

UNIVERSIDAD TECNICA FEDERICO SANTA MARIA

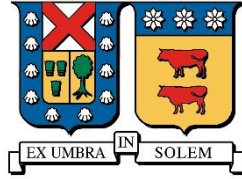
DEPARTAMENTO DE OBRAS CIVILES

**ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LA RESPUESTA
MECÁNICA DE MEZCLAS DE ESTERILES Y
RELAVES MINEROS**

SEBASTIÁN ANDRÉS YÁÑEZ VALENZUELA

Ingeniero Civil
Magíster en Ciencias de la Ingeniería Civil

Enero de 2022



UNIVERSIDAD TECNICA FEDERICO SANTA MARIA

DEPARTAMENTO DE OBRAS CIVILES

**ESTUDIO EXPERIMENTAL DE LA RESPUESTA
MECÁNICA DE MEZCLAS DE ESTERILES Y
RELAVES MINEROS**

Tesis de Grado y Memoria de Título presentada por

SEBASTIÁN ANDRÉS YÁÑEZ VALENZUELA

como requisito parcial para optar al título de

Ingeniero Civil

y el grado de

Magíster en Ciencias de la Ingeniería Civil

Profesor Guía

GONZALO HERNÁN SUAZO FUENTEALBA

Enero de 2022

Agradecimientos

Este ha sido un largo camino lleno de desafíos, alegrías, frustraciones y un continuo crecimiento personal. En primer lugar, quiero agradecer a mis padres Marisol y Juan Francisco por su apoyo y amor incondicional, por darme las herramientas y generar un entorno apropiado para afrontar la vida y mis estudios. También agradezco a mi hermano mayor Esteban, por su cariño, apoyo, consejos y por tantos buenos recuerdos juntos. Ustedes tres me han visto crecer y soy quien soy en gran parte gracias a ustedes.

A mi amada Marcelita, mi compañera de vida, y con quien he compartido de inicio a fin esta larga etapa universitaria. Gracias por cada momento que hemos vivido juntos, por tu gran amor y apoyo, por levantarme en mis peores momentos y por compartir mis penas y alegrías. Estoy convencido de que sin tu apoyo constante este largo camino hubiese sido mucho más difícil. Agradezco también a la familia Miranda Fernández por su preocupación, apoyo y por integrarme como uno más de la familia.

A mis amigos de toda la vida, Elena, Coni, Juanelo y Bastián, por ser mi segunda familia y estar siempre que los he necesitado. Agradezco los momentos juntos durante este periodo, donde podía abstraerme de mis quehaceres, pasarlo bien y despejar mi mente.

A los amigos que me entregó la USM, Brian, Nacho, Contanza, Paulo, Pablo, Cami. Sin duda uno de los mejores regalos que me llevó de mi estadía en la universidad es su amistad. Gracias por su apoyo y los momentos que vivimos juntos, por las juntas, pichangas, carretes y por hacer más amenas las largas y estresantes jornadas de estudio.

A mis compañeros del grupo de Geotecnia USM, en especial a quienes compartimos en la mítica SALA 313. Mención honrosa a Cristian, por ser mi partner durante el postgrado, con quien compartí viajes, largas jornadas en el laboratorio y grandes momentos.

A todos los profesores que fueron parte de mi formación en la USM, y en especial a mi profesor guía Gonzalo Suazo, por la oportunidad que me entregó, por confiar en mí, y principalmente por compartir sus conocimientos y entregarme herramientas que me han permitido desarrollarme como investigador y formarme como profesional. Agradezco su apoyo y ayuda para desarrollar este trabajo, el cual estuvo lleno de dificultades, pero que en conjunto logramos culminar exitosamente.

Agradezco al personal de LEMCO por su constante apoyo y ayuda durante mi etapa en laboratorio, especialmente a don René y a don Paul, con quienes compartí en mayor medida.

A Codelco y la Dirección de Postgrado por el apoyo financiero que me permitió cursar mis estudios de postgrado.

Gracias a todos los que la vida ha puesto en mi camino. A los que se han ido y a los que se quedaron.

Dedicatoria

*A mis padres
Marisol Valenzuela y Juan Francisco Yáñez*

Resumen

El desarrollo de la minería de extracción de metales genera grandes volúmenes de residuos, los cuales pueden dividirse en dos grandes tipos: relaves relativamente finos y estériles de roca de grano grueso. Los relaves se depositan típicamente en forma de slurry en embalses o tranques de relaves; mientras que el material de estéril se almacena en forma seca en grandes botaderos. El continuo crecimiento de la industria minera ha tenido como consecuencia un notable aumento en el volumen de relaves y estériles a depositar, así como en la envergadura de las estructuras de almacenamiento. Esto plantea un gran desafío para la industria minera, pues se requieren obras y nuevas técnicas que permitan un manejo sustentable de los residuos mineros consistente con las regulaciones nacionales e internacionales.

La co-disposición de relaves y estériles mineros ha sido propuesta como una alternativa atractiva frente a los métodos convencionales de manejo y almacenamiento de residuos mineros (Wilson et al., 2003; Wickland et al., 2006), como lo son los tranques o embalses de relaves y los botaderos de estériles. Esta estrategia de disposición podría minimizar los riesgos de los métodos convencionales, asociados a la inestabilidad física de depósitos de relaves y a la generación de drenaje ácido (ARD) en botaderos de estériles. Al ser una propuesta relativamente reciente, el potencial desarrollo de esta alternativa de disposición, requiere de un respaldo en base a la generación de conocimiento y de tecnologías que permitan su implementación segura en la industria. El manejo de residuos mineros requiere estructuras de almacenamiento físicamente estables y con un diseño adecuado basado en la comprensión de la respuesta geomecánica de los materiales que las conforman. En este contexto, se han llevado a cabo un limitado número de investigaciones para estudiar temáticas como la permeabilidad, consolidación y resistencia de mezclas de estériles y relaves, las cuales han sido desarrollados principalmente en residuos derivados de la extracción de oro (e.g., Wickland et al., 2010; Khalili & Wijewickreme, 2010; Jehring & Bareither, 2016), existiendo aún incertidumbres en aspectos que no han sido estudiados, o que requieren un mayor respaldo o desarrollo, pues podrían ser relevantes en el comportamiento y la respuesta geomecánica de las mezclas (e.g., razón de mezcla, grado de compactación, presión de confinamiento, mineralogía).

En este contexto, la presente investigación estudia el comportamiento y resistencia al corte de mezclas de estériles y relaves ante cargas monótonas drenadas y no drenadas, mediante la ejecución de un programa experimental compuesto por pruebas triaxiales tipo CIU y CID. En la investigación se abordan variables relevantes que podrían dominar la respuesta de las mezclas, tales como: razón de mezcla, presión de confinamiento, compactación inicial y granulometría del estéril de mina. Los resultados han sido presentados y analizados en términos de comportamiento y resistencia al corte, trayectoria de tensiones y análisis de estado crítico.

Los ensayos triaxiales fueron ejecutados en relaves, estériles mineros y en mezclas de ambos materiales a razones de mezcla $R = 2$ y $R = 4$ (con $R =$ masa seca estéril de mina / masa seca relave) en un rango de presiones de confinamiento de 100 a 400 kPa. Las probetas ensayadas tenían 100mm de diámetro y 200mm de altura, en el caso del estéril de mina y las mezclas, mientras que las probetas de relaves tenían 75mm de diámetro y 150mm de altura.

Los resultados de esta investigación muestran que, ambas razones de mezclas exhiben inicialmente una respuesta de corte contractiva con una posterior tendencia dilatante (i.e. comportamiento strain-hardening). La tendencia contractiva inicial disminuye ante un aumento en la presión de confinamiento y el grado de compactación. Estas observaciones indican que, en las condiciones de esfuerzos y compactación estudiadas, es poco probable que las mezclas experimenten una falla de flujo ante cargas monótonas (i.e. licuefacción estática). Además, para ambas razones de mezcla, el comportamiento geomecánico es similar al que experimenta el estéril de mina, identificándose una alta dependencia en la granulometría de este.

Respecto a los parámetros resistentes, la mezcla con un mayor contenido de estéril de mina en su composición (i.e. $R=4$) posee un ángulo de fricción mayor que la mezcla con $R = 2$, siendo ambos superiores al determinado para el relave. Adicionalmente, se observó que para ambas razones de mezcla, el ángulo de fricción secante aumenta con la presión de confinamiento, posiblemente producto de un mecanismo de interacción entre partículas que eleva el contacto y la trabazón mecánica de las partículas gruesas de estéril al interior de las mezclas.

En términos de las líneas de estado crítico se observa que la mezcla con $R = 2$ posee una pendiente (λ) superior que la mezcla con $R = 4$, y esta última posee un valor similar que la CSL del estéril de mina. Para las mezclas se han establecido regresiones con una buena correlación entre el parámetro de estado y la razón de esfuerzo máximo normalizada ($\Delta\sigma_{\max}/\sigma'_c$) y como con el ángulo de fricción secante. Adicionalmente, se determinó una relación entre las CSLs del estéril de mina y de las mezclas, mediante los conceptos de relación de vacíos de la fracción gruesa (e_r) y la relación de vacíos equivalente (e_r^*).

Abstract

Mineral resources extractions and ore processing operations produce significant amounts of mine waste, classified into two main types: relatively fine-grained tailings and coarse-grained waste rock. Tailings typically are disposed as slurry in tailings storage facilities (TSFs); whereas waste rock is stored by deposition as a dry material in large dumps. Growth mining industry has resulted in notable increase in tailings and waste rock generated volume, and dimensions of storage structures. Therefore, a great challenge for mining industry is to perform an optimal and safe management of mine waste, consistent with national and international regulations.

