (2001), Lima (1974) y Tarapacá (2005).

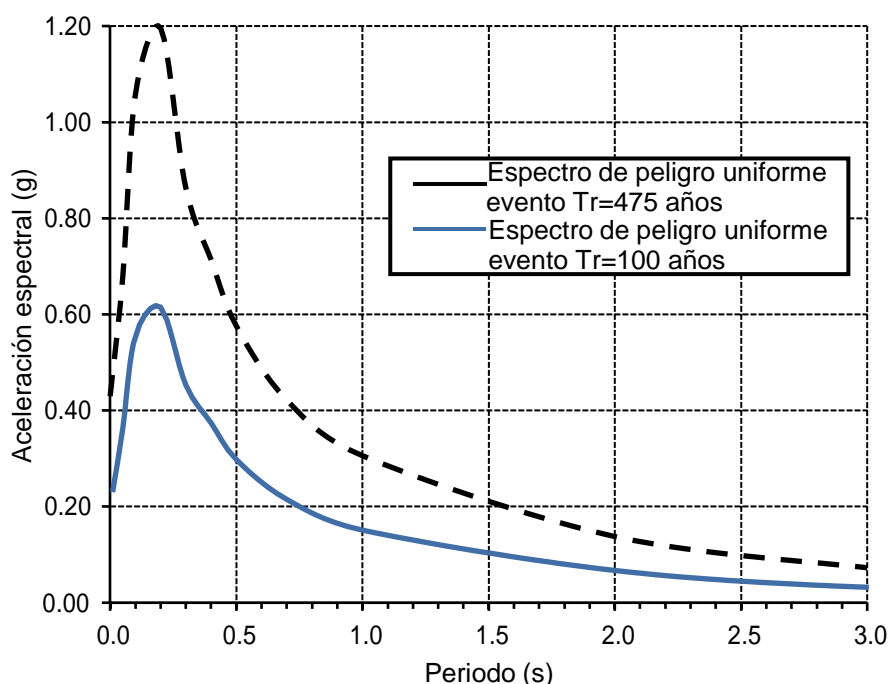


Figura 5.1 Espectros de peligro uniforme para una clase de sitio B para los eventos de $Tr=100$ años y $Tr=475$ años tomadas del estudio de peligro sísmico del sitio donde se han ejecutado los SCPTu. **Fuente:** Información cedida por la empresa Anddes para el desarrollo de esta investigación.

En la Tabla 5.1 se resume los valores de aceleración horizontal pico del terreno (PGA) esperadas en la zona de estudio para perfiles de clase de sitio B (roca) asociados a periodos de retorno de 100 y 475 años que fueron tomados como base para la ejecución de análisis de respuesta sísmica con el único fin de estimar las aceleraciones en superficie para posterior uso en el análisis del potencial de licuación por el método simplificado.

Tabla 5.1
Aceleraciones horizontales máximas en el terreno (PGA) - Clase de sitio B

Período de retorno (años) / PGA (g)	
100	475
0,23	0,43

Los espectros de peligro uniforme aquí reportados son tomados como una línea base para el sustento de los cálculos aquí descritos y permiten abordar el desarrollo y uso de la metodología que se propone como parte de los objetivos de esta investigación.

5.2.2 Generación de registros sísmicos sintéticos ajustados al espectro adoptado

Debido a la dificultad de contar con registros sísmicos de intensidades coherentes con un terremoto de diseño de 475 años de periodo de retorno en el sitio específico, se ejecutó el análisis de respuesta sísmica adoptando registros sísmicos de otras zonas con similares características que fueron ajustados espectralmente considerando la demanda sísmica del sitio, utilizando la metodología presentada a continuación:

5.2.2.1 Ajuste espectral mediante “wavelets” en el dominio del tiempo

La generación de un registro sísmico sintético se realiza mediante un proceso iterativo que modifica un registro tiempo-historia (con similares características sismotectónicas y con el mismo tipo de mecanismo focal de la zona de estudio), mediante una función sinusoidal, de modo que su espectro de respuesta se ajuste lo más estrechamente posible al espectro de respuesta deseado. El proceso se lleva a cabo controlando el contenido de frecuencias y cubriendo todo el rango deseado de ordenadas espectrales. Generalmente, el espectro de respuesta deseado corresponde al espectro de peligro uniforme adoptado para el sitio. De esta manera, el registro sintético (generado con el ajuste espectral) pretende

modelar la serie tiempo-historia del escenario sísmico del sitio, considerando los valores picos de aceleraciones espectrales asociados al periodo de retorno de diseño.

Una técnica para realizar el ajuste espectral del tiempo-historia de aceleraciones en el dominio del tiempo se encuentra implementada en el programa SeismoMatch de la empresa SeismoSoft. Este programa ejecuta una modificación del tiempo-historia de un registro de aceleraciones para hacerlo compatible con un espectro especificado por el usuario. La metodología está basada en el uso del algoritmo de ondículas (*wavelets*) propuesto por Abrahamson (1992) y posteriormente actualizado por Hancock *et al.* (2006). La modificación del contenido de frecuencias se realiza mediante la adición o sustracción de pequeñas porciones de onda, o *wavelets*, en el dominio del tiempo. Estos modelos de ajuste preservan el periodo de fase no estacionario del registro tiempo-historia original. Esta metodología reduce significativamente el número de registros tiempo-historia requeridos en el análisis (Meneses, 2010).

Para el análisis de respuesta sísmica, se usaron seis registros tiempo-historia de tres terremotos significativos ocurridos en el Perú, que fueron escalados espectralmente al espectro de diseño para una clase de sitio B. Además, estos registros fueron seleccionados con base en la duración del evento, ambiente tectónico (fallamiento en zona de subducción), distancia fuente-lugar, contenido de frecuencias y condiciones locales de sitio. Por lo general, una serie de registros tiempo-historia de terremotos seleccionados son usados para tomar en cuenta la aleatoriedad de los registros sísmicos de ingreso y evitar así una potencial polarización en los resultados debido al empleo de uno de estos en particular.

Los registros sísmicos seleccionados pertenecen a las componentes Norte-Sur y Este-Oeste de los siguientes sismos:

- Sismo de Atico en Arequipa del 23 de junio de 2001, registrado en la estación “César Vizcarra Vargas” instalada en el Complejo Deportivo del Gobierno Regional de Moquegua.
- Sismo de Lima del 3 de octubre de 1974, registrado en la estación “Surco” instalada en una vivienda privada en el distrito de Santiago de Surco en la ciudad Lima.

- Sismo de Tarapacá del 13 de junio de 2005, registrado en la estación “Alberto Giesecke Matto” instalada en el Campus de la Universidad Privada de Tacna.

La estación Surco fue instalada por el IGP, mientras que las otras dos estaciones mencionadas fueron instaladas por el Centro Peruano-Japonés de Investigaciones Sísmicas y Mitigación de Desastres (CISMID) de la UNI, a través de su red acelerográfica (REDACIS). En la Tabla 4.1 se resumen los principales parámetros sísmológicos de los sismos usados.

Para los sismos utilizados (Atico, Lima y Tarapacá) se seleccionaron las componentes N-S y E-W.

Tabla 5.2
Parámetros sísmológicos de registros sísmicos base para ajuste espectral

Sismo	Estación	Ubicación de estación	Fecha de ocurrencia	Mecanismo focal	PGA (g)
Atico	César Vizcarra Vargas	Complejo Deportivo del Gobierno Regional de Moquegua	23 de junio de 2001	Subducción de interfase	0,295
Lima	Surco	Distrito de Santiago de Surco en Lima	3 de octubre de 1974	Subducción de interfase	0,207
Tarapacá	Alberto Giesecke Matto	Campus de la Universidad Privada de Tacna	13 de junio de 2005	Subducción de intraplaca	0,119

Asimismo, se usó una tolerancia para la convergencia de 5% para preservar los picos y valles de los registros originales, características que tienden a impactar la respuesta no lineal de la estructura analizada (Meneses, 2010). En la Figura 5.2 se presentan las series tiempo-historia ajustadas espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 100 años.

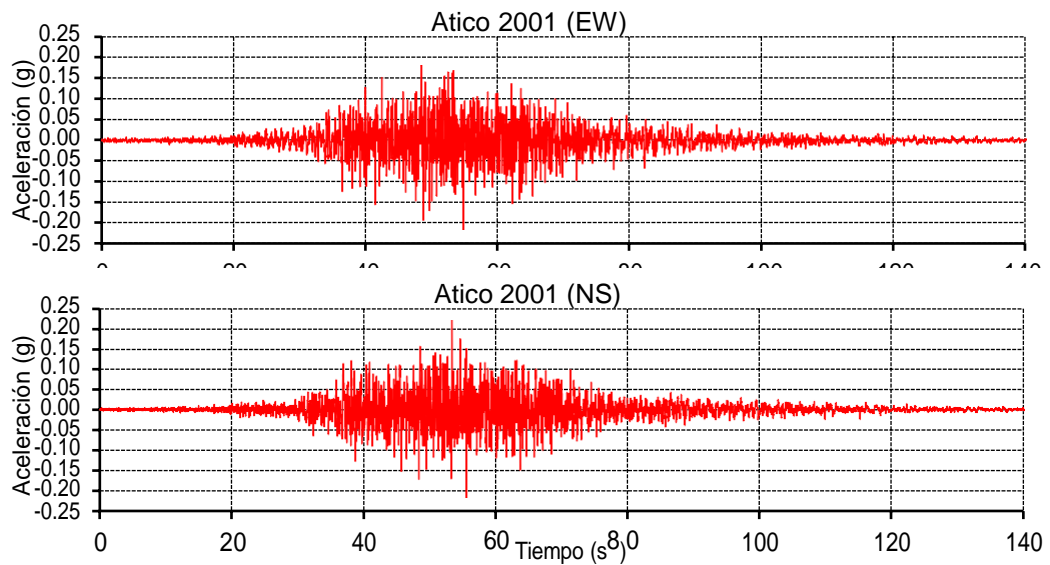


Figura 5.2 Series tiempo-historia del terremoto de Atico (2001). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 100 años.

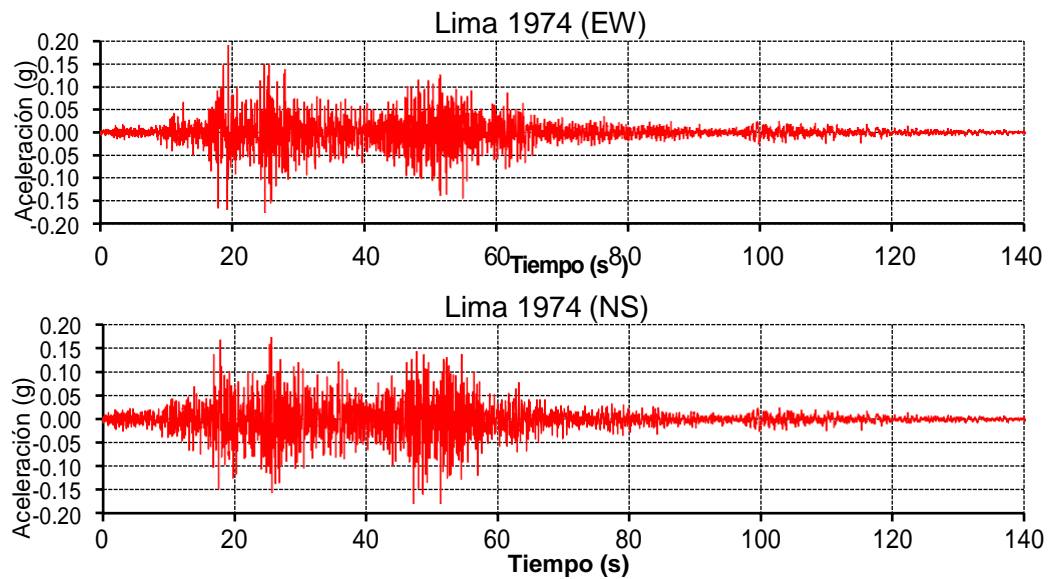


Figura 5.3 Series tiempo-historia del terremoto de Lima (1974). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 100 años.

