



Universidad de Concepción
Dirección de Postgrado
Facultad de Ingeniería – Programa de Magister en Ciencias de la Ingeniería, con mención en
Ingeniería Civil

EVALUACIÓN DE MODELOS DE OCURRENCIA DE LICUACIÓN BASADOS EN
ENSAYOS CPT_u: MEJORAS DESDE UNA ALTERNATIVA BASADA EN EL PARÁMETRO
DE ESTADO



VICENTE ORLANDO SAN MARTÍN VEJAR

Tesis presentada a la Facultad de Ingeniería de la Universidad de Concepción para optar al grado de
Magister en Ciencias de la Ingeniería con mención en Ingeniería Civil

Profesor Guía
Gonzalo Montalva

enero, 2024
Concepción (Chile)

© 2024 Vicente Orlando San Martín Vejar

Se autoriza la reproducción total o parcial, con fines académicos, por cualquier medio o procedimiento, incluyendo la cita bibliográfica del documento.



DEDICATORIA



La culminación de este trabajo es el fruto de un gran esfuerzo y de innumerables horas de trabajo, y se lo dedico a quienes me acompañaron siempre durante este largo proceso. Infinitos agradecimientos a Beatriz, a Luis, a Fresia R., a Fresia B., a Víctor, a mis amigos de siempre y los que hice en el camino, que sin ellos no habría sido posible. Finalmente, quiero agradecer a mí, por creer en mí, y por perseverar sin dudar un segundo de mis capacidades para lograrlo.

AGRADECIMIENTOS

Este trabajo fue financiado por el proyecto FONDEF ID16I20157: Evaluación del Potencial de Licuación en Zonas de Subducción.

Quiero agradecer al profesor Gonzalo Montalva, por su interés y confianza durante este largo periodo. Quiero agradecer también a la profesora Daniella Escribano, por su apoyo y flexibilidad brindada para poder llevar a cabo los trabajos de terreno de este proyecto, al profesor Fernando Schnaid por su interés de sumarse a este trabajo brindando sus comentarios y discusiones técnicas. Quiero agradecer también al Dr. Xavier Vera-Grunauer y al Dr. Connor P. Hayden por compartir datos útiles en fases iniciales de este trabajo.

Finalmente, quiero agradecer a Hector Saldaña, Felipe Paredes, María Fernanda Molina, Javiera Calderón, Carlos Kuncar y Francisco Salgado del grupo de geotecnia de la Universidad de Concepción, por sus comentarios y constante apoyo durante todas las etapas de esta investigación



RESUMEN

El estudio del fenómeno de licuación y sus consecuencias es probablemente uno de los tópicos más estudiados en la ingeniería geotécnica, conocido por su gran potencial de daño. Sin embargo, en las metodologías semi-empíricas del estado de la práctica aún existen temas que no están del todo resueltos. A pesar del constante surgimiento de nuevos casos históricos de licuación de terremotos no explorados, la forma de incorporar estos datos no ha generado mayores cambios en la metodología. Frente a esto, en escenarios que no se encuentran bien representados por las bases de datos disponibles, las metodologías disponibles aún generan bastante incertidumbre acerca de su desempeño. Por lo tanto, el objetivo de este estudio es evaluar el desempeño de los modelos de licuación con un origen menos ligado a las bases de datos disponibles. Para esto, se evaluó el uso de los métodos simplificados con un enfoque de parámetro de estado basado en CPT. Utilizando únicamente correlaciones existentes provenientes de cámaras de calibración y ensayos cíclicos de la literatura, se propuso un modelo de desencadenamiento de licuación, que fue evaluado en tres bases de datos de licuación con CPT de distintos tamaños: Global, Subducción y Canterbury. Los resultados indican que, a pesar de no existir un ajuste empírico a partir de casos históricos, el enfoque propuesto entrega, en la mayoría de los casos, mejores niveles de predicción que otros modelos del estado de la práctica. Además, se observó que, al utilizar un enfoque puramente basado en el parámetro de estado, las resistencias cíclicas estimadas ($CRR_{7.5}$) en arenas densas eran considerablemente menores que el resto de los modelos, coincidente con otras investigaciones recientes. Finalmente, dado que el modelo propuesto presentó grandes similitudes con el *cyclic strain approach*, se discuten algunas de sus ventajas para complementar el modelo propuesto en un futuro.

ABSTRACT

The study of the liquefaction phenomenon and its consequences is probably one of the most studied topics in geotechnical engineering, known for its great damage potential. However, in the state-of-practice semi-empirical methodologies there are still issues that are not fully resolved. Despite the constant emergence of new case histories of liquefaction from new earthquakes, the incorporation of these data has not generated major changes in the methodology. For that reason, in scenarios that are currently not well represented by the available databases, the methodologies still generate considerable uncertainty about their performance. Therefore, the aim of this study is to evaluate the performance of liquefaction models with an origin less relied on available databases. To accomplish this, the use of simplified methods with a CPT-based state parameter approach was evaluated. Using only existing correlations from calibration chambers and cyclic tests from the literature, a liquefaction triggering model was proposed and evaluated against three CPT-based liquefaction databases of different sizes: Global, Subduction and Canterbury. The results indicate that, despite the lack of an empirical fit from case histories, the proposed approach result in better prediction performances than most state-of-the-art models. Additionally, result shows that using a purely state-parameter based approach, the estimated cyclic resistances ($CRR_{7.5}$) in dense sands were considerably lower than in the rest of the models, being consistent with other recent developments. Finally, since the proposed approach showed great similarities with the cyclic strain approach, some of its advantages are discussed to complement the proposed model in the future.

ÍNDICE DE CONTENIDOS

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN	1
1.1. Motivación.....	1
1.2. Hipótesis	2
1.3. Objetivos.....	2
1.3.1 Objetivo general	2
1.3.2 Objetivos específicos.....	3
1.4. Planificación de trabajo	3
1.5. Principales resultados y conclusiones.....	4
1.6. Estructura del informe	4
CAPÍTULO 2: BASES TEÓRICAS DE LICUACIÓN CÍCLICA Y MÉTODOS SIMPLIFICADOS.....	6
2.1. Introducción.....	6
2.2. Fenómeno de licuación cíclica	6
2.2.1 Concepto general.....	6
2.2.2 Factores para el desencadenamiento de licuación.....	8
2.3. Evaluación del potencial de licuación basada en esfuerzos	12
2.3.1 Método simplificado de Seed e Idriss	12
2.3.2 Resistencia cíclica	14
2.3.3 Determinación de la resistencia cíclica a partir de ensayos CPTu	16
2.4. Teoría de estado crítico en los modelos de licuación	18
2.5. Conclusiones.....	19
CAPÍTULO 3: UN MÉTODO SIMPLIFICADO BASADO EN EL PARÁMETRO DE ESTADO	21
3.1. Introducción.....	21
3.2. Parámetro de estado como índice de estado en modelos de licuación	21

3.3. Estimación del parámetro de estado con ensayos CPTu	22
3.4. Resistencia cíclica basada en parámetro de estado.....	23
3.5. Conclusiones.....	26
CAPÍTULO 4: DESEMPEÑO DE MODELOS DE LICUACIÓN CÍCLICA	27
4.1. Introducción.....	27
4.2. Métricas de desempeño	27
4.3. Conclusiones.....	29
CAPÍTULO 5: BASE DE DATOS DE CASOS HISTÓRICOS DE LICUACIÓN CON ENSAYOS CPT	30
5.1. Introducción.....	30
5.2. Casos históricos de base de datos Global	30
5.3. Casos históricos de base de datos Subducción	31
5.4. Casos históricos de base de datos Canterbury	32
5.5. Conclusiones.....	33
CAPÍTULO 6: RESULTADOS	34
6.1. Introducción.....	34
6.2. Modelos basados en CPTu: estado de la práctica vs. parámetro de estado	34
6.3. Validación del enfoque de parámetro de estado.....	37
6.4. Desarrollos futuros de un modelo simplificado de parámetro de estado.....	41
6.5. Conclusiones.....	42
CAPÍTULO 7: CONCLUSIONES.....	44
7.1. Conclusiones del trabajo.....	44
REFERENCIAS	46
ANEXO 1. RESULTADOS DE ENSAYOS CÍCLICOS UTILIZADOS PARA LA CURVA DE RESISTENCIA CÍCLICA BASADA EN PARÁMETRO DE ESTADO	55
ANEXO 2. RESULTADOS POR INDICE DE SEVERIDAD	56

ANEXO 3. BASE DE DATOS CPT COMPILADA PARA ZONAS DE SUBDUCCIÓN 61



ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 4.1. Matriz de confusión para los indicadores de desempeño	29
Tabla 5.1. Lista de casos históricos con CPTu compilados de zonas de subducción	31
Tabla 5.2. Criterios de clasificación de manifestaciones de licuación para base de datos de Canterbury, extraído de Geyin et al. (2020).....	33



ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Fenómeno de licuación estática y licuación cíclica en el espacio e vs. σ . Fuente: (Castro & Poulos, 1977).....	7
Figura 2.2. Ejemplo de ensayo triaxial cíclico no drenado de arenas de Sacramento River Fuente: (Boulanger & Idriss, 2008).....	9
Figura 2.3. Ejemplo de curva de resistencia cíclica (CRR)	10
Figura 2.4. Ejemplo de curvas de resistencia cíclica en el espacio CSR vs. N_c . Fuente: (Viana da Fonseca <i>et al.</i> , 2023)	11
Figura 2.5. Curvas de resistencia cíclica a distintas densidades Fuente: (Ishihara, 1993).....	11
Figura 2.6. Resistencia cíclica de distintas arenas normalizada a la resistencia cíclica equivalente a 15 ciclos. Fuente: (Jefferies & Been, 2015).....	12
Figura 2.7. Curva representativa de N_c requeridos para desencadenar licuación cíclica según Seed and Idriss (1982). Fuente: (Youd <i>et al.</i> , 2001).....	14
Figura 2.8. Ejemplo de curva de resistencia cíclica (probabilística) basado en ensayos SPT. Fuente: (K. O. Cetin <i>et al.</i> , 2004).....	15
Figura 2.9. $CRR_{M=7.5, \sigma=1 \text{ atm}}$ vs. q_{c1Ncs} . Fuente: (Boulanger & Idriss, 2016)	17
Figura 2.10. “True” triggering curve de Upadhyaya <i>et al.</i> (2023) y CRR de Boulanger e Idriss (2014). Fuente: (Upadhyaya <i>et al.</i> , 2023).....	18
Figura 3.1. Concepto de parámetro de estado y su aplicación en la licuación cíclica: (1) carga monotónica o licuación cíclica; (2) licuación cíclica; (3) carga monotónica.....	22
Figura 3.2. Casos históricos de licuación (clase A) de Moss <i>et al.</i> (2003) en función del parámetro de estado usando Plewes <i>et al.</i> (1992). Fuente: (Jefferies & Been, 2015).....	24
Figura 3.3. Resistencia cíclica para $N_c=15$ de ensayos triaxiales provenientes de 10 arenas de Jefferies y Been (2015) y resistencia cíclica propuesta para $CRR_{15,SS}$	25
Figura 4.1. Ilustración conceptual de análisis de curvas ROC para la evaluación de modelos de licuación usando LSN_{ISH} . Fuente: (Upadhyaya <i>et al.</i> , 2022)	28
Figura 6.1. Curvas ROC para modelos de manifestación de LPI_{ISH} en bases de datos Global (en azul) y Canterbury (en rojo) incluyendo modelos de <i>triggering</i> de: (a) Moss <i>et al.</i> (2006) y ψ - <i>approach</i> con PEA92 y BJ92; (b) Green <i>et al.</i> (2019) y ψ - <i>approach</i> con PEA92 y BJ92.....	34

Figura 6.2. Curvas ROC para modelo de manifestación de LSN en bases de datos Global y Canterbury usando el modelo de <i>triggering</i> de: (a) Moss <i>et al.</i> (2006) y ψ -approach con PEA92 y BJ92; (b) Green <i>et al.</i> (2019) y ψ -approach con PEA92 y BJ92.....	35
Figura 6.3. Curvas ROC para modelo de manifestación LPI _{ISH} en base de datos de Subducción, usando el modelo de <i>triggering</i> de Green <i>et al.</i> (2019) + ψ -approach con PEA92 y BJ92, junto a modelos del estado de la práctica.	36
Figura 6.4. Comparación entre análisis paramétricos de CRR _{7.5} con modelos de <i>triggering</i> de Boulanger e Idriss (2014), Upadhyaya <i>et al.</i> (2023) y el modelo propuesto de parámetro de estado con BJ92 y PEA92 para: (a) $F_r=0.5\%$; (b) $F_r=2.0\%$	38
Figura 6.5. Comparación entre base de datos de Moss <i>et al.</i> (2003) usando el modelo de Green <i>et al.</i> (2019) y los modelos propuestos de parámetro de estado usando: (a) Been y Jefferies (1992); (b) Plewes <i>et al.</i> (1992).....	39
Figura 6.6. Razón de resistencia cíclica equivalente a eventos de 7.5 M _w , para esfuerzos efectivos de 100 y 200 kPa, usando Boulanger e Idriss (2014) y los modelos propuestos basados en parámetro de estado (ψ_{BJ} y ψ_{Plewes}): (a) con $F_r=0.5\%$; (b) con $F_r=2.0\%$	40
Figura 6.7. Enfoque de parámetro de estado vs. enfoque de deformación cíclica por Schneider (2008): (a) para $F_r=0.5\%$ y esfuerzo vertical efectivo de 50 kPa; (b) para $F_r=2.0\%$ y esfuerzo vertical efectivo de 200 kPa.	42

CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN

1.1. Motivación

La licuación del suelo es un área de gran interés en ingeniería geotécnica debido a su conocido potencial de daños y al impacto económico que la mitigación de la licuación puede tener en grandes proyectos. Este fenómeno se presenta en varios tipos de manifestaciones superficiales, incluyendo asentamientos de edificios, ebulliciones de arena y agrietamiento del suelo, por lo tanto, cuando no se evalúa correctamente, puede afectar fuertemente a la infraestructura civil, tales como puentes, carreteras y edificios, entre otros (Bray *et al.*, 2012; Ledezma *et al.*, 2012).

Investigaciones previas relacionadas con la licuación establecieron que los principales factores que influyen en el desencadenamiento de la licuación en muestras de arena son las tensiones iniciales de confinamiento, la intensidad del movimiento y el estado del suelo (Ishihara, 1993; Seed e Idriss, 1971). Se han desarrollado varios métodos de desencadenamiento de la licuación basados en el "procedimiento simplificado" propuesto por Seed e Idriss (1971), que tienen una base semi-empírica utilizando casos históricos de licuación de sitios con condiciones de campo libre sometidos a terremotos pasados (e.g. Cetin *et al.*, 2004; Idriss & Boulanger 2006; Youd *et al.*, 2001), donde se documentaron manifestaciones superficiales.

Aunque en la actualidad se dispone de varias metodologías semi-empíricas de desencadenamiento de la licuación en el estado del arte, hay pocas pruebas o información sobre el desempeño de los procedimientos simplificados más allá de los datos de casos históricos. Por ejemplo, casi no se incluyen en la base de datos historias de casos de magnitudes superiores a 7.8 M_w (Boulanger & Idriss, 2014; R. Moss *et al.*, 2006) que podrían evaluar estas metodologías. Aunque algunas evidencias sugieren que los métodos simplificados podrían ser demasiado conservadores cuando se extrapolan a grandes terremotos del tipo *megathrust* (Boulanger & Idriss, 2014; Montalva *et al.*, 2017), se necesitaría una base de datos más amplia de historias de casos para confirmar este hallazgo.

Recientemente, se han realizado esfuerzos significativos para superar el problema de la falta de historias de casos para mejorar las metodologías del estado de la práctica (Geyin *et al.*, 2021; Montalva *et al.*, 2022; Zimmaro *et al.*, 2019). Sin embargo, incluso con bases de datos con un número de casos

comparables al de Boulanger e Idriss (2014), las diferencias entre modelos podrían ser demasiado bajas para garantizar mejoras estadísticamente significativas (Rasanen *et al.*, 2023), lo que implica que podrían pasar varias décadas antes de disponer de una base de datos suficientemente heterogénea para representar con precisión los fenómenos de licuación. Este escenario nos motiva a explorar la incorporación de un índice de estado más relacionado con la mecánica (y menos dependiente de las bases de datos empíricas disponibles) en modelos simplificados de desencadenamiento de licuación.

En este contexto, el parámetro de estado propuesto por Been y Jefferies (1986) es un parámetro valioso que da cuenta de la proximidad a la línea de estado crítico de un suelo, combinando la influencia de la densidad y la tensión efectiva siguiendo la teoría de la mecánica de suelos de estado crítico. Utilizando datos de entrada similares a la mayoría de los modelos simplificados de desencadenamiento de licuación basados en CPT, se han propuesto procedimientos de "*screening*" para estimar el parámetro de estado *in situ*, proporcionando un índice con una fuerte correlación con su resistencia cíclica. Este estudio utiliza tres bases de datos recopiladas de casos históricos basados en CPT para evaluar el desempeño de los modelos de desencadenamiento de licuación más avanzados. Se comparó el desempeño de los modelos de desencadenamiento tras incorporar un parámetro de estado basado en CPT como índice de estado. Además, siguiendo un enfoque de parámetro de estado basado en CPT, se realizaron análisis paramétricos para discutir las diferencias con los modelos de desencadenamiento de licuación semi-empíricos "tradicionales" y la interpretación teórica de estas diferencias.

1.2. Hipótesis

El uso del parámetro de estado como índice de estado del suelo en los modelos simplificados de licuación basados en CPTu mejora el desempeño de los modelos.

1.3. Objetivos

1.3.1 Objetivo general

- Proponer un procedimiento simplificado de *liquefaction triggering* para CPTu basado en el parámetro de estado.

1.3.2 Objetivos específicos

- Caracterizar mediante ensayos CPT sitios de interés correspondientes a la base de datos de licuación en zonas de subducción
- Recopilar bases de datos de sitios con manifestación de licuación y ensayos de penetración de cono (CPT) de la literatura
- Evaluar la incorporación del parámetro de estado en los modelos existentes de *liquefaction triggering* basados en ensayos de CPTu
- Comparar el desempeño del modelo propuesto con los modelos presentes en el estado de la práctica

1.4. Planificación de trabajo

El trabajo realizado se planificó en tres etapas relevantes: levantamiento de información de terreno (ensayos CPTu) para la base de datos de zonas de Subducción, revisión bibliográfica y recopilación de los casos históricos disponibles en la literatura y, finalmente, el análisis de las alternativas de parámetro de estado. Aunque se tuvo una idea inicial para llevar a cabo el trabajo, la evolución del estado del arte en la materia requirió algunas modificaciones para cumplir los objetivos y mantener la utilidad práctica. Por un lado, se descartó seguir el mismo camino que modelos simplificados anteriores, ya que los resultados obtenidos eran altamente dependientes de las bases de datos, siendo éstas no comparables entre sí en tamaño, de manera que los resultados podían estar altamente sesgados. Por otro lado, durante la ejecución de este trabajo, estudios recientes sugirieron que los métodos simplificados existentes no aislaban correctamente el fenómeno de *triggering* con su manifestación, por lo que se planteó migrar de evaluar los espacios $CRR-q_{c1Ncs}$ o $CRR-\psi$, a usar las métricas de evaluación sobre modelos de manifestación existentes. Con esto, finalmente se planteó analizar y discutir las diferencias del modelo resultante con el resto de los modelos usados en el estado de la práctica, junto con sus interpretaciones teóricas.

1.5. Principales resultados y conclusiones

Los resultados obtenidos indican que, al incorporar el parámetro de estado como variable de estado en los métodos simplificados existentes basados en CPTu, se obtienen mejoras en la mayoría de los modelos evaluados. Estas mejoras fueron encontradas en las tres bases de datos evaluadas: Global, Subducción y Canterbury; aunque las bases de datos más pequeñas deben ser tomadas sólo de manera referencial debido a la mayor incertidumbre asociada al tamaño de la muestra. Además, la jerarquía resultante de los modelos es poco sensible al modelo de manifestación utilizado (LPI, LPI_{ISH}, LSN, LSN_{ISH}), aunque sí se observaron diferencias en su capacidad de predicción. A pesar de lo anterior, para la base de datos de Canterbury, donde se evaluaron más de 10.000 casos históricos, se obtuvieron mejoras al comparar los modelos de parámetro de estado con los métodos del estado de la práctica. Al analizar los modelos de parámetro de estado mediante un análisis paramétrico, se observó que la resistencia cíclica resultante de utilizar datos originados de laboratorio coincide bastante con otros modelos alternativos planteados en la literatura, como el *cyclic strain approach* y la reciente “*true*” *triggering curve*, sin embargo, estos últimos difieren bastante de los métodos del estado de la práctica tradicional, por lo que los resultados obtenidos y su base racional son de gran relevancia para cuestionar la evolución de los modelos semi-empíricos utilizados en la actualidad, y más aún en ausencia de datos que avalen su uso como en los grandes terremotos de zonas de subducción.

1.6. Estructura del informe

El documento se compone de siete capítulos incluyendo el Capítulo 1, correspondiente a formalidades requeridas para ser presentado. En el Capítulo 2, se introducen conceptos generales relacionados con el fenómeno de licuación cíclica de suelos, se presentan las propiedades más relevantes para su estudio, y aspectos generales relacionados a los ensayos cíclicos de laboratorio. En el Capítulo 3, se introduce el concepto de parámetro de estado, junto con sus aplicaciones a modelos simplificados basados en ensayos CPT, en particular, se propone un modelo con origen en correlaciones de laboratorio, compartiendo los principios observados mediante ensayos cíclicos en laboratorio. El Capítulo 4 describe la metodología utilizada para evaluar el modelo propuesto, describiendo brevemente las razones de utilizar curvas ROC. En el Capítulo 5 se exponen las bases de datos de sitios con CPT utilizadas para evaluar cada uno de los modelos, compilados de la literatura y resultantes de trabajos de terreno. En tanto, el Capítulo 6 presenta los resultados obtenidos del análisis

planteado durante el informe, poniendo énfasis en los resultados del uso del parámetro de estado en los modelos simplificados existentes. Además, se presentan las diferencias entre el método propuesto y los existentes de la literatura, presentando interpretaciones teóricas para explicar las diferencias observadas, poniendo en valor los resultados obtenidos. Finalmente, en el capítulo 7 se muestran las conclusiones del trabajo.