Co-disposal of waste rock and tailings has been proposed as an attractive alternative to conventional mine waste management (Wilson et al., 2003; Wickland et al., 2006). This strategy of disposal has the potential to improve the physical and chemical stability of mine waste storage facilities, limiting acid rock drainage (ARD) and risk of tailings facility failures. To support the development of this disposal technique it is crucial to advance in the understanding of the geomechanical response of waste rock and tailings mixtures. The management of mining waste requires physically stable disposal facilities with an adequate design based on the understanding of the geomechanical response of the materials that make them up. In this context, a limited number of investigations have been carried out to study topics such as the permeability, consolidation and shear strength of mixtures of waste rock and tailings, which have been developed mainly in mine wastes derived from gold extraction (eg, Wickland et al. al., 2010; Khalili & Wijewickreme, 2010; Jehring & Bareither, 2016), there are still uncertainties in aspects that have not been studied, or that require further support or development, as they could be relevant in the behavior and geomechanical response of mixtures (e.g, mixture ratio, degree of compaction, confining stress, mineralogy).

In this context, the present research studies the shear behavior and shear strength under drained and undrained monotonic loads of waste rock and tailings mixtures. A laboratory research program of drained and undrained triaxial tests were conducted to study the effect of variables such as: Mixture ratio, confining stress, degree of compaction and particle size distribution of waste rock. The results have been presented and analyzed in terms of shear behavior and shear strength, stress paths and critical state analysis.

Triaxial compression tests were conducted on waste rock, tailings, and mixed wastes at mixture ratio $R=2$ and $R=4$ (where $R = \text{dry mass waste rock} / \text{dry mass tailings}$), at effective confining stress ranging from 100 to 400 kPa. Waste rock and mixed waste specimens were 100 mm in diameter by 200 mm tall, whereas tailings specimens were 75 mm in diameter by 150 mm tall.

The research findings that all mixtures during undrained triaxial tests displayed strain-hardening behavior and initially contractive response followed by dilative tendency. The Initial contractive tendency decreases for major effective confining stress or higher degree of compaction. These findings suggests that the mixtures are unlikely to experience flow failure (i.e., static liquefaction) at least up to the tested initial effective confining stress conditions of 400 kPa. Furthermore, for both mixture ratio, shear behavior of mixtures was comparable to waste rock, identifying a high reliance in its particle size distribution.

Effective friction angle for mixture with higher fraction of waste rock (i.e., R=4) was a greater of mixture R=2, and both are higher of tailings friction angle. Furthermore, it was observed that the secant friction angle of the mixtures increases at higher effective stress confining, probably of an interaction mechanism between particles that increases the contact of the coarse particles inside the mixtures.

Regressions have been established for mixtures with a good correlation between the state parameter and (i) the normalized maximum stress ratio ($\Delta\sigma_{\max}/\sigma'_c$) and (ii) secant friction angle. Furthermore, a relationship via equivalent void ratio (e_r^*) was defined between CSLs of waste rock and mixtures.

Índice General

AGRADECIMIENTOS	I
DEDICATORIA	II
RESUMEN.....	III
ABSTRACT	V
ÍNDICE GENERAL.....	VII
ÍNDICE DE FIGURAS	IX
ÍNDICE DE GRÁFICOS	X
ÍNDICE DE TABLAS	XII
CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN	1
1.1 FALLAS EN DEPÓSITOS DE RELAVES.....	2
1.2 BOTADEROS DE ESTÉRILES Y GENERACIÓN DE ARD	3
1.3 DEFINICIÓN DEL PROBLEMA EN ESTUDIO	4
1.4 OBJETIVOS.....	6
1.4.1 <i>Objetivo general</i>	6
1.4.2 <i>Objetivos específicos</i>	7
1.5 ESTRUCTURA DE LA TESIS.....	7
CAPÍTULO 2: MARCO TEÓRICO.....	14
2.1 TEORÍA DE MEZCLAS.....	14
2.1.1 <i>Relación de vacíos en mezclas</i>	15
2.2 RESPUESTA DE CORTE ANTE CARGAS MONÓTONAS.....	17
2.2.1 <i>Comportamiento de corte drenado</i>	17
2.2.2 <i>Comportamiento de corte no drenado</i>	17
2.3 TEORÍA DE ESTADO CRÍTICO	18
CAPÍTULO 3: ESTADO DEL ARTE.....	23
3.1 ESTUDIOS EXPERIMENTALES EN MEZCLAS DE ESTÉRILES Y RELAVES.....	23
CAPÍTULO 4: ESTUDIO EXPERIMENTAL.....	29
4.1 MATERIALES	29
4.1.1 <i>Estéril de mina</i>	29
4.1.2 <i>Relave</i>	30
4.1.3 <i>Mezclas de estériles y relaves</i>	30
4.2 ENSAYOS DE COMPRESIÓN TRIAXIAL	31
4.2.1 <i>Equipo Triaxial</i>	31

4.2.2	<i>Ensayos CIU y CID</i>	31
4.2.3	<i>Preparación de probetas</i>	32
4.3	PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	32
CAPÍTULO 5: RESULTADOS		38
5.1	RESPUESTA A ESFUERZOS DE CORTE	38
5.1.1	<i>Relaves</i>	38
5.1.2	<i>Estéril de mina</i>	39
5.1.3	<i>Mezclas de estériles y relaves</i>	40
5.1.4	<i>Comparación de mezclas y materiales puros</i>	41
5.1.5	<i>Contraste entre respuesta drenada y no drenada</i>	42
5.2	RESISTENCIA DE CORTE	43
5.2.1	<i>Definición criterio de falla</i>	43
5.2.2	<i>Estéril de mina</i>	44
5.2.3	<i>Relave</i>	44
5.2.4	<i>Mezclas de estériles y relaves</i>	45
5.3	ANÁLISIS DE ESTADO CRÍTICO	46
5.3.1	<i>Estéril de mina</i>	46
5.3.2	<i>Relave</i>	47
5.3.3	<i>Mezclas de estériles y relaves</i>	47
CAPÍTULO 6: CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS		71
6.1	RESUMEN Y CONCLUSIONES	71
6.2	TRABAJOS FUTUROS	73
CAPÍTULO 7: REFERENCIAS		75

Índice de Figuras

FIGURA 1-1: TRANQUE DE RELAVES. AKYEM MINE TSF CELL 1, GHANA AFRICA.....	8
FIGURA 1-2: CATASTRO DE DEPÓSITOS DE RELAVES EN CHILE. PREPARADO A PARTIR DE CDR SERNAGEOMIN, 2020.	8
FIGURA 1-3: CATASTRO DE DEPÓSITOS DE RELAVES EN EL MUNDO. A) NÚMERO DE DEPÓSITOS CONSTRUIDOS POR DÉCADA, B) NÚMERO DE DEPÓSITOS POR MÉTODO DE CONSTRUCCIÓN. EXTRAÍDO DE FRANKS ET AL., 2021.	9
FIGURA 1-4: SEVERIDAD Y NÚMERO DE ACCIDENTES O FALLAS POR DÉCADA EN DEPÓSITOS DE RELAVES. BOWKER & CHAMBERS, 2015.	9
FIGURA 1-5: CAUSAS DE FALLAS DE DEPÓSITOS DE RELAVES ENTRE 1915-2016. FUENTE: ICOLD 2001, CHAMBERS 2017	10
FIGURA 1-6: ETAPAS EN LA GENERACIÓN DE ARD, SEGÚN LA OXIDACIÓN DE LA PIRITA (FeS ₂). BROUGHTON AND ROBERTSON, 1992.	10
FIGURA 1-7: MÉTODOS DE ALMACENAMIENTO DE RESIDUOS MINEROS, DE ACUERDO CON EL GRADO DE MEZCLA. WICKLAND ET AL. 2006.....	11
FIGURA 1-8: DEPÓSITO DE RESIDUOS POR BOMBEO CONJUNTO. JEEBROPILLY MINE, QUEENSLAND, AUSTRALIA	11
FIGURA 1-9: CO-DISPOSICIÓN EN COBERTURA DE CIERRE DE DAGGAFONTEIN GOLD TSF, SUDAFRICA.....	12
FIGURA 1-10: PRUEBAS PILOTO DE PILAS COMPACTADAS DE MEZCLAS DE RELAVES FILTRADOS Y ESTÉRILES MINEROS (GEOWASTE™). FUENTE:GOLDCORP.	13
FIGURA 2-1: CONFIGURACIÓN DE LA ESTRUCTURA E INTERACCIÓN DE PARTÍCULAS EN MEZCLAS DE RELAVES Y ESTÉRILES. ADAPTADA DE WICKLAND ET AL. (2006).....	20
FIGURA 2-2: DEFINICIÓN DE RELACIÓN DE VACÍOS ER Y ET. DIAGRAMAS DE FASE ESQUEMÁTICO PARA: A) MEZCLA, B) MATRIZ FRACCIÓN FINA, C) MATRIZ FRACCIÓN GRUESA. ADAPTADA DE THEVANAYAGAM ET AL. (1998)	20
FIGURA 2-3: CLASIFICACIÓN INTERGRANULAR DE MEZCLAS DE SUELOS (THEVANAYAGAM, 2007).....	21
FIGURA 2-4:COMPORTAMIENTO TÍPICO ANTE CARGAS DRENADAS. (A) ESFUERZO DESVIADOR, (B) DEFORMACIÓN VOLUMÉTRICA Y (C) RELACIÓN DE VACÍOS VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL. ADAPTADO DE CASAGRANDE (1975) Y LAMBE & WHITMAN (1969)	21
FIGURA 2-5:COMPORTAMIENTO TÍPICO ANTE CARGAS NO DRENADAS. (A) ESFUERZO DESVIADOR Y (B) EXCESO DE PRESIÓN DE POROS VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL, (C) TRAYECTORIA DE ESFUERZOS EFECTIVOS. BASADO EN ISHIHARA ET AL., 1995; VAID ET AL. 1990 Y YOSHIMINE (1998)	22
FIGURA 2-6: COMPORTAMIENTO DEL SUELO CON RESPECTO A POSICIÓN CSL. DEFINICIÓN DE PARÁMETRO DE ESTADO (Ψ).....	22
FIGURA 4-1: SISTEMA EQUIPO TRIAXIAL GDS INSTRUMENTS	37