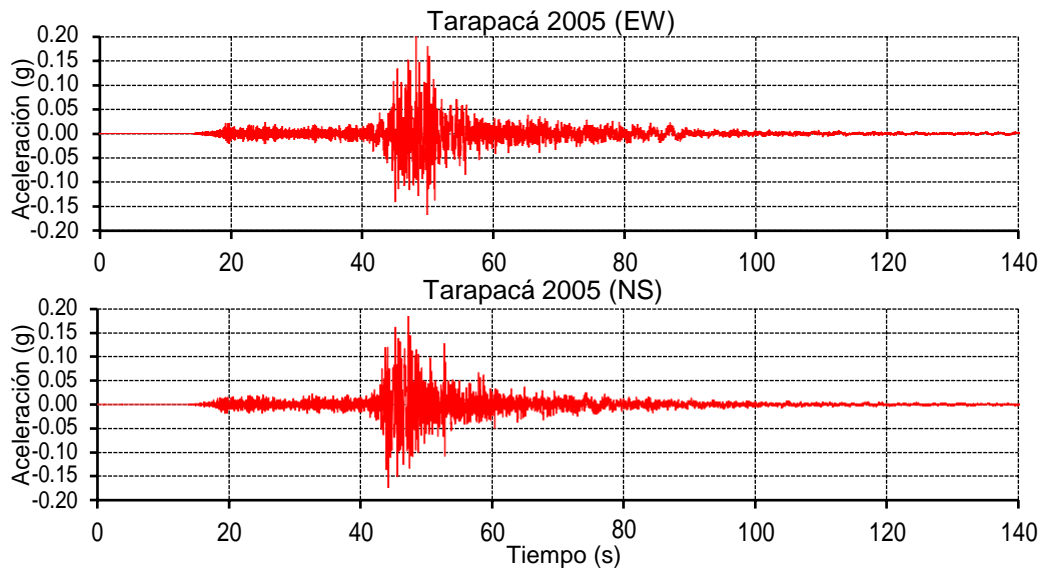


Figura 5.4 Series tiempo-historia del terremoto de Tarapacá (2005). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 100 años.

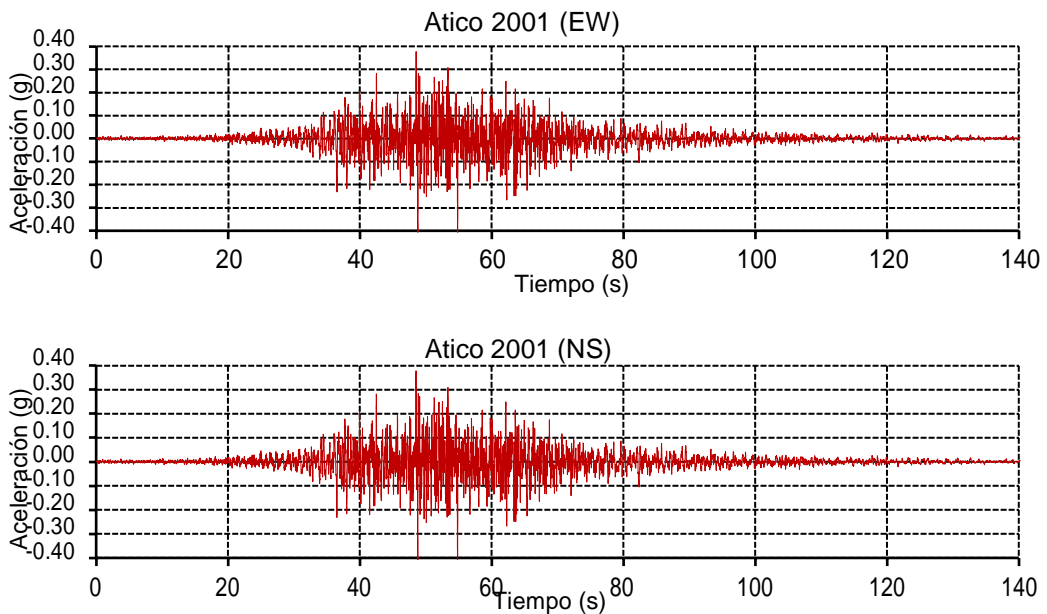


Figura 5.5 Series tiempo-historia del terremoto de Atico (2001). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 475 años.

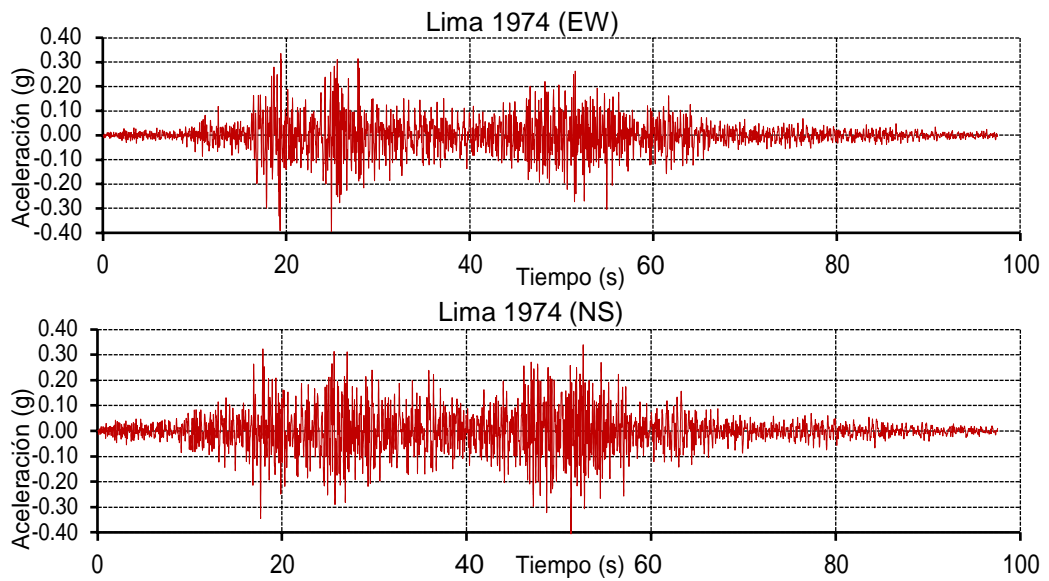


Figura 5.6 Series tiempo-historia del terremoto de Lima (1974). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 475 años.

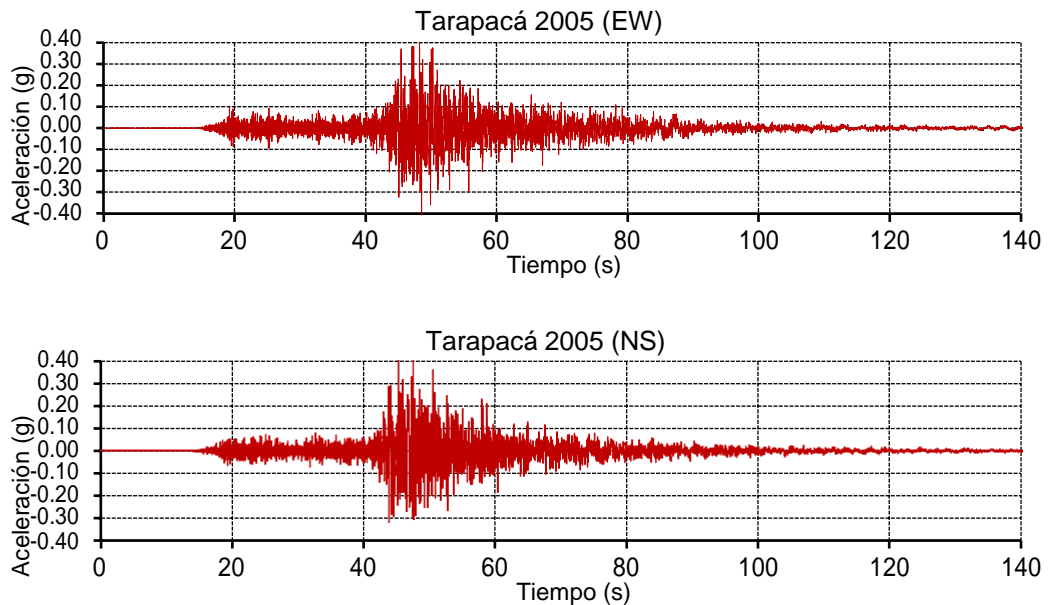


Figura 5.7 Series tiempo-historia del terremoto de Tarapacá (2005). Registros ajustados espectralmente al espectro de peligro uniforme (clase de sitio B) para un periodo de retorno de 475 años.

5.2.3 Metodología de análisis

Los análisis de respuesta sísmica consideran que la energía liberada durante un evento sísmico en el basamento rocoso a profundidad es representada por ondas de corte contenidas principalmente en planos horizontales, que se propagan a través de los suelos hasta la superficie. Estos suelos pueden actuar como filtros de frecuencias, que pueden amplificar o atenuar la energía, esta capacidad depende de las propiedades dinámicas de los suelos en términos de rigidez y confinamiento, así como también, de las características propias del movimiento sísmico.

Debido a que el comportamiento de los suelos frente a cargas estáticas y dinámicas es no lineal, existen métodos que buscan aproximar el comportamiento real de los suelos mediante una serie de simplificaciones. Se ha considerado el empleo del método no lineal, el que considera una variación no lineal de las propiedades dinámicas del suelo para diferentes niveles de deformación cortante. Este método hace uso de un modelo constitutivo hiperbólico, además de reglas básicas para el comportamiento de descarga y recarga cíclica resolviendo las ecuaciones de movimiento de propagación de ondas en el dominio de tiempo. Se empleó el programa de cómputo DeepSoil V6.1 (2017).

5.2.4 Condiciones de análisis

Para los análisis de respuesta sísmica unidimensional, se tomó en cuenta las siguientes consideraciones:

- Se evaluaron siete columnas considerando como material al mineral lixiviado el cual representa los perfiles estratigráficos en las localizaciones correspondientes a las proyecciones de los SCPTu.
- Se ha considerado que la distribución de esfuerzos cíclicos inducidos por sismo dentro de la pila se desarrollará considerando un espacio semi-infinito a través de un enfoque unidimensional.
- Los perfiles de las velocidades de ondas de corte se determinaron a través de la formulación presentada en la Figura 3.2 (a).
- Las curvas dinámicas propuestas por Darendeli (2001). Las gráficas de curvas de reducción del módulo de corte y razón de amortiguamiento del mineral lixiviado se muestran en las Figuras 5.8 y 5.9, respectivamente.

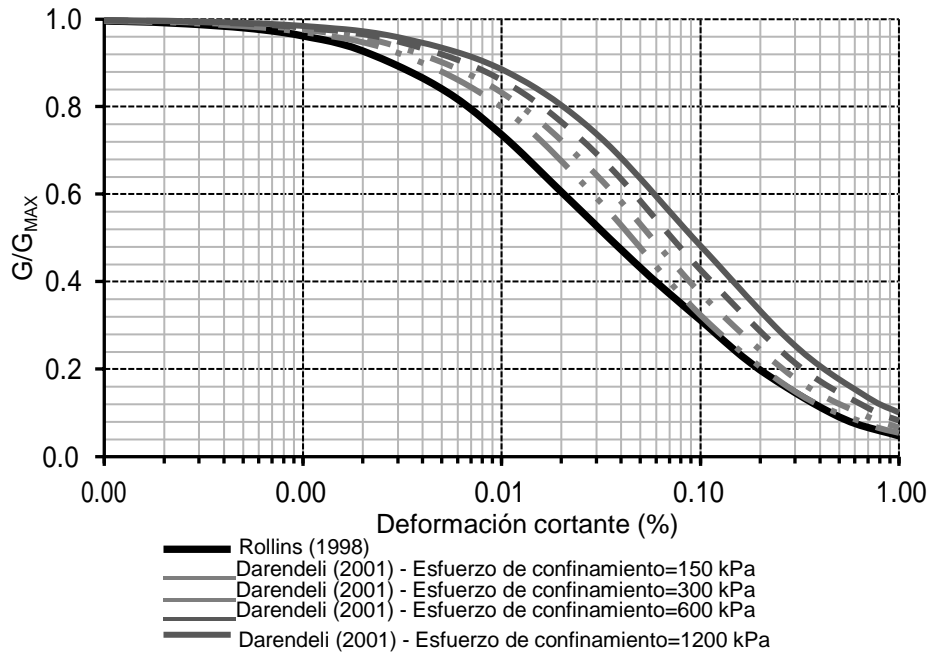


Figura 5.8 Curvas de reducción del módulo de corte versus deformación cortante cíclica adoptadas para la caracterización del mineral lixiviado.