CAPÍTULO 2: BASES TEÓRICAS DE LICUACIÓN CÍCLICA Y MÉTODOS SIMPLIFICADOS

2.1. Introducción

La licuación como fenómeno relativo al comportamiento no drenado del suelo frente a cargas sísmicas se comenzó a estudiar con mayores esfuerzos luego del gran daño por licuación que se evidenció en el terremoto de Niigata (Japón) en el año 1964, y desde ese año en adelante se han desarrollado diversas propuestas para tener presente el fenómeno de licuación en la práctica de la ingeniería.

Uno de los problemas iniciales que se detectaron para evaluar el comportamiento de estratos de suelos licuables, es el gran costo y dificultad que conlleva obtener muestras inalteradas de arena saturada (bajo el nivel freático) para evaluarlas en un laboratorio, lo cual se puede justificar sólo en proyectos de gran envergadura (Ishihara, 1993). Por lo anterior, la evaluación de licuación durante los últimos 50 años se ha desarrollado en gran parte en torno a la utilización de métodos simplificados que buscan separar el comportamiento de un suelo licuable y uno no licuable.

En el presente capítulo se indican los aspectos más relevantes para comprender el fenómeno de licuación cíclica, y se presenta un breve resumen del estado actual de los modelos semi-empíricos utilizados en la práctica ingenieril.

2.2. Fenómeno de licuación cíclica

2.2.1 Concepto general

El concepto de licuación de suelos se entiende como el fenómeno en el cual, debido a cargas monotónicas o cíclicas en un entorno no drenado, se desarrollan presiones de poros en el suelo que disminuyen la resistencia y/o la rigidez del suelo. El término licuación, en este contexto, se aplica tanto para los fenómenos de licuación estática (*static/flow liquefaction*) y licuación cíclica (*cyclic liquefaction*). Las diferencias entre estos conceptos se ilustran mediante la Figura 2.1, donde, el estado inicial del suelo (contractivo o dilatante) y el tipo de carga define la dirección del cambio en los esfuerzos efectivos.

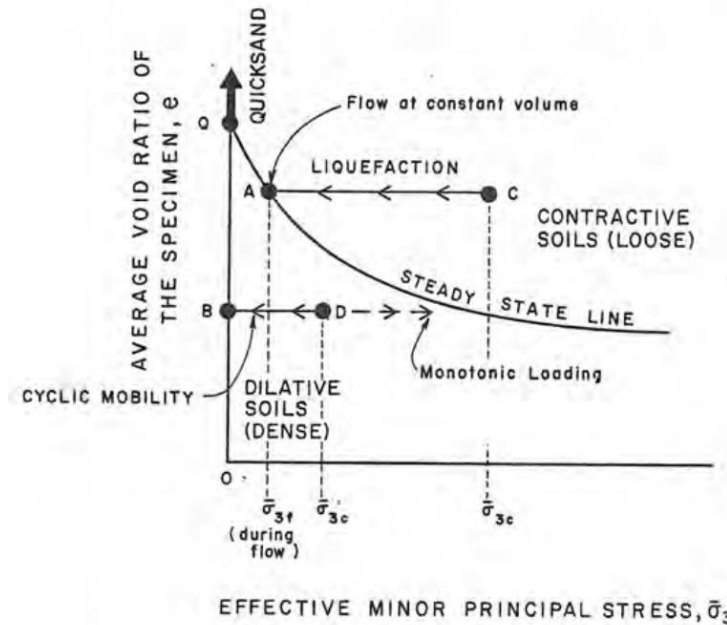


Figura 2.1. Fenómeno de licuación estática y licuación cíclica en el espacio e vs. σ .

Fuente: (Castro & Poulos, 1977)

Como se muestra en la Figura 1, los suelos frente a cargas monotónicas tenderán a acercarse a la línea de estado crítico, por lo que aquellos suelos contractivos verán disminuido su esfuerzo efectivo, mientras que los suelos dilatantes aumentarán el esfuerzo efectivo por efecto de la presión de poros. Dicho esto, la licuación estática (licuación de flujo) es un fenómeno que ocurre exclusivamente en suelos del tipo contractivos, que en condición de equilibrio poseen esfuerzos de corte iniciales y al ser cargados (cíclica o monotónicamente) disminuyen su resistencia, alcanzando una resistencia menor que los esfuerzos de corte iniciales, generando una falla progresiva (trayectoria desde C hasta A en Figura 2.1).

Por otro lado, el fenómeno de licuación cíclica puede ocurrir tanto en suelos contractivos como dilatantes, y su desencadenamiento dependerá de la magnitud de la carga y de su duración. Particularmente, la licuación cíclica se desencadenará siempre que la magnitud de la carga cíclica sea lo suficientemente grande para que el suelo desarrolle esfuerzos de corte igual a cero (llamado *shear stress reversal*). De esta forma, cada vez que la trayectoria de carga pase por $q=0$ se desarrollarán presiones de poros positivas, las cuales se irán acumulando simultáneamente con la carga cíclica (trayectoria desde D a B en Figura 2.1).

El punto en el que el suelo alcanza un estado de esfuerzos efectivos nulos (punto B), se denomina licuación cíclica. Sin embargo, si la carga cíclica no logra que ocurra el *shear stress reversal*, se considera que el suelo no alcanzará la condición de esfuerzos efectivos igual a cero (Boulanger & Idriss, 2008; Robertson & Fear, 1995). De acuerdo con Robertson y Wride (1998), la forma más común de licuación de suelos es la observada por el fenómeno de licuación cíclica, que es preponderante cuando los esfuerzos de corte *in-situ* son pequeños comparados con los esfuerzos cíclicos a los que se ven sometidos, como es el caso de los sitios de campo libre de topografía plana.

2.2.2 Factores para el desencadenamiento de licuación

Debido a la importancia del fenómeno de licuación cíclica, éste ha sido estudiado extensivamente en laboratorio, a través de ensayos triaxiales cíclicos, de corte simple cíclico y torsionales cíclicos. Al respecto, se ha determinado que el desencadenamiento de licuación de muestras en arenas está influenciado principalmente por factores propios del suelo; como el esfuerzo de confinamiento inicial y el índice de vacíos, y factores relacionados con la carga cíclica; como la intensidad de la carga (amplitud) y la duración de ésta.

Para considerar el efecto combinado de la amplitud de la carga cíclica y el esfuerzo de confinamiento inicial, en laboratorio se suele utilizar la razón de esfuerzo cíclico (CSR, *cyclic stress ratio*) definido según las ecuaciones 2.1 y 2.2. Las cargas cíclicas se aplican con ciclos regulares con frecuencias que varían convencionalmente desde 0.5 Hz a 2 Hz (Castro & Poulos, 1977). Además, para determinar el punto en el que se desencadena la licuación en un ensayo cíclico, se utilizan en general dos criterios: el punto en el cual se alcanza un exceso de presión de poros igual al esfuerzo de confinamiento inicial ($r_u=1$), y el punto para el cual se alcanza una deformación axial del 5% en doble amplitud (Ishihara, 1993).

$$CSR_{TX} = \frac{\sigma_d}{2\sigma'_o} \quad (\text{Ec. 2.1})$$

$$CSR_{SS} = \frac{\tau}{\sigma'_o} \quad (\text{Ec. 2.2})$$

Un ejemplo de un ensayo triaxial cíclico no drenado se muestra en la Figura 2.2. A la izquierda, se muestran los gráficos asociados a la respuesta de una arena de *Sacramento River* sometida a un ensayo

triaxial cíclico no drenado ($q/2p'_c$, r_u y ϵ_a vs. N_c). El primer gráfico ($q/2p'_c$) corresponde a la carga cíclica aplicada en términos de la razón entre el esfuerzo desviador y el esfuerzo efectivo principal medio (particularmente por la anisotropía del ejemplo), r_u es la razón del exceso de presión de poros y se determina mediante la ecuación 2.3, ϵ_a es la deformación axial durante el ensayo y N_c corresponde al número de ciclos de carga aplicados.

$$r_u = \frac{\Delta u}{\sigma'_{vc}} \tag{Ec. 2.3}$$

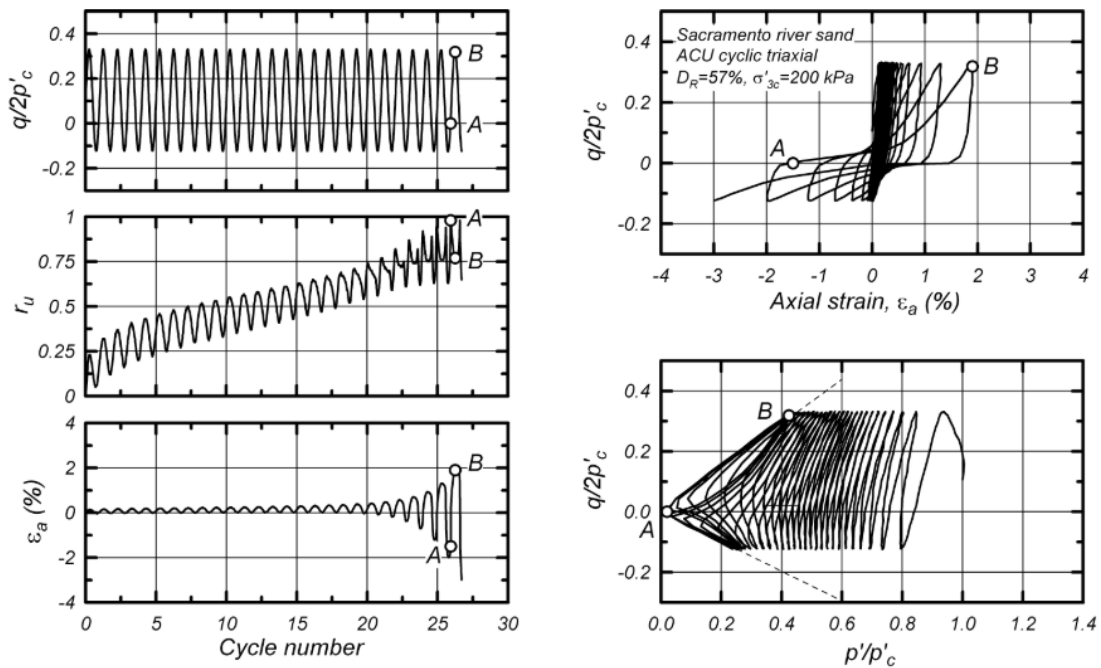


Figura 2.2. Ejemplo de ensayo triaxial cíclico no drenado de arenas de Sacramento River

Fuente: (Boulanger & Idriss, 2008).

En la Figura 2.2 se observa la evolución del exceso de presión de poros y de la deformación axial máxima con el número de ciclos (N_c). Como se mencionó anteriormente, en el ensayo se observa que la carga cíclica ($q/2p'_c$) pasa por cero, y por lo tanto ocurre una acumulación de presión de poros con una componente cíclica y otra acumulativa. Como indican Boulanger e Idriss (2008), respecto de los criterios de licuación se observa que la condición de $r_u=1$ se obtiene luego de los 27 ciclos de carga, mientras que la deformación axial se mantiene relativamente pequeña hasta que p' se vuelve igual a cero, aumentando inmediatamente la deformación axial en un 2% en menos de 2 ciclos adicionales de carga.

Según Jefferies & Been (2015), los criterios basados en r_u y en la deformación axial son equivalentes en arenas sueltas, pero ambos pueden divergir a medida que aumenta la densidad de la muestra. Lo anterior tiene estrecha relación con la dilatancia de la muestra, que permite que la condición de $r_u=1$ pueda ser sólo una condición temporal que ocurre cuando $q=0$, de forma que las muestras densas puedan ser sometidas a ciclos de carga incluso después de haber alcanzado esta condición (Boulanger & Idriss, 2008; Jefferies & Been, 2015).

La ejecución de ensayos cíclicos en muestras de un mismo estado inicial a distintas razones de esfuerzo cíclico permite obtener la curva de resistencia cíclica definida por los ejes de CSR vs. N_c , como se muestra en la Figura 2.3. En la Figura, se muestra la variación del número de ciclos alcanzado a medida que se modifica la amplitud (y por lo tanto CSR) del ensayo. Como es de esperar, al disminuir la amplitud de la razón cíclica, la acumulación de presiones de poros se hace más lenta, alcanzando un mayor número de ciclos (N_c). Dado que, en general, interesa saber cómo varía la resistencia cíclica a distintos estados de densidad de la muestra, se determinan las curvas de resistencia cíclica con muestras preparadas a distintas densidades, como se muestra en la Figura 2.4.

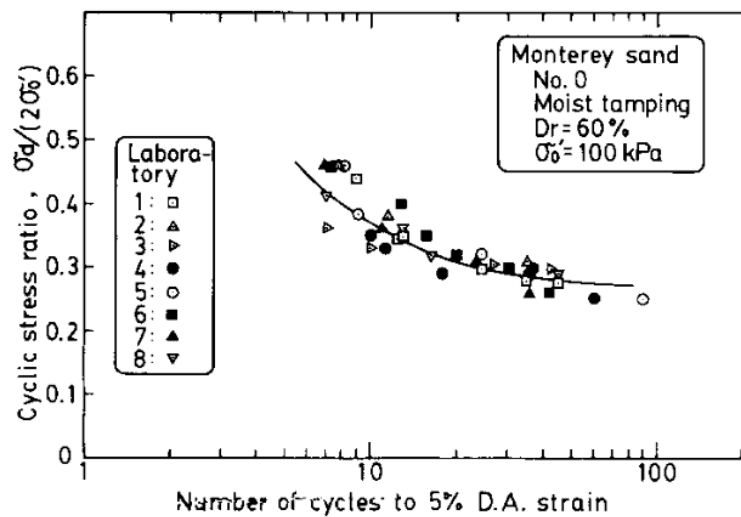


Figura 2.3. Ejemplo de curva de resistencia cíclica (CRR)

Fuente: (Ishihara, 1993).

Para ajustar las curvas de resistencia cíclica de las distintas densidades, se suele utilizar la forma funcional de la ecuación 2.4, donde a y b corresponden a parámetros de ajuste experimental. Un ejemplo de esto se muestra en la Figura 2.4, en la cual se muestran resultados de ensayos triaxiales cíclicos realizados en arena TP-Lisbon por Viana da Fonseca *et al.* (2023).

$$CRR = a * N^{-b}$$

(Ec. 2.4)

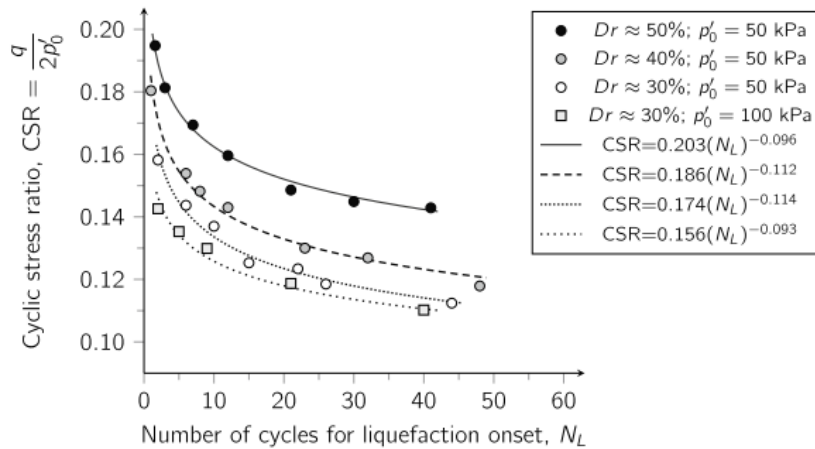


Figura 2.4. Ejemplo de curvas de resistencia cíclica en el espacio CSR vs. N_c .

Fuente: (Viana da Fonseca *et al.*, 2023)

Además, de la Figura 2.5 se observa que, además de la densidad de la muestra, un parámetro igual de importante para determinar la resistencia cíclica en laboratorio es la fábrica (*initial fabric*) inicial de la muestra, que se relaciona con el ordenamiento inicial de las partículas en las muestras reconstituidas. Sin embargo, la importancia de esto no está únicamente relacionado a la preparación de muestras reconstituidas en laboratorio, sino que, además, la disposición inicial de las partículas y su rigidez a bajas deformaciones han demostrado tener gran relevancia para determinar la resistencia cíclica *in situ* de los suelos (e.g. Dobry & Abdoun, 2015; Green *et al.*, 2022; Schnaid & Yu, 2007; Schneider & Moss, 2011).

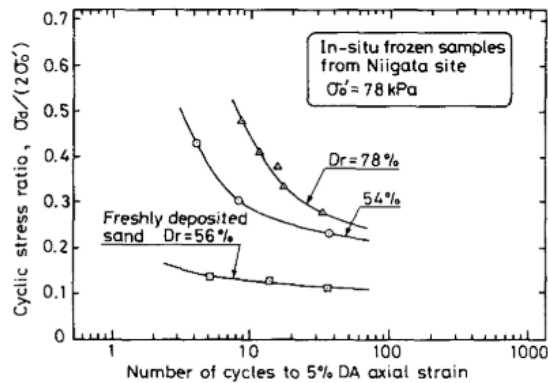


Figura 2.5. Curvas de resistencia cíclica a distintas densidades

Fuente: (Ishihara, 1993).

Finalmente, Jefferies y Been (2015) además indicaron que existía un patrón común entre todas las arenas que habían estudiado con ensayos cíclicos, luego de normalizar las razones de esfuerzo cíclico (resistencia cíclica) por la razón de esfuerzo cíclico que generaba licuación cíclica con $N_c=15$. De esta forma, planteó que independiente de la arena, su parámetro de estado y su método de preparación; los ensayos cíclicos podían alinearse en una banda relativamente angosta, de manera que la variable asociada al número de ciclos podía ser generalizada y la resistencia cíclica de las arenas podría reducirse únicamente a los efectos del estado inicial (densidad y nivel de esfuerzos) y la fábrica (*initial fabric*).

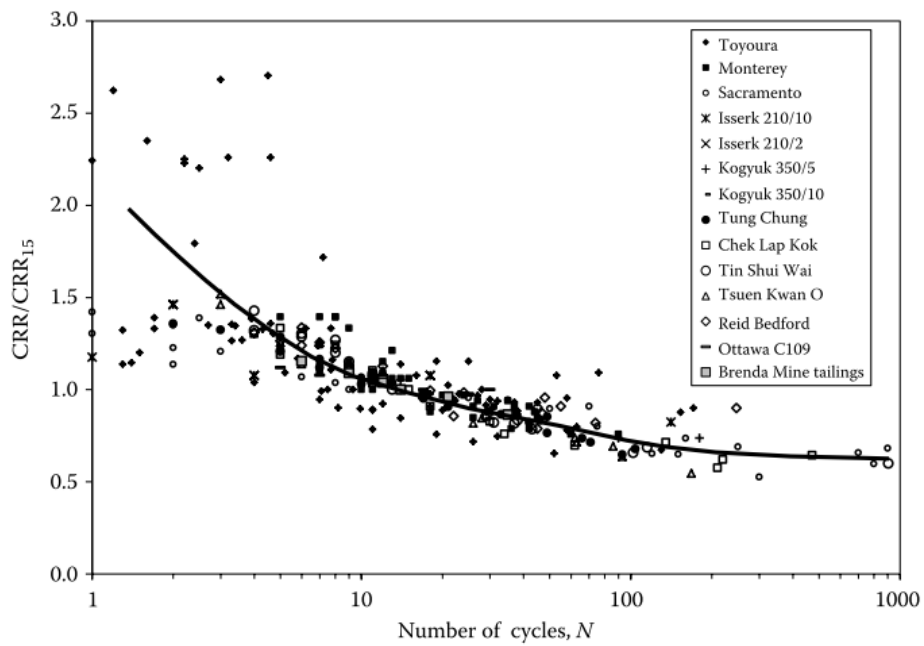


Figura 2.6. Resistencia cíclica de distintas arenas normalizada a la resistencia cíclica equivalente a 15 ciclos.

Fuente: (Jefferies & Been, 2015)

2.3. Evaluación del potencial de licuación basada en esfuerzos

2.3.1 Método simplificado de Seed e Idriss

En la práctica actual de la ingeniería, los procedimientos para predecir el desencadenamiento de la licuación consisten en calcular los factores de seguridad o la probabilidad de licuación utilizando un enfoque simplificado basado en tensiones, desarrollado originalmente por Seed e Idriss (1971). En este enfoque, los factores de seguridad contra la licuación se calculan utilizando la ecuación 2.5, donde

$CSR_{7.5}$ denota la relación de tensión cíclica y se utiliza para cuantificar la carga cíclica escalada a un terremoto de $7.5 M_w$, y $CRR_{7.5}$ se utiliza para la relación de resistencia cíclica y representa la relación de tensión cíclica del suelo a la que se produce la licuación después de 15 ciclos uniformes o el equivalente a un terremoto de $7.5 M_w$.

$$FS = \frac{CRR_{7.5}}{CSR_{7.5}} \quad (\text{Ec. 2.5})$$

Según Seed e Idriss (1971), la razón de esfuerzo cíclico puede estimarse mediante la ecuación 2.6 asumiendo un comportamiento de cuerpo rígido de la columna de suelo. En esta ecuación, a_{\max} denota la aceleración máxima de la superficie del suelo, σ_{vo} y σ'_{vo} son las tensiones verticales iniciales totales y efectivas, respectivamente, r_d un coeficiente de reducción de tensiones que da cuenta de la deformabilidad del perfil del suelo, y MSF (*magnitude scaling factor*) un factor de escala de magnitud que convierte las cargas cíclicas de diferentes duraciones en una relación de tensiones cíclicas equivalente a $7.5 M_w$ (o 15 ciclos). El valor de 0.65 en la ecuación es un factor para escalar la forma irregular de un registro sísmico a una amplitud promedio en función de su esfuerzo de corte máximo (representado por a_{\max}). Aunque este último persiste hasta las últimas actualizaciones del método, su permanencia en la actualidad puede ser considerada arbitraria e innecesaria una vez que se introdujeron los factores de escalamiento por magnitud (National Academies of Sciences Engineering and Medicine, 2016).

$$CSR_{M_w=7.5} = 0.65 \left(\frac{a_{\max}}{g} \right) \left(\frac{\sigma_{vo}}{\sigma'_{vo}} \right) \left(\frac{r_d}{MSF} \right) \quad (\text{Ec. 2.6})$$

Existen varias propuestas para calcular r_d (e.g. Idriss, 1999; Lasley *et al.*, 2016; Liao & Whitman, 1986) y MSF (e.g. Boulanger & Idriss, 2015; Green *et al.*, 2019; Idriss, 1999; Moss *et al.*, 2006) que se han utilizado para ajustar este enfoque semi-empírico a las bases de datos de casos históricos de licuación. Desde un inicio, el coeficiente de reducción de esfuerzos se planteó únicamente en función de la profundidad (e.g. Liao & Whitman, 1986), sin embargo, posteriormente se planteó su correlación con otros factores (e.g. V_{S30} , a_{\max} , M_w , entre otros) a partir de estudios de respuesta de sitio lineales equivalentes realizados en una gran cantidad de sitios. Lasley *et al.* (2016) indican que las expresiones que se determinaron a partir de grandes cantidades de sitios y con regresiones más rigurosas (e.g.