Índice de Gráficos

GRÁFICO 3-1: CONDUCTIVIDAD HIDRÁULICA Y CONSOLIDACIÓN DE MEZCLAS DE ESTÉRILES Y RELAVES. RELACIÓN DE VACÍOS VERSUS (A) ESFUERZO VERTICAL Y (B) CONDUCTIVIDAD HIDRÁULICA. (WICKLAND ET AL. 2010)	26
GRÁFICO 3-2: RESPUESTA MONÓTONA NO DRENADA DE MEZCLAS DE ESTÉRILES Y RELAVES. (A) ESFUERZO DESVIADOR Y (B) RAZÓN DE PRESIÓN DE POROS VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL, (C) TRAYECTORIA DE ESFUERZOS EFECTIVOS. (KHALILI ET AL., 2010)	27
GRÁFICO 3-3: RESPUESTA CÍCLICA EN MEZCLAS DE ESTÉRILES Y RELAVES ($\Sigma'_c = 200$ kPa; CSR = 0.152). (A) ESFUERZO DESVIADOR VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL, (B) TRAYECTORIA DE ESFUERZOS EFECTIVOS, (C) RAZÓN DE PRESIÓN DE POROS Y (D) DEFORMACIÓN AXIAL VERSUS NÚMERO DE CICLOS. (WIJEWICKREME ET AL., 2010).....	27
GRÁFICO 3-4: RESISTENCIA CÍCLICA DE MEZCLAS DE ESTÉRILES Y RELAVES ($\Sigma'_c = 200$ kPa). CRR VERSUS NÚMERO DE CICLOS. (WIJEWICKREME ET AL., 2010).....	28
GRÁFICO 3-5: EFECTO DE LA RAZÓN DE MEZCLA EN MEZCLAS DE ESTÉRILES Y RELAVES (ENSAYO CIU A $\Sigma'_c = 50$ kPa). A) ESFUERZO DESVIADOR VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL, (B) TRAYECTORIAS DE ESFUERZOS EFECTIVOS. HAMADE & BAREITHER (2018)	28
GRÁFICO 4-1: GRANULOMETRÍA ESTÉRIL DE MINA	35
GRÁFICO 4-2: GRANULOMETRÍA RELAVES	35
GRÁFICO 4-3: CURVA DE COMPACTACIÓN PROCTOR MODIFICADO RELAVE	36
GRÁFICO 4-4: CURVAS DE COMPACTACIÓN PROCTOR MODIFICADO MR2 Y MR4.....	36
GRÁFICO 4-5: GRANULOMETRÍA ESTÉRIL DE MINA MODIFICADA (WR*)	37
GRÁFICO 5-1: (A) ESFUERZO DESVIADOR, (B) EXCESO DE PRESIÓN DE POROS , Y (C) RAZÓN DE ESFUERZOS PRINCIPALES EFECTIVOS (C) VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL EN ENSAYOS TRIAXIALES NO DRENADOS PARA RELAVE	52
GRÁFICO 5-2: (A) ESFUERZO DESVIADOR Y (B) DEFORMACIÓN VOLUMÉTRICA VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL EN ENSAYOS TRIAXIALES DRENADOS EJECUTADOS EN EL ESTÉRIL DE MINA	53
GRÁFICO 5-3: (A) ESFUERZO DESVIADOR, (B) EXCESO DE PRESIÓN DE POROS, Y (C) RAZÓN DE ESFUERZOS PRINCIPALES EFECTIVOS VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL EN ENSAYOS TRIAXIALES NO DRENADOS EJECUTADAS EN EL ESTÉRIL DE MINA CON GRANULOMETRÍA ORIGINAL (WR) Y MODIFICADA (WR*)	54
GRÁFICO 5-4: (A) ESFUERZO DESVIADOR, (B) EXCESO DE PRESIÓN DE POROS Y (C) RAZÓN DE ESFUERZOS PRINCIPALES EFECTIVOS VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL EN ENSAYOS TRIAXIALES NO DRENADOS EJECUTADOS EN MEZCLAS MR4 Y MR2 PARA DENSIDAD RC=80%.	55
GRÁFICO 5-5: (A) ESFUERZO DESVIADOR, (B) EXCESO DE PRESIÓN DE POROS, Y (C) RAZÓN DE ESFUERZOS PRINCIPALES EFECTIVOS VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL EN ENSAYOS TRIAXIALES NO DRENADOS EJECUTADOS EN MEZCLAS MR4 PARA DENSIDAD RC =80% Y RC=85%	56
GRÁFICO 5-6: (A) ESFUERZO DESVIADOR, (B) EXCESO DE PRESIÓN DE POROS, Y (C) RAZÓN DE ESFUERZOS PRINCIPALES EFECTIVOS VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL EN ENSAYOS TRIAXIALES NO DRENADOS	

EJECUTADOS EN MEZCLA $R = 4$ PARA GRANULOMETRÍA ESTÉRIL DE MINA ORIGINAL (MR4) Y MODIFICADA (MR4*)	57
GRÁFICO 5-7: (A) ESFUERZO DESVIADOR Y (B) DEFORMACIÓN VOLUMÉTRICA VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL EN ENSAYOS TRIAXIALES DRENADOS CON $\Sigma'_c = 200$ kPA EJECUTADOS EN MEZCLAS MR4 Y MR2.....	58
GRÁFICO 5-8: ESFUERZO DESVIADOR VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL PARA ENSAYOS CIU. COMPARACIÓN ENTRE MATERIALES EN ESTUDIO. (A) $\Sigma'_c = 100$ kPA, (B) $\Sigma'_c = 200$ kPA (C) $\Sigma'_c = 400$ kPA	59
GRÁFICO 5-9: ESFUERZO DESVIADOR VERSUS DEFORMACIÓN AXIAL PARA ENSAYOS CIU Y CID MEZCLAS MR4 Y MR2. (A) RESPUESTA NO DRENADA, (B) RESPUESTA DRENADA	60
GRÁFICO 5-10: TRAYECTORIA DE ESFUERZOS TOTALES EN ENSAYOS DRENADOS EJECUTADOS EN EL ESTÉRIL DE MINA.....	61
GRÁFICO 5-11: TRAYECTORIA DE ESFUERZOS EFECTIVOS EN ENSAYOS NO DRENADOS EJECUTADOS EN EL ESTÉRIL DE MINA	61
GRÁFICO 5-12: TRAYECTORIA DE ESFUERZOS EFECTIVOS ENSAYOS NO DRENADOS EJECUTADOS EN RELAVES .	62
GRÁFICO 5-13: TRAYECTORIA DE ESFUERZOS EFECTIVOS EN ENSAYOS CIU - MEZCLA MR4	63
GRÁFICO 5-14:TRAYECTORIA DE ESFUERZOS EFECTIVOS EN ENSAYOS CIU - MEZCLA MR2.....	64
GRÁFICO 5-15: TRAYECTORIA DE TENSIONES PARA GRANULOMETRÍA ORIGINAL Y MODIFICADA DEL ESTÉRIL DE MINA.....	65
GRÁFICO 5-16: ÁNGULO DE FRICCIÓN SECANTE VERSUS PRESIÓN DE CONFINAMIENTO EN MEZCLAS.....	65
GRÁFICO 5-17: RELACIÓN DE VACÍOS (E) VERSUS ESFUERZO MEDIO EFECTIVO (P') PARA ESTÉRIL DE MINA. CONDICIÓN INICIAL, ESTADO CRÍTICO Y REGRESIÓN CSL	66
GRÁFICO 5-18: RELACIÓN DE VACÍOS (E) VERSUS ESFUERZO MEDIO EFECTIVO (P') PARA RELAVE. CONDICIÓN INICIAL, ESTADO CRÍTICO Y REGRESIÓN CSL.....	66
GRÁFICO 5-19: RELACIÓN DE VACÍOS GLOBAL (E_G) VERSUS ESFUERZO MEDIO EFECTIVO (P') PARA MEZCLA MR4. CONDICIÓN INICIAL, ESTADO CRÍTICO Y REGRESIÓN CSL	67
GRÁFICO 5-20: RELACIÓN DE VACÍOS GLOBAL (E_G) VERSUS ESFUERZO MEDIO EFECTIVO (P') PARA MEZCLA MR2. CONDICIÓN INICIAL, ESTADO CRÍTICO Y REGRESIÓN CSL	67
GRÁFICO 5-21: ESFUERZO DESVIADOR MÁXIMO NORMALIZADO ($\Delta\Sigma_{MAX}/\Sigma'_c$) VERSUS PARÁMETRO DE ESTADO (Ψ_0) PARA MEZCLAS MR4 Y MR2.	68
GRÁFICO 5-22: ÁNGULO DE FRICCIÓN SECANTE (Φ'_{sc}) VERSUS PARÁMETRO DE ESTADO (Ψ_0) PARA MEZCLAS MR4 Y MR2.....	68
GRÁFICO 5-23: RELACIÓN DE VACÍOS FRACCIÓN ESTÉRIL DE MINA (E_R) VERSUS ESFUERZO MEDIO EFECTIVO (P') PARA MEZCLAS MR4 Y MR2. CONDICIÓN ESTADO CRÍTICO.	69
GRÁFICO 5-24: RELACIÓN DE VACÍOS EQUIVALENTE (E_R^*) VERSUS ESFUERZO MEDIO EFECTIVO (P') PARA MEZCLA MR4. CONDICIÓN ESTADO CRÍTICO Y EG-CSL	69
GRÁFICO 5-25: RELACIÓN DE VACÍOS EQUIVALENTE (E_R^*) VERSUS ESFUERZO MEDIO EFECTIVO (P') PARA MEZCLA MR2. CONDICIÓN ESTADO CRÍTICO Y EG-CSL	70