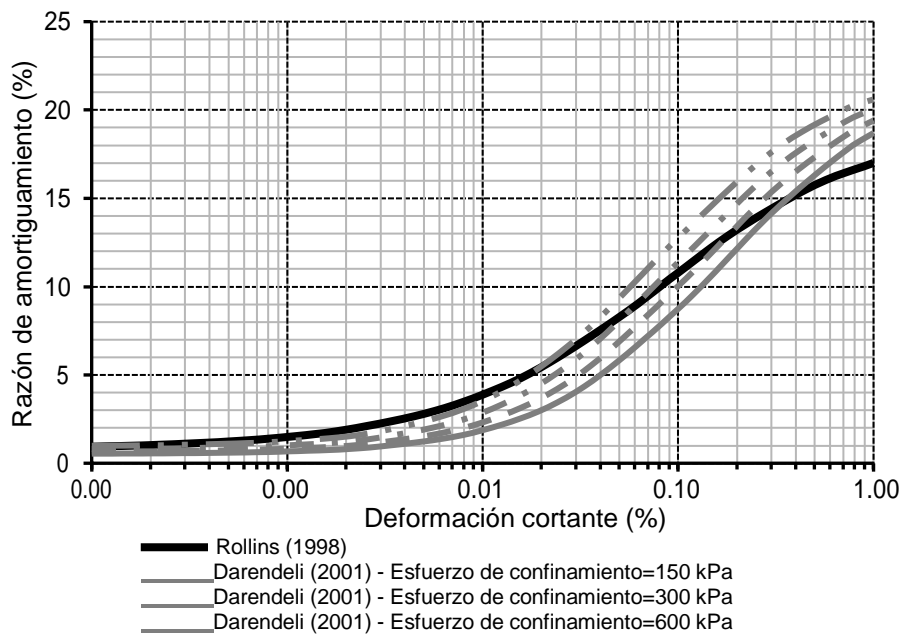


Figura 5.9 Curvas de razón de amortiguamiento versus deformación cortante cíclica adoptadas para la caracterización del mineral lixiviado.

- Las columnas analizadas representan la pila de mineral lixiviado, que están conformadas principalmente por el mineral y por una base de propiedades elásticas con una velocidad de ondas de corte característica de 800 m/s, una densidad de 25 kN/m³ y una relación de amortiguamiento de 5%.

- Las columnas analizadas evalúan la condición de respuesta sísmica mediante el ingreso de registros sísmicos en la base. Los registros utilizados fueron sometidos a la técnica del ajuste espectral, tomando como referencia el espectro de clase de sitio B (IBC, 2012) para un periodo de retorno de 100 y 475 años tomado del estudio de peligro sísmico del sitio. Los registros escalados espectralmente empleados en el análisis de respuesta se muestran de la Figura 5.2 a la Figura 5.7.
- Los materiales que componen cada columna fueron discretizados en capas de tal manera que permitan la transmisión de ondas de hasta 25 Hz de frecuencia.
- Se ha utilizado el método no lineal para el análisis de respuesta sísmica, implementado en el programa DeepSoil V6.1 (2017), el cual considera una variación no lineal de las propiedades dinámicas de los materiales para diferentes niveles de deformación cortante.

5.2.5 Resultados obtenidos

El análisis de respuesta sísmica proporciona una serie de datos calculados en términos de espectros de respuesta, deformaciones y esfuerzos cortantes máximos inducidos por el terremoto de diseño empleado y de estos se pueden derivar una serie de parámetros como perfiles máximos de velocidad y de desplazamiento en superficie. Para el caso particular del método simplificado para el potencial de licuación solo se requiere el cálculo de la aceleración máxima en superficie, *i. e.* PGA dado que no es recomendable el emplear un perfil de esfuerzos de corte que es acaso la gran ventaja que tiene cualquier análisis de respuesta sísmica que resulta en apariencia paradójico.

Los resultados de los análisis de respuesta sísmica para los eventos de 100 años y 475 años indican que los valores de PGA en la superficie de la pila de lixiviación resultan en 0,35 g y 0,60 g, respectivamente. En la Figura 5.10 se muestran los perfiles de la relación de esfuerzo cortante máximo con respecto al esfuerzo efectivo vertical ($CSR_{max} = \tau_{max} / \sigma'_{v0}$) calculados por respuesta sísmica para los eventos de periodo de retorno de 100 y 475 años.

Para el evento de periodo de retorno de 100 años, se observa que de las 6 series tiempo-aceleración las dos componentes del terremoto de Tarapacá 2005 son las

que inducen el menor nivel de aceleraciones mientras que las componentes norte-sur de los terremotos de Lima 1974 (NSLIM74) y Atico 2001 (NSATI01) son las que inducen un mayor nivel de aceleraciones a lo largo del perfil de mayor extensión (SCPTu-26) de los siete sondajes SCPTu. De estas últimas, la serie NSATI01 es la que induce el mayor nivel de aceleraciones desde la superficie hasta una profundidad de 20m, mientras que a una mayor profundidad la serie NSLIM74 es la que induce el mayor nivel de aceleraciones. Dado que combinar resultados puede implicar desviaciones en la selección de un factor de participación de masa (r_d), al usar el método simplificado para la estimación de la CSR, se ha hecho uso de un promedio de los perfiles obtenidos de la $CSR_{\max} = \tau_{\max} / \sigma'_{v0}$.

Para el evento de periodo de retorno de 475 años, se observa que de las 6 series tiempo-aceleración la componente este-oeste del terremoto de Tarapacá es la que genera aproximadamente el perfil de aceleraciones de menor magnitud mientras que las componentes NSLIM74, la norte-sur del terremoto de Tarapacá (NSTAR05), y la este-oeste del terremoto de Atico (EWATI01) son las que alternadamente conforman los perfiles de aceleraciones de mayor magnitud. Del mismo modo, que para el evento de $Tr=100$ años, se ha tomado un promedio de los perfiles obtenidos de la $CSR_{\max} = \tau_{\max} / \sigma'_{v0}$ para evitar las desviaciones que surgirían de seleccionar el perfil calculado para una sola componente y para evitar la incertidumbre inducida por seleccionar una envolvente de valores máximos de terremotos distintos.

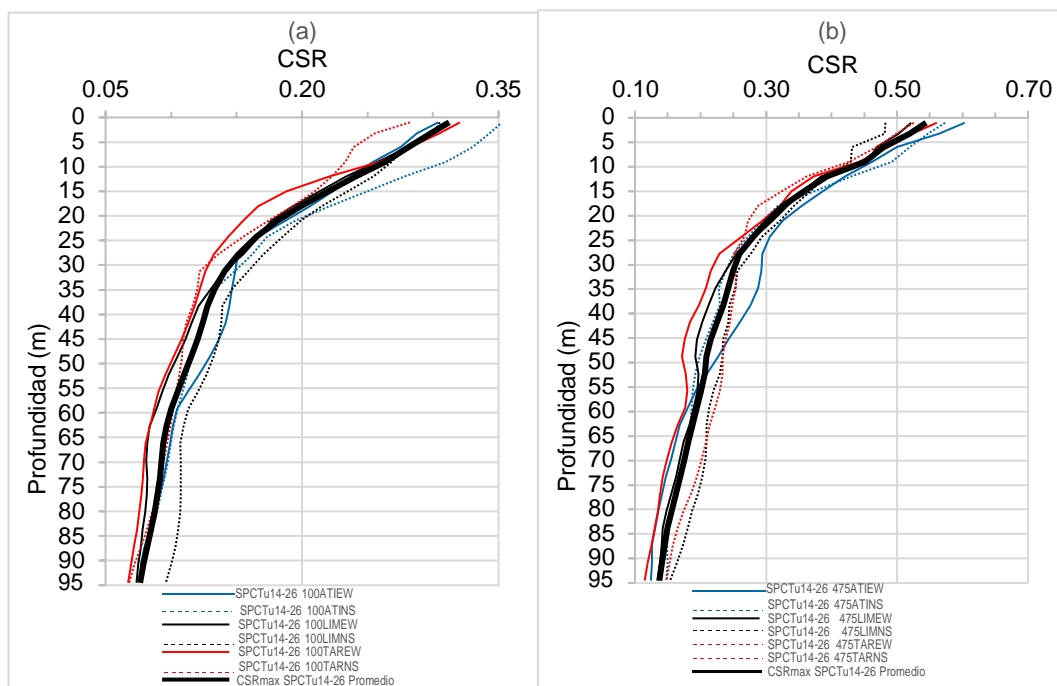


Figura 5.10 Perfiles de $CSR_{max} = \frac{\tau_{max}}{\sigma'_{v0}}$ obtenidos en el análisis de respuesta sísmica no lineal para las seis componentes empleadas para (a) evento de $Tr=100$ años ($PGA:0,35g$) y (b) evento de $Tr=475$ años ($PGA:0,60g$).

5.2.6 Interpretación de los resultados para su uso en el método simplificado

Las curvas estándar de las gráficas de desencadenamiento de licuación han sido calibradas con base en casos históricos donde se cuenta con el dato de la resistencia a la penetración, con la evidencia superficial de ocurrencia de licuación (volcanes de arena, hundimientos y restos del flujo ascendente de agua) y sobre todo con una estimación de la relación de resistencia cíclica que experimentó la capa identificada en un sitio particular. Dicha estimación se basó en el criterio de cada autor para proponer sus curvas de desencadenamiento con base en las curvas dinámicas de reducción del módulo de corte y razón de amortiguamiento que el autor seleccionó, según el estado de la práctica y del arte, en el tiempo en que desarrolló su propuesta, en la que es probable que se haya usado un método de cálculo del tipo lineal o lineal equivalente sobre la base de una serie de tiempo de aceleraciones que no se conoce.

Ejecutar hoy un análisis de respuesta sísmica es común y rápido, incluso empleando métodos de resolución no lineal; sin embargo, emplear directamente los valores de CSR derivados de un análisis de respuesta sísmica inducen un grado de incertidumbre en los resultados del potencial de licuación, dado que el patrón de comparación, que es la gráfica estándar de desencadenamiento de licuación, tendría que ser uniformizada con los mismos criterios que se adoptan para desarrollar la respuesta sísmica del sitio particular de la pila de lixiviación. Esto es impráctico por lo que es necesario calcular el perfil del CSR de la manera que recomienda el procedimiento escogido en la evaluación, tomando el concepto original del método simplificado esquematizado en la Figura 5.11, es decir mediante la aproximación de la respuesta flexible o deformable del suelo $(r_{max})_d$ tomando como base la suposición de la respuesta rígida del suelo $(r_{max})_r$ ajustada por un factor de reducción (r_d) de acuerdo con la siguiente suposición:

$$(r_{max})_d = r_d(r_{max})_r$$

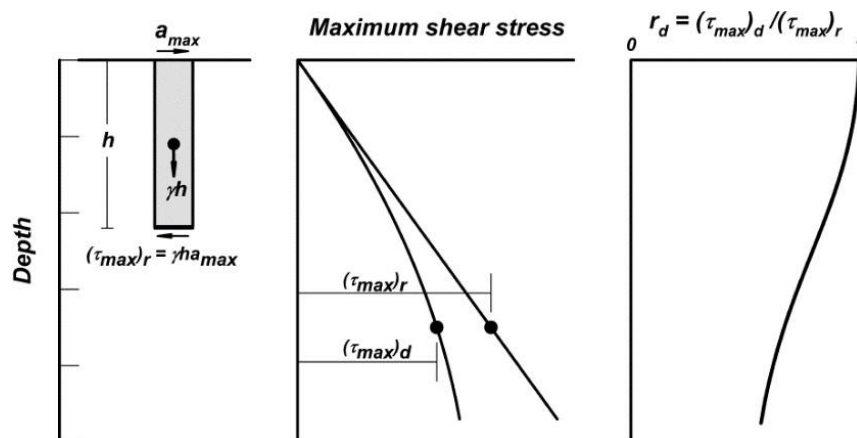


Figura 5.11 Distribución esquemática para la determinación de esfuerzos de corte máximo, r_{max} y el factor de reducción de esfuerzo, r_d . **Fuente:** Idriss y Boulanger (2008)