Cetin & Seed, 2004; Lasley *et al.*, 2016; Moss *et al.*, 2006), en general tendrán una mejor representatividad de la variación del esfuerzo de corte.

El factor de escalamiento por magnitud (MSF), en tanto, se puede determinar mediante la comparación de las curvas de CRR y N_c desarrolladas a partir de ensayos cíclicos de laboratorio y/o el ajuste estadístico a partir de casos históricos de licuación (K. Cetin & Bilge, 2012). Inicialmente, las expresiones de MSF dependían únicamente de la magnitud del evento sísmico (e.g. Moss *et al.*, 2006; Seed & Idriss, 1971; Youd *et al.*, 2001), sin embargo, estudios posteriores han demostrado su dependencia con otros factores como la densidad del suelo o la presión de confinamiento (Boulangier & Idriss, 2015; K. Cetin & Bilge, 2012). Además, los métodos simplificados utilizan como valor referencial la resistencia cíclica asociada a un evento de magnitud de 7.5 M_w , análogamente a lo expuesto en la Figura 2.6, ya que, en sus inicios, Seed e Idriss (1982) consideraron que esta magnitud era equivalente a 15 ciclos de carga, como se muestra en la Figura 2.7.

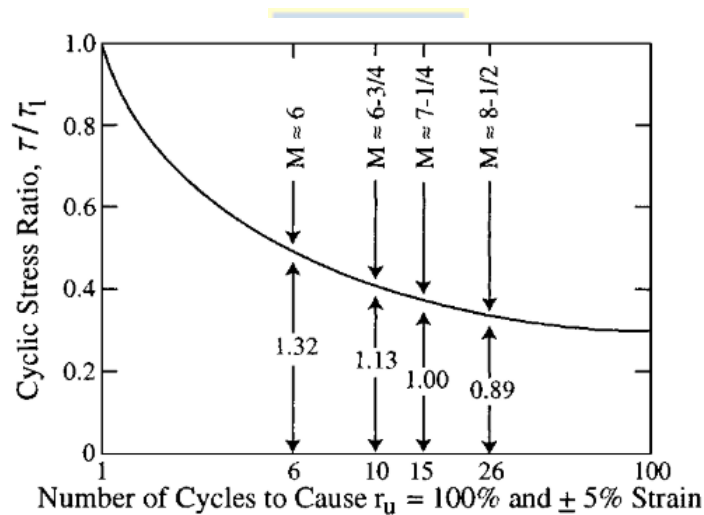


Figura 2.7. Curva representativa de N_c requeridos para desencadenar licuación cíclica según Seed and Idriss (1982). Fuente: (Youd *et al.*, 2001)

2.3.2 Resistencia cíclica

A diferencia de lo expuesto anteriormente en la sección 2.2.2, la resistencia cíclica en los métodos simplificados ($CRR_{7.5}$ en la ecuación 2.5) se suele determinar directamente mediante resultados de ensayos *in situ* como SPT, CPT_u , V_s o BPT, entre muchos otros. Esto presenta ventajas importantes, como por ejemplo no requerir de la extracción de muestras inalteradas, que en ocasiones puede ser

muy costoso. En relación con el trabajo inicial de Seed & Idriss (1971), se han propuesto bastantes modelos para estimar la resistencia cíclica en función de un índice de estado del suelo como N_{60} , q_t , V_s , etc.

En general, la forma de desarrollar estos modelos casi no ha cambiado desde las primeras propuestas, que consiste en utilizar una base de datos con sitios que hayan presentado (o no) evidencias de licuación y generar curvas de resistencia cíclica a partir de la curva límite que divide estas dos categorías. Para efectos de homogeneizar la información de estos sitios, la regresión de la curva límite incluye factores como corrección de finos, escalamiento por magnitud y factores de normalización de esfuerzos. Por lo tanto, el resultado corresponde a la curva de resistencia equivalente en arenas limpias, para un evento de magnitud 7.5 M_w y a 1 atm de esfuerzo de confinamiento, y será altamente dependiente de las expresiones utilizadas para la normalización. Un ejemplo de lo anterior se muestra en la Figura 2.8.

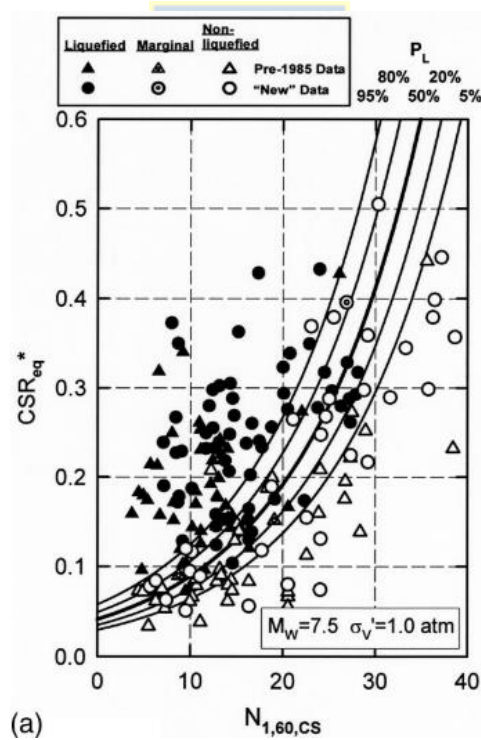


Figura 2.8. Ejemplo de curva de resistencia cíclica (probabilística) basado en ensayos SPT.

Fuente: (K. O. Cetin *et al.*, 2004)

2.3.3 Determinación de la resistencia cíclica a partir de ensayos CPTu

En los modelos de licuación más "tradicionales" basados en el estado de la práctica del CPT, la resistencia cíclica se calcula utilizando una resistencia de punta normalizada equivalente de arena limpia (q_{c1Ncs}) a través de factores bien conocidos de esfuerzo de confinamiento (C_N) y corrección del "contenido de finos". La naturaleza de la corrección de "finos" proviene de los modelos de desencadenamiento de licuación basados en SPT, propuestos inicialmente para separar las correlaciones de la relación de resistencia cíclica de las arenas limpias de las arenas limosas, comúnmente correlacionadas con el porcentaje más fino de 0.076 mm (comúnmente disponible a partir de ensayos rutinarios de clasificación).

Sin embargo, en los modelos basados en CPT, esta corrección pretende incorporar los factores que han demostrado afectar a la licuabilidad de los suelos, como el contenido de finos, la plasticidad del suelo, la mineralogía, la sensibilidad y el historial de esfuerzos (Robertson & Wride, 1998). La equivalencia de arena limpia se ha convertido en una referencia y se ha mantenido en la mayoría de los modelos basados en CPT. Hasta la fecha, se han utilizado diferentes parámetros para cuantificar la corrección de "finos" en los procedimientos basados en CPT, incluyendo mediciones directas del contenido de finos (e.g. Boulanger & Idriss, 2014), y parámetros derivados como la relación de fricción (R. Moss *et al.*, 2006) y el índice de comportamiento del suelo (Juang *et al.*, 2008; Robertson & Wride, 1998; Suzuki *et al.*, 1997). Un ejemplo de curva de resistencia en función de la resistencia de punta normalizada y equivalente para arenas limpias (q_{c1Ncs}) propuesto por Boulanger & Idriss (2016) se muestra en la Figura 2.9.

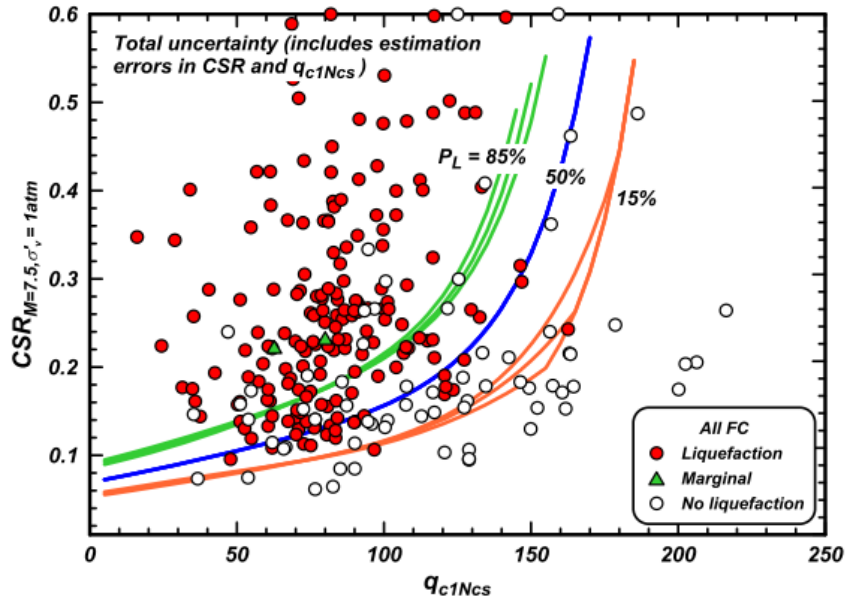


Figura 2.9. $CRR_{M=7.5, \sigma=1 atm}$ vs. q_{c1Ncs} .

Fuente: (Boulanger & Idriss, 2016)

Como se observa en la Figura 2.9, las formas de las curvas muestran que éstas crecen rápidamente luego de alcanzar valores predeterminados, por ejemplo, en la curva correspondiente a $P_L=50\%$, para valores de q_{c1Ncs} cercanos a 170, la resistencia cíclica $CRR_{M=7.5, \sigma=1 atm}$ crece rápidamente divergiendo a infinito. Esto coincide con la metodología propuesta anteriormente por Robertson y Wride (1998), que estableció que debido a la alta densidad de los suelos con valores de q_{c1Ncs} mayores que 160, estos no serían propensos a licuar. Con respecto a lo anterior, Moss *et al.* (2006) enfatizó que para valores de CSR mayores a ~ 0.4 , la porción superior de la curva de resistencia cíclica no estaba bien representada por los datos, y que a pesar de los resultados obtenidos, esta porción de las curvas era sujeto de controversia.

Más recientemente, Upadhyaya *et al.* (2023) propusieron una expresión diferente para las curvas de resistencia cíclicas en función de q_{c1Ncs} a las presentes en la literatura. A diferencia de los estudios anteriores, donde la clasificación de la manifestación en superficie establecía si el estrato de la capa crítica del suelo había licuado o no, Upadhyaya *et al.* (2023) usó, además de un modelo de desencadenamiento de licuación, un modelo de manifestación (LSN_{ISH}), denominando al resultado "True" triggering curve. De esta forma, la manifestación en superficie podía ser directamente comparada con la severidad de manifestación ponderada para el sitio. El resultado se resume en la

Figura 2.10, donde se observa que la resistencia cíclica predice resistencias cíclicas bastante por debajo de las propuestas mencionadas anteriormente.

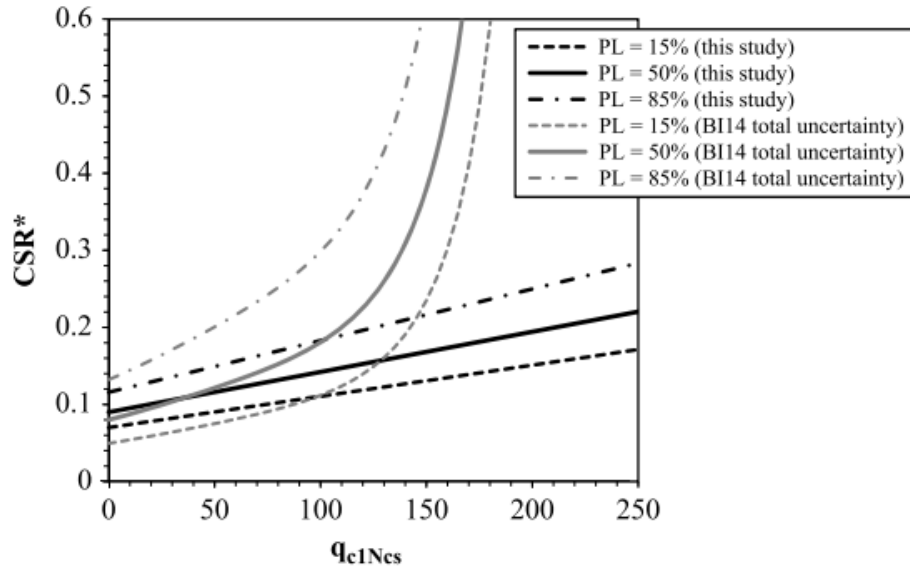


Figura 2.10. “True” triggering curve de Upadhyaya *et al.* (2023) y CRR de Boulanger e Idriss (2014).

Fuente: (Upadhyaya *et al.*, 2023)

2.4. Teoría de estado crítico en los modelos de licuación

De la mecánica de suelos de estado crítico es sabido que la generación de presión de poros se relaciona con los cambios volumétricos del material en condiciones drenadas, que al mismo tiempo se relaciona con el estado inicial del suelo. En cargas cíclicas, ocurre un efecto similar, donde a mayor confinamiento, la dilatancia del material se ve reducida, generando una mayor acumulación de presiones de poros al ser evaluados a una razón cíclica equivalente.

En laboratorio, bastantes esfuerzos se han hecho para poder cuantificar adecuadamente el efecto del confinamiento inicial sobre la resistencia cíclica de arenas (e.g. Boulanger, 2003; Montgomery *et al.*, 2014; Pillai & Byrne, 1994), sin embargo, no existe un consenso claro sobre cómo considerar este efecto en los métodos simplificados de licuación. Desde sus inicios, los ensayos cíclicos de laboratorio establecieron que la resistencia a la licuación aumenta con el aumento del esfuerzo de confinamiento, sin embargo, este aumento ocurre siempre y cuando se haga la comparación a igual magnitud de corte (τ o q) de la carga cíclica (e.g. Seed & Lee, 1966). Por otro lado, cuando la carga cíclica se cuantifica

mediante la razón de esfuerzo cíclico (como las ecuaciones 2.1 y 2.2), la resistencia a la licuación (e.g. $CRR_{N_c=15}$) aumenta de manera no lineal con el esfuerzo efectivo (Youd *et al.*, 2001). Por lo anterior, el efecto del confinamiento inicial en los métodos simplificados tradicionales se cuantifica a través de un factor K_σ , que normaliza la resistencia cíclica ($CRR_{7.5}$) a un esfuerzo referencial de 100 kPa (ecuación 2.7). De esta forma, cuando σ_v' es 100 kPa, K_σ es igual a 1, y disminuye con el aumento del esfuerzo efectivo.

$$K_\sigma = \frac{CSR_{\sigma'_o}}{CSR_{\sigma'_o=1 \text{ atm}}} \quad (\text{Ec. 2.7})$$

En la actualidad, existen correlaciones que establecen la dependencia del factor K_σ únicamente con el confinamiento del material (K. O. Cetin *et al.*, 2018), mientras otros establecen además su dependencia con la densidad (Boulanger, 2003; Montgomery *et al.*, 2014). Sin embargo, aunque el mismo efecto aplicaría para todas las metodologías de ensayos in situ, en las metodologías de CPTu existe un consenso menos claro aún. Particularmente, mientras que algunos recomiendan el uso del factor K_σ en los modelos simplificados (e.g. Boulanger & Idriss, 2014), otros no lo consideran (e.g. Robertson, 2009), e incluso sostienen que este efecto se puede obviar en el proceso de normalización de q_c (o f_s) a través de un exponente variable según el tipo de suelo (e.g. R. E. S. Moss *et al.*, 2006).

De manera alternativa, es posible correlacionar los datos de CPTu directamente con el parámetro de estado, y utilizar éste para determinar la resistencia cíclica del suelo. Aunque esto no forma parte de los modelos simplificados tradicionales, se ha mencionado como alternativa reiteradas veces (Jefferies & Been, 2015; Montgomery *et al.*, 2014; R. E. S. Moss, 2014; Robertson, 2008), permitiendo obtener métodos bastante más directos al usar como variable índice la distancia del estado actual del suelo con respecto a la CSL.

2.5. Conclusiones

En el capítulo se presentó una revisión de los aspectos fundamentales relacionados a la resistencia a la licuación cíclica en las arenas. Además, se presentaron rasgos generales de cómo se evalúa la licuación cíclica a través de ensayos cíclicos, y cómo los modelos simplificados de desencadenamiento de licuación conectan con estos principios, basándose en la metodología de Seed

e Idriss (1971). Además, se presenta una breve descripción del esquema general de los modelos simplificados presentes en el estado de la práctica, y las formas de cómo éstos abordan los principios de estado crítico.



CAPÍTULO 3: UN MÉTODO SIMPLIFICADO BASADO EN EL PARÁMETRO DE ESTADO

3.1. Introducción

En el presente capítulo se describe en profundidad la definición de parámetro de estado y sus características más importantes para ser consideradas dentro de los modelos de licuación. Además, dado que este trabajo se centra en modelos de licuación basados en CPTu, se describen las metodologías de estimación de parámetro de estado basados en ensayos de CPTu, y su posterior rol en modelos simplificados de licuación cíclica.

3.2. Parámetro de estado como índice de estado en modelos de licuación

Un índice de estado alternativo para representar el comportamiento del suelo es el parámetro de estado (ψ) propuesto por Been y Jefferies (1986), definido como la diferencia entre la relación de vacíos actual del suelo y la del estado crítico para la misma tensión efectiva promedio, como se muestra en la Figura 3.1. Una ventaja de utilizar el parámetro de estado es que incorpora los efectos de las tensiones efectivas y las propiedades mecánicas del suelo directamente de la mecánica de suelos en estado crítico, por lo que no serían necesarios los factores de corrección de "finos" y por esfuerzos de confinamiento.

En general, el signo del parámetro de estado indica si el suelo tiene un comportamiento contractivo o dilatativo. Los suelos con valores positivos del parámetro de estado representan un comportamiento del tipo *strain softening* (o contractivo en la Figura 2.1), mientras que un parámetro de estado negativo representa un comportamiento *strain hardening* (o dilatante en la Figura 2.1). Este concepto fundamental se utiliza comúnmente en la práctica para evaluar la licuación de flujo (por ejemplo, Robertson *et al.* 2019), pero su uso para estudiar fenómenos de licuación cíclica ha sido considerablemente menor.

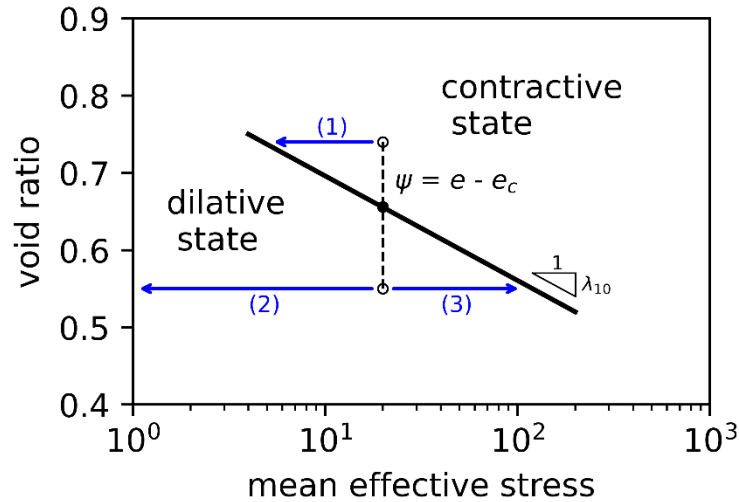


Figura 3.1. Concepto de parámetro de estado y su aplicación en la licuación cíclica: (1) carga monotónica o licuación cíclica; (2) licuación cíclica; (3) carga monotónica.

Cuando se someten a cargas cíclicas, no sólo los suelos contractivos ($\psi > 0$) pueden experimentar licuación cíclica, de hecho, los suelos densos o dilatantes ($\psi < 0$) generan presiones de poro positivas y pueden alcanzar la condición de tensión efectiva cero cuando se produce inversión de la tensión de corte (*shear stress reversal*), como puede esperarse en terrenos nivelados (Robertson & Fear, 1995). Además, estudios de laboratorio han demostrado que puede ocurrir licuación cíclica en cualquier tipo de suelo en cualquier estado de suelo si los esfuerzos cíclicos son lo suficientemente grandes (Castro & Poulos, 1977).

3.3. Estimación del parámetro de estado con ensayos CPTu

Been *et al.* (1986) propusieron un procedimiento general de inversión para predecir el parámetro de estado *in situ* a partir de CPT, utilizando datos de seis arenas en grandes pruebas de cámara de calibración (Been *et al.*, 1986, 1987). Basándose en este procedimiento, se han desarrollado métodos para estimar el parámetro de estado desde la evaluación a nivel de "screening" (e.g. Been & Jefferies, 1992; Plewes *et al.*, 1992) hasta la modelización constitutiva avanzada (e.g. Shuttle & Jefferies, 1998). Este procedimiento general de inversión se resume mediante las ecuaciones 3.1, 3.2 y 3.3.

$$q^* = Q_p(1 - B_q) = k \exp(-m * \psi) \tag{Ec. 3.1}$$

$$\frac{k^*}{M_{tc}} = 3 + \frac{0.85}{\lambda_{10}} \tag{Ec. 3.2}$$

$$m = 11.9 - 13.3\lambda_{10} \quad (\text{Ec. 3.3})$$

M_{tc} y λ_{10} en las ecuaciones son la relación de tensiones en estado crítico en compresión triaxial y la pendiente de la curva de estado crítico en el espacio de la relación de vacíos frente a la tensión media efectiva a escala \log_{10} , respectivamente. Aunque la denominación de "screening" para este método destaca el hecho de que en presencia de más datos se puede realizar una mejor caracterización, Plewes *et al.* (1992) (PEA92) y Been y Jefferies (1992) (BJ92) propusieron las ecuaciones 3.4 y 3.5, respectivamente, para estimar el parámetro λ_{10} directamente a partir de los datos de CPTu. Además, ambos métodos recomendaron el uso de un valor M_{tc} de 1.20, como valor medio adecuado para una amplia gama de arenas (por ejemplo, Bouckovalas *et al.* 2003).

$$\lambda_{10} = \frac{1}{34-10 I_{c,BJ}} \quad (\text{Ec. 3.4})$$

$$\lambda_{10} = \frac{F_r}{10} \quad (\text{Ec. 3.5})$$

En la actualidad, existen varias otras alternativas para estimar el parámetro de estado *in situ* a partir de datos de CPTu (e.g. Duan *et al.*, 2022; Robertson, 2012), sin embargo, este trabajo se centró únicamente en ambas correlaciones que fueron desarrolladas independientemente de las bases de datos de casos históricos. Schnaid *et al.* (2020) también propusieron una metodología para estimar el parámetro de estado *in-situ* a partir de datos SCPTu para suelos granulares. Aunque el uso de datos CPTu junto con el módulo de corte a pequeña deformación proporciona una mejor caracterización del comportamiento del material y su licuabilidad (e.g. Green *et al.*, 2022; Robertson, 2016; Schnaid & Yu, 2007; Schneider & Moss, 2011), hay considerablemente menos datos disponibles como para incluirlos en este estudio.