Índice de Tablas

TABLA 4-1: RESUMEN DE CARACTERIZACIÓN Y CLASIFICACIÓN DE MATERIALES EN ESTUDIO	34
TABLA 4-2: RESUMEN DE ENSAYOS TRIAXIALES EJECUTADOS	34
TABLA 5-1: RESUMEN DE RESULTADOS ENSAYOS TRIAXIALES.....	50
TABLA 5-2: RESUMEN DE RESULTADOS ANÁLISIS DE ESTADO CRÍTICO. RELACIÓN DE VACÍOS, CSL Y PARÁMETRO DE ESTADO	51

CAPÍTULO 1: Introducción

El funcionamiento del mundo moderno ha traído como consecuencia una expansión del mercado de minerales tales como: cobre, hierro, oro, manganeso, zinc, entre otros. En este contexto, un 28% del total del cobre producido en el mundo se genera en Chile, siendo la industria minera uno de los pilares de la economía chilena y una de las actividades económicas con mayor participación en el PIB nacional (15% en el año 2021¹).

El desarrollo de la minera de extracción de metales genera elevadas cantidades de residuos, estimándose una producción de varias gigatoneladas por año (Blight, 2011). Se proyecta que el volumen de residuos siga aumentando producto de la explotación a gran de escala de yacimientos con baja ley y al desarrollo de nuevas técnicas de extracción subterráneas bajo un concepto de economía lineal. Estos residuos mineros poseen potenciales riesgos ante la pérdida de estabilidad física o química, lo que puede presentar consecuencias económicas y medioambientales severas, siendo labor de la industria y las autoridades gubernamentales asegurar un manejo y almacenamiento seguro y sustentable de estos.

Dentro de los residuos mineros, pueden identificarse dos grandes grupos: estériles mineros y relaves. Los estériles mineros corresponden al material generado producto de la excavación de roca para acceder al mineral, estos no poseen un valor económico y están compuestos por partículas gruesas con un porcentaje menor de arenas y finos. Por otro lado, los relaves son un residuo derivado del procesamiento del mineral (sulfuros), están compuestos típicamente por partículas de menor tamaño (arenas, limos y arcillas), presentando en la descarga un alto contenido de agua producto del proceso de flotación al que son sometidos. Las estrategias convencionales de manejo y almacenamiento de residuos mineros consideran dos estructuras independientes para estériles y relaves. Por un lado, los relaves se depositan típicamente en forma de slurry en embalses o tranques de relaves; mientras que los estériles se depositan en forma seca en grandes botaderos.

¹ Fuente: Consejo Minero, 2021

Estas estrategias convencionales de manejo y almacenamiento de residuos mineros han permitido el desarrollo de la actividad, sin embargo, el desarrollo de las estructuras y su operación poseen riesgos asociados a: (1) fallas catastróficas de depósitos de relaves, (2) generación de drenaje ácido de roca (ARD) en botaderos de estériles. Estas problemáticas conllevan graves consecuencias a nivel medioambiental, social y económico. Ambas son abordadas con mayor detalle en los siguientes acápite.

1.1 Fallas en depósitos de relaves

Los depósitos de relaves son estructuras destinadas al almacenamiento de estos residuos, y convencionalmente están conformados por muros perimetrales de contención, los cuales complementan el perímetro natural para delimitar y conformar la cubeta, zona donde los relaves son depositados hidráulicamente. Para ilustrar, en la Figura 1-1 se muestra un depósito de relaves construido en Ghana, África. Los depósitos convencionales pueden clasificarse en dos tipos: Tranques o Embalses de Relaves. Los tranques de relaves se caracterizan por muros perimetrales construidos con la fracción gruesa de los relaves, obtenida tras un proceso de clasificación mediante hidrociclones, en este tipo de depósitos la fracción más fina de los relaves (lomas) es almacenada en la cubeta. Por otro lado, los Embalses de relaves son estructuras donde los muros perimetrales son construidos con material de empréstito compactado y considerando la impermeabilización del coronamiento y el talud interno, a diferencia de los tranques de relaves, en este tipo de depósitos los relaves son depositados íntegramente en la cubeta y no necesitan clasificación.

Se ha estimado que a nivel mundial existen alrededor de 8100 depósitos de relaves (Franks et al. 2021), siendo Chile es uno de los países con mayor cantidad, superado sólo por China y Estados Unidos. En Chile, el catastro de depósitos de relaves (CDR) publicado por SERNAGEOMIN en el año 2020 identificó un total de 757 depósitos. Respecto del tipo de depósito de relave, el catastro indica que el 80% (606), corresponde a tranques de relave; 16 % (122) son embalses de relave; 4% (27) corresponde a depósitos de relaves filtrados, espesados o en pasta. Del total de los depósitos, 23% (173) se encuentran en situación de abandono; 15% (112) están activos y 62% (467) se encuentran inactivos. En la Figura 1-2 se muestra un resumen del catastro de depósitos de relaves en Chile, publicado por SERNAGEOMIN en el año 2020.

Las fallas de depósitos de relaves representan uno de los mayores riesgos del desarrollo de la industria minera, pues estas conllevan graves consecuencias en términos medioambientales, económicos e incluso la pérdida de vidas humanas. Estas fallas se caracterizan por la liberación, a través de una brecha, de cientos de miles o millones de metros cúbicos de relaves saturados almacenados, los cuales tienen la capacidad de desplazarse y fluir hacia aguas debajo de la estructura con gran energía y velocidad. El número de depósitos de relaves construidos a nivel mundial ha ido en aumento durante las últimas décadas (Figura 1-3), reportándose también un mayor número de fallas o accidentes con consecuencias socioambientales severas (Figura 1-4). Durante la última década se han registrado

fallas catastróficas tales como: Fundão (2015) y Córrego do Feijão (2019) en Brasil, y Mount Polley (2014) en Canadá. Para ejemplificar, la falla de la presa de Córrego do Feijão en Brasil tuvo como consecuencia: 259 muertes, 11 personas desaparecidas, así como daños generalizados a las instalaciones de la mina y en los ecosistemas aguas abajo (Santamarina, 2019). A nivel nacional, se destacan las fallas de los depósitos Barahona (1928), El Cobre (1965) y Las Palmas (2010), todas asociadas a un desempeño mecánico inadecuado durante eventos sísmicos (Villavicencio et al., 2014).

En la Figura 1-5 se muestra una estadística con las causas de fallas de depósitos de relaves a nivel mundial desde el 1915 hasta el 2016, donde se observa que las causas que representan una mayor proporción del total son: inestabilidad de taludes en condición estática o por eventos sísmicos (27% del total), overtopping o rebalse (21% del total), infiltración y erosión interna (8% del total). En virtud de estos antecedentes, es común la definición de tres principales mecanismos de falla: (i) Inestabilidad de taludes, (ii) Overtopping o Rebalse y (iii) Erosión interna (Sernageomin, 2003; Comisión Europea, 2009, Carvajal et al., 2018). En países sísmicamente activos como Chile, una buena parte de las fallas por inestabilidad de taludes se atribuye a fenómenos de licuefacción sísmicamente inducida (i.e. movilidad cíclica) que afectan principalmente a los relaves almacenados y a las arenas de relaves que conforman los muros perimetrales de la estructura.

Históricamente el colapso de depósitos de relaves ha conllevado cambios en las normativas y regulaciones locales que rigen el diseño, operación y cierre de estas estructuras. Un ejemplo de esto es la prohibición de construcción con el método de “aguas arriba” en Chile posterior a la falla del depósito El Cobre en 1965, o el proceso de “descaracterización” de depósitos que ha iniciado recientemente Brasil, posterior a las fallas de Fundão y Córrego do Feijão. Si bien, se ha registrado una mejora continua en el marco regulatorio y en el estado de la teoría y de la práctica del manejo de residuos mineros, se proyecta que el volumen de relaves almacenados y las dimensiones de las estructuras de almacenamiento sigan en aumento, por lo tanto, la inestabilidad física y el posible colapso de los depósitos seguirá siendo un riesgo latente para la actividad minera.