Por otro lado, los esfuerzos cíclicos inducidos por un terremoto involucran muchos ciclos a diferentes valores de resistencia, por lo que para capturar la intensidad del terremoto de diseño y la duración de este se procura aproximar, bajo valores promedio a un esfuerzo de referencia de 1 atm, la relación de esfuerzo cíclico y la magnitud del evento bajo el patrón de un evento de $M_w=7,5$. Las series irregulares de tiempo pueden ser aproximadas por una serie regular de tiempo de esfuerzos

cíclicos uniformes con un valor representativo de 65% del esfuerzo cortante cíclico máximo tomando como base el criterio expuesto de $(r_{max})_d = r_d(r_{max})_r$. Seed e Idriss (1971) formularon la siguiente ecuación para el cálculo del CSR:

$$CSR = \frac{r_{av}}{\sigma'_{v0}} = 0,65 \left[\frac{a_{max}}{g} \right] \left[\frac{\sigma_{v0}}{\sigma'_{v0}} \right] r_d$$

Donde:

a_{max} : aceleración máxima en superficie o PGA

σ_{v0} : esfuerzo total vertical de sobrecarga

σ'_{v0} : esfuerzo efectivo vertical de sobrecarga

r_d : coeficiente de reducción de esfuerzo o factor de participación de masa

El factor de 0,65 es uno que se mantiene por convención y por su uso en la práctica que representa la relación entre el esfuerzo promedio y el máximo. Fue empleado en la primera formulación del método, hace 55 años, y se ha usado así desde entonces. Debe notarse que al usar la formulación simplificada el perfil de CSR depende preponderantemente de la PGA fijada al inicio de los cálculos para que con base en ella se estimen la distribución en profundidad del perfil completo de CSR en el mineral lixiviado.

Sin embargo, se debe poner atención en que el concepto detrás de esta aproximación de respuesta de un cuerpo deformable a partir de la suposición de la respuesta de un cuerpo rígido tuvo como objetivo el facilitar el cálculo de la distribución de esfuerzos de corte inducidos por el terremoto y no ajustar dicha distribución necesariamente a un valor de PGA.

En la Figura 5.12 se muestra el perfil de la $CSR_{max} = \tau_{max} / \sigma'_{v0}$, obtenido a partir del análisis de respuesta sísmica para los eventos de $Tr=100$ años y $Tr= 475$ años. Con base en estos perfiles se estiman los perfiles, factorados por 0,65 para obtener el CSR promedio o equivalente, que requiere el método simplificado. En esta figura también se presenta el perfil de CSR obtenido a partir del método simplificado (perfil de color rojo en la Figura 5.12), que como se puede observar sobre estiman aquellos calculados a partir del análisis de respuesta. Se concluye entonces que para este caso la PGA ha sido sobrestimada en el análisis de respuesta no lineal y en consecuencia si es usada directamente en la evaluación

del potencial de licuación sobreestima la distribución de CSR empleada en los cálculos, por lo tanto, es necesario ajustar la PGA a un valor tal que la distribución de CSR obtenida a través del análisis de respuesta sísmica, factorada por 0,65 para definición de una CSR promedio, se corresponda con la distribución de CSR calculada en función de la formulación del procedimiento escogido, es decir, en función de un r_d .

Tomando como base estos perfiles factorados se ha iterado las distribuciones de CSR equivalente, derivadas del uso del r_d del procedimiento escogido, para obtener qué valor de PGA se debe tomar como valor fijo para que ambas distribuciones se ajusten con la mejor precisión posible a la distribución calculada por el análisis de respuesta sísmica (perfil de color gris en la Figura 5.12). Dicha iteración resultó en valores de PGA de 0,30g y 0,50g, para los eventos de $T_r=100$ años y $T_r= 475$ años, respectivamente. Estos ajustes se sustentan en el hecho de que se mantiene el concepto original del método, que es el calcular la distribución de esfuerzo cortante máximo factorado, empleando la formulación de aproximación en función del r_d y al mismo tiempo sin inducir incertidumbre en los factores de seguridad calculados para la evaluación del potencial de licuación debido al uso de un perfil de CSR obtenido con otras curvas dinámicas y consideraciones de análisis distintas a las empleadas para la generación de la curva de desencadenamiento de la licuación.

A partir de los resultados indicados anteriormente se puede concluir que ajustar el valor de PGA obtenido resulta beneficioso en términos de confiabilidad en los cálculos rigurosos de un análisis de respuesta sísmica no lineal, sin transgredir los fundamentos del método simplificado y sin inducir incertidumbre en la evaluación del desencadenamiento al hacer uso de otras condiciones de análisis para la obtención del CSR por respuesta sísmica. Por lo tanto, es válido realizar un ajuste de la PGA a fin de vincular los resultados de un análisis de respuesta sísmica con la formulación simplificada de CSR y mantener la idea original acotando la práctica usual de emplear la PGA directamente del análisis de respuesta.

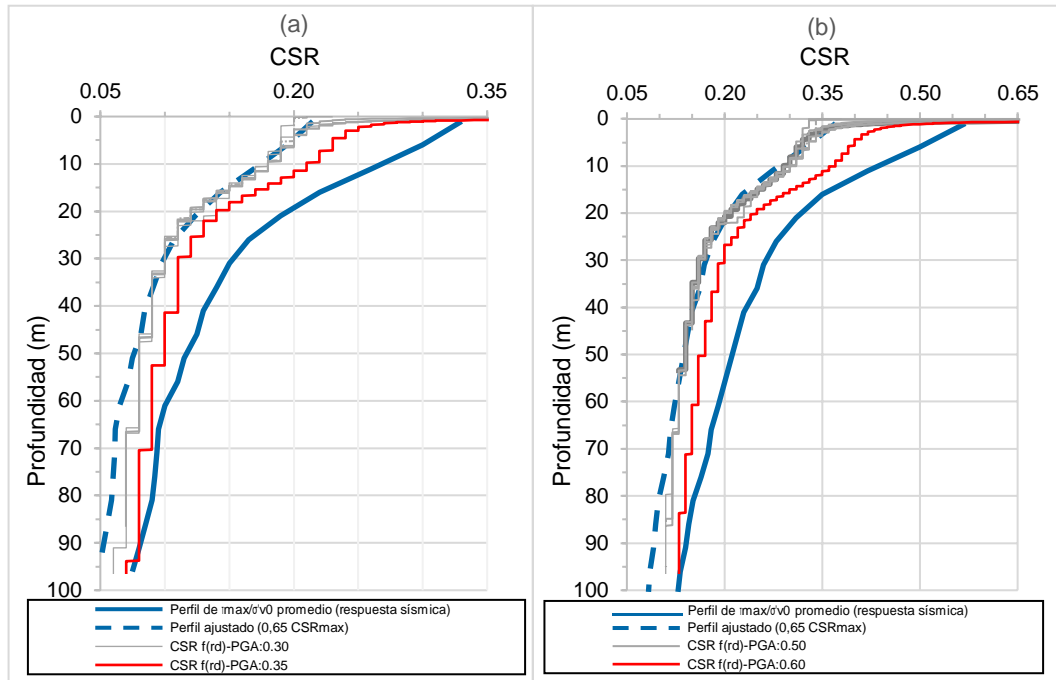


Figura 5.12 Perfiles máximo y factorado de CSR calculados por respuesta sísmica y los calculados en función de un r_d ($f(r_d)$) para su uso en el método simplificado para los eventos (a) $Tr=100$ años y (b) $Tr=475$ años.

En resumen, a partir del análisis de respuesta sísmica para el evento de $Tr=100$ años se obtuvo una PGA de $0.35g$ y para el de $Tr=475$ años de $0.60g$. Ambas fueron ajustadas a valores de $0.30g$ y $0.50g$, respectivamente de acuerdo con lo demostrado previamente. Se concluye que la PGA obtenida de un análisis de respuesta sísmica debe ser verificada mediante la comparación de la distribución estimada a través del r_d con la distribución calculada por el análisis de respuesta. Es posible modificar la PGA de manera objetiva recordando el concepto original detrás del método simplificado.

5.3 EVALUACIÓN DEL POTENCIAL DE LICUACIÓN SEGÚN LA CURVA MODIFICADA

5.3.1 Generalidades

Como se indicó en el acápite 5.2.5 el valor de a_{max} o PGA fue calculado empleando análisis de respuesta sísmica unidimensional bajo un método de resolución no lineal e interpretado bajo lo detallado en dicho acápite manteniendo el concepto original del r_d . Con ello se calculó los perfiles de CSR empleados en la evaluación. Los esfuerzos efectivos fueron calculados de acuerdo con lo medido en los

ensayos de disipación de presión dinámicas de poros como parte de los sondajes SCPTu y verificados mediante instrumentación instalada.

Por otro lado, el cálculo del CRR se basa en un procedimiento a fin de realizar los cálculos de acuerdo con la curva original de desencadenamiento y luego compararlos con la curva modificada de desencadenamiento aquí propuesta.

5.3.2 Procedimiento de análisis según Robertson (2010)

Se ha tomado la metodología propuesta por Robertson (2010) para incluir la estimación del CRR para suelos que se comportan como arcilla —*clay-like soils*— que es común en pilas de lixiviación conformada por mineral fino. Esta metodología presenta una variante para la estimación del exponente de esfuerzo “n” y limita el C_n a un valor de 2,0. Para esta metodología en particular no se corrige por K_σ . Para mayor detalle se deberán revisar las recomendaciones de Robertson (2009) y Robertson (2010). Esta metodología está basada por el procedimiento originalmente recomendado por Robertson y Wride (1998) con modificaciones a las formulaciones originales basadas en las actualizaciones desarrolladas hasta el año de su publicación.

La ecuación de la correlación basada en el CPT de la relación de resistencia cíclica equivalente para un $M_w=7,5$ y normalizada a $\sigma'_v=1$ atm es la siguiente:

$$CRR_{M=7,5} = 93 \left[\frac{Q_{tn}}{1000} \right]^{0,75} + 0,08 \text{ si } 50 \leq (q_{c1N})_{CS} \leq 160$$

Donde $Q_{tn,CS} = K_c \cdot Q_{tn}$

K_c es una función del índice de comportamiento de suelo (I_c) y se ha adoptado de acuerdo con lo reportado por Robertson (2010) de acuerdo con las siguientes condiciones en función del I_c .

Si $I_c \leq 2,50$, entonces:

$$\text{Si } I_c \leq 1,64, K_c = 1,0$$

$$\text{Si } 1,64 < I_c < 2,60, K_c = -0,403I_c^4 + 5,581I_c^3 - 21,63I_c^2 + 33,75I_c - 17,88$$

$$\text{Pero, si } 1,64 < I_c < 2,36 \text{ y } F < 0,5\%, K_c = 1,0$$

Si $2,50 < I_c < 2,70$, entonces:

$$K_c = 6 \times 10^{-7} (I_c)^{16,76}$$

Si $I_c \geq 2,70$

$$CRR_{7,5} = 0,053 Q_{tn} K_\alpha$$

Es necesario indicar que existe una formulación actualizada del K_c , propuesta por Robertson (2021), que presenta valores equivalentes en el rango de I_c desde un valor de 1,6 hasta uno de 2,4 y estima valores mayores para el rango de I_c desde un valor de 2,4 hasta uno de 3,0. Dado que en general, la formulación actualizada del K_c estima valores mayores y por lo tanto, mayores valores de $Q_{tn,cs}$, se ha adoptado en esta investigación la formulación de Robertson (2010) a fin de mantener las estimaciones en mineral con microestructura en un nivel conservador para poner énfasis en el efecto del K_G y la γ_{th} sobre la curva de desencadenamiento de licuación con independencia de la equivalencia en arenas limpias en función de un K_c .

Para calcular el $CRR_{M7,5}$ equivalente se debe tomar en consideración el factor de escalamiento de magnitud (MSF por sus siglas en inglés). Los detalles de selección y formulación del procedimiento del NCEER con respecto al cálculo del MSF pueden revisarse en las publicaciones de Youd *et al.* (2001) y Robertson y Wride (1998).