3.4. Resistencia cíclica basada en parámetro de estado

Los modelos tradicionales de desencadenamiento de licuación utilizan $CRR_{7.5}$ frente a q_{c1Ncs} para ajustar las ecuaciones de estimación de las curvas de resistencia cíclica a partir de la base de datos de casos históricos, lo que introduce cierto sesgo a la hora de determinar la expresión de mejor ajuste para la resistencia cíclica, debido a la dependencia de los coeficientes de esfuerzo cíclico calculados, que pueden variar significativamente en función de las expresiones utilizadas (por ejemplo, r_d o MSF).

De forma similar a los procedimientos simplificados del NCEER (Youd *et al.*, 2001), Jefferies & Been (2015) propusieron una curva empírica del parámetro de estado $CRR_{7.5}$, utilizando los mejores casos históricos (clase A) recopilados por Moss *et al.* (2003), junto con estimaciones de Plewes *et al.* (1992) del parámetro de estado y una constante K_0 igual a 0.6 y M_{lc} igual a 1.20, lo que se muestra en la Figura 3.2 y propone como curva límite ($CRR_{7.5}$) lo indicado en la ecuación 3.6.

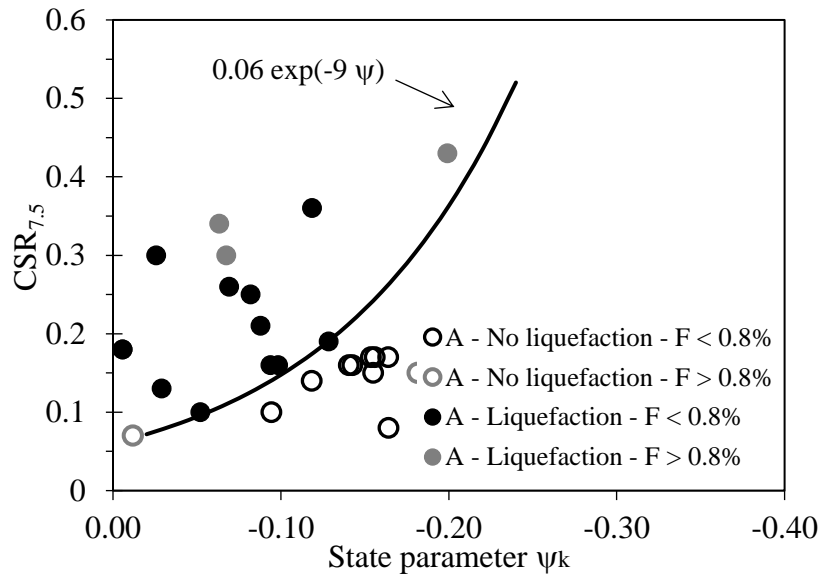


Figura 3.2. Casos históricos de licuación (clase A) de Moss *et al.* (2003) en función del parámetro de estado usando Plewes *et al.* (1992). Fuente: (Jefferies & Been, 2015)

$$CRR_{7.5} = 0.06 \exp(-9 \psi) \tag{Ec. 3.6}$$

Aunque suponer la existencia de una curva única de relación de resistencia cíclica en diferentes suelos en un gráfico de $CRR_{7.5}$ frente a índices de estado (por ejemplo, BI14, RW98) es útil para el desarrollo de modelos simplificados, ignora inherentemente el hecho de que pueden esperarse diferentes resistencias cíclicas en arenas con las mismas resistencias de punta y relaciones de fricción. Por otro lado, el suponer una única curva de resistencia en un enfoque de parámetro de estado podría visibilizar mayores incertidumbres que se encuentran implícitas en los modelos simplificados existentes. Sin embargo, al menos teóricamente, el enfoque de parámetro de estado posee la ventaja de que estas incertidumbres podrían reducirse con una mejor caracterización del material (e.g. parámetros de forma y/o rigidez), y depender menos de cómo se construya el resto del modelo de *triggering* (i.e. factores empíricos).

Por tanto, debido a la importancia del parámetro de estado antes de cualquier ajuste empírico, se pueden utilizar los datos de laboratorio sobre una amplia gama de arenas como referencia para desarrollar un modelo generalizado para correlacionar el parámetro de estado y la razón de esfuerzo cíclico que desencadena los criterios de licuación durante 15 ciclos. En particular, los ensayos triaxiales cíclicos de 10 arenas diferentes publicados por Jefferies & Been (2015) se utilizaron como referencia para desarrollar una curva de relación de resistencia cíclica media, como se muestra en la Figura 3.3. Para esto, se utilizó la forma funcional de la ecuación 3.7 para representar todos los datos asumiendo un valor fijo para a_1 , mientras que a_0 se dejó como un parámetro específico de cada arena. Como se muestra en la Figura 3.3, luego de un ajuste de la forma funcional mediante mínimos cuadrados, se encontró un valor óptimo de a_1 igual a -3.60 , mientras que el parámetro a_0 mejor ajustado para las 10 arenas tiene una media de 0.135 con una desviación estándar de 0.039 (ver Anexo A.3).

$$CRR_{15,tx} = a_0 * \exp(a_1 * \psi) \tag{Ec. 3.7}$$

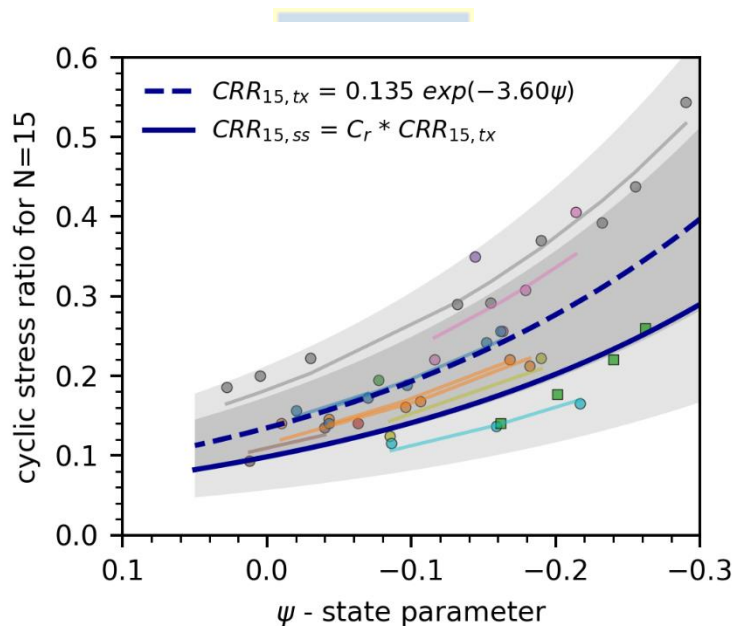


Figura 3.3. Resistencia cíclica para $N_c=15$ de ensayos triaxiales provenientes de 10 arenas de Jefferies y Been (2015) y resistencia cíclica propuesta para $CRR_{15,ss}$.

Dado que la ecuación anterior se desarrolló a partir de relaciones de tensiones cíclicas de ensayos triaxiales, se aplica una corrección para transformarla en una relación de tensiones cíclicas para condiciones de corte simple ($CRR_{15,ss}$) utilizando la ecuación 3.8 (Ishihara *et al.*, 1977). Usando el

mismo valor de K_0 que el anterior, la relación de resistencia cíclica para condiciones de cortante simple se define en la ecuación 3.9.

$$CRR_{15,SS} = \left(\frac{1+2K_0}{3}\right) * CRR_{15,tx} \quad (\text{Ec. 3.8})$$

$$CRR_{15,SS} = 0.099 \exp(-3.60 \psi) \quad (\text{Ec. 3.9})$$

3.5. Conclusiones

En el presente capítulo, se propone la incorporación del parámetro de estado como variable de estado a algunos modelos simplificados de licuación, con el fin de obtener una curva de resistencia cíclica que sea independiente de las ya conocidas bases de datos de casos históricos de licuación. Para esto, se tomaron los ensayos triaxiales cíclicos de 10 arenas distintas, y se utilizaron para establecer una curva representativa para su uso en modelos simplificados. De esta forma, el modelo propuesto comparte las condiciones observadas en laboratorio con respecto al parámetro de estado, mientras que dos estimaciones de parámetro de estado basadas en CPTu se utilizaron como nexo entre éstas dos correlaciones. Aunque es esperable que haya incertidumbres asociadas a cada correlación y las distintas condiciones de ensayo entre las arenas de los ensayos de laboratorio, los resultados del modelo serán más adelante comparados con información empírica de bases de datos de casos históricos, pudiendo observar y analizar las diferencias observadas.

CAPÍTULO 4: DESEMPEÑO DE MODELOS DE LICUACIÓN CÍCLICA

4.1. Introducción

En el presente capítulo se indica la metodología de evaluación utilizada para comparar el desempeño de los modelos basados en parámetro de estado con los del resto del estado de la práctica. En particular, se describen las curvas ROC, y su uso para cuantificar las capacidades de predicción de un modelo de *triggering* en conjunto con modelos de manifestación.

4.2. Métricas de desempeño

La expresión propuesta para $CRR_{15,SS}$ descrita anteriormente es, sin embargo, solo la mitad de lo requerido para calcular el factor de seguridad a la licuación (como en la ecuación 2.5). En consecuencia, para estimar los coeficientes de esfuerzo cíclico en profundidad ($CSR_{7.5}$) utilizando un enfoque de parámetros de estado, se utilizaron las metodologías de Green *et al.* (2019) y Moss *et al.* (2006). Estos métodos fueron seleccionados dado que fueron desarrollados mediante estudios de respuesta de sitio más completos para ajustar sus correlaciones de r_d (Lasley *et al.* 2016). El otro factor que puede modificar significativamente la razón de esfuerzo cíclico estimada es el factor de escalamiento por magnitud (MSF), definido principalmente por M_w . Sin embargo, como estos modelos se calibran comúnmente junto con cada ecuación r_d , se utilizó cada modelo con sus relaciones sugeridas para MSF.

Los modelos de manifestación se utilizaron para comparar el desempeño del modelo desarrollado con las observaciones clasificadas para probar el desempeño del modelo desarrollado. Varios estudios anteriores que evalúan o introducen nuevos modelos de licuación utilizaron medidas de desempeño de clasificación como *overall accuracy* y *F-Score* para cada clase, en función de su factor de seguridad predicho (e.g. Juang *et al.*, 2012; Oommen *et al.*, 2010; Yazdi & Moss, 2016). Aunque su uso es válido como indicador de desempeño, esto implica adoptar valores representativos de sólo la capa crítica de un sitio y, por tanto, solo aporta mejoras limitadas a un modelo debido a la mayor subjetividad asociada a su elección (Robertson, 2009). Los índices de severidad de manifestación, en cambio, ponderan todo el perfil del suelo para predecir el daño esperado en la superficie, que es la observación real reportada en las bases de datos de licuación.

Para cuantificar la evaluación del desempeño de cada modelo, se utilizó como índice de desempeño el área bajo la curva (AUC) de las curvas de características operativas del receptor (ROC). Las curvas ROC se definen a partir de varias evaluaciones deterministas del desempeño variando un umbral determinista y clasificando el resultado en la matriz de confusión de la Tabla 4.1. El umbral seleccionado para los análisis fue el valor de los índices de severidad de cada manifestación LPI_{ISH} (Maurer *et al.*, 2015) y LSN (van Ballegooy *et al.*, 2013), aunque el desempeño de los índices de LPI (Iwasaki *et al.*, 1981) y LSN_{ISH} (Upadhyaya *et al.*, 2022) también fueron calculados y se presentan en el Anexo A.2.

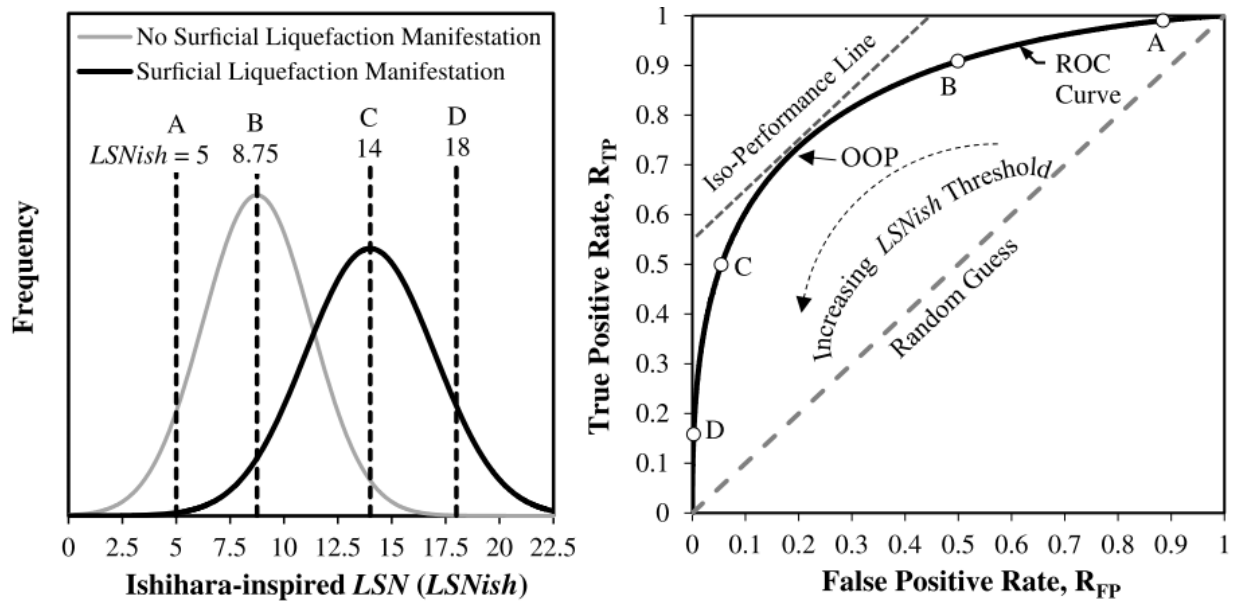


Figura 4.1. Ilustración conceptual de análisis de curvas ROC para la evaluación de modelos de licuación usando LSN_{ISH} .

Fuente: (Upadhyaya *et al.*, 2022)

En consecuencia, el resultado del AUC de cada curva ROC es cuantificar lo bien que los diferentes modelos pueden separar las diferentes clases (con o sin manifestaciones superficiales de licuación) a partir de cada índice de severidad calculado (como se muestra en la Figura 4.1). Un AUC de 1.0 significa que el modelo puede separar completamente las clases en el umbral óptimo (o *optimum operating point*: OOP), como por ejemplo $LPI_{ISH}=5$, y un AUC de 0.5 resultaría de una clasificación binaria aleatoria. Esta evaluación del desempeño sin imponer un valor umbral es de gran utilidad práctica, ya que es bien sabido que diferentes modelos de desencadenamiento de la licuación darán

lugar a diferentes valores umbrales para dar cuenta de las manifestaciones de licuación (e.g. Kang *et al.*, 2014; Maurer *et al.*, 2015; Papathanassiou, 2008).

Tabla 4.1. Matriz de confusión para los indicadores de desempeño

Observed\Predicted	Liquefaction ($LSI > LSI_{TH}$)	No liquefaction ($LSI < LSI_{TH}$)
Liquefaction	True positive (TP)	False negative (FN)
No liquefaction	False positive (FP)	True negative (TN)

4.3. Conclusiones

En el presente capítulo se presentó la metodología para evaluar el método propuesto. Aunque estudios anteriores han trabajado históricamente con sólo una capa crítica por sitio, esto tiene bastantes incertidumbres asociadas debido a que, por un lado, se restringe de entrada el análisis a aquellas capas críticas que se espera que se manifiesten (cerca de la superficie), y por otro lado, se tiende a asumir que aquellas capas más propensas a licuarán bajo el concepto de *weakest-link-in-the-chain* (R. Moss *et al.*, 2006), introduciendo bastante sesgos frente a nuevos modelos. De manera alternativa, en este trabajo se optó por utilizar modelos de manifestación (índices de severidad) mediante el uso de ensayos CPTu continuos, que ponderan las distintas capas del sitio para predecir una respuesta en superficie. Dado que, *a priori*, no existe un modelo de manifestación mejor que el resto, se calcularon los índices de severidad LPI, LPI_{ISH}, LSN y LSN_{ISH}, que permitirán evaluar cuál modelo de desencadenamiento de licuación presenta mejores resultados al compararse con las observaciones de las bases de datos.

CAPÍTULO 5: BASE DE DATOS DE CASOS HISTÓRICOS DE LICUACIÓN CON ENSAYOS CPT

5.1. Introducción

En el presente capítulo se describen las bases de datos utilizadas para llevar a cabo la evaluación de los modelos propuestos anteriormente: Global, Subducción y Canterbury. En la actualidad, se ha enfatizado que el tamaño de cada base de datos tiene una gran importancia para efectos de extraer cualquier resultado (e.g. Rasanen *et al.*, 2023). En las tres bases de datos que fueron evaluadas, se discuten los alcances de éstas para efectos de extrapolar los resultados obtenidos a la práctica real. En general, dado que se plantea el enfoque de parámetro de estado sin un ajuste empírico directo de los casos históricos (e.g. Boulanger & Idriss, 2014), se reducen las posibilidades de tener *overfitting* en el modelo resultante, otorgando bases más relacionadas con los aspectos fundamentales mencionados en el capítulo 2.

5.2. Casos históricos de base de datos Global



En la actualidad, los modelos simplificados de licuación son el resultado de constantes actualizaciones en las bases de datos de licuación, y, aunque aún existen rangos de mayor incertidumbre debido a la falta de datos, estos modelos se han adoptado con éxito en la práctica ingenieril. Por esto, es esperable que cualquier nuevo modelo desarrollado sea capaz de predecir los fenómenos de licuación al menos igual de bien que modelos anteriores en las bases de datos de casos históricos de licuación disponibles. Sin embargo, es importante que estas bases de datos se utilicen de forma consistente con el fin de evitar resultados sesgados hacia los métodos ya existentes, como se mencionó en la sección 4.3.

Para esto, se utilizó una base de datos global de casos históricos para evaluar el modelo desarrollado y su predictibilidad. Geyin & Maurer (2021) recopilaron y digitalizaron varios datos CPT de casos históricos de 21 terremotos distribuidos por todo el mundo. La base de datos incluye 275 casos históricos de importantes contribuciones como las compiladas por Moss *et al.* (2003) y Boulanger e Idriss (2014) e incluye información relevante como el nivel freático, la magnitud del evento sísmico y la clasificación de su manifestación, entre otros. La disponibilidad de registros continuos de ensayos CPT, en lugar de solo las capas críticas, es crucial para realizar análisis más rigurosos incorporando

modelos de manifestación dependientes de la profundidad (como LPI_{ISH} o LSN), como el realizado en este documento.

5.3. Casos históricos de base de datos Subducción

Para superar la falta de validación empírica de los procedimientos de desencadenamiento de licuación, Montalva *et al.* (2022) publicaron un conjunto de casos históricos de Chile para los terremotos de Maule 2010, Illapel 2014 y Melinka 2017, con mediciones de velocidad de ondas de corte, ensayos SPT y/o CPTu. Estos datos se utilizaron junto con casos históricos de Chile y otras zonas de subducción de la literatura y del proyecto Next Generation Liquefaction (Zimmaro *et al.*, 2019). Se compiló una base de datos de 39 sitios con uno o más sondajes CPTu de eventos de zonas de subducción (ver Anexo A.3). La Tabla 5.1 resume el número de sitios y los eventos sísmicos relacionados. La profundidad de los ensayos es muy variable, oscilando entre 3.2 m y 30 m con una media de 15.3 m.

Tabla 5.1. Lista de casos históricos con CPTu compilados de zonas de subducción

Earthquake event	EQ M_w	Event location	Compiled case histories	References
Maule 2010	8.8	Chile	17	(Montalva <i>et al.</i> , 2022)
Tohoku 2011	9.0	Japan	17	(Cox <i>et al.</i> , 2013; Greenfield, 2017; Stewart <i>et al.</i> , 2016)
Illapel 2014	8.3	Chile	2	(Montalva <i>et al.</i> , 2022)
Muisne 2016	7.8	Ecuador	3	(Antón & Avilés, 2017; Vera-Grunauer <i>et al.</i> , 2017)

Todos los sitios tienen una manifestación superficial notificada (o puede deducirse a partir de los registros), un ensayo CPTu cerca de la zona (en un radio máximo de unos 50 m) y contienen al menos una capa arenosa susceptible de licuación. Dado que el objetivo de este estudio excluye el análisis del efecto de las cargas cíclicas sobre materiales arcillosos, se descartaron de la base de datos los ensayos CPTu con capas arenosas de menos de 0.30 m de espesor.

Además, la mayoría de los sitios tienen una medición de la velocidad de las ondas de corte (principalmente MASW y *downhole*) y parámetros calculados de V_{s30} y V_{s12} , lo que nos permite

estimar las intensidades de movimiento del terreno corregidas por eventos utilizando un GMPE (por ejemplo, a_{max}). Para los casos en los que no se informaron mediciones de velocidad de ondas de corte a 12 o 30 metros de profundidad, los datos disponibles del sitio se extrapolaron utilizando el método propuesto por Wang & Wang (2015). En los sitios donde las aceleraciones del terreno estimadas estaban disponibles en la literatura, se utilizó esta información (e.g. Montalva *et al.*, 2022), incluyendo estimaciones de análisis de respuesta del sitio específico, GMPEs corregidos por eventos, y PGA reportados desde estaciones de movimiento del terreno cercanas.