1.2 Botaderos de estériles y Generación de ARD

Los estériles mineros corresponden al material sin valor económico extraído para permitir la explotación del mineral, estos son tronados, trasladados por maquinaria minera y vertidos gravitacionalmente en grandes botaderos. Las características propias de estos residuos, tales como el gran tamaño y angularidad de sus partículas y bajo contenido de humedad, conllevan un adecuado desempeño en términos de estabilidad física de los botaderos de estériles. En este sentido, existe relativamente escasa información bien documentada sobre las fallas de este tipo de estructuras, aunque se suele indicar que casi todas las grandes minas han tenido un episodio de falla local, este generalmente ha sido tratado como un accidente operacional, sin registrar las características geotécnicas del evento, probablemente porque no han tenido un gran impacto en vidas humanas y en el medio ambiente (Valenzuela et al., 2008). Como antecedente, en Chile se ha documentado sólo un

caso de falla en este tipo de estructuras, correspondiente al año 2004 en un botadero de estériles perteneciente a una mina de cobre, emplazada en la Cordillera de los Andes (Sernageomin, 2018¹; Valenzuela et al., 2004). Pese a estos antecedentes, la estabilidad física de estas estructuras no deja de ser un aspecto relevante por evaluar y garantizar, sin embargo, su principal problemática está asociada a su estabilidad química y a la posible generación de drenaje ácido de roca (ARD).

El drenaje ácido se genera por la oxidación de minerales de sulfurados que pueden contener los estériles mineros, los cuales al ser depositados quedan expuestos a condiciones ambientales tales como: agua, oxígeno y microorganismos. Ese proceso tiene como consecuencia la generación de un efluente con un pH bajo, que frecuentemente posee un alto contenido de metales disueltos (GARD Guide, 2014). La pirita (FeS_2), es el mineral más relevante en la generación de drenaje ácido, pues es el sulfuro más abundante y el que produce la mayor cantidad de acidez (Dold, 2003). Para ejemplificar el proceso de oxidación y generación de acidez en los sulfuros, en la Figura 1-6, se muestra el modelo de oxidación de la pirita, el cual se divide en tres etapas que muestran una disminución progresiva del pH en el tiempo.

El drenaje ácido representa uno de los principales riesgos medioambientales del desarrollo de la industria minera, por su capacidad de contactar y contaminar aguas subterráneas y superficiales, lo cual conlleva afectaciones importantes en ecosistemas e incluso en la salud de la población. En términos económicos, se ha estimado que sólo en América del Norte los costos por remediación producto del ARD en operaciones mineras abandonadas alcanzan las decenas de billones de dólares (INAP, 2014). En esta línea, es que diversos organismos internacionales han desarrollado documentos y guías para establecer medidas de predicción, prevención y control del drenaje ácido en el contexto del manejo de residuos mineros (e.g. GARD Guide, Programa MEND). A nivel nacional, se destacan la publicación por parte de SERNAGEOMIN y Fundación Chile de: (1) Guía Metodológica para la Estabilidad Química de Faenas e Instalaciones Mineras y del (2) Catastro de Medidas y Tecnologías para la Prevención, Control y Tratamiento del Drenaje Minero. Algunas de las estrategias convencionales para prevenir y/o controlar el drenaje ácido son: (i) uso de liners o geotextiles para minimizar la infiltración, (ii) instalación de cubiertas de evaporación/evapotranspiración, (iii) uso de neutralizadores de acidez.

1.3 Definición del problema en estudio

Como se indicó anteriormente, los métodos tradicionales de manejo y almacenamiento de residuos mineros presentan riesgos asociados a daños socioambientales severos, producto de posibles condiciones de inestabilidad física o química de los depósitos de relaves y botaderos de estériles. Para superar o minimizar estos riesgos, la industria minera explora continuamente estrategias alternativas para el almacenamiento de sus residuos. En las últimas décadas se han propuesto y

¹ Guía Metodológica para Evaluación de la Estabilidad Física de Instalaciones Mineras Remanentes

desarrollado nuevas estrategias y tecnologías, donde es posible destacar las alternativas que consideran una desaturación de los relaves, dando paso a depósitos de relaves espesados, en pasta o filtrados. Pese a las múltiples ventajas de alternativas como los relaves filtrados, los altos costos operacionales de estas han limitado su implementación y masificación en la industria. En este sentido, se han estimado costos operacionales por transporte, esparcimiento y compactación en relaves filtrados de hasta 5 veces los costos de alternativas convencionales (Carneiro & Fourie, 2018).

En esta línea y a partir de la década de 1990, diversos autores han postulado a la co-disposición de residuos mineros, como una estrategia atractiva frente a los métodos tradicionales (e.g., Williams et al. 1995, Wilson, 2001; Leduc et al., 2004). La co-disposición hace referencia al almacenamiento conjunto de estériles y relaves mineros, donde es posible identificar diferentes formas en función del grado de mezcla y la forma de disposición. La Figura 1-7, muestra las distintas formas de co-disposición, donde se destaca: (i) disposición en misma área (sin mezclar residuos), (ii) disposición por capas alternas de estéril y relave, (iii) bombeo conjunto y (iv) mezcla homogénea de residuos.

Los primeros estudios asociados en co-disposición de residuos comenzaron a principios de los años noventa, y estuvieron enfocados principalmente en métodos de bombeo conjunto de residuos finos y gruesos lavados del carbón (eg., Williams et al., 1995). Este método ha sido ampliamente implementado en minas de carbón alrededor del mundo, tales como las minas Burton, Charbon, Coppabella, ubicadas en la Cuenca Bowen en Queensland, Australia. A modo de ilustrar esta forma de co-disposición, en la Figura 1-8 se muestra el depósito de la mina Jeebropilly en Australia. Pese al alto número de experiencias en el bombeo conjunto de residuos, este método de co-disposición presenta limitantes en términos del tamaño máximo de partículas que puede ser bombeado, y también problemas de segregación de material fino por las altas velocidades de descarga (Morris & Williams, 1997).

Dentro de las alternativas de co-disposición, se ha postulado que la mezcla homogénea de estériles y relaves es la forma que posee un mayor potencial económico y ventajas medioambientales frente a las estrategias convencionales de manejo y almacenamiento de residuos (Wilson et al., 2003; Williams et al., 2003; Wickland et al., 2006, Wijewickreme et al., 2010). Algunas de las potenciales ventajas que han sido descritas son:

- Mejorar la resistencia y reducir la compresibilidad de los relaves, aumentando la estabilidad de los depósitos para reducir el riesgo de fallas,
- Disminuir la permeabilidad de los estériles para limitar la infiltración, reducir el flujo de oxígeno y consecuentemente la generación de drenaje ácido,
- Reducir el volumen de almacenamiento y el área impactada por los residuos mineros.

La implementación en la industria de esta forma de co-disposición (mezcla homogénea de estériles y relaves) es limitada, y no existen antecedentes a nivel local ni internacional de depósitos construidos íntegramente con esta tecnología. Pese a lo anterior, se registran algunas implementaciones de mezclas de residuos mineros como sistemas de cobertura para cierres de depósitos de relaves convencionales. Para ejemplificar este uso, en la Figura 1-9 se muestra la cobertura de cierre del depósito de relaves Daggafontein en Johannesburgo, Sudáfrica, implementada en el año 2007 (Gowan et al. 2010).

Pese a las potenciales ventajas de esta forma de co-disposición, su desarrollo e implementación ha estado limitado, entre otras razones, por las dificultades de mezclar relaves y estériles en los volúmenes y a la tasa que se producen en la minería. En el año 2018, la compañía minera GoldCorp en conjunto con consultoras y universidades de Canadá y Estados Unidos, desarrolló una de las primeras pruebas a gran escala en mezclas, llevando a cabo un conjunto de pruebas piloto de pilas compactadas de mezclas de relaves filtrados y estériles mineros, producto que han identificado como GeoWaste™ (Figura 1-10). Cabe destacar que los resultados de estas pruebas piloto no han sido publicados por la compañía.

Al ser una propuesta relativamente reciente, el potencial desarrollo de esta alternativa de disposición, requiere de un respaldo en base a la generación de conocimiento y de tecnologías que permitan su implementación segura en la industria. Como ha sido mencionado anteriormente, se requieren estructuras de almacenamiento físicamente estables y con un diseño adecuado basado en la comprensión de la respuesta geomecánica de los materiales que las conforman. En este contexto, se han llevado a cabo un limitado número de investigaciones experimentales para estudiar aspectos como la permeabilidad, consolidación y resistencia de mezclas de estériles y relaves (e.g., Wickland et al., 2010; Khalili & Wijewickreme, 2010; Jehring & Bareither, 2016). Existiendo aspectos de estas mezclas que aún no son estudiadas, o que requieren un mayor respaldo o desarrollo, pues podrían ser relevantes en el comportamiento y la respuesta geomecánica de estas (e.g., razón de mezcla, grado de compactación, presión de confinamiento). El detalle de estas investigaciones y el estado del arte en estudios experimentales de mezclas de relaves y estériles mineros se presenta en acápites posteriores.

1.4 Objetivos

1.4.1 Objetivo general

El objetivo general de este trabajo es estudiar el comportamiento geomecánico de mezclas de estériles y relaves mineros ante cargas monótonas drenadas y no drenadas, determinando parámetros de resistencia y caracterizando su respuesta a partir de la teoría del estado crítico.

1.4.2 Objetivos específicos

A continuación, se detallan algunos de los objetivos específicos de la investigación:

- Diseñar e implementar un programa experimental en base a pruebas triaxiales CID y CIU sobre mezclas de estériles y relaves.
- Analizar los resultados de las pruebas en términos del comportamiento de corte y trayectoria de tensiones, determinando parámetros resistentes para cada uno de los materiales en estudio.
- Analizar los resultados en base a la teoría de estado crítico (Been & Jefferies, 1985) y determinar relaciones en términos de la CSL de los materiales y el parámetro de estado de las mezclas.
- Valorizar y cuantificar el efecto en la respuesta de las mezclas, de variables como la razón de mezcla, presión de confinamiento, grado de compactación y granulometría del estéril mina.