La formulación empleada para el MSF es la siguiente:

$$MSF = \left(\frac{M_w}{7,5} \right)^{-2,56}$$

Donde:

MSF: factor de escalamiento de magnitud

Mw: magnitud momento

5.3.3 Resultados para el evento de $Tr=100$ años

En las Figuras 5.13 a la 5.19, se puede observar claramente el porcentaje mayoritario de capas de mineral lixiviado que no desencadenará licuación por flujo ($Q_{tn,cs} < \sim 70$) o incluso de licuación cíclica ($\sim 70 < Q_{tn,cs} < 120$) en comparación con lo que licuaría si se tratara al mineral como una arena limpia o un suelo sin microestructura. Debe notarse incluso que para el sondaje SCPTu14-63 ninguna capa licuaría bajo la curva modificada con base en la teoría de las deformaciones cíclicas.

Existen al mismo tiempo capas que, por la acción de la CSR estimada, que supera la CRR corregida por microestructura, que rompe con dicha microestructura para volver a un estado en que el mineral se comporta como una arena limpia, logran desencadenar licuación en las capas que están sujetas al menor nivel de esfuerzo, evidente por el hecho de que sus valores de CSR son muy cercanos al de la PGA seleccionada.

En una pila de lixiviación un rango de nivel de esfuerzo de 1 atm hasta 3 atm equivale a aproximadamente una altura de pila de 15 m, es decir, aproximadamente poco menos de dos capas apiladas vista desde la cresta en una estructura que puede albergar en una sola fase de operación 10 capas o más de mineral apilado. En un análisis de estabilidad de taludes un círculo de falla que compromete las capas más superficiales de la pila en una eventual licuación pueden derivar en una baja clasificación de riesgo debido a que las consecuencias de una potencial falla de tal extensión pueden ser consideradas admisibles por el operador de la mina, sin embargo, se debe prestar especial atención a los primeros bancos de una pila de lixiviación que están sujetos a bajos niveles de esfuerzo y que pueden producir una falla progresiva convirtiendo el mecanismo de falla local a uno global. Por lo tanto, los resultados reportados para el evento de 100 años deben tomarse como unos de primer filtro del posible desempeño de un sector de la pila de lixiviación que evite la subestimación de la resistencia cíclica de mineral lixiviado con microestructura.

La cuantificación del efecto de microestructura sobre la resistencia cíclica permite adaptar los aspectos geotécnicos específicos del mineral lixiviado en el criterio de base del método simplificado para sitios de sismicidad baja a moderada o incluso en sitios de sismicidad alta donde se ubican pilas de lixiviación de corto periodo de exposición, como el representado en este análisis por una PGA de 0,30g para un evento de periodo de retorno de 100 años y una Mw de 8,5.

En el siguiente sub-acápite se presentarán los resultados para un evento de periodo de retorno de 475 años y para la misma Mw=8,5 a fin de anticipar la disminución del efecto de microestructura en la resistencia cíclica del mineral lixiviado y estimar las restricciones de su aplicación para eventos de mayor intensidad.

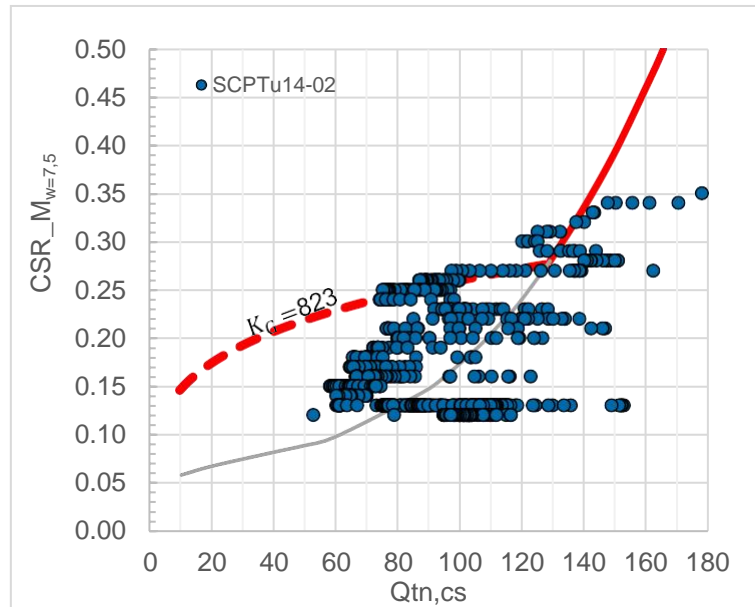


Figura 5.13 Resultados de análisis de licuación para un evento de $T_r=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-02.

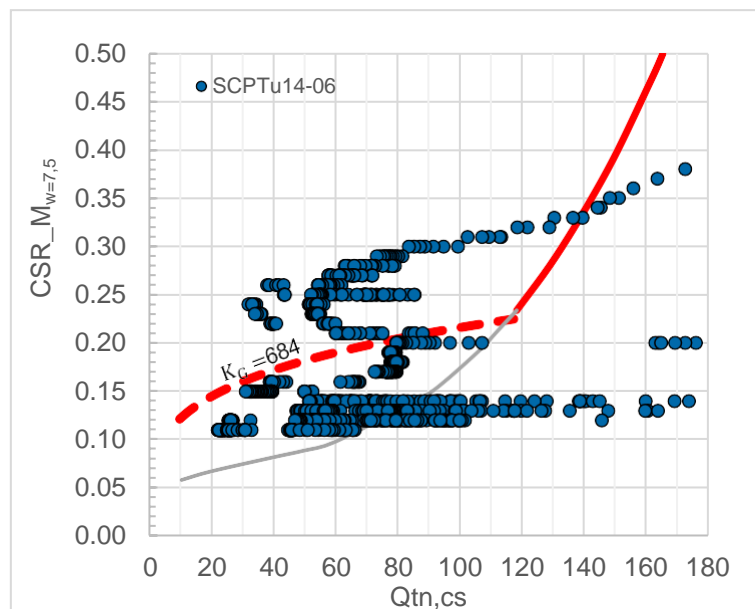


Figura 5.14 Resultados de análisis de licuación para un evento de $T_r=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-06.

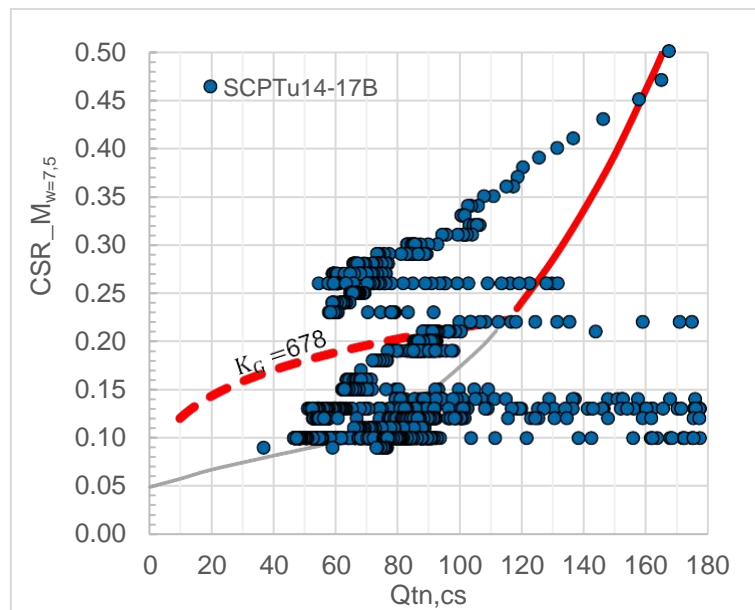


Figura 5.15 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-17B.

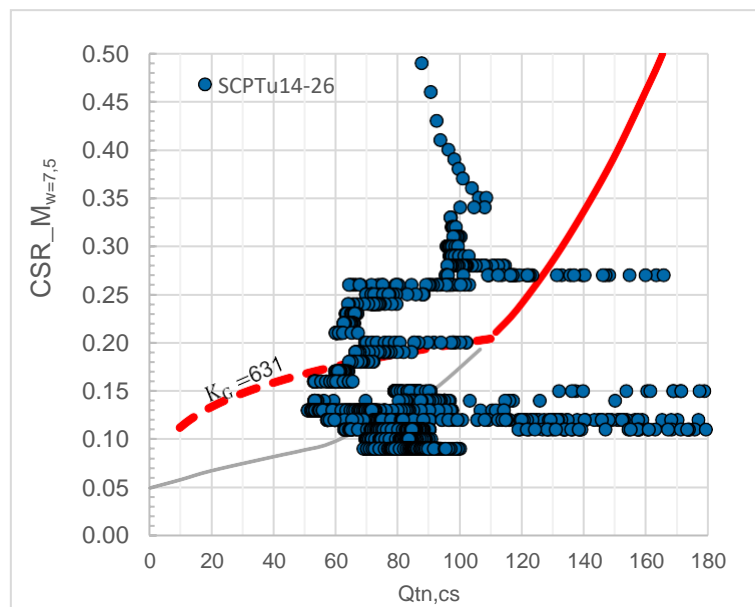


Figura 5.16 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-26.

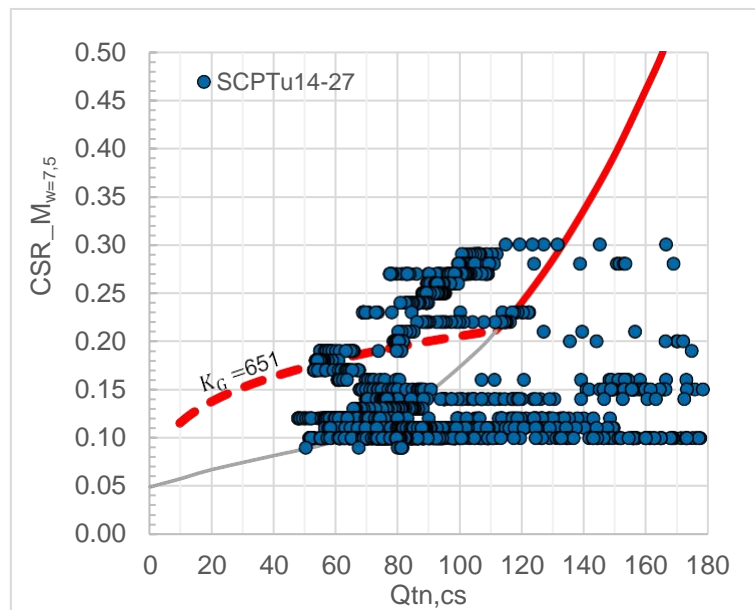


Figura 5.17 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-27.

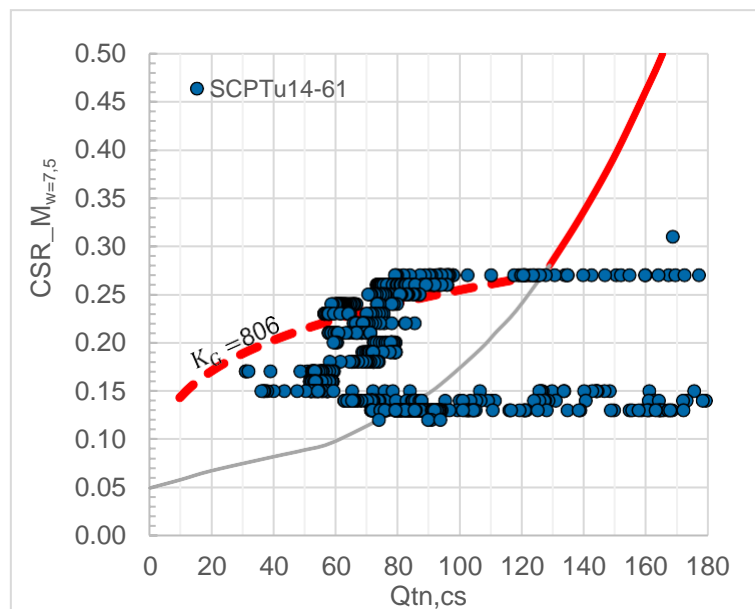


Figura 5.18 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-61.