5.4. Casos históricos de base de datos Canterbury

Una base de datos reciente de historias de casos que ha sido de gran importancia es la base de datos de Canterbury (Geyin *et al.*, 2020), que contiene 14.788 casos históricos bien caracterizadas basadas en CPT para tres eventos: Christchurch M_w 7.1 2010, Darfield 2011 M_w 6.2, y San Valentín 2016 M_w 5.7. Todos los sitios de la base de datos se publican junto con sus coordenadas geográficas, el nivel freático, los datos de ensayo CPTu, las aceleraciones máximas del terreno estimadas y una clasificación de la severidad de la manifestación de licuación para cada evento. Esta clasificación publicada de cada sitio fue dada manualmente basada principalmente en la cantidad de eyecta, con manifestaciones superficiales clasificadas como "ninguna", "menor", "moderada", "severa", "propagación lateral" y "propagación lateral severa", a través de un enfoque generado de manera similar a Green & Olson (2015) para clasificar las manifestaciones superficiales (ver Tabla 5.2).

Dado que la mayoría de los casos históricos de la base de datos de Canterbury proceden de sitios de campo libre, estos datos son una valiosa contribución al estudio de los modelos de desencadenamiento y manifestación de la licuación. En ese contexto, se utilizaron únicamente los casos históricos clasificados como "ninguna", "menor", "moderada" y "severa". Dado que la evaluación se realizó en términos de índices de severidad, comúnmente calculados en los primeros 20 metros, sólo se utilizaron datos CPTu con profundidades superiores a 10 metros, para evitar que los ensayos CPTu detenidos tempranamente afectaran a la predicción de los índices de severidad. La cantidad final de datos pertenecientes a la base de datos filtrados fue de 10.435 casos.

Tabla 5.2. Criterios de clasificación de manifestaciones de licuación para base de datos de Canterbury, extraído de Geyin et al. (2020)

Classification	Severity ID	Criteria
None	0	No observed liquefaction ejecta or lateral spreading
Minor	1	Small, isolated liquefaction features less than a vehicle width; <5% of ground surface is covered by ejecta; no lateral spreading.
Moderate	2	Groups of liquefaction features greater than a vehicle width; 5-40% of ground surface is covered by ejecta; streets are generally passable; no lateral spreading.
Severe	3	Adjoining large liquefaction features that are greater than a vehicle width; >40% of ground surface is covered by ejecta; streets are generally impassable; no lateral spreading.
Lateral Spreading	4	Ejection of liquefied material at the ground surface may be observed, but lateral spreading is the predominant manifestation and damage mechanism. Measured crack-displacement widths are less than 200 mm.
Severe Lateral Spreading	5	Ejection of liquefied material at the ground surface may be observed, but lateral spreading is the predominant manifestation and damage mechanism. Measured crack-displacement widths exceed 200 mm.
Unknown	10	Insufficient information to reliably classify: out of bounds, no reliable documentation, obscured or otherwise ambiguous imagery.

5.5. Conclusiones

En el presente capítulo se introdujeron las bases de datos utilizadas para evaluar los modelos presentados en capítulos anteriores: Global, Subducción y Canterbury. Una característica común entre éstas es que la información utilizada consiste en ensayos CPTu en toda su profundidad, a diferencia de bases de datos anteriores que consideraban únicamente los valores de q_c y f_s (y u_2 la minoría de las veces) para el desarrollo de modelos de licuación. Debido a los distintos tamaños de las bases de datos, se debe tener en cuenta que las métricas obtenidas en bases de datos pequeñas tendrán más incertidumbre asociada a la muestra seleccionada, haciendo menos significativos sus resultados. Sin embargo, permiten tener un primer acercamiento al uso de modelos alternativos como el expuesto en el Capítulo 3.

CAPÍTULO 6: RESULTADOS

6.1. Introducción

El presente capítulo muestra los resultados de la evaluación del modelo propuesto en las bases de datos presentadas anteriormente. Los resultados se expresan a continuación mediante curvas ROC, junto con los valores de área bajo la curva (AUC) de éstas. Además, se realizaron análisis paramétricos para comparar los modelos resultantes con algunos modelos del estado del arte y de la práctica.

6.2. Modelos basados en CPTu: estado de la práctica vs. parámetro de estado

Como resultado de la evaluación del desempeño de los modelos basados en parámetros de estado, en las Figura 6.1.(a) y la Figura 6.1.(b) se muestran las curvas ROC en función de los valores umbral de LPI_{ISH} (Maurer *et al.*, 2015) para las bases de datos Global y Canterbury. La Figura 6.1.(a) muestra el desempeño del modelo de desencadenamiento de Moss *et al.* (2006), y se compara con el desempeño del mismo modelo, pero utilizando un enfoque basado en parámetro de estado.

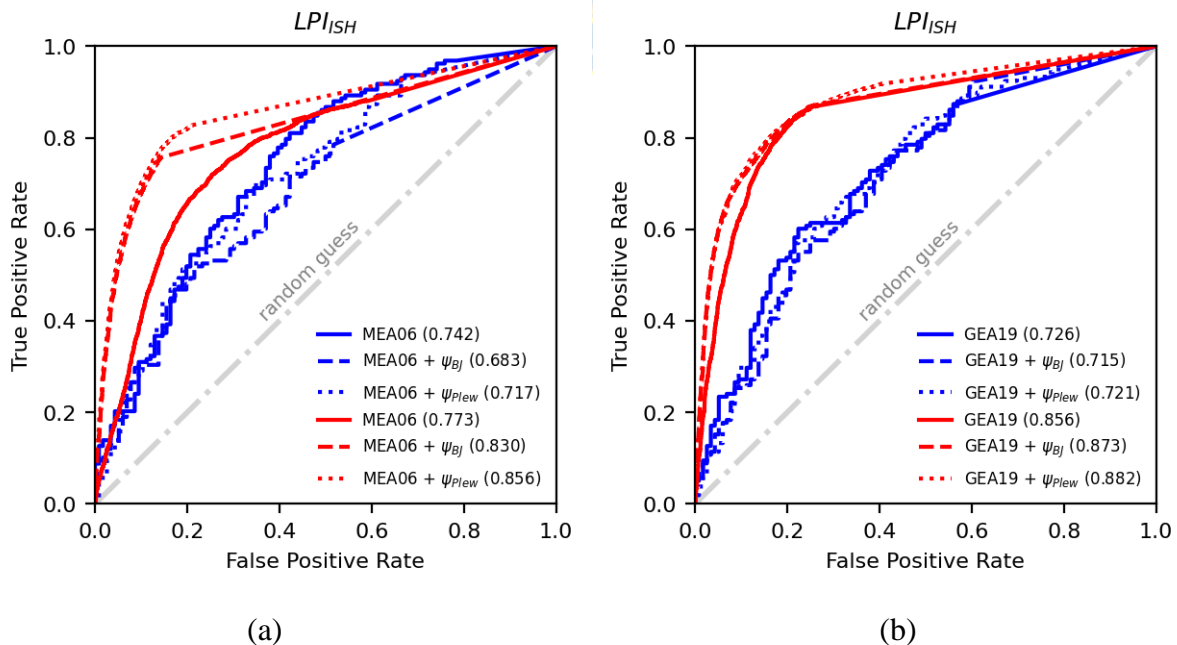


Figura 6.1. Curvas ROC para modelos de manifestación de LPI_{ISH} en bases de datos Global (en azul) y Canterbury (en rojo) incluyendo modelos de *triggering* de: (a) Moss *et al.* (2006) y ψ -*approach* con PEA92 y BJ92; (b) Green *et al.* (2019) y ψ -*approach* con PEA92 y BJ92.

Los valores AUC (mostrados en ambas figuras entre paréntesis) muestran un desempeño comparativamente mejor del enfoque basado en parámetro de estado frente a las versiones originales del método para la base de datos Canterbury. Para la base de datos Global, sin embargo, los resultados no son tan claros, dado que utilizando el modelo original de Moss *et al.* (2006) se obtuvieron mejores resultados en comparación con su versión basada en parámetros de estado.

La Figura 6.2.(a) y Figura 6.2.(b) muestran el mismo análisis realizado anteriormente, pero utilizando el *Liquefaction Severity Number* (LSN) de van Ballegooy *et al.* (2013) como modelo de manifestación. La figura muestra que, en términos de umbrales LSN para las bases de datos Canterbury y Global, ambas versiones de parámetros de estado de los métodos simplificados mejoran los desempeños en todos los modelos excepto en uno, con la excepción del modelo original de Green *et al.* (2019) en la base de datos Global, que muestra un AUC ligeramente mayor en comparación con los enfoque de parámetro de estado.

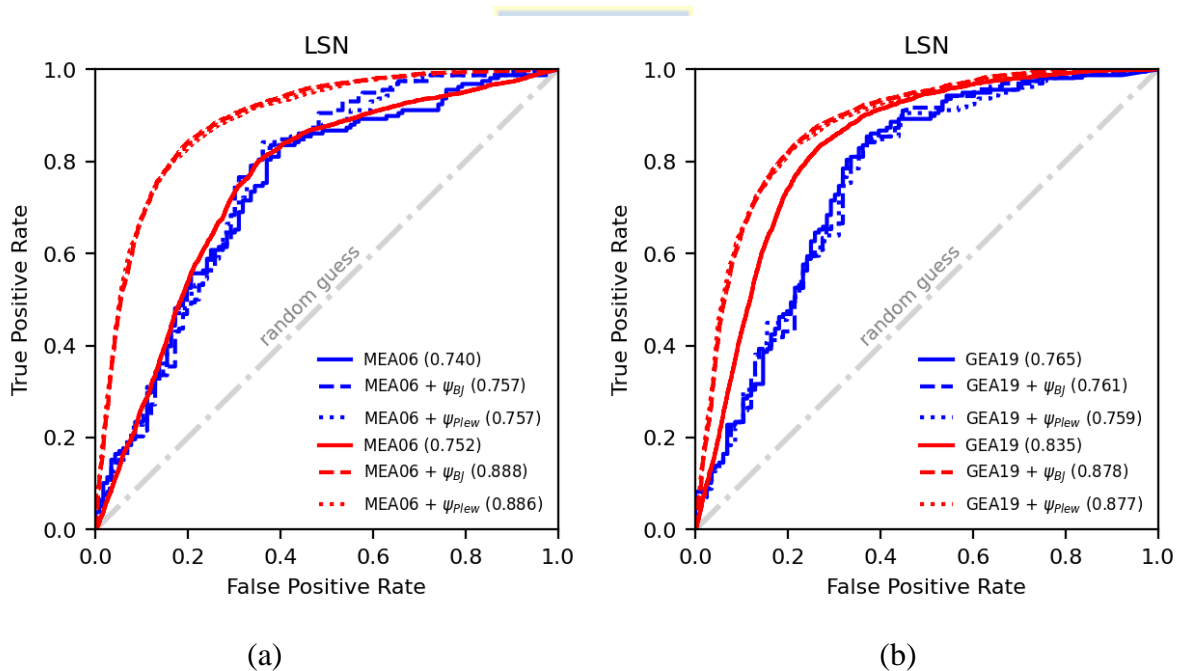


Figura 6.2. Curvas ROC para modelo de manifestación de LSN en bases de datos Global y Canterbury usando el modelo de triggering de: (a) Moss *et al.* (2006) y ψ -approach con PEA92 y BJ92; (b) Green *et al.* (2019) y ψ -approach con PEA92 y BJ92.

Además, se observa que la mayor variabilidad y las AUC comparativamente más bajas observadas entre los modelos de la base de datos Global pueden estar directamente relacionadas con su tamaño y

heterogeneidad, ya que tiene aproximadamente sólo el 3% o menos de la cantidad de casos históricos contenidos en la base de datos Canterbury aquí utilizada. En relación con este tema, Maurer & Sanger (2023) afirmaron que las diferencias medidas entre los modelos rara vez son estadísticamente significativas, incluso dentro de compilaciones globales de varios cientos de casos históricos, y advirtieron sobre lo inapropiado de considerar los modelos mejores que otros simplemente evaluando el desempeño en conjuntos de datos pequeños. Por lo tanto, aunque la base de datos Global muestre pequeñas variaciones en los desempeños de los modelos, estas diferencias difícilmente serán estadísticamente significativas debido a la mayor incertidumbre de la muestra finita.

En la Figura 6.3 se muestra la comparación del desempeño de los modelos de la base de datos de zonas de subducción. Esta evaluación se presentó en términos de LPI_{ISH} , aunque las conclusiones extraídas también son válidas para LSN y LPI/LSN_{ISH} , según se muestra en el Anexo A.1. La Figura 6.3 muestra el desempeño del modelo a través del AUC para varios modelos del estado de la práctica como Robertson y Wride (1998), Moss *et al.* (2006), Boulanger e Idriss (2014), Green *et al.* (2019) y su versión de parámetros de estado y la “True” triggering curve de Upadhyaya *et al.* (2023).

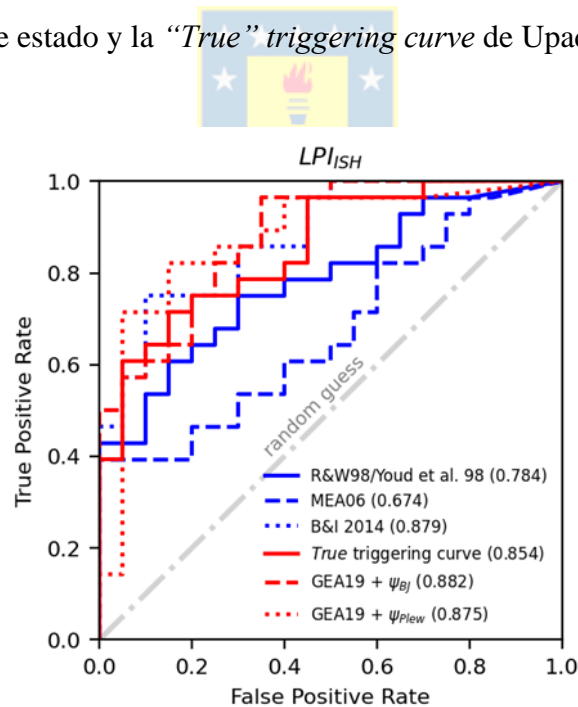


Figura 6.3. Curvas ROC para modelo de manifestación LPI_{ISH} en base de datos de Subducción, usando el modelo de triggering de Green *et al.* (2019) + ψ -approach con PEA92 y BJ92, junto a modelos del estado de la práctica.

Los resultados del análisis para la base de datos de zonas de subducción se resumen como sigue: (1) el modelo de GEA19 + ψ_{BJ} y Boulanger e Idriss (2014) mostraron los mejores desempeños entre todos

los modelos; (2) las versiones basadas en parámetro de estado de los modelos de Moss *et al.* (2006) y Green *et al.* (2019) mostraron mejores o iguales desempeños en comparación con sus versiones originales; y (3) todos los modelos evaluados basados en parámetros de estado mostraron mejores desempeños que los modelos de Robertson y Wride (1998) y Moss *et al.* (2006) en todas sus variantes: cualquiera sea la estimación de parámetros de estado (Plewes *et al.* 1992; Been y Jefferies 1992) y cualquiera sea el índice utilizado, LPI_{ISH} o LSN.

Aunque los resultados aquí presentados están lejos de ser concluyentes debido a las diversas razones mencionadas anteriormente (mayor incertidumbre por el tamaño de la base de datos), estos primeros resultados compilados basados en CPT de zonas de subducción apoyan el uso de un modelo alternativo de desencadenamiento de licuación menos "empíricamente derivado" como el enfoque de parámetro de estado propuesto. Además, la idea de desarrollar modelos menos basados en el empirismo y la disponibilidad de datos debería ser de interés primordial debido al gran esfuerzo y los costes relacionados con el estudio de nuevos casos, y porque en ausencia de datos (o frente a conjuntos de datos pequeños), solo las tendencias de los datos experimentales y los principios de la mecánica proporcionarán un medio más adecuado para extrapolar más allá de los límites de los datos de campo (National Academies of Sciences Engineering and Medicine, 2016).

6.3. Validación del enfoque de parámetro de estado

Para proporcionar una mayor comprensión del uso de un enfoque de parámetros de estado para el análisis de la licuación, se realizó un análisis paramétrico en términos de Q_t y F_r . La Figura 6.4 muestra varias curvas de resistencia cíclica a partir de los métodos de disparo de BI14, MEA06, la curva de "True" triggering de Upadhyaya *et al.* (2023) y la desarrollada mediante el uso de un enfoque de parámetro de estado a partir de las estimaciones de BJ92 y Plewes. Para calcular las resistencias cíclicas a partir de Q_t , los valores de K_0 y M_{tc} se tomaron iguales a 0.6 y 1.20, respectivamente, mientras que las tensiones verticales efectivas y totales y la relación de fricción se fijaron en los valores discretos representados en cada figura.

Como se muestra en la Figura 6.4.(a) y Figura 6.4.(b), ambos enfoques de parámetro de estado (Plewes y BJ92) predicen resistencias cíclicas significativamente más bajas a valores de Q_t más altos, donde otros métodos del estado de la práctica divergen a infinito. Una observación interesante de la Figura

6.4.(a), es que la reciente “True” triggering curve propuesta por Upadhyaya *et al.* (2023) y ambas curvas de resistencia cíclica basadas en parámetro de estado son muy similares a valores bajos de F_r , mientras que, para valores mayores de F_r , las resistencias cíclicas del método de Plewes aumentan considerablemente, incluso para valores bajos de Q_t (como muestra la Figura 6.4.b).

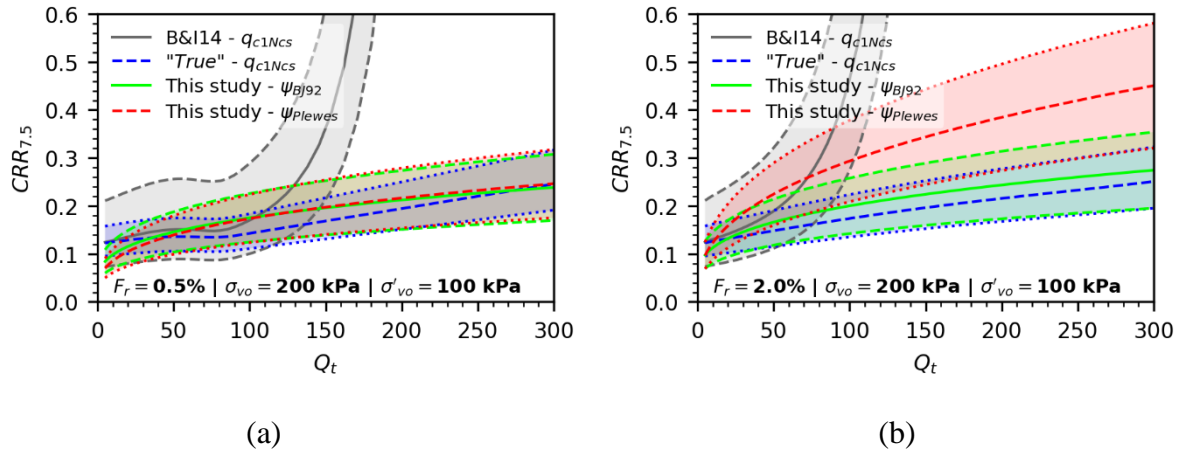


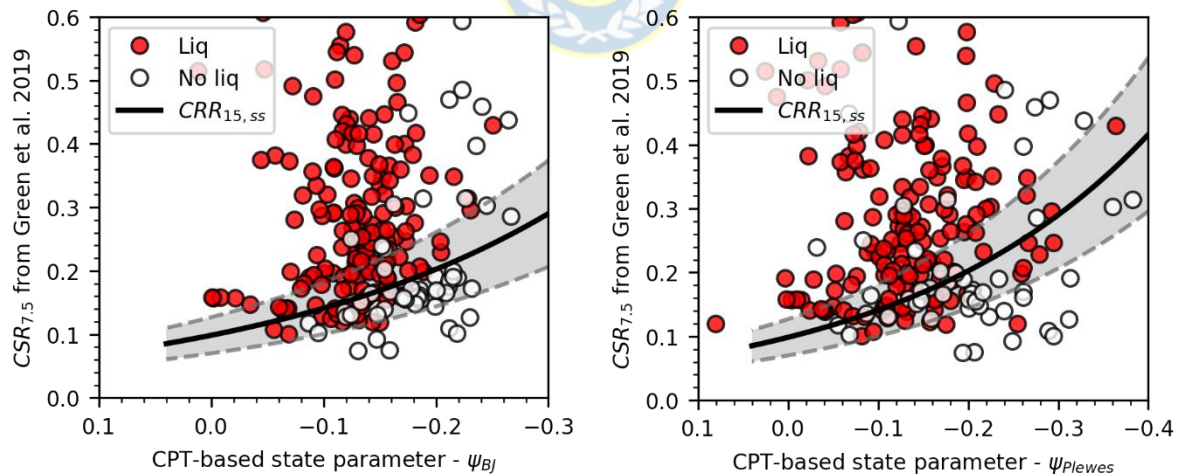
Figura 6.4. Comparación entre análisis paramétricos de $CRR_{7.5}$ con modelos de triggering de Boulanger e Idriss (2014), Upadhyaya *et al.* (2023) y el modelo propuesto de parámetro de estado con BJ92 y PEA92 para: (a) $F_r=0.5\%$; (b) $F_r=2.0\%$.

Una característica común entre las resistencias cíclicas del enfoque de parámetro de estado propuesto y la “True” triggering curve de Upadhyaya *et al.* (2023) es que estas resistencias cíclicas más bajas resultaron ser beneficiosas para el desempeño de los modelos de manifestación. Además, Upadhyaya *et al.* (2022) sugirieron que un efecto de doble conteo de la dilatación está presente en los modelos de desencadenamiento semi-empíricos "tradicionales", probablemente debido al esquema de clasificación utilizado por los modelos, que consiste en asumir si la licuación se desencadenó basándose en las manifestaciones superficiales.