1.5 Estructura de la tesis

A continuación, se presenta una breve descripción de los 7 capítulos que conforman esta tesis:

- **Capítulo 1:** Introducción. Presenta el contexto y la fundamentación de la problemática en estudio.
- **Capítulo 2:** Marco Teórico. Presenta la base teórica y los conceptos claves abordados en la investigación.
- **Capítulo 3:** Estado del arte. Presenta el estado del arte de mezclas de estériles y relaves mineros en base a una recapitulación de estudios experimentales previamente desarrollados.
- **Capítulo 4:** Estudio experimental. Se describe la metodología seguida en la investigación, presentando el programa experimental y una caracterización de los materiales en estudio.
- **Capítulo 5:** Resultados. Presenta una descripción y análisis de los resultados del plan experimental.
- **Capítulo 6:** Conclusiones y Desafíos Futuros. Presenta un resumen y conclusiones generales del estudio, incluyendo desafíos futuros para próximos trabajos en esta línea de investigación.
- **Capítulo 7:** Referencias.



Figura 1-1: Tranque de relaves. Akyem Mine TSF Cell 1, Ghana, África.

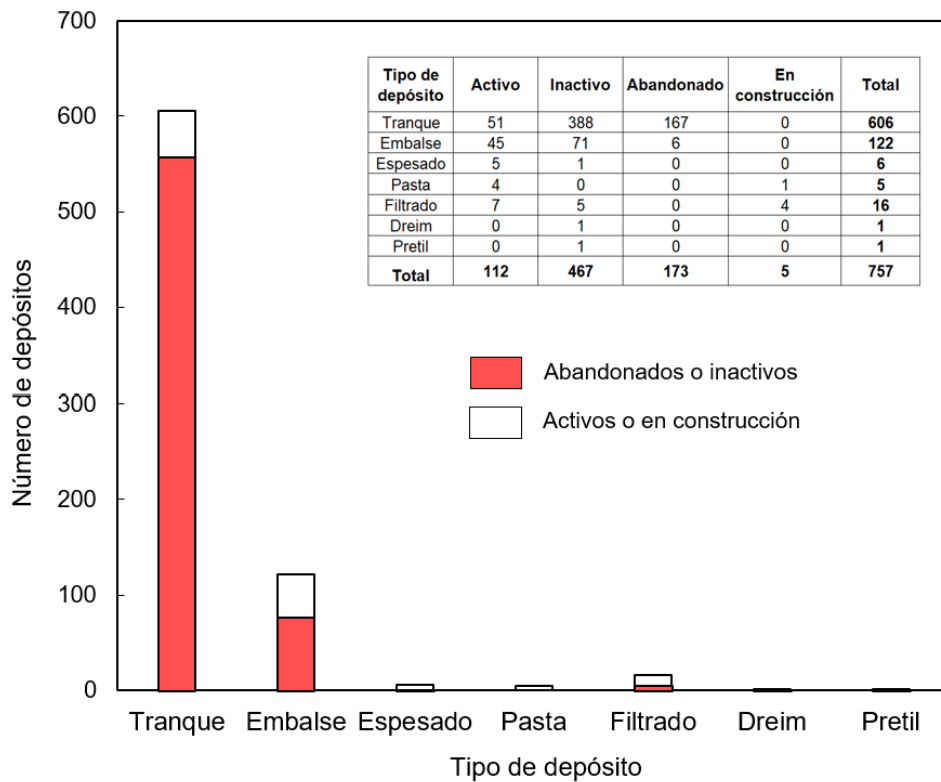


Figura 1-2: Catastro de depósitos de relaves en Chile. Preparado a partir de CDR SERNAGEOMIN, 2020.

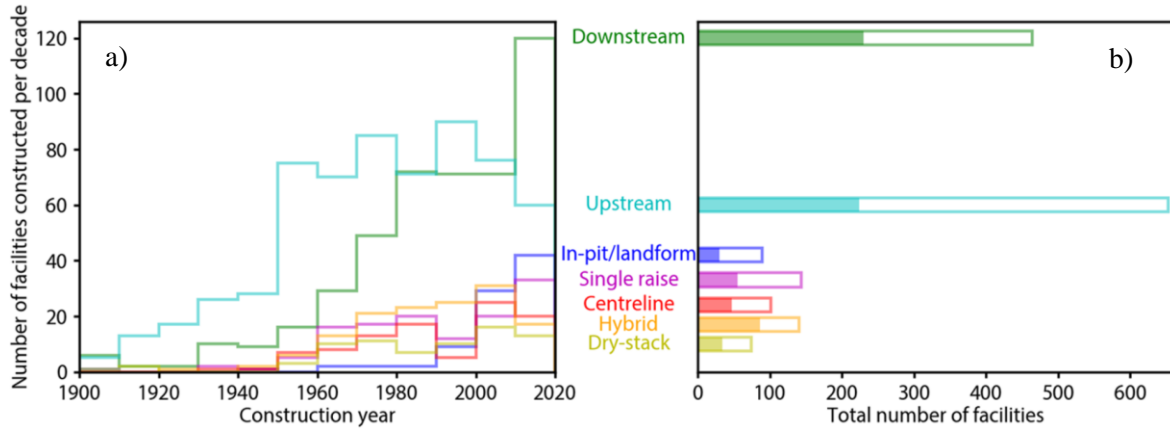


Figura 1-3: Catastro de depósitos de relaves en el mundo. a) Número de depósitos construidos por década, b) Número de depósitos por método de construcción. Extraído de Franks et al., 2021.

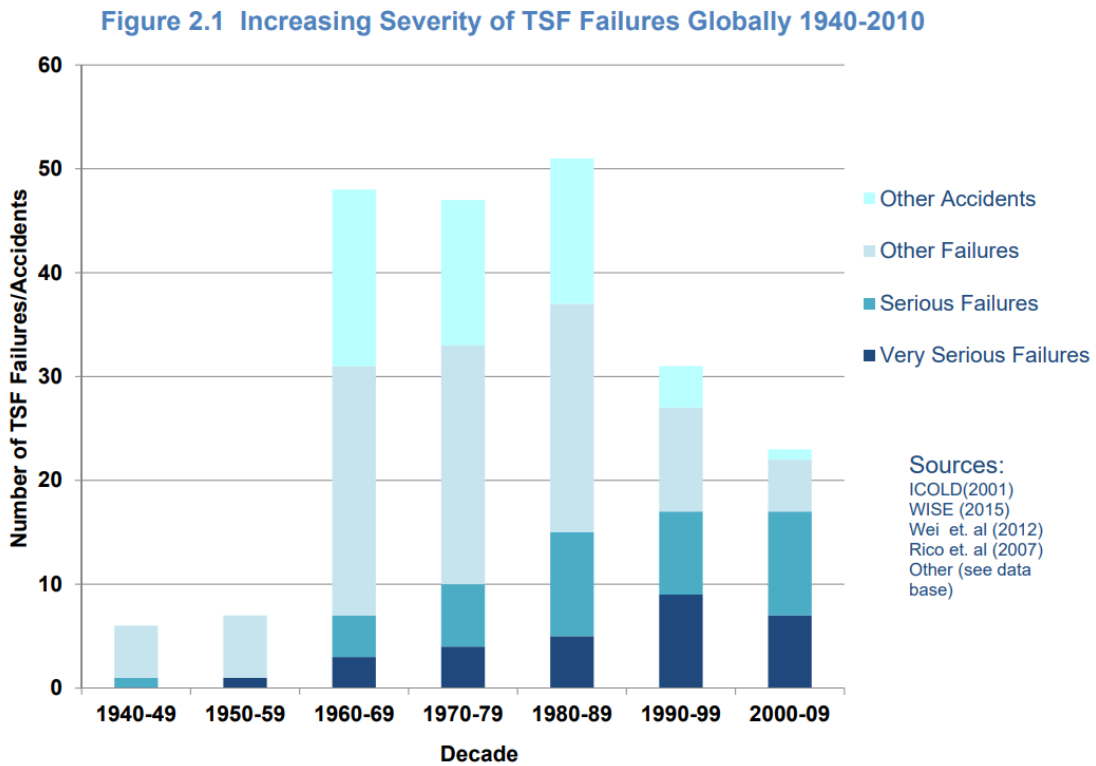


Figura 1-4: Severidad y número de accidentes o fallas por década en depósitos de relaves. Bowker & Chambers, 2015.