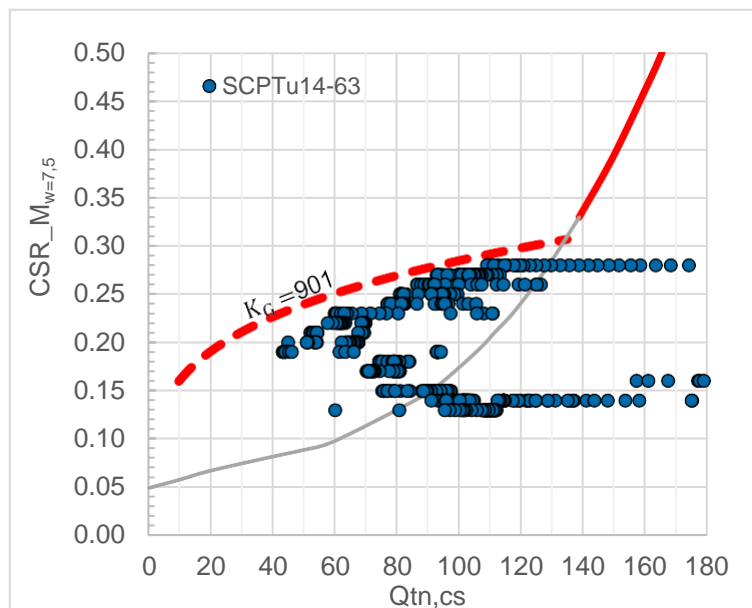


Figura 5.19 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=100$ años en mineral lixiviado - SCPTu-63.

5.3.4 Resultados para el evento de $Tr=475$ años

En las Figuras 5.20 a la 5.26, se observa que el efecto de microestructura no es suficiente para mantener la resistencia cíclica del mineral y de hecho casi todo el perfil desencadenaría licuación de acuerdo con las suposiciones del análisis en el método simplificado de que todo material saturado se encuentra en estado contractivo. Esta suposición es refutable en una pila de lixiviación dado que muchas de las capas que retengan solución no necesariamente se encuentran en estado contractivo y no presentan una carga de presión constante alta que desencadenara licuación a cualquier profundidad de la pila debido a que el riego de solución es temporal y pueden generar presiones de poro solo en aquellas zonas donde las características del mineral lo permitan, es decir, su baja permeabilidad influenciada por el alto contenido de finos. Esto último es importante de interpretar en una pila de lixiviación.

Los resultados para el evento de $Tr=475$ años indican que la evaluación de la microestructura no es necesaria dado que el mineral lixiviado se comportará como un suelo holocénico en la que la microestructura se rompe por efecto de la carga cíclica equivalente promedio representativa del evento de $Tr=475$ años, caracterizada por una PGA de 0,50g y una M_w de 8,5.

La comparación de los resultados es ilustrativa para demostrar que la deformación cortante cíclica enlaza las ventajas de una mediana a alta rigidez a pequeñas deformaciones, caracterizada por la V_s , con un potencial comportamiento contractivo no drenado a grandes deformaciones, caracterizada por la $Q_{tn,cs}$ y puede emplearse para evitar la subestimación de la CRR si se usa una gráfica de licuación estándar de suelos holocénicos, siempre y cuando la sismicidad pueda ser representada por un periodo de retorno de 100 años o menos como es posible en las pilas de lixiviación de corto tiempo de exposición o en fases intermedias o etapas que tengan naturaleza temporal; es necesario además que la pila clasifique por sus consecuencias de falla que es una de bajo riesgo y que puede emplear un periodo de retorno bajo. La metodología aquí presentada puede sustentar un análisis de riesgos durante la gestión de la operación de una pila de lixiviación a fin de tomar decisiones que cuantifiquen de manera objetiva la probabilidad de ocurrencia del desencadenamiento de la licuación de mineral lixiviado que presente microestructura.

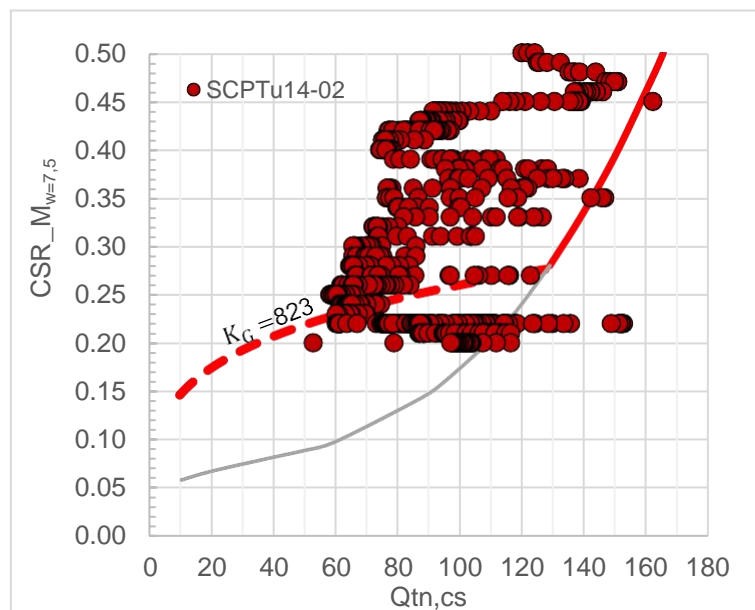


Figura 5.20 Resultados de análisis de licuación para un evento de $T_r=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu-02.

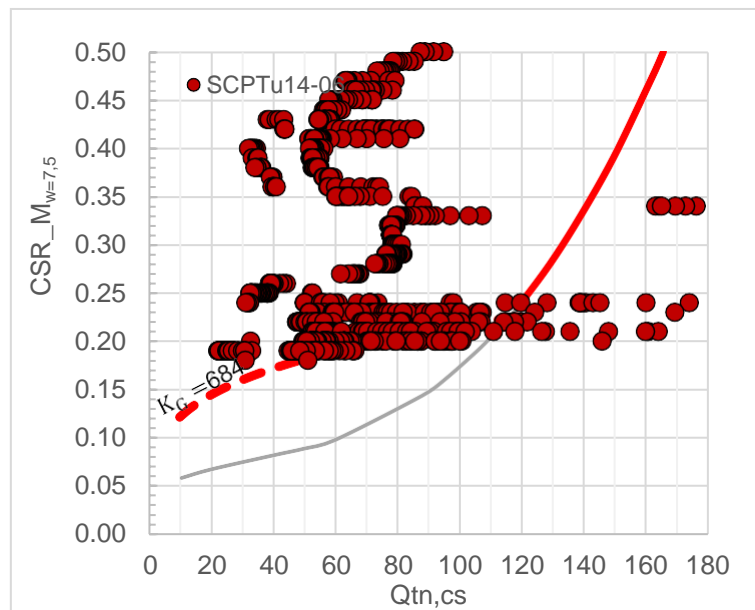


Figura 5.21 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu-06.

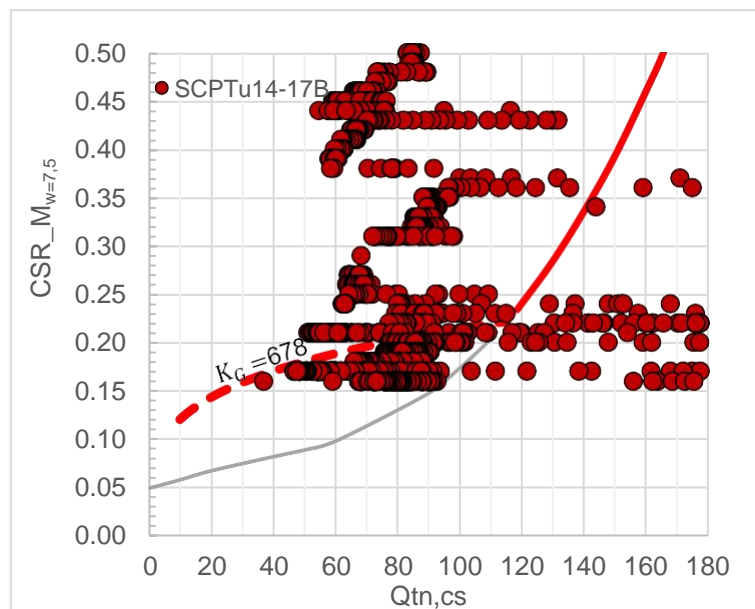


Figura 5.22 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-17B.

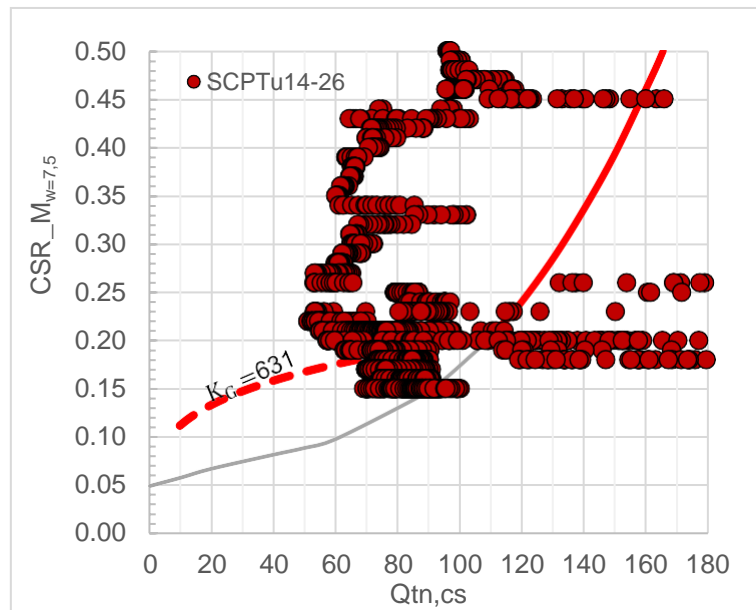


Figura 5.23 Resultados de análisis de licuación para un evento de $T_r=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-26.

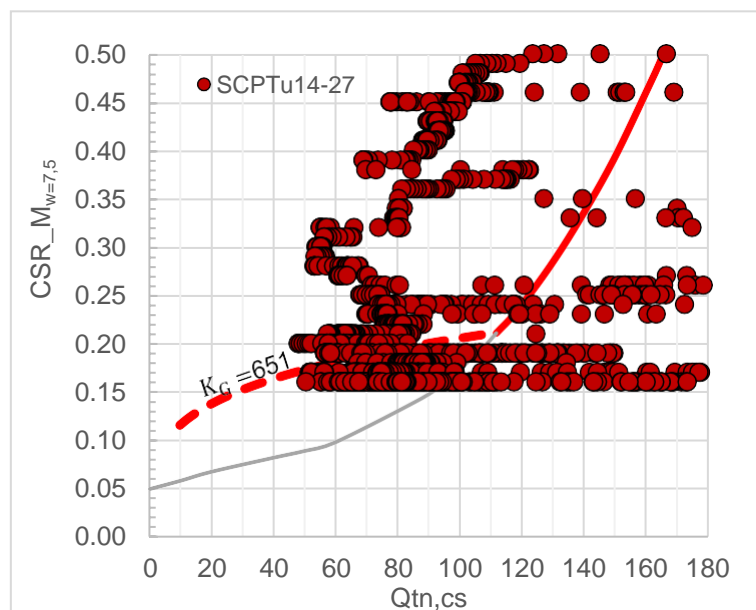


Figura 5.24 Resultados de análisis de licuación para un evento de $T_r=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-27.

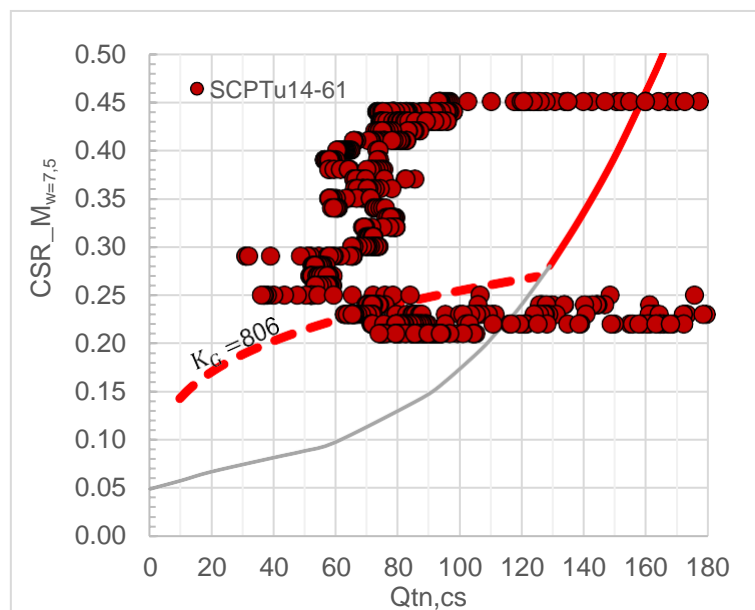


Figura 5.25 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-61.