Sugerencias similares fueron dadas por Dobry (1989), que en lugar de asumir que la licuación en arenas más densas no se desencadena, sugirió que las arenas más densas sí licúan ($r_u=1$) pero no se producen consecuencias ingenieriles debido a la baja cantidad de agua expulsada durante la consolidación. Además, Yazdi & Moss (2016) categorizaron la región de q_t mayor a 10 MPa ($Q_t \sim 100$ a 100 kPa), como una región de pequeñas deformaciones en el espacio q_t vs. CSR, donde solo se esperan deformaciones limitadas, y donde los suelos tienden a deformarse cosísmicamente bajo cargas cíclicas altas.

Para ilustrar lo anterior, se muestra en la Figura 6.5.(a) y Figura 6.5.(b) un gráfico de la base de datos de historias de casos de Moss *et al.* (2003) y las relaciones de tensión cíclica calculadas usando Green *et al.* (2019) en el espacio ψ vs. $CSR_{7.5}$ basado en CPT (análogamente a q_{c1Ncs} vs. $CSR_{7.5}$). Se observa que casi todos los casos de licuación se trazan dentro de o por encima de la zona sombreada gris de la curva de resistencia cíclica, que corresponde a la curva $CRR_{7.5}$ junto con la variación del parámetro a_0 (± 1 desviación estándar). Se observa que, aunque muchos de los casos de no licuación se trazan dentro o por debajo de la zona sombreada gris de la $CRR_{7.5}$, muchos casos históricos también se trazan por encima de esta curva.

Aunque no se acercan a la perfección en términos deterministas, los modelos basados en parámetro de estado alcanzarían un *overall accuracy* de entre el 78% y el 81% si se evaluaran directamente a partir de las capas críticas, lo que concuerda estrechamente con los modelos actuales del estado de la práctica (Maurer & Sanger, 2023). Mientras que la práctica común en el desarrollo de modelos de licuación sugeriría ajustar la curva de resistencia para "mejorar" el modelo, esto no necesariamente mejoraría el desempeño de los modelos de manifestación, que son los modelos destinados a predecir las observaciones reales (como se mostró anteriormente).



(a)

(b)

Figura 6.5. Comparación entre base de datos de Moss et al. (2003) usando el modelo de Green et al. (2019) y los modelos propuestos de parámetro de estado usando: (a) Been y Jefferies (1992); (b) Plewes et al. (1992).

La región del espacio Q_m frente a $CRR_{7.5}$ en la que se observan mayores diferencias de CRR entre ambos enfoques aparece sombreada en amarillo en la Figura 6.6.(a) y Figura 6.6.(b), extraídas de un

análisis paramétrico con una relación de fricción igual al 0.5% y al 2.0%. Se observa que, aunque la curva de resistencia en el espacio ψ vs. $CRR_{7.5}$ tiene forma de concavidad ascendente (como en la Figura 6.5), la proyección de la misma curva siguiendo el enfoque de los parámetros de estado en el espacio Q_{tn} frente a $CRR_{7.5}$ suprime la divergencia de la resistencia cíclica que existe en los modelos semi-empíricos tradicionales (p. ej., B&I14, MEA06), lo que da como resultado una curva de resistencia cíclica con forma de concavidad descendente, como se muestra en la Figura 6.6.

Además, la Figura 6.6 muestra que la región en la que ambas resistencias cíclicas comienzan a diferir en términos de Q_{tn} depende de la relación de fricción (F_r) y concuerda estrechamente con los 10 MPa descritos por Yazdi y Moss (2016). Por otro lado, se observa que al aumentar el esfuerzo efectivo en la Figura 6.6, la curva $CRR_{7.5}$ calculada mediante Boulanger e Idriss (2014) (en azul) aumenta, mientras que las determinadas a partir del enfoque de parámetro de estado (en gris y negro) disminuyen para un mismo Q_{tn} , coincidentes con la teoría de estado crítico.

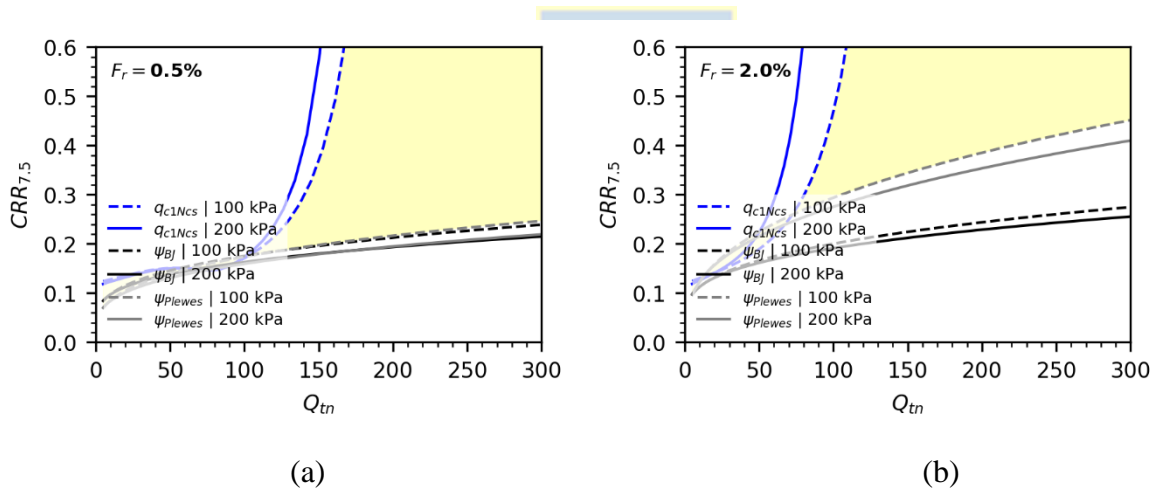


Figura 6.6. Razón de resistencia cíclica equivalente a eventos de 7.5 M_w , para esfuerzos efectivos de 100 y 200 kPa, usando Boulanger e Idriss (2014) y los modelos propuestos basados en parámetro de estado (ψ_{BJ} y ψ_{Plewes}): (a) con $F_r=0.5\%$; (b) con $F_r=2.0\%$.

La concavidad descendente de la $CRR_{7.5}$ responde a una afirmación fundamental de Castro y Poulos (1977) que indica que "cualquier suelo en cualquier estado puede desarrollar movilidad cíclica en el laboratorio si las tensiones cíclicas son suficientemente grandes", entendiéndose que la "movilidad cíclica" en suelos dilatantes puede referirse a la condición de tensión efectiva momentáneamente nula durante las cargas cíclicas. Asimismo, la forma de concavidad descendente de la curva de resistencia cíclica no es nuevo, ya que fue encontrada previamente por Fioravante & Giretti (2016) en la

caracterización de las arenas de Toyoura y Ticino con ensayos triaxiales y mini-CPTs realizados en centrífuga sobre modelos homogéneos reconstituidos.

Si bien esto se conoce a partir de fundamentos teóricos y ensayos de laboratorio, esto no se considera actualmente en modelos simplificados, y su consideración para el desarrollo de modelos permitiría, por ejemplo, mejorar la comprensión de los fenómenos desencadenantes de licuación en terremotos de gran magnitud provenientes de zonas de subducción, donde las duraciones de los terremotos son considerablemente más largas y, por lo tanto, la movilidad cíclica podría ocurrir en escenarios donde para eventos típicamente corticales (más cortos) no ocurriría.

6.4. Desarrollos futuros de un modelo simplificado de parámetro de estado

El enfoque de parámetro de estado aquí mencionado se trató desde una perspectiva de licuación cíclica. A pesar de que este enfoque se utiliza cuidadosamente en el estado actual de la práctica para evaluar los fenómenos de licuación por flujo y/o en el contexto de las pruebas de laboratorio avanzadas, sólo hay unos pocos estudios que lo han utilizado para estudiar casos históricos de licuación (e.g. Macedo *et al.*, 2022; R. E. S. Moss, 2014). Una posible explicación es que, en los fenómenos de licuación cíclica, aunque se puede desarrollar un marco consistente, hay ciertos factores que son tan importantes como el estado del suelo, y han sido particularmente difíciles de evaluar, como la fábrica (*fabric*) en la preparación de muestras en laboratorio o el efecto del envejecimiento/adhesión/cementación en la resistencia a la licuación en campo.

Para este último, mientras que la mayoría de los enfoques semi-empíricos abarcan este problema recomendando su uso casi únicamente a los sedimentos aluviales o fluviales del Holoceno o cualquier suelo joven no cementado (Pyke, 2003), varios investigadores han estudiado el papel de la rigidez a pequeñas deformaciones y su impacto en la resistencia a la licuación (e.g. Dobry *et al.*, 1982; Green *et al.*, 2022; Roy, 2008; Schnaid & Yu, 2007; Schneider & Moss, 2011). En particular, el enfoque de la deformación cíclica se considera uno de los enfoques más robustos y racionales para estudiar el desencadenamiento de la licuación, aunque su aplicación no ha tenido tanto éxito como el enfoque basado en esfuerzos (e.g. Rodríguez-Arriaga & Green, 2018).

No obstante, en la Figura 6.7 se muestran las relaciones de resistencia cíclica derivadas del enfoque basado en la deformación cíclica de J. Schneider (2008) junto con la curva de resistencia cíclica aquí propuesta. Se observa en la Figura 6.7 que, para un rango de esfuerzos efectivos verticales de 50 y 200 kPa, los $CRR_{7.5}$ propuestos tiene grandes similitudes con los $CRR_{7.5}$ estimados con el enfoque de *cyclic strain* para el rango de suelos del Holoceno (K_G de 165 a 330). Con esta convergencia entre ambos métodos, futuros desarrollos de este trabajo podrían ampliarse utilizando el proxy K_G u otros similares junto con mejorar las estimaciones del parámetro de estado (Schnaid et al., 2020) para explicar parcialmente las incertidumbres en el $CRR_{7.5}$ e incorporar el efecto neto de la rigidez a pequeñas deformaciones en la resistencia a la licuación. Dado que muchos aspectos del enfoque de *cyclic strain* deben estudiarse en profundidad (como la deformación de corte umbral o la influencia del nivel de esfuerzos), esta es solo una proyección para trabajos futuros, que pone de relieve las similitudes entre ambos enfoques, y su complementariedad teórica.

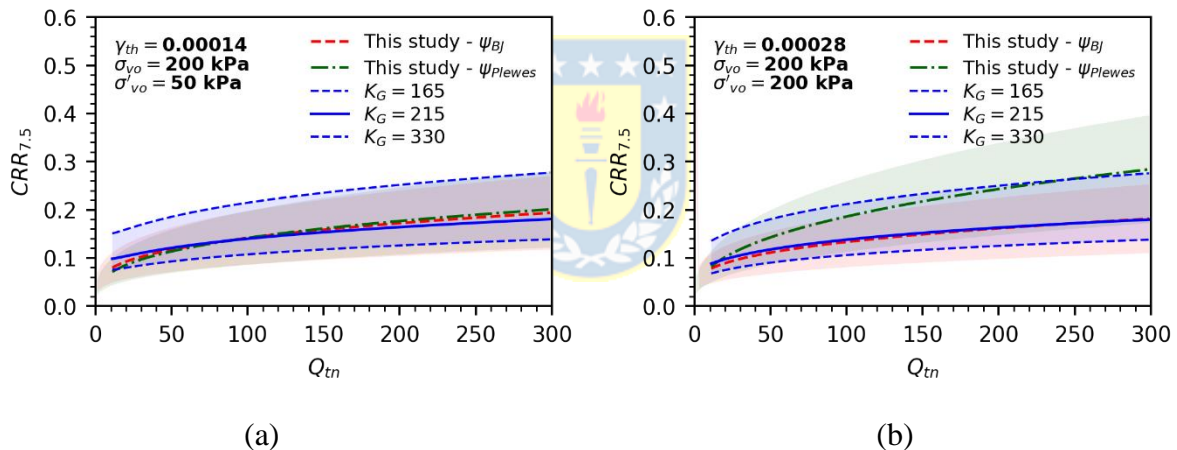


Figura 6.7. Enfoque de parámetro de estado vs. enfoque de deformación cíclica por Schneider (2008): (a) para $F_r=0.5\%$ y esfuerzo vertical efectivo de 50 kPa; (b) para $F_r=2.0\%$ y esfuerzo vertical efectivo de 200 kPa.

6.5. Conclusiones

En el presente capítulo se mostraron los resultados de la evaluación del desempeño de los modelos, utilizando los procedimientos y bases de datos mostrados en secciones anteriores. Los resultados indican que el uso de la curva de resistencia cíclica propuesta a partir de ensayos cíclicos de laboratorio entrega resultados satisfactorios, con niveles de predicción comparables e incluso mejores que las obtenidas por otros modelos simplificados. Aunque existen algunos casos en los que el método de parámetro de estado no mejora la predicción en la base de datos Global, en otros, los niveles de

predicción mejoran considerablemente en la base de datos Canterbury y Subducción. Además, los resultados muestran que en presencia de grandes bases de datos (Canterbury): (1) los niveles de predicción son poco sensibles al método de estimación del parámetro de estado; y (2) los modelos basados en parámetro de estado muestran mejoras significativas al ser comparados con los modelos de Youd et al. (2001) y Moss et al. (2006), y en menor medida con Boulanger e Idriss (2014), independiente del modelo de manifestación elegido para cuantificar estas diferencias.

Por otro lado, al analizar y comparar la forma de las curvas de resistencia cíclicas resultantes con el resto de los modelos presentes en el estado de la práctica, los modelos de parámetro de estado indican resistencias cíclicas bastante menores que las estimadas por modelos previos en los suelos más densos. A pesar de lo anterior, conclusiones similares han sido planteadas por distintos investigadores (Dobry, 1989; Fioravante & Giretti, 2016; Jefferies & Been, 2015; Upadhyaya et al., 2023), cuyas diferencias se han atribuido principalmente a que los suelos densos pueden licuar, pero al presentar manifestaciones mínimas, en la práctica éstas podrían estar clasificarse como casos de no licuación.

Finalmente, dado que una debilidad del enfoque de parámetro de estado (y de otros modelos simplificados) es obviar el rol de la rigidez a bajas deformaciones del suelo, se compararon los modelos resultantes con el modelo propuesto por Schneider (2008) del *cyclic strain approach*. Al respecto, se observaron similitudes importantes, que, por un lado, indican que el modelo propuesto coincide con los modelos propuestos para suelos típicos del Holoceno, y, por otro lado, sugeriría que la incertidumbre asociada a la regresión del modelo podría ser mejorada a través del parámetro K_G , pudiendo servir de base para dar lugar a un futuro modelo que considere tanto la mecánica del parámetro de estado, como la contribución propia de la rigidez a bajas deformaciones.

CAPÍTULO 7: CONCLUSIONES

7.1. Conclusiones del trabajo

Una gran parte del estado actual de la práctica en el desencadenamiento de la licuación se ha desarrollado en torno a modelos semi-empíricos simplificados propuestos a partir de bases de datos de casos históricos de todo el mundo. Sin embargo, debido a la formulación semi-empírica, hay ciertos rangos de datos en los que la falta de casos históricos en las bases de datos originales genera grandes incertidumbres sobre su uso futuro. El empirismo a lo largo del desarrollo de modelos en los procedimientos de desencadenamiento de licuación permite evaluar si los modelos pueden predecir los fenómenos o no, aunque si no se realiza con cuidado o con datos suficientes (incluso más de los disponibles), pueden resultar pequeñas desviaciones de la mecánica del problema.

En este trabajo se realizó una evaluación del desempeño de modelos simplificados de desencadenamiento de licuación basados en CPT, utilizando tres conjuntos de datos compilados de casos históricos, y evaluó el uso de dos estimaciones de parámetro de estado derivados de CPT como índice de estado en los modelos de desencadenamiento de licuación en los modelos del estado de la práctica, con el objetivo de desarrollar modelos menos dependientes de las bases de datos disponibles. Para reducir el posible sesgo derivado del uso exclusivo de los datos disponibles, se utilizaron como referencia resistencias cíclicas procedentes de ensayos triaxiales de 10 arenas distintas para desarrollar una curva de resistencia cíclica representativa de campo.

Para evaluar y validar el modelo propuesto, se llevó a cabo una evaluación del desempeño en términos de los índices de severidad LPI_{ISH} y LSN , donde los resultados se compararon con los mismos modelos de manifestación, pero utilizando modelos de desencadenamiento de licuación del estado de la práctica. Los resultados muestran que la sustitución de la resistencia equivalente de la punta del cono de arena limpia (q_{c1Ncs}) por un parámetro de estado basado en CPT en los modelos mostró un desempeño mejorado (o al menos igual) en la predicción de la manifestación (LPI_{ISH} y LSN) para la mayoría de los casos. Además, en presencia de grandes bases de datos (Canterbury), los modelos basados en parámetro de estado mostraron mejoras significativas al ser comparados con los modelos de Youd *et al.* (2001) y Moss *et al.* (2006), y en menor medida con Boulanger e Idriss (2014), independiente del modelo de manifestación elegido.

El uso del enfoque del parámetro de estado en el contexto de los métodos simplificados basados en CPT, muestra que se predicen menores razones de resistencia cíclica para suelos más densos en comparación con los actuales modelos semi-empíricos basados en esfuerzos. Aunque esto podría pensarse como una evaluación más conservadora, se enfatiza que la licuación cíclica ($r_u=1$) en suelos más densos podría tener poca o ninguna deformación post-terremoto, debido a su comportamiento más dilatante. Sin embargo, se cree que estas diferencias reducen el sesgo de los modelos existentes y permiten obtener mejores resultados en los modelos de manifestación.

Por último, se discutieron brevemente algunas similitudes entre el enfoque de parámetro de estado y el enfoque de *cyclic strain*. Mientras que este estudio propone el uso de una curva de resistencia promedio que representa una amplia gama de arenas, futuros desarrollos podrían, por ejemplo, considerar la variación de la resistencia cíclica con la rigidez a pequeñas deformaciones del suelo, permitiendo incluir el efecto del envejecimiento/adhesión/cementación, que es comúnmente ignorado en la mayoría de los modelos simplificados basados en esfuerzo.



REFERENCIAS

- Antón, R. A., & Avilés, A. F. (2017). *Análisis de Respuesta Sísmica y Potencial de Licuefacción en la Parroquia Tarquí, Manta, Posterior al Terremoto 2016*. [Tesis de pregrado, Escuela Superior Politécnica del Litoral].
- Been, K., Crooks, J. H. A., Becker, D. E., & Jefferies, M. G. (1986). The cone penetration test in sands: Part I, state parameter interpretation. *Geotechnique*, 36(2), 239–249. <https://doi.org/10.1680/geot.1986.36.2.239>
- Been, K., Crooks, J. H. A., Jefferies, M. G., & Rothenburg, L. (1987). The cone penetration test in sands: Part II, general inference of state. *Geotechnique*, 37(3), 285–299. <https://doi.org/10.1680/geot.1987.37.3.285>
- Been, K., & Jefferies, M. G. (1986). A state parameter for sands. *Geotechnique*, 36(1), 123–132. <https://doi.org/10.1680/geot.1986.36.1.123>
- Been, K., & Jefferies, M. G. (1992). Towards systematic CPT interpretation. *Predictive Soil Mechanics: Proceedings of the Wroth Memorial Symposium*, 121–134.
- Bouckovalas, G. D., Andrianopoulos, K. I., & Papadimitriou, A. G. (2003). A critical state interpretation for the cyclic liquefaction resistance of silty sands. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 23(2), 115–125. [https://doi.org/10.1016/S0267-7261\(02\)00156-2](https://doi.org/10.1016/S0267-7261(02)00156-2)
- Boulanger, R. W. (2003). High overburden stress effects in liquefaction analyses. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 129(12), 1071–1082. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2003\)129:12\(1071\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2003)129:12(1071))
- Boulanger, R. W., & Idriss, I. M. (2008). Soil liquefaction during earthquakes. In *EERI* (Vol. 1).
- Boulanger, R. W., & Idriss, I. M. (2014). *CPT and SPT based liquefaction triggering procedures* (Issue UCD/CGM-14/01).
- Boulanger, R. W., & Idriss, I. M. (2015). Magnitude scaling factors in liquefaction triggering procedures. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 79, 296–303. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2015.01.004>
- Boulanger, R. W., & Idriss, I. M. (2016). CPT-based liquefaction triggering procedure. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 142(2), 1–11. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0001388](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001388)
- Bray, J. D., Rollins, K., Hutchinson, T., Verdugo, R., Ledezma, C., Mylonakis, G., Assimaki, D., Montalva, G., Arduino, P., Olson, S. M., Kayen, R., Hashash, Y. M. A., & Candia, G. (2012).