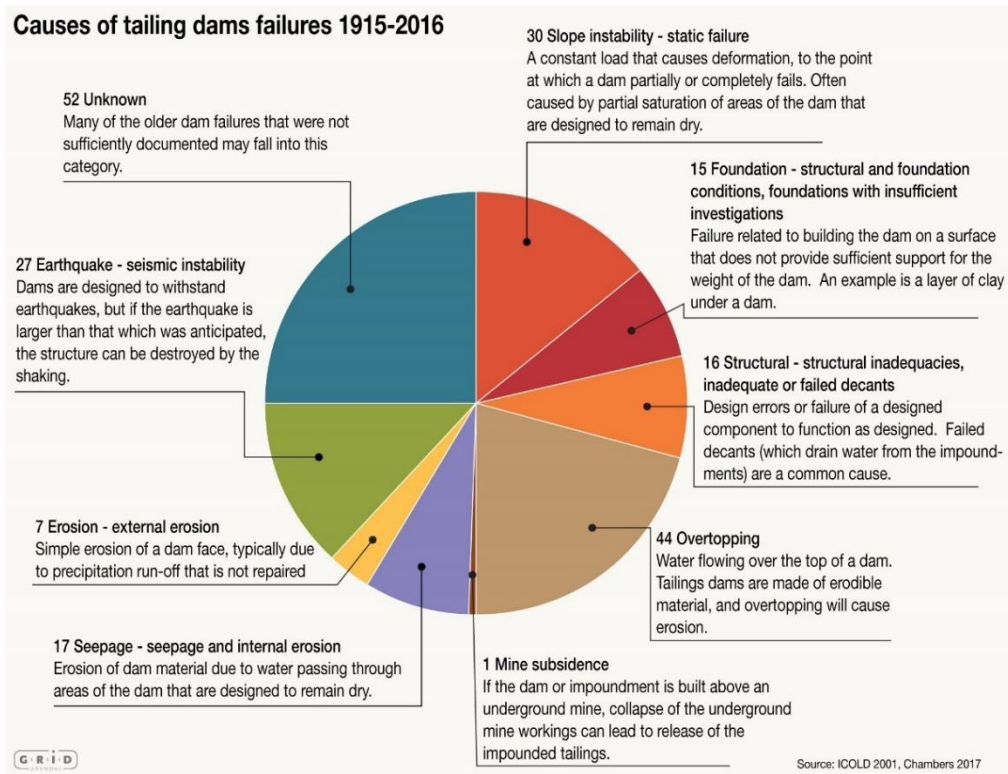


Figura 1-5: Causas de fallas de depósitos de relaves entre 1915-2016. Fuente: ICOLD 2001, Chambers 2017

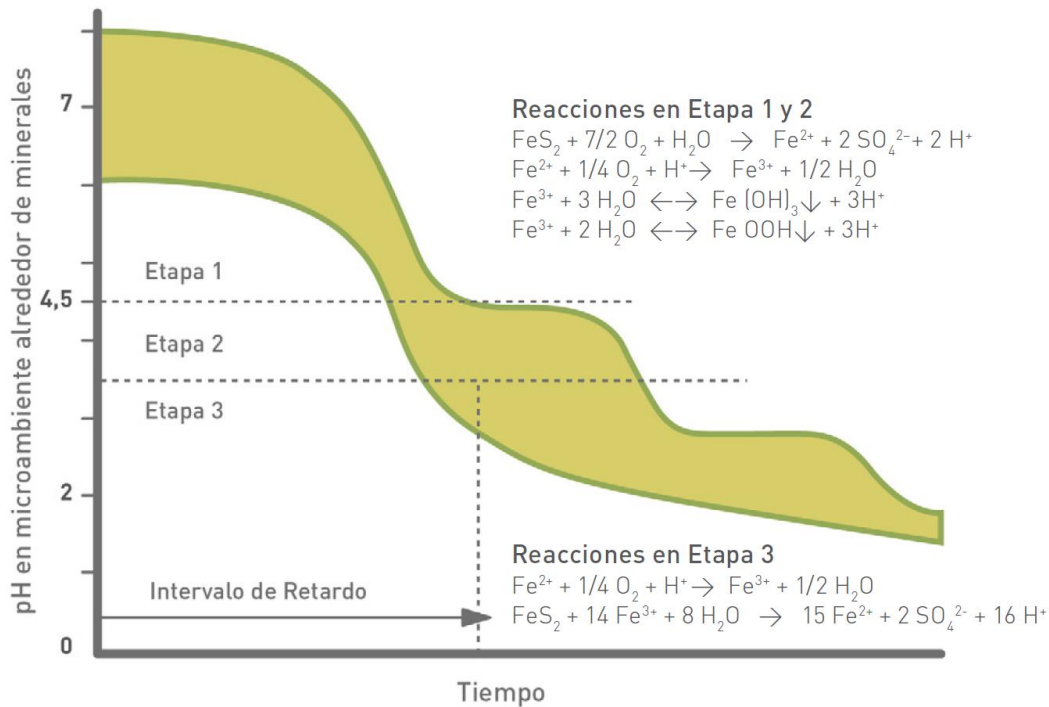


Figura 1-6: Etapas en la generación de ARD, según la oxidación de la pirita (FeS₂). Broughton and Robertson, 1992.

-
- Homogeneous mixtures – waste rock and tailings are blended to form a homogeneous mass (placement method unknown)
 - Pumped co-disposal – coarse and fine materials are pumped to impoundments for disposal (segregation occurs)
 - Layered co-mingling – alternating layers of waste rock and tailings
 - Waste rock is added to a tailings impoundment
 - Tailings are added to a waste rock dump
 - Waste rock and tailings are disposed in the same depression
 - Separate disposal – waste rock in dumps, tailings in impoundments
-

Increasing degree
of Mixing



Figura 1-7: Métodos de almacenamiento de residuos mineros, de acuerdo con el grado de mezcla.
Wickland et al. 2006



Figura 1-8: Depósito de residuos por bombeo conjunto. Jeebropilly Mine, Queensland, Australia



Figura 1-9: Co-disposición en cobertura de cierre de Daggafontein Gold TSF, Sudafrica.



Figura 1-10: Pruebas piloto de pilas compactadas de mezclas de relaves filtrados y estériles mineros (GeoWaste™). Fuente: GoldCorp.

CAPÍTULO 2: Marco Teórico

Este capítulo presenta tópicos relevantes y que engloban el desarrollo de la investigación, tales como las teorías de estado crítico y de mezclas de suelos. Se incluyen también conceptos claves en términos de la respuesta de suelos ante cargas monótonas drenadas y no drenadas. La teoría y los conceptos presentados en este capítulo son la base para la definición del plan experimental y el análisis de los resultados.

2.1 Teoría de Mezclas

Las mezclas de suelos con una disparidad en el tamaño de sus partículas han sido tema de interés en la ingeniería geotécnica, donde se han desarrollado diversos estudios para comprender su comportamiento y evaluar su aplicabilidad (e.g., Thevanayagam et al. ,1998; Yamamuro et al., 1999; Thevanayagam et al. 2007; Zuo & Baudet, 2015).

En la Figura 2-1 se muestra un esquema del arreglo y la interacción de partículas en mezclas con distintas fracciones de partículas gruesas y finas. El comportamiento mecánico de mezclas con un bajo contenido de fracción fina está dominado principalmente por la fracción gruesa, pues las partículas de mayor tamaño se encuentran en contacto mientras que las partículas finas rellenan los espacios vacíos. Cuando se incrementa la fracción de partículas finas, se alcanza un umbral donde el esqueleto granular de partículas gruesas pierde contacto entre sí (i.e. partículas gruesas “flotan” en una matriz de partículas finas). En este umbral de partículas finas, el comportamiento mecánico pasa a estar controlado principalmente por la matriz de la fracción fina. (Thevanayagam et al. ,1998; Zuo & Baudet, 2015)

Un parámetro utilizado frecuentemente para describir mezclas de suelos de grano grueso y fino es el contenido de fracción fina (f_c), definido como la razón entre la masa seca del suelo de grano fino y la masa seca total de la mezcla. Específicamente para estudios de mezclas de estériles y relaves mineros, se utiliza comúnmente el parámetro de razón de mezcla (R), definido en la Ec. 2.1:

$$R = \frac{M_r}{M_t} \quad (\text{Ec.2.1})$$

donde M_r y M_t corresponden a la masa seca en la mezcla del estéril de mina y del relave, respectivamente. La correlación entre f_c y R se muestra en la Ec. 2.2:

$$R = \frac{1 - f_c}{f_c} \quad (\text{Ec.2.2})$$

Dentro del posible rango de valores para R , existe un valor denominado R_{opt} (ver Figura 2-1), que hace referencia a una mezcla donde la matriz resistente es dominada por el material grueso, en la cual la fracción fina rellena todos los vacíos en el esqueleto granular. Este valor de R_{opt} depende de variables como la densidad del esqueleto granular de la fracción gruesa, la densidad y el contenido de humedad de la fracción fina (Wickland et al, 2006; Hamade & Bareither, 2018).

2.1.1 Relación de vacíos en mezclas

Thevanayam (1998) investigó el efecto del contenido de finos no plásticos en la resistencia al corte no drenado de arenas limosas y propuso que las mezclas pueden describirse mediante tres tipos de relación de vacíos (Figura 2-2): (i) relación de vacíos global, e_g ; (ii) relación de vacíos de la fracción fina, e_t ; y relación de vacíos de la fracción gruesa, e_r . Las Ec. 2.3 y Ec. 2.4 muestran cómo obtener e_r y e_t en función de e_g y f_c , respectivamente:

$$e_r = \frac{e_g + f_c}{1 - f_c} \quad (\text{Ec.2.3})$$

$$e_t = \frac{e_g}{f_c} \quad (\text{Ec.2.4})$$

El desarrollo de estas expresiones indica que e_r representa la *relación de vacíos de la fracción gruesa* o *relación de vacíos intergranular* y se traduce en el contacto activo de partículas gruesas en la mezcla, lo cual se ve reflejado en un aumento de e_r cuando aumenta f_c . Por otro lado, e_t representa la relación de vacíos de la fracción fina, la cual ignora la presencia de la fracción gruesa y asume que estas no afectan a la transferencia de fuerzas intergranulares de las partículas finas.