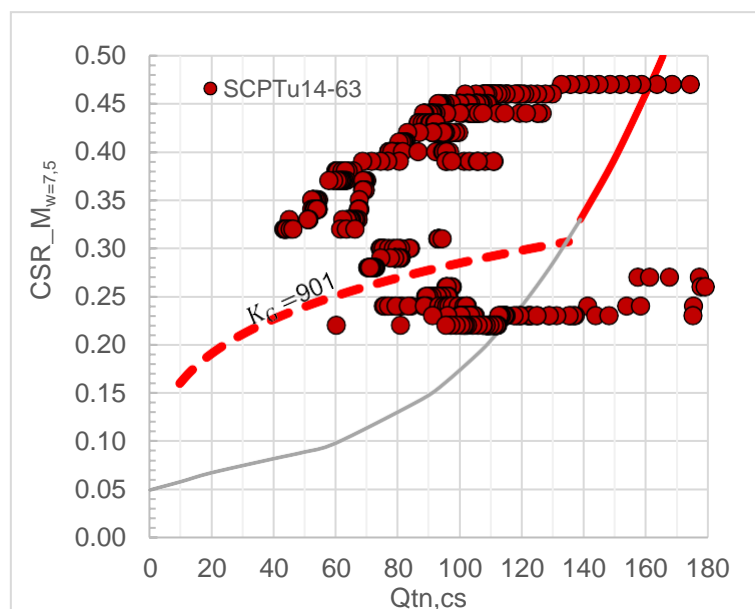


Figura 5.26 Resultados de análisis de licuación para un evento de $Tr=475$ años en mineral lixiviado - SCPTu14-63.

5.4 DISCUSIÓN E INTERPRETACIÓN DE RESULTADOS

Según los resultados obtenidos para los dos eventos evaluados se demuestra las ventajas que tiene la evaluación de mineral lixiviado con microestructura en función del hecho fundamental de acoplar la curva de desencadenamiento de la licuación con la deformación cortante cíclica *threshold* γ_{th} a fin de vincular el aspecto más reconocible del fenómeno de licuación, que es el exceso de presión de poros (Δr_u) inducida por la deformación cortante cíclica desarrollada ante la ocurrencia de un terremoto, con en el enfoque clásico del esfuerzo cortante cíclico.

Estos resultados también permiten estimar cuál sería el evento que desencadenaría licuación de acuerdo con los aspectos particulares de mineral lixiviado que es influenciado por la deformación cortante cíclica *threshold* y la microestructura, cuantificada con base en el K_G , y permite adaptar los alcances del método simplificado para su uso en un análisis de riesgo preliminar o de primer filtro que permita identificar cuáles son las capas de mayor interés que deben ser estudiadas con base en ensayos de laboratorio especiales en las capas específicas que retienen solución, que se encuentran en estado contractivo, y que perderían los efectos beneficiosos de la microestructura en la estimación de su CRR.

La aplicación aquí presentada y sustentada emplea sólo un fundamento de la teoría de deformaciones cíclicas, postulada por primera vez por Ricardo Dobry en 1982, dado que es posible para la evaluación del potencial de licuación el usar por completo el enfoque de deformaciones cíclicas en reemplazo del enfoque de esfuerzos efectivos, sin embargo, esto es un campo del que aún se viene realizando investigación para su total aceptación en el actual estado de la práctica y eventualmente también en la evaluación de estructuras de gran extensión como las pilas de lixiviación de mineral lixiviado de baja permeabilidad.

Los que proponen el método basado en deformación argumentan que la relación entre la presión de poros y la deformación cortante es solo influenciada moderadamente por factores tales como la densidad del suelo, el *fabric* del suelo, y la presión de confinamiento (Dobry et al., 1982; Dobry, 1985), por lo que no es necesario un largo juego de factores de corrección. El parámetro principal usado para caracterizar el suelo *in situ* para el enfoque de deformación es la V_s , que es un parámetro de material más fundamental que su resistencia a la penetración.

Hay teorías disponibles para predecir cómo la V_s es influenciada por el esfuerzo efectivo y otras variables (Kramer, 1996). Recientemente, la deformación cortante inducida fue usada como parámetro unificador para interpretar los cuadros de desencadenamiento de licuación para parámetros *in situ* y para explicar la generación de presión de poros de diferentes experimentos de centrifuga (Dobry y Abdoun, 2011), que presenta el potencial del enfoque de deformación para proporcionar importantes luces en la predicción del desencadenamiento de la licuación.

A pesar de su introducción hace casi 40 años, el enfoque de deformación no ha sido un punto focal del desarrollo de investigación extensiva posterior, y no ha ganado adeptos en la práctica ingenieril. La incertidumbre asociada a la predicción de la amplitud de deformación inhibe la adopción de los métodos basados en deformación hasta la actualidad. Problemas asociados a la relación entre el número de ciclos de deformación equivalentes y la magnitud del terremoto, muchos de los que son similares a los problemas asociados al número de ciclos de esfuerzo equivalente, deben ser también resueltos con respecto al enfoque de deformación. Adicionalmente, se necesita una completa validación y calibración del enfoque de deformación con casos historia de campo para que este se convierta en el método más aceptado para la evaluación del potencial de desencadenamiento de licuación. No obstante, hacer uso de la γ_{th} para acoplarla al enfoque clásico del esfuerzo cíclico es, de acuerdo con lo indicado en la presente investigación, un punto de inicio para aprovechar las fortalezas de la teoría de las deformaciones cíclicas.

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

- La microestructura generada por el proceso de lixiviación, muy común en minería hidrometalúrgica para la extracción de oro y cobre principalmente, influye sobre el comportamiento *in situ* del mineral, ya que se induce un incremento en algunas propiedades mecánicas como el esfuerzo de fluencia, la resistencia pico, el módulo de corte máximo, el endurecimiento plástico deformacional, entre otros; dicho incremento casi siempre es no lineal y como consecuencia, se tiene que analizar y evaluar los efectos de microestructura.
- La teoría de deformaciones cíclicas (Dobry *et al.*, 1982) proporciona una frontera inferior para la resistencia a la licuación de mineral lixiviado con microestructura, que se basa en la adopción de la γ_{th} para su acoplamiento con el enfoque clásico del esfuerzo cortante cíclico a fin de evitar la subestimación de la resistencia cíclica en la evaluación del potencial de licuación en pilas de lixiviación.
- En la presente investigación se ha utilizado dos criterios para la adopción del periodo de retorno del sismo utilizado en los análisis de desencadenamiento de licuación. El primer criterio utiliza un sismo de 100 años de periodo de retorno que puede estar asociado a un proyecto minero de corta duración, muy común en minería de oro, donde el tiempo de exposición sea del orden de 10 años y el nivel de excedencia del 10%, como es el estándar usual; un sismo de 100 años también puede estar asociado a las fases intermedias de la pila o a etapas que tengan naturaleza temporal, donde el tiempo de exposición es relativamente corto. En el segundo criterio se usa un sismo de 475 años de periodo de retorno asociado a un tiempo mayor de exposición, por ejemplo, un proyecto minero de larga duración, o a un nivel de excedencia menos a 10% muy común cuando se analizan las posibles consecuencias de una potencial falla de la estructura.
- El ensayo de penetración cónica con medición de ondas y presiones de poro, comúnmente denominado SCPTu, es una herramienta versátil para el análisis de la microestructura, y sobre todo rápida, para su identificación en mineral lixiviado de gradación fina. Con el SCPTu es posible identificar

la existencia de microestructura mediante la relación del módulo de corte máximo con la presión de punta del cono (G_{MAX}/q_t), ya que la adhesión inducida por la microestructura incrementa el G_{MAX} en mayor proporción que la resistencia del suelo a grandes deformaciones, caracterizada por la Q_{tn} .

- Ha sido necesario explorar los fundamentos del método simplificado para la evaluación del potencial de licuación para normalizar el uso de respuesta sísmica no lineal de acuerdo con las reglas que impone cada procedimiento propuesto que está en función de un r_d . Se ha identificado que la respuesta sísmica sobrestima los valores de PGA que requiere el método simplificado, no obstante, el perfil de CSR obtenido por dicho análisis debe ser utilizado como patrón para ajustar el valor de PGA y así ajustar la distribución de CSR en función del r_d , que es la que debe usarse en la evaluación para no inducir incertidumbre en los cálculos, como se explica en detalle en los acápites 5.2.5 y 5.2.6, para que esta coincida con la distribución de CSR estimada por respuesta sísmica. Se concluye que el valor del PGA no es lo fundamental en la estimación del potencial de licuación bajo el método simplificado, sino lo es el perfil completo de aceleraciones que es lo finalmente se ajusta en esta investigación. De este modo se incorpora un análisis riguroso como el de la respuesta sísmica no lineal para el cálculo de esfuerzos cortantes cíclicos máximos en todo el perfil de análisis respetando la formulación simplificada basada en un r_d . El paso realizado y aquí reportado para ajustar la PGA es necesario de realizarlo antes de emplear directamente los valores de PGA de cualquier espectro.
- La cementación o efectos de microestructura en suelos, o en mineral lixiviado como los analizados en la presente investigación, debe ser evaluada para el análisis de desencadenamiento de la licuación. Si bien es cierto que para el evento de 475 años de periodo de retorno la curva modificada de desencadenamiento no implica la no ocurrencia de licuación, la consideración de la presencia de microestructura en los materiales evaluados para un sismo de periodo de retorno mínimo puede dar como resultado la no ocurrencia de licuación, lo que debe incluirse en los análisis de riesgo para pilas de lixiviación de clasificación baja por consecuencias de una eventual falla.

- En general, la evaluación acoplada basada tanto en el esfuerzo cíclico como en la deformación cíclica indica que los suelos con altos índices de rigidez normalizada (K_G) presentan una resistencia a la licuación a bajos niveles de carga cíclica, característicos de un evento de periodo de retorno de 100 años o que clasifique como uno de bajas consecuencias si fallara, que es mayor a aquella resistencia a la licuación basada en correlaciones de la presión de punta de cono (q_c) de arenas holocénicas.
- Los resultados obtenidos indican que el desempeño de mineral lixiviado con microestructura para un evento de periodo de retorno de 475 años se correlaciona mejor con la resistencia a la penetración cónica para suelos con la misma compresibilidad sujetos a altos esfuerzos de corte cíclico, es decir, se comportan como suelos holocénicos y a pesar de que la pérdida de las ventajas de la microestructura en la resistencia es un indicador importante para conocer de antemano para qué terremoto de diseño no se pueden usar los beneficios que otorga la microestructura y de alguna manera estimar una frontera límite en la que altas rigideces a pequeñas deformaciones no definen el comportamiento del mineral a un rango mayor de esfuerzo cíclico. En otras palabras, puede estimarse a partir de qué periodo de retorno para una capa específica, a un nivel de esfuerzo dado, se debe hacer uso exclusivo del método basado en el esfuerzo cíclico desde el enfoque de las grandes deformaciones como el que ofrece la resistencia a la penetración cónica.
- Este hallazgo derivado de combinar los enfoques del esfuerzo cortante cíclico y deformación cortante cíclica es prometedor con respecto al desempeño de mineral lixiviado con microestructura dado que se demuestra que el mineral presentará un mayor rango elástico y ofrece posibles ventajas, incluso para mayores periodos de retorno, a altos niveles de esfuerzo donde la evaluación del potencial de licuación se complica en la confiabilidad de sus estimaciones dado que lo planteado en esta investigación asume un aspecto fundamental en arenas limpias a bajos niveles de esfuerzo efectivo vertical que es la γ_{th} , verificada tanto en laboratorio como en campo. Esta deformación cortante cíclica *threshold* (1×10^{-4}), para mineral lixiviado resulta conservador, dado que el mineral corresponde a una mezcla de arenas y finos donde estos presentan