- Effects of ground failure on buildings, ports, and industrial facilities. *Earthquake Spectra*, 28(SUPPL.1), 97–118. <https://doi.org/10.1193/1.4000034>
- Castro, G., & Poulos, S. J. (1977). Factors Affecting Liquefaction and Cyclic Mobility. *ASCE J Geotech Eng Div*, 103(6), 501–516. <https://doi.org/10.1061/ajgeb6.0000433>
- Cetin, K., & Bilge, H. T. (2012). Performance-based assessment of magnitude (Duration) scaling factors. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 138(3), 324–334. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0000596](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000596)
- Cetin, K. O., & Seed, R. B. (2004). Nonlinear shear mass participation factor (rd) for cyclic shear stress ratio evaluation. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 24(2), 103–113. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2003.10.008>
- Cetin, K. O., Seed, R. B., Der Kiureghian, A., Tokimatsu, K., Harder, L. F., Kayen, R. E., & Moss, R. E. S. (2004). Standard Penetration Test-Based Probabilistic and Deterministic Assessment of Seismic Soil Liquefaction Potential. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 130(12), 1314–1340. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2004\)130:12\(1314\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2004)130:12(1314))
- Cetin, K. O., Seed, R. B., Kayen, R. E., Moss, R. E. S., Bilge, H. T., Ilgac, M., & Chowdhury, K. (2018). SPT-based probabilistic and deterministic assessment of seismic soil liquefaction triggering hazard. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 115(July 2017), 698–709. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2018.09.012>
- Cox, B. R., Boulanger, R. W., Tokimatsu, K., Wood, C. M., Abe, A., Ashford, S., Donahue, J., Ishihara, K., Kayen, R., Katsumata, K., Kishida, T., Kokusho, T., Mason, H. B., Moss, R., Stewart, J. P., Tohyama, K., & Zekkos, D. (2013). Liquefaction at strong motion stations and in Urayasu City during the 2011 Tohoku-oki earthquake. *Earthquake Spectra*, 29(SUPPL.1), S55–S80. <https://doi.org/10.1193/1.4000110>
- Dobry, R. (1989). Some basic aspects of soil liquefaction during earthquakes. In K. H. Jacob & C. J. Turkstra (Eds.), *Earthquake hazards and the design of constructed facilities in the eastern United States* (Issue 86, pp. 172–182). Annals of the New York Academy of Sciences.
- Dobry, R., & Abdoun, T. (2015). 3rd Ishihara Lecture: An investigation into why liquefaction charts work: A necessary step toward integrating the states of art and practice. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 68, 40–56. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2014.09.011>
- Dobry, R., Ladd, R., Yokel, F., Chung, R. M., & Powell, D. (1982). *Prediction of pore water pressure buildup and liquefaction of sands during earthquakes by the cyclic strain method*. <https://doi.org/10.6028/NBS.BSS.138>

- Duan, W., Congress, S. S. C., Cai, G., Zhao, Z., Liu, S., Dong, X., Chen, R., & Qiao, H. (2022). Prediction of in situ state parameter of sandy deposits from CPT measurements using optimized GMDH-type neural networks. *Acta Geotechnica*. <https://doi.org/10.1007/s11440-022-01540-6>
- Fioravante, V., & Giretti, D. (2016). Unidirectional cyclic resistance of Ticino and Toyoura sands from centrifuge cone penetration tests. *Acta Geotechnica*, *11*(4), 953–968. <https://doi.org/10.1007/s11440-015-0419-3>
- Geyin, M., & Maurer, B. (2021). *CPT-Based Liquefaction Case Histories from Global Earthquakes: A Digital Dataset (Version 1)*. DesignSafe-CI. <https://doi.org/10.17603/ds2-wftt-mv37>
- Geyin, M., Maurer, B., Bradley, B., Green, R., & van Ballegooy, S. (2020). *CPT-Based Liquefaction Case Histories Resulting from the 2010-2016 Canterbury, New Zealand, Earthquakes: A Curated Digital Dataset (Version 2)*. DesignSafe-CI. <https://doi.org/10.17603/ds2-tygh-ht91>
- Geyin, M., Maurer, B. W., Bradley, B. A., Green, R. A., & van Ballegooy, S. (2021). CPT-based liquefaction case histories compiled from three earthquakes in Canterbury, New Zealand. *Earthquake Spectra*. <https://doi.org/10.1177/8755293021996367>
- Green, R. A., Bommer, J. J., Rodriguez-Marek, A., Maurer, B. W., Stafford, P. J., Edwards, B., Kruiver, P. P., de Lange, G., & van Elk, J. (2019). Addressing limitations in existing ‘simplified’ liquefaction triggering evaluation procedures: application to induced seismicity in the Groningen gas field. *Bulletin of Earthquake Engineering*, *17*(8), 4539–4557. <https://doi.org/10.1007/s10518-018-0489-3>
- Green, R. A., Bradshaw, A., & Baxter, C. (2022). *Accounting for Intrinsic Soil Properties and State Variables on Liquefaction Triggering in Simplified Procedures*. May, 1–44. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0002823](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002823)
- Green, R. A., & Olson, S. M. (2015). Interpretation of liquefaction field case histories for use in developing liquefaction triggering curves. *Proc. 6th International Conference on Earthquake Geotechnical Engineering (6ICEGE), Christchurch, New Zealand., November, 2–4*. <https://doi.org/10.1093/jcr/ucv010>
- Greenfield, M. W. (2017). *Effects of long-duration ground motions on liquefaction hazards*. University of Washington.
- Idriss, I. M. (1999). An update to the Seed-Idriss simplified procedure for evaluating liquefaction potential. *Proceedings, TRB Workshop on New Approaches to Liquefaction*.
- Ishihara, K. (1993). Liquefaction and flow failure during earthquakes. *Geotechnique*, *43*(3), 351–451. <https://doi.org/10.1680/geot.1993.43.3.351>

- Ishihara, K., Iwamoto, S., Yasuda, S., & Takatsu, H. (1977). Liquefaction of anisotropically consolidated sand. *9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (Tokyo)*, 4(16), 261–264. [https://doi.org/10.1016/0266-1144\(84\)90012-8](https://doi.org/10.1016/0266-1144(84)90012-8)
- Iwasaki, T., Tokida, K., & Tatsuoka, F. (1981). Soil Liquefaction Potential Evaluation with Use of the Simplified Procedure. *First International Conference on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics*, 209–214.
- Jefferies, M. G., & Been, K. (2015). *Soil liquefaction – a critical state approach* (2nd ed.). CRC Press. <https://doi.org/10.1680/geot.2008.b.002>
- Juang, C. H., Chen, C. H., & Mayne, P. W. (2008). CPTu simplified stress-based model for evaluating soil liquefaction potential. *Soils and Foundations*, 48(6), 755–770. <https://doi.org/10.3208/sandf.48.755>
- Juang, C. H., Ching, J., Ku, C. S., & Hsieh, Y. H. (2012). Unified CPTu-based probabilistic model for assessing probability of liquefaction of sand and clay. *Geotechnique*, 62(10), 877–892. <https://doi.org/10.1680/geot.9.P.025>
- Kang, G. C., Chung, J. W., & Rogers, J. D. (2014). Re-calibrating the thresholds for the classification of liquefaction potential index based on the 2004 Niigata-ken Chuetsu earthquake. *Engineering Geology*, 169, 30–40. <https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2013.11.012>
- Lasley, S. J., Green, R. A., & Rodriguez-Marek, A. (2016). New stress reduction coefficient relationship for liquefaction triggering analyses. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 142(11), 1–8. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0001530](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001530)
- Ledezma, C., Hutchinson, T., Ashford, S. A., Moss, R., Arduino, P., Bray, J. D., Olson, S., Hashash, Y. M. A., Verdugo, R., Frost, D., Kayen, R., & Rollins, K. (2012). Effects of ground failure on bridges, roads, and railroads. *Earthquake Spectra*, 28(SUPPL.1), 119–143. <https://doi.org/10.1193/1.4000024>
- Liao, S. S. C., & Whitman, R. V. (1986). *Catalogue of Liquefaction and Non-Liquefaction Occurrences during Earthquakes*.
- Macedo, J., Vergaray, L., Jensen, C., Cornejo, R., & Jefferies, M. (2022). Harbor Bay Business Park liquefaction during Loma Prieta earthquake - A critical state perspective. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 158, 107280. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2022.107280>
- Maurer, B. W., Green, R. A., & Taylor, O. S. (2015). Moving towards an improved index for assessing liquefaction hazard: Lessons from historical data. *Soils and Foundations*, 55(4), 778–787. <https://doi.org/10.1016/j.sandf.2015.06.010>

- Maurer, B. W., & Sanger, M. D. (2023). Why “AI” models for predicting soil liquefaction have been ignored, plus some that shouldn’t be. *Earthquake Spectra*, 39(3), 1883–1910. <https://doi.org/10.1177/87552930231173711>
- Montalva, G., Ruz, F., Escribano, D., Bastías, N., Espinoza, D., & Paredes, F. (2022). Chilean liquefaction case history database. *Earthquake Spectra*, 875529302110703. <https://doi.org/10.1177/87552930211070313>
- Montalva, G., Ruz, F., Roncagliolo, J., & Escare, E. (2017). Liquefaction Triggering Analysis in Megathrust Earthquakes. *Proceedings of the 16th World Conference on Earthquake*.
- Montgomery, J., Boulanger, R. W., & Harder, L. F. (2014). Examination of the $K\sigma$ Overburden Correction Factor on Liquefaction Resistance. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 140(12), 1–11. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)gt.1943-5606.0001172](https://doi.org/10.1061/(asce)gt.1943-5606.0001172)
- Moss, R. E. S. (2014). A Critical State framework for seismic soil liquefaction triggering using CPT. *International Symposium on Cone Penetration Testing*, 477–486.
- Moss, R. E. S., Cetin, K. O., Seed, R. B., & Der Kiureghian, A. (2003). *Field case histories for CPT-based in situ Liquefaction potential evaluation*. August, 471.
- Moss, R. E. S., Seed, R. B., & Olsen, R. S. (2006). Normalizing the CPT for overburden stress. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 132(3), 378–387. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2006\)132:3\(378\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2006)132:3(378))
- Moss, R., Seed, R. B., Kayen, R., Stewart, J. P., Der Kiureghian, A., & Cetin, K. O. (2006). CPT-based probabilistic and deterministic assessment of in situ seismic soil liquefaction potential. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 132(8), 1032–1051. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2006\)132:8\(1032\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2006)132:8(1032))
- National Academies of Sciences Engineering and Medicine. (2016). *State of the Art and Practice in the Assessment of Earthquake-Induced Soil Liquefaction and Its Consequences*. National Academies Press. <https://doi.org/10.17226/23474>
- Oommen, T., Baise, L. G., & Vogel, R. (2010). Validation and Application of Empirical Liquefaction Models. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 136(12), 1618–1633. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)gt.1943-5606.0000395](https://doi.org/10.1061/(asce)gt.1943-5606.0000395)
- Papathanassiou, G. (2008). LPI-based approach for calibrating the severity of liquefaction-induced failures and for assessing the probability of liquefaction surface evidence. *Engineering Geology*, 96(1–2), 94–104. <https://doi.org/10.1016/j.enggeo.2007.10.005>
- Pillai, V. S., & Byrne, P. M. (1994). Effect of overburden pressure on liquefaction resistance of sand.

- Canadian Geotechnical Journal*, 31(1), 53–60. <https://doi.org/10.1139/t94-006>
- Plewes, H. D., Davies, M. P., & Jefferies, M. G. (1992). CPT based screening procedure for evaluating liquefaction susceptibility. *Proceedings of the 45th Canadian Geotechnical Conference*, 41–49.
- Pyke, R. (2003). Discussion of “Liquefaction resistance of soils: Summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils.” *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(4), 297–313. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2001\)127:4\(297\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2001)127:4(297))
- Rasanen, R. A., Geyin, M., & Maurer, W. (2023). *Select Liquefaction Case Histories from the 2001 Nisqually, Washington Earthquake: A Digital Dataset and Assessment of Model Performance*. 1–30.
- Robertson, P. K. (2008). Discussion of ““ Liquefaction potential of silts from CPTu ”” 1. 141(1998), 140–141. <https://doi.org/10.1139/T07-118>
- Robertson, P. K. (2009). Performance based earthquake design using the CPT. *Proceedings of the International Conference on Performance-Based Design in Earthquake Geotechnical Engineering*. <https://doi.org/10.1201/noe0415556149.ch1>
- Robertson, P. K. (2012). Estimating in-situ state parameter and friction angle in sandy soils from CPT. *2nd International Symposium on Cone Penetration Testing, 1*. <https://doi.org/10.1139/t11-100>
- Robertson, P. K. (2016). Cone penetration test (CPT)-based soil behaviour type (SBT) classification system — An update. *Canadian Geotechnical Journal*, 53(12), 1910–1927. <https://doi.org/10.1139/cgj-2016-0044>
- Robertson, P. K., de Melo, L., Williams, D. J., & Wilson, G. W. (2019). Report of the expert panel on the technical causes of the failure of Feijão dam I. *Commissioned by Vale*, 81.
- Robertson, P. K., & Fear, C. E. (1995). Liquefaction of sands and its evaluation. *1st International Conference of Earthquake Geotechnical Engineering*, 1253–1289.
- Robertson, P. K., & Wride, C. E. (1998). Evaluating cyclic liquefaction potential using the cone penetration test. *Canadian Geotechnical Journal*, 37(1), 442–459. <https://doi.org/10.1139/t99-102>
- Rodriguez-Arriaga, E., & Green, R. A. (2018). Assessment of the cyclic strain approach for evaluating liquefaction triggering. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 113(August 2017), 202–214. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2018.05.033>
- Roy, D. (2008). Coupled Use of Cone Tip Resistance and Small Strain Shear Modulus to Assess Liquefaction Potential. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 134(4),

- 519–530. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0241\(2008\)134:4\(519\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0241(2008)134:4(519))
- Schnaid, F., Nierwinski, H. P., & Odebrecht, E. (2020). Classification and State-Parameter Assessment of Granular Soils Using the Seismic Cone. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 146(8), 1–5. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0002306](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002306)
- Schnaid, F., & Yu, H. S. (2007). Interpretation of the seismic cone test in granular soils. *Geotechnique*, 57(3), 265–272. <https://doi.org/10.1680/geot.2007.57.3.265>
- Schneider, J. (2008). Discussion of “Coupled Use of Cone Tip Resistance and Small Strain Shear Modulus to Assess Liquefaction Potential” by Debasis Roy. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 134(4), 519–530. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2008\)134:4\(519\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2008)134:4(519))
- Schneider, J. A., & Moss, R. E. S. (2011). Linking cyclic stress and cyclic strain based methods for assessment of cyclic liquefaction triggering in sands. *Geotechnique Letters*, 1(2), 31–36. <https://doi.org/10.1680/geolett.11.00021>
- Seed, H. B., & Idriss, I. M. (1971). Simplified procedure for evaluating soil liquefaction potential. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 97(9), 1249–1273.
- Seed, H. B., & Idriss, I. M. (1982). *Ground motions and soil liquefaction during earthquakes*. Earthquake Engineering Research Center.
- Seed, H. B., & Lee, K. L. (1966). Liquefaction of Saturated Sands During Cyclic Loading. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 92(6), 105–134. <https://doi.org/10.1061/JSFEAQ.0000913>
- Shuttle, D. A., & Jefferies, M. G. (1998). Dimensionless and unbiased CPT interpretation in sand. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 22(5), 351–391. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1096-9853\(199805\)22:5<351::AID-NAG921>3.0.CO;2-8](https://doi.org/10.1002/(SICI)1096-9853(199805)22:5<351::AID-NAG921>3.0.CO;2-8)
- Stewart, J. P., Kramer, S. L., Bozorgnia, Y., & Nakai, S. (2016). PEER-NGL project: Open source global database and model development for the next-generation of liquefaction assessment procedures. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 91, 317–328. <https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2016.07.009>
- Suzuki, Y., Koyamada, K., & Tokimatsu, K. (1997). Prediction of liquefaction resistance based on CPT tip resistance and sleeve friction. *14th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 603–606. https://doi.org/10.1007/978-3-319-73568-9_174
- Upadhyaya, S., Green, R. A., Maurer, B. W., Rodriguez-Marek, A., & van Ballegooy, S. (2022).

- Limitations of Surface Liquefaction Manifestation Severity Index Models Used in Conjunction with Simplified Stress-Based Triggering Models. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 148(3). [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0002725](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0002725)
- Upadhyaya, S., Green, R. A., Rodriguez-Marek, A., & Maurer, B. W. (2023). True Liquefaction Triggering Curve. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 149(3). <https://doi.org/10.1061/JGGEFK.GTENG-11126>
- van Ballegooy, S., Lacrosse, V., Jacka, M., & Malan, P. (2013). LSN – a new methodology for characterising the effects of liquefaction in terms of relative land damage severity. *Proceedings of the 19th NZGS Geotechnical Symposium*.
- Vera-Grunauer, X., Lopez, S., Gonzalez, O., Davila, D., Nikolaou, S., Ordoñez, J., Aviles, A. F., & Antón, R. A. (2017). Case History: Observed Liquefaction and its Evaluation after the April 16 , 2016, Mw 7.8 Muisne, Pedernales Earthquake. *The 3rd International Conference on Performance Based Design (PBD-III)*.
- Viana da Fonseca, A., Molina-Gómez, F., & Ferreira, C. (2023). Liquefaction resistance of TP-Lisbon sand: a critical state interpretation using in situ and laboratory testing. *Bulletin of Earthquake Engineering*, 21(2), 767–790. <https://doi.org/10.1007/s10518-022-01577-8>
- Wang, H., & Wang, S. (2015). A New Method for estimating VS30 from a Shallow Shear-Wave Velocity Profile. *Bulletin of the Seismological Society of America*, 105(3), 1359–1370.
- Yazdi, J. S., & Moss, R. E. S. (2016). Nonparametric Liquefaction Triggering and Postliquefaction Deformations. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)GT.1943-5606.0001605](https://doi.org/10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001605)
- Youd, T. L., Idriss, I. M., Andrus, R. D., Arango, I., Castro, G., Christian, J. T., Dobry, R., Finn, W. D. L., Harder, L. F., Hynes, M. E., Ishihara, K., Koester, J. P., Liao, S. S. C., Marcuson, W. F., Martin, G. R., Mitchell, J. K., Moriwaki, Y., Power, M. S., Robertson, P. K., ... Stokoe II, K. H. (2001). Liquefaction resistance of soils: Summary report from the 1996 NCEER and 1998 NCEER/NSF workshops on evaluation of liquefaction resistance of soils. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 127(4), 297–313. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0241\(2001\)127:4\(297\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0241(2001)127:4(297))
- Zimmaro, P., Brandenburg, S. J., Stewart, J. P., Kwak, D. Y., Franke, K. W., Moss, R., Cetin, K. O., Can, G., Ilgac, M., Stamatakos, J., Juckett, M., Mukherjee, J., Murphy, Z., Ybarra, S., Weaver, T., Borzognia, Y., & Kramer, S. L. (2019). *Next-Generation Liquefaction Database*. Next-

Generation Liquefaction Consortium. <https://doi.org/10.21222/C2J040>



ANEXO 1. RESULTADOS DE ENSAYOS CÍCLICOS UTILIZADOS PARA LA CURVA DE RESISTENCIA CÍCLICA BASADA EN PARÁMETRO DE ESTADO

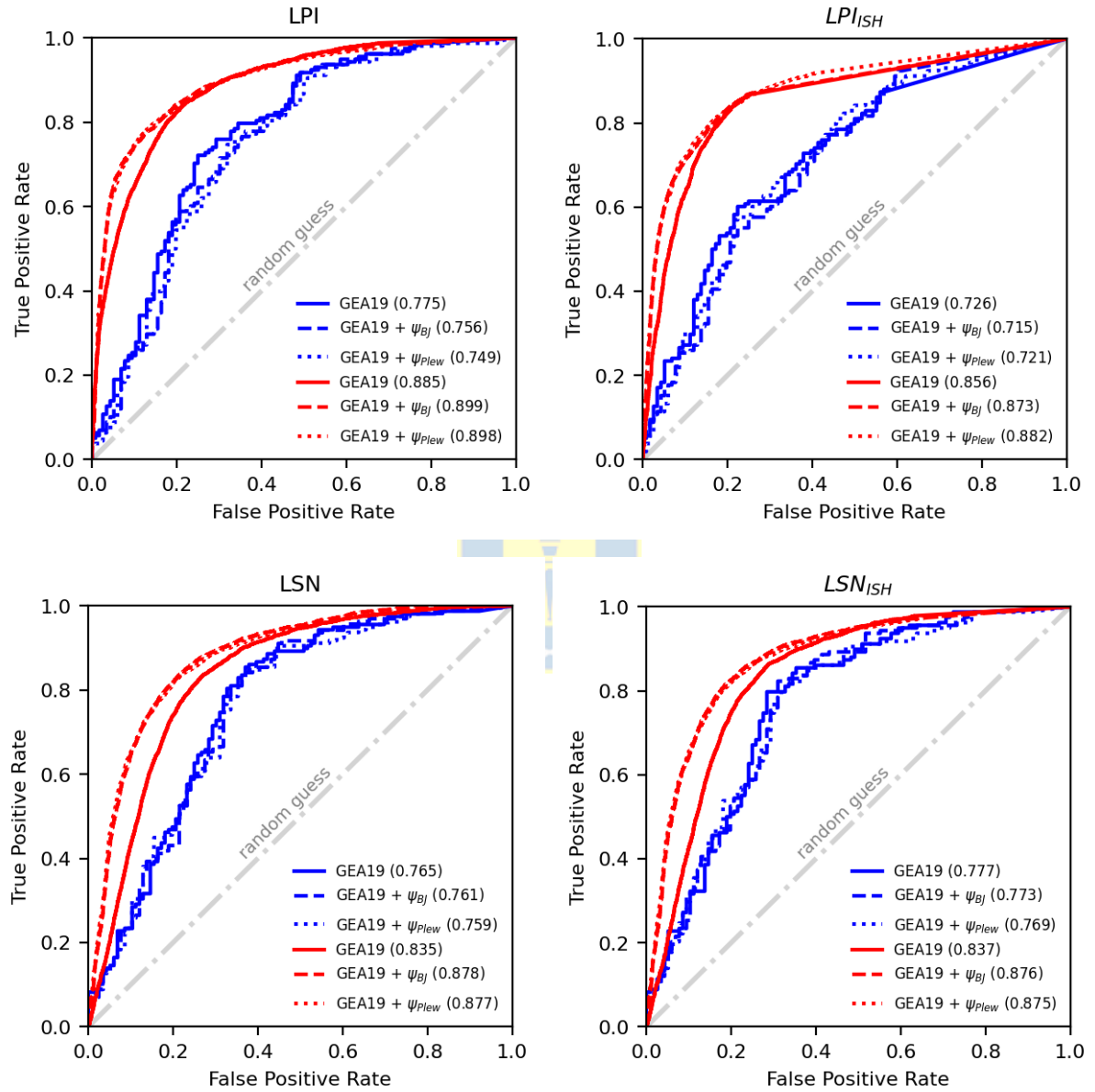
A.1.1. Tabla de resultados de ensayos cíclicos utilizados para $CRR_{7.5} - \psi$. (Fuente: Jefferies y Been, 2016).