plasticidad, por lo que es lógico inferir que la deformación cortante cíclica *threshold* en mineral lixiviado sea significativamente mayor que 1×10^{-4} y, por lo tanto, el efecto en el incremento de la frontera de desencadenamiento de licuación sea de mayor extensión. Se recomienda investigar el valor de esta deformación *threshold* a fin de empezar a explorar escenarios de mayor periodo de retorno y así cubrir un mayor rango de posibilidades dentro de la operación de una pila de lixiviación.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Abrahamson, N.A., Silva, W.J., y Kamai R (2014b). Summary of the ASK14 ground motion relation for active crustal regions. *Earthquake Spectra* (2014) 30(3):1025-1055.
2. Abrahamson, N.A., Gregor N., y AddO, K. (2016). BC Hydro ground motion prediction equations for subduction earthquakes. *Earthquake Spectra* 32(2016), 23-44.
3. Andrus, R.D. y Stokoe, K.H., II. (2000). Liquefaction resistance of soils from shear - wave velocity. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*.
4. Boore, D.M., Stewart, J.P., Seyhan E. y Atkinson G.M. (2014). NGA-West2 equations for predicting PGA, PGV, and 5% damped PSA for shallow crustal earthquakes. *Earthquake Spectra* 30(3): 1057-1085.
5. Campbell, K.W. y Bozorgnia Y. (2014). Campbell-bozorgnia NGA-West2 horizontal ground motion model for active tectonic domains. *Earthquake Spectra* 30(3): 1087-1115.
6. Chang, W.-J., Rathje, E.M., Stokoe, K.H., II, y Hazirbaba, K. (2007). In situ pore pressure generation behavior of liquefiable sand. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*.
7. Chiou, B. y Youngs R.R. (2014). Update of the Chiou and Youngs NGA Model for the Average Horizontal Component of Peak Ground Motion and Response Spectra. *Earthquake Spectra* 30(3): 1117-1153.
8. Chung, R.M., Yokel, F.Y., y Wechsler, H. (1984). Pore pressure buildup in resonant column tests. *Journal of Geotechnical Engineering*.
9. Contreras, V. y Boroscsek R. (2015). Curvas de atenuación espectrales para sismos chilenos. XI Congreso Chileno de Sismología e Ingeniería Sísmica ACHISINA 2015.
10. Cornell A. (1968), "Engineering Seismic Risk Analysis", *Bulletin of the Seismological Society of America*.
11. Cox, B.R. (2006). Development of direct test method for dynamically assessing the liquefaction resistance of soils in situ (tesis doctoral), Universidad de Texas, Austin.
12. Darendeli M.B. (2001). Development of a new family of normalized modulus reduction and material damping curves (tesis doctoral). Universidad de Texas, Austin.

13. Dobry, R., Ladd, R.S., Yokel, F.Y., Chung, R.M., y Powell, D. (1982). Prediction of pore water pressure buildup and liquefaction of sands during earthquakes by the cyclic strain method, BS Series 138, NBS.
14. Dobry, R., Stokoe, K.H., Ladd, R.S. y Youd, T.L., (1981). Liquefaction susceptibility from S-wave velocity. Proc., ASCE Nat. Convention, in situ Tests to Evaluate Liquefaction Susceptibility, ASCE, New York.
15. Dobry, R., y Abdoun, T. (2015a). 3rd Ishihara lecture: An investigation into why liquefaction charts works: a necessary step toward integrating the states of art and practice. Journal of Soil Dynamics and Earthquake Engineering.
16. Dobry, R., y Abdoun, T. (2015b). Cyclic shear strain needed for liquefaction triggering and assessment of overburden pressure factor K_{σ} . Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
17. Dobry, R., Abdoun, T., Stokoe, K.H., II., Moss, R.E.S., Hatton, M., y El Ganainy, H. (2015). Liquefaction potential of recent fills versus natural sands located in high-seismicity regions using shear-wave velocity. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
18. Dobry, R., y Abdoun, T. (2017). Recent findings on liquefaction triggering in clean and silty sands during earthquakes. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
19. GeoLogismiki (2014). CPeT-IT user's manual v.1.4.
20. Hancock, J., Watson-Lamprey, J.A., Abrahamson, N.A., Bommer, J.J., Markatis, A., McCoy, E. and Mendis, R. (2006). An Improved method of Matching Response Spectra of Recorded Earthquake Ground Motion Using Wavelets. Journal of Earthquake Engineering.
21. Harder, L.F. and Boulanger, R.W. (1997). "Application of K_{σ} and K_{α} correction factors" Proc., NCEER Workshop on Evaluation of Liquefaction Resistance of Soils, T.L. Youd and I.M. Idriss, eds., Technical Report NCEER-97-0022, National Center for Earthquake Engineering Research, SUNY, Buffalo, NY, 167-190.
22. Hayati, H., and Andrus, R. D. (2009). "Updated liquefaction resistance correction factors for aged sands." J. Geotech. Geoenviron. Eng., 135(11), 1683–1692.
23. Hazirbaba, K. y Rathje, E.M. (2009). Pore pressure generation of silty sands due to induced cyclic shear strains. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 135(12), 1892-1905.

24. Hsu, C.-C. y Vucetic, M. (2004). Volumetric threshold shear strain for cyclic settlement. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 130(1), 58-70.
25. Hynes, M.E. (1988). Pore pressure generation characteristics of gravel under undrained cyclic loading (tesis doctoral), Universidad de California, Berkeley.
26. Idriss, I.M., y Boulanger, R.W. (2008). Soil liquefaction during earthquakes. Monograph MNO-12, Earthquake Engineering Research Institute. Oakland, California.
27. Instituto Geofísico del Perú. (2002). El terremoto de la región sur de Perú del 23 de junio de 2001. Recuperado de <http://repositorio.igp.gob.pe/handle/IGP/695>.
28. International Code Council (2012), International building code 2012.
29. Jefferies, M., y Been, K. (2006). Soil liquefaction - A critical state approach (2.^a ed.). Boca Ratón: CRC Press Taylor&Francis Group.
30. Kayen, R. *et al.*, (2013). Shear-wave velocity-based probabilistic and deterministic assessment of seismic soil liquefaction potential. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*.
31. Ladd, R.S., Dobry, R., Dutko, P., Yokel, F.Y., y Chung, R.M. (1989). Pore water pressure buildup in clean sands because of cyclic straining. *Geotechnical Testing Journal*.
32. Leroueil, S., y Hight, D.W. (2003). Behavior and properties of natural soils and soft rocks. *Characterisation and Engineering Properties of Natural Soils*.
33. Martin, G.R., Finn W.D. y Seed H. Bolton (1975). Fundamentals of liquefaction under cyclic loading. *J Geotech Eng Div, ASCE* 1975.
34. Mayne, P., Coop, M.R., Springman, S., Huang, A-B., y Zornberg, J. (2009). State of the Art Paper: Geomaterial Behavior and Testing. *Proceedings of the 17th International Conference of Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*.
35. Mayne P.W. (2014). Interpretation of geotechnical parameters from seismic piezocone tests. *Proceedings, 3rd International Symposium on Cone Penetration Testing (CPT'14, Las Vegas)*.
36. McVerry, G.J., Zhao, X. y Abrahamson, N.A. New Zealand acceleration response spectrum attenuations relations for crustal and subduction zone earthquakes, *Bull. New Zeal. Soc. Earthq. Eng.* 39 (2006).

37. Olson, S.M. (2001). Liquefaction analysis of level and sloping ground using field case histories and penetration resistance (tesis doctoral). Universidad de Illinois, Urbana-Champaign.
38. Pyke, R.M. (1973). Settlement and liquefaction of sands under multidirectional loading (tesis doctoral), Universidad de California Berkeley.
39. Pulido, N.; Nakai, S., Yamanaka, H., Calderón, D., Aguilar, Z., Sekiguchi. (2014) "Scenario Source Models and Strong Ground Motion Simulation for Tacna City, South Peru". Journal of Disaster Research Vol.9 N°6, 2014.
40. Robertson, P.K. (1990). Soil classification using the cone penetration test. Canadian Geotechnical Journal. 27(1), pp 151-158
41. Robertson, P.K. *et al.* (1992). Seismic cone penetration test for evaluating liquefaction potential under cyclic loading. Canadian Geotechnical Journal.
42. Robertson, P.K., y Fear, C.E. (1995). Liquefaction of sands and its evaluation. Keynote Lecture, In IS Tokyo '95, Proceedings of the 1st International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering.
43. Robertson P.K. y Wride C.E. (1998). Evaluating cyclic liquefaction potential using the cone penetration test. Canadian Geotechnical Journal.
44. Robertson P.K. (2009). Interpretation of cone penetration tests - a unified approach. Canadian Geotechnical Journal.
45. Robertson P.K. (2010). Evaluation of flow liquefaction and liquefied strength using the cone penetration test. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering. ASCE. 2010.
46. Robertson P.K. y Cabal K.L. (2015). Guide to cone penetration testing for geotechnical engineering (6.a ed.). California: Gregg Drilling Testing, Inc.
47. Robertson, P.K. (2016). CPT-based soil behaviour type (SBT) classification system - an update. Canadian Geotechnical Journal.
48. Robertson, P.K. (2021). Evaluation of flow liquefaction and liquefaction and liquefied strength using the cone penetration test: an update. Canadian Geotechnical Journal.
49. Roy, D. (2008). Coupled use of cone tip resistance and small strain shear modulus to assess liquefaction potential. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering.
50. Repetto, P.C., Wartman, J., Rodriguez-Marek, A., Baures, D.M., Williams, J.L., Zegarra-Pellane, J., y Rondinel, E. (2003). Mines-Geotechnical Aspects. Earthquake Spectra.

51. Seed, H.B. (1979). Soil liquefaction and cyclic mobility evaluation for level ground during earthquakes. *Journal of Geotechnical Engineering Division*.
52. Salgado, R., Mitchell, J.K. y Jamiolkowski, M. (1997). Cavity expansion and penetration resistance in sand. *Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*.
53. Schneider, J.A. y Moss, R.E.S. (2011). Linking cyclic stress and cyclic strain based methods for assessment of cyclic liquefaction triggering in sands. *Géotechnique Letters*.
54. Schneider, J.A., Hotstream, J.N., Mayne, P.W., and Randolph, M.F. 2012. Comparing CPTU Q-F and $Q-\Delta u/2/\sigma'v_0$ soil classification charts. *Géotechnique Letters*.
55. Seed, H. Bolton y Peacock, W.H (1970). Applicability of Laboratory Test Procedures for Measuring Soil Liquefaction Characteristics Under Cyclic Loading, Earthquake Engineering Research Center, Report N°.EERC70-8.
56. Seed, H.B., e Idriss, I.M. (1971). Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*.
57. Silver M.L. y Seed H. B. (1971). Volume changes in sands during cyclic loading. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*.
58. Stoll, R.D., y Kald, L. (1977). Threshold of dilation under cyclic loading. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*.
59. Tavera, H. y Buforn, E. 1998. Sismicidad y sismotectónica de Perú. En: A. Udias y E. Buforn (ed.). *Sismicidad y sismotectónica de Centro y Sudamérica. Física de la Tierra, UCM*.
60. Whitman, R.V. (ed.). (1985). *Liquefaction of soils during earthquakes*, Committee on Earthquake Engineering, National Research Council, National Academy Press. Washington, DC.
61. Youd, T.L. (1972). Compaction of sands by repeated shear straining. *Journal of Soil Mechanics and Foundations Division*.
62. Youd et al. (2001). Liquefaction resistance of soils: Summary report from the 1996 NCEER and NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*.
63. Zhao, J. X., F. Jiang, P. Shi, H. Xing, H. Huang, R. Hou, Y. Zhang, P. Yu, X. Lan, D. A. Rhoades, P. G. Somerville, K. Irikura, y Y. Fukushima, *Ground Motion Prediction Equations for Subduction Slab Earthquakes in Japan Using Site Class and Simple Geometric Attenuation Functions*, *Bull. Seismol. Soc. Am.* 106 (2016), 1535–1551.