Sand	ψ	Computed CSR_{15}	a_0	a_1	Adjusted CSR_{15}
Banding	-0.020	0.156	0.138	-3.60	0.149
Banding	-0.070	0.172	0.138	-3.60	0.178
Chep Lap Kok	-0.043	0.146	0.119	-3.60	0.139
Chep Lap Kok	-0.096	0.161	0.119	-3.60	0.169
Chep Lap Kok	-0.168	0.220	0.119	-3.60	0.218
Monterey Sand	-0.144	0.350	0.208	-3.60	0.350
Ottawa Sand	0.012	0.093	0.109	-3.60	0.104
Ottawa Sand	-0.040	0.135	0.109	-3.60	0.126
Reid Bedford	-0.116	0.220	0.163	-3.60	0.248
Reid Bedford	-0.163	0.256	0.163	-3.60	0.293
Reid Bedford	-0.179	0.308	0.163	-3.60	0.311
Reid Bedford	-0.214	0.406	0.163	-3.60	0.353
Sacramento River Sand	0.028	0.186	0.182	-3.60	0.164
Sacramento River Sand	0.005	0.200	0.182	-3.60	0.179
Sacramento River Sand	-0.030	0.222	0.182	-3.60	0.203
Sacramento River Sand	-0.132	0.290	0.182	-3.60	0.293
Sacramento River Sand	-0.155	0.292	0.182	-3.60	0.318
Sacramento River Sand	-0.190	0.370	0.182	-3.60	0.361
Sacramento River Sand	-0.232	0.392	0.182	-3.60	0.420
Sacramento River Sand	-0.255	0.438	0.182	-3.60	0.456
Sacramento River Sand	-0.290	0.544	0.182	-3.60	0.517
Toyoura Sand	-0.085	0.124	0.105	-3.60	0.143
Toyoura Sand	-0.190	0.222	0.105	-3.60	0.209
Tsuen Kwan	-0.217	0.165	0.078	-3.60	0.170
Tsuen Kwan	-0.159	0.137	0.078	-3.60	0.138
Tsuen Kwan	-0.086	0.115	0.078	-3.60	0.106
Tin Shui Wai	-0.043	0.140	0.136	-3.60	0.160
Tin Shui Wai	-0.097	0.188	0.136	-3.60	0.194
Tin Shui Wai	-0.152	0.242	0.136	-3.60	0.236
Tin Shui Wai	-0.162	0.256	0.136	-3.60	0.245
Tung Chung	-0.010	0.140	0.115	-3.60	0.120
Tung Chung	-0.106	0.168	0.115	-3.60	0.169
Tung Chung	-0.182	0.212	0.115	-3.60	0.222

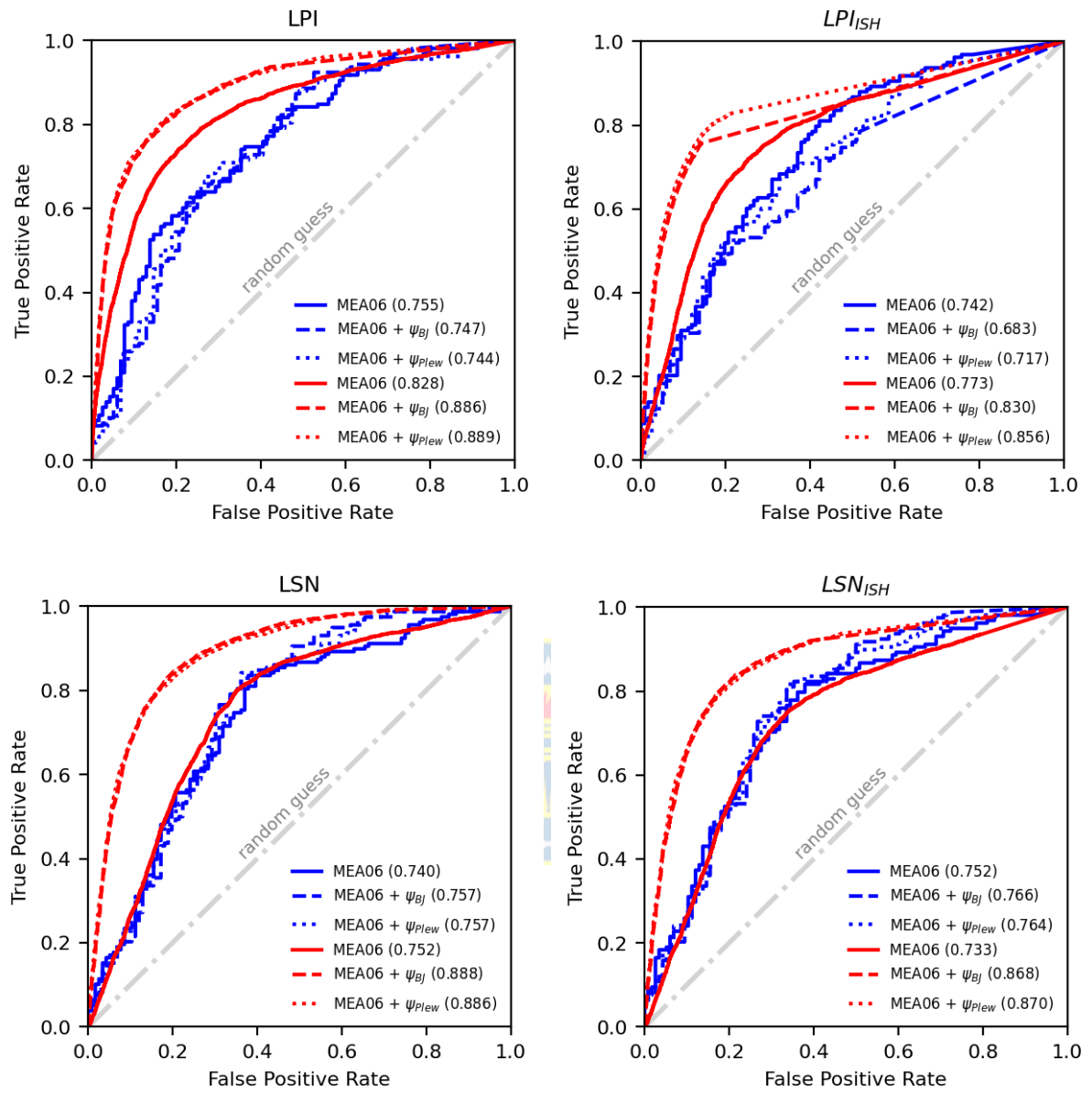
ANEXO 2. RESULTADOS POR INDICE DE SEVERIDAD

A.2.1 Base de datos Global y Canterbury

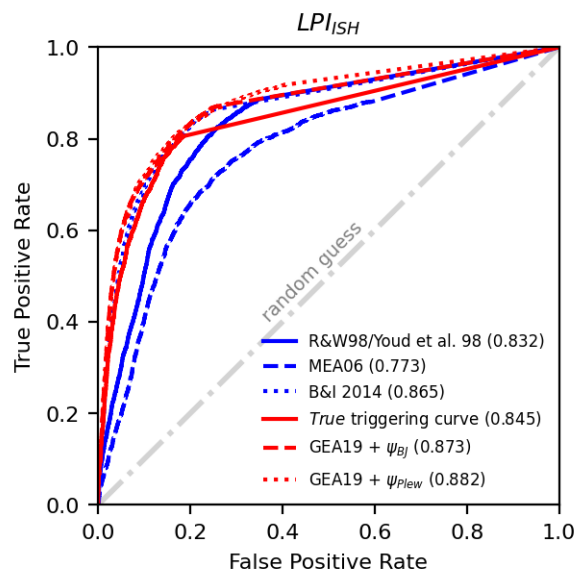
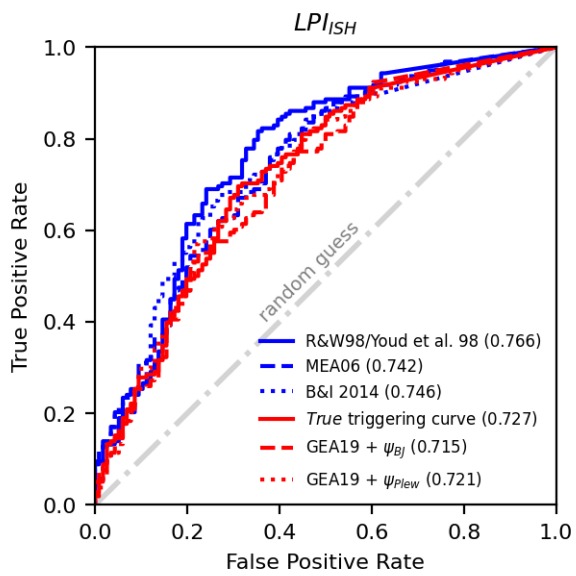
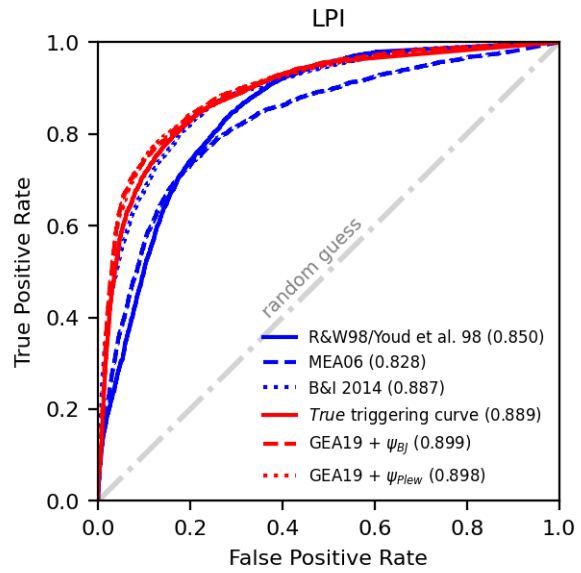
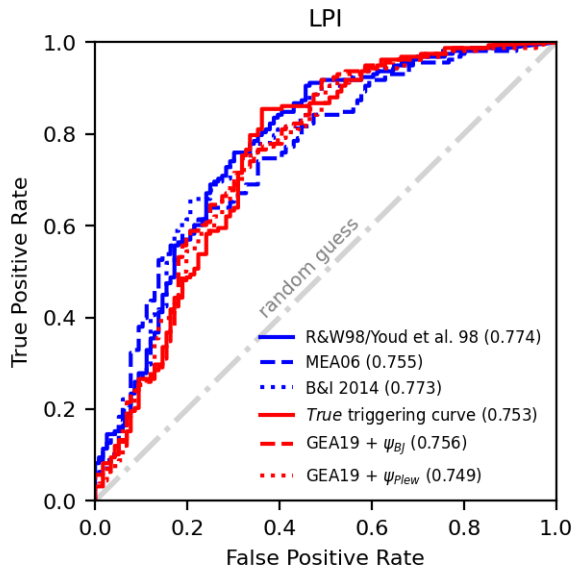
Modelo de Green et al. (2019) (Global: en azul; Canterbury: en rojo)

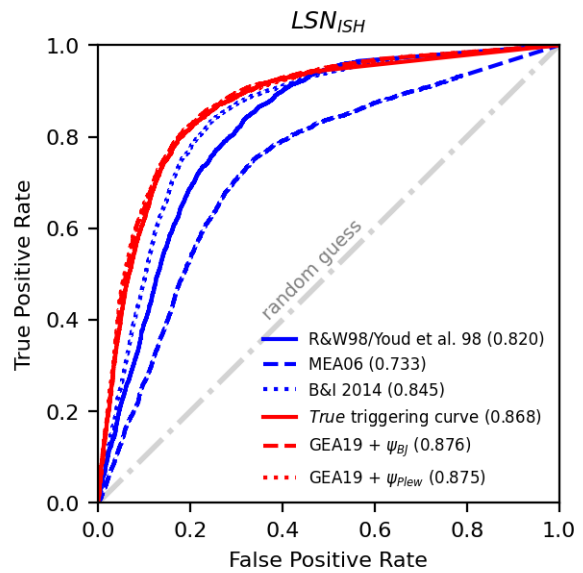
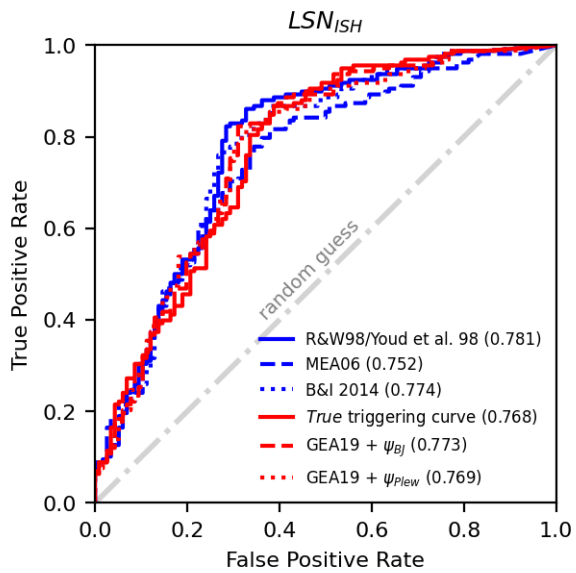
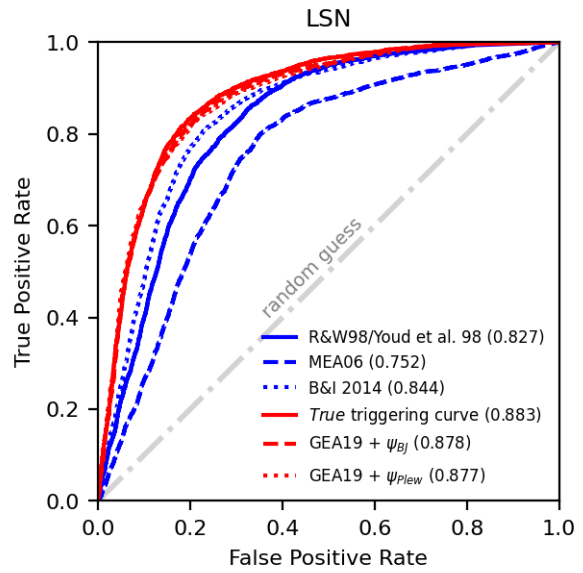
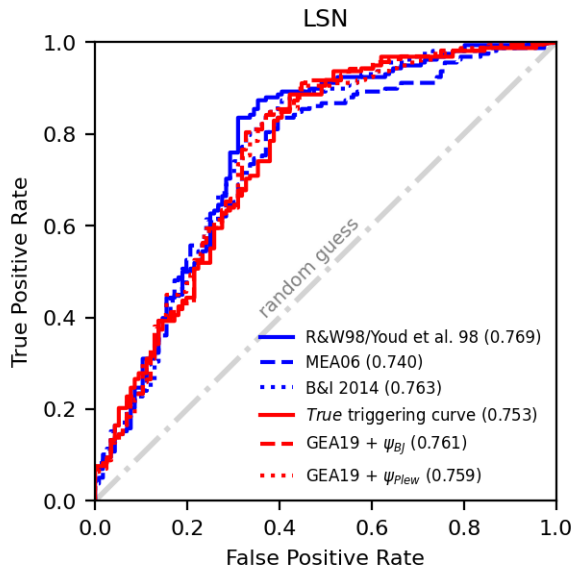


Modelo de Moss et al. (2006) (Global: en azul; Canterbury: en rojo)



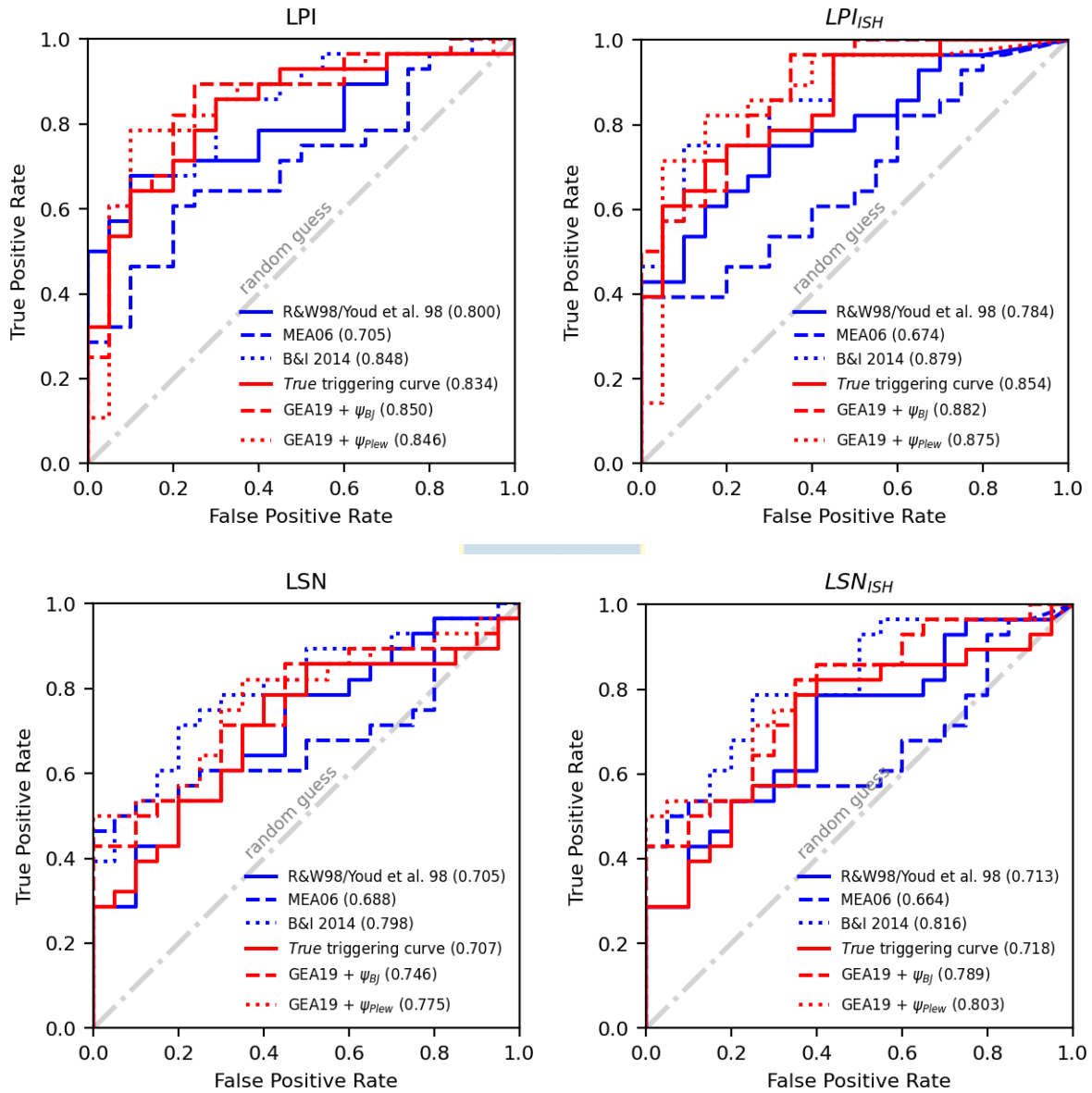
Resto de modelos (izquierda: Global; derecha: Canterbury)





A.1.2. Base de datos de Subducción

Resto de modelos



ANEXO 3. BASE DE DATOS CPT COMPILADA PARA ZONAS DE SUBDUCCIÓN

A.3.1. Tabla de sitios CPT utilizados en la base de datos de subducción

EQ M_w	Site ID	a_{max} (g)	G.W.T. (m)	Liquef.	V_{S30} (m/s)	EQ Event
7.8	CPT10 Tarqui	0.380	2.00	NO	223.96	Muisne 2016
7.8	CPT5 Tarqui	0.510	3.50	SI	215.04	Muisne 2016
7.8	CPT8 Tarqui	0.310	1.00	SI	208.67	Muisne 2016
8.3	191 – 1	0.148	1.00	NO	299.03	Illapel 2015
8.3	191 – 2	0.148	1.00	NO	299.03	Illapel 2015
8.3	191 – 3	0.148	1.00	NO	299.03	Illapel 2015
8.3	195 – 1	0.150	0.50	NO	294.72	Illapel 2015
8.3	195 – 2	0.150	0.50	NO	292.11	Illapel 2015
8.3	195 – 3	0.150	0.50	NO	294.72	Illapel 2015
8.8	001	0.355	1.20	NO	133.99	Maule 2010
8.8	021	0.373	3.00	SI	236.30	Maule 2010
8.8	022 – 1	0.386	1.30	SI	203.50	Maule 2010
8.8	022 – 2	0.386	1.30	SI	203.50	Maule 2010
8.8	022 – 3	0.386	0.50	SI	203.50	Maule 2010
8.8	023 – 1	0.374	3.50	SI	216.00	Maule 2010
8.8	023 – 2	0.374	3.50	SI	211.00	Maule 2010
8.8	023 – 3	0.374	3.50	SI	211.00	Maule 2010
8.8	023 – 4	0.374	3.50	NO	211.00	Maule 2010
8.8	070 – 2	0.294	3.60	SI	203.50	Maule 2010
8.8	071	0.374	4.30	SI	242.57	Maule 2010
8.8	076 – 1	0.383	2.50	SI	241.10	Maule 2010
8.8	076 – 2	0.383	1.40	SI	241.10	Maule 2010
8.8	081	0.340	3.20	SI	183.62	Maule 2010
8.8	090	0.350	5.90	NO	205.00	Maule 2010
8.8	091	0.406	3.80	NO	187.13	Maule 2010
8.8	120	0.390	6.80	NO	344.04	Maule 2010
8.8	156	0.380	2.30	SI	291.14	Maule 2010
8.8	179	0.385	0.14	SI	218.63	Maule 2010
8.8	193 – 1	0.361	4.00	NO	192.66	Maule 2010
8.8	193 – 1	0.361	4.00	NO	192.66	Maule 2010
8.8	Lo Rojas CPT5	0.386	3.00	SI	206.00	Maule 2010
8.8	Lo Rojas CPT6	0.386	3.00	SI	206.00	Maule 2010
9.0	Akemi Minami	0.169	1.20	NO	130.56	Tohoku 2011
9.0	Nikko Shataku	0.199	1.20	SI	144.06	Tohoku 2011
9.0	Hinode	0.174	1.10	NO	160.70	Tohoku 2011
9.0	Hosoyama	0.180	2.50	NO	160.76	Tohoku 2011

9.0	Kasumigaura Lake	0.450	1.30	SI	217.25	Tohoku 2011
9.0	Irifune	0.256	1.60	SI	131.91	Tohoku 2011
9.0	Okaido Elementary School	0.520	2.20	SI	162.76	Tohoku 2011
9.0	Miyagino Ward	0.600	0.90	SI	299.28	Tohoku 2011
9.0	Inage	0.307	0.96	SI	215.22	Tohoku 2011
9.0	Tatsumi	0.223	1.50	SI	181.70	Tohoku 2011
9.0	Shinariake	0.122	2.00	NO	193.52	Tohoku 2011
9.0	Sunamachi	0.144	2.89	NO	246.56	Tohoku 2011
9.0	Choshi	0.179	1.33	NO	108.46	Tohoku 2011
9.0	Takasu Kita	0.213	1.10	SI	123.97	Tohoku 2011
9.0	Takasu Minami	0.222	1.30	SI	113.14	Tohoku 2011
9.0	Urayasu Sea Front 2	0.174	1.27	NO	188.56	Tohoku 2011
9.0	Urayasu Sea Front 3	0.174	1.51	SI	174.50	Tohoku 2011