Las expresiones desarrolladas para e_r y e_t asumen que la fracción recesiva de la mezcla está totalmente inactiva y no participa en el contacto intergranular. Sin embargo, esta hipótesis puede no ser válida para todo el rango de razones de mezcla, pues existe un rango donde la fracción recesiva podría participar activamente en la matriz resistente de la mezcla. En este contexto, es que Thevanayagam (2007) presentó una actualización a sus expresiones, con las cuales se incluye la participación de la fracción recesiva en mezclas. Este autor ha clasificado cada mezcla según su categoría (fracción

dominante) y el rol de la fracción recesiva en ella (Figura 2-3), definiendo así una *relación de vacíos equivalente* que describa más eficazmente la relación de vacíos de cada fracción de la mezcla. La relación de vacíos equivalente de la fracción gruesa o relación de vacíos intergranular equivalente (e_r^*) es definida según la Ec.2.5:

$$e_r^* = \frac{e_g + (1-b)f_c}{1 - (1-b)f_c} \quad (\text{Ec.2.5})$$

donde b es un parámetro definido en un rango de 0 a 1, y representa la porción fina que contribuye activamente en el contacto intergranular o la fracción fina que participa activamente en la matriz resistente de la mezcla (Rahman et al.,2008). Cuando $b = 0$ significa que no existe participación de la fracción fina en la transferencia de esfuerzos en la mezcla, y en este caso e_r^* es equivalente a e_r (Ec.2.5).

La relación de vacíos equivalente para la fracción fina (e_t^*) en mezclas dominadas por la fracción fina, puede ser determinada según la Ec.2.6:

$$e_t^* = \frac{e_g}{f_c + \frac{1 - f_c}{d_R^m}} \quad (\text{Ec.2.6})$$

donde d_R corresponde a la disparidad entre tamaño de partículas (i.e., D_{10} fracción gruesa / D_{50} fracción fina) y m es un coeficiente definido en un rango de 0 a 1 y que depende de las características y el empaquetamiento de las partículas de la fracción fina.

Cabe destacar que los parámetros b y m , de las Ec.2.5 y Ec.2.6, pueden ser considerados como parámetros de ajuste y evaluados mediante un análisis retrospectivo o también pueden calcularse mediante expresiones propuestas por distintos autores. En general, estudios posteriores han demostrado que las relaciones de vacíos equivalentes (e_t^* y e_r^*) son parámetros efectivos para comparar el comportamiento de la mezcla con el comportamiento de la fracción dominante. (Thevanayagam et al.2002; Ni et al.2004; Rahman et al.2008; Bobei et al.2009; Hamade & Baretheir, 2016).

2.2 Respuesta de corte ante cargas monótonas

2.2.1 Comportamiento de corte drenado

Durante cargas de tipo drenadas se produce un cambio de volumen en el suelo, donde este puede experimentar un comportamiento dilatante, intermedio o contractivo, el cual depende de la relación de vacíos (o densidad) inicial y del nivel de confinamiento (Figura 2-4). Independiente del historial de carga y del estado inicial del suelo, este tiende a un único estado final o crítico (esto se aborda con mayor detalle en acápite posteriores). Para suelos densos o medianamente densos, el volumen disminuye hasta un punto de inflexión (previo a alcanzar el esfuerzo máximo) y luego aumenta hasta alcanzar el estado crítico (definido con detalle en acápite posterior). Para suelos sueltos, el volumen decrece continuamente hasta alcanzar el estado crítico. En términos de esfuerzo, para estados densos a medianamente densos, este experimenta un peak y una posterior disminución hasta alcanzar el estado crítico. Mientras que, en suelos sueltos, el esfuerzo aumenta continuamente hasta alcanzar el estado crítico. (Lambe & Whitman, 1969; Casagrande, 1975)

2.2.2 Comportamiento de corte no drenado

Durante cargas no drenadas se genera un exceso de presión de poros en el suelo, el cual conduce a cambios en términos de esfuerzos efectivos, pero sin cambios en la relación de vacíos. El comportamiento del suelo ante este tipo de cargas puede describirse en función del cambio en el esfuerzo efectivo, y la posibilidad de experimentar fenómenos de falla de flujo asociada a una pérdida de resistencia (licuefacción estática). En este sentido, es posible identificar tres grandes tipos de comportamientos los cuales se denominan como: (i) Flujo, (ii) Sin flujo y (iii) Flujo limitado. En la Figura 2-5 se muestra esquemáticamente estos posibles comportamientos ante cargas no drenadas, en términos de esfuerzo desviador y exceso de presión de poros versus la deformación axial, y también en términos de trayectoria de esfuerzos efectivos en el espacio p' - q para un ensayo triaxial. Un comportamiento Con Flujo está ligado a una tendencia contractiva del suelo y a una alta generación de presiones de poros que conllevan a una gran pérdida de resistencia (strain-softening), el término “flujo” se asocia a que el material puede perder resistencia de tal forma que podría “fluir” como un líquido, siendo este comportamiento el peor de los casos de falla en condiciones no drenadas. Lo anterior ocurre sólo si el esfuerzo de corte inicial en el suelo supera el esfuerzo de corte residual o licuado. El comportamiento Sin Flujo se caracteriza por una tendencia dilatante, donde se genera un exceso de presión de poros negativa que produce un incremento en la resistencia (i.e. strain-hardening). En el comportamiento denominado Flujo limitado, el suelo presenta una respuesta intermedia entre los comportamientos de Flujo y Sin flujo, donde inicialmente se genera una moderada pérdida de resistencia seguida por un incremento en ella, la magnitud de este incremento y disminución de la resistencia depende de la magnitud del exceso de presión de poros generado. Este cambio en la tendencia de contractiva a dilatante en el comportamiento de Flujo limitado, se denomina

estado de transformación de fase o cuasi-estado estable (QSS). (Castro, 1969; Ishihara et al.,1975; Vaid et al.,1990; Alarcón-Guzmán et al.,1988; Yoshimine, 1998).

En general, arenas y arcillas presentan un comportamiento contractivo cuando se encuentran sueltas o normalmente consolidadas, y un comportamiento dilatante cuando están densas o sobreconsolidadas. El comportamiento no drenado se ve afectado principalmente por las condiciones iniciales del suelo tales como la densidad y la presión de confinamiento.

2.3 Teoría de estado crítico

El estado crítico fue definido inicialmente por Roscoe et al. (1958) como el estado en el que un suelo continúa deformándose con un esfuerzo y una relación de vacíos constante, siendo está una formalización de la idea de relación de vacíos crítica planteada inicialmente por Casagrande (1936). La relación entre la proporción de vacíos crítica (e_c) y el esfuerzo medio efectivo (p') se denomina línea o lugar de estado crítico (CSL). Por otro lado, Poulos (1981) formalizó la definición del estado estable de un suelo como el estado de deformación para cualquier masa de partículas de suelo cuando esta se deforma continuamente a volumen, esfuerzo efectivo normal y velocidad constante. La relación entre la proporción de vacíos en estado estable (e_{ss}) y el esfuerzo medio efectivo (p') se denomina línea de estado estable (SSL).

Been et al. (1991) determinó que a efectos prácticos es posible suponer la equivalencia entre la CSL y SSL, siendo independiente del método de preparación de la muestra y del tipo de medición (pruebas de esfuerzo o deformación controlada). La comparación de las definiciones de estado crítico y estado estable muestra que la definición de estado estable tiene un término de velocidad. Esta velocidad nunca se especifica y, en principio, podría ser extremadamente pequeña, momento en el que las dos definiciones se vuelven idénticas (Been & Jefferies, 2016).

La CSL para un suelo es única e independiente de factores como la trayectoria de esfuerzos, la condición de drenaje, densidad inicial y el método de preparación de muestras (Poulos et al., 1981; Been et al. 1991; Been & Jefferies, 2016). La forma de la CSL si es dependiente del rango de esfuerzos, y en un gráfico semi-logaritmico presenta una tendencia a curvarse con el aumento de esfuerzos, es decir, la CSL es lineal para esfuerzos bajos, para esfuerzos medios es no lineal y con una mayor pendiente, y para esfuerzos altos se vuelve casi lineal, pero con una pendiente mucho mayor (Been et al. 1991; Verdugo,1992). Pese a que la CSL presenta esta curvatura, en este estudio y en gran parte de los problemas que aborda la ingeniería geotécnica, asumir una CSL del tipo lineal en el plano $e-\ln(p')$ es una aproximación más que aceptable. Por lo tanto, la expresión para la CSL queda determinada según la Ec.2.7:

$$e_c = \Gamma - \lambda \ln(p'_c) \quad (\text{Ec.2.7})$$

La teoría de estado crítico y la definición de la CSL puede ser utilizada para evaluar el comportamiento de un suelo (e.g. contractivo o dilatante), el cual dependerá de la posición relativa del estado inicial con respecto a la CSL. Durante una carga en condición no drenada, si el estado inicial de un suelo (definido por e y p') se encuentra por encima de la CSL, este experimentará un comportamiento contractivo, es decir, generará un exceso de presión de poros que dará como resultado una reducción de p' , dando paso a una trayectoria horizontal hacia un estado final definido por la CSL. Si el estado inicial se encuentra por debajo de la CSL, el suelo experimentará una tendencia dilatante, es decir, generará un exceso de presión de poros que dará como resultado un aumento en p' , dando paso a una trayectoria horizontal hacia la CSL. Durante cargas drenadas, la tendencia contractiva o dilatante de un suelo, depende de igual forma de la posición con respecto a la CSL, sin embargo, en este tipo de cargas se produce un cambio volumétrico y un correspondiente cambio en la relación de vacíos (trayectoria no horizontal).

En este contexto, Been & Jefferies (1985) han definido el parámetro de estado (ψ), el cual contrasta la relación de vacíos y el nivel de esfuerzo inicial o actual con respecto a un estado final (crítico o estable). De esta forma, el parámetro de estado se define como la diferencia vertical entre la relación de vacíos inicial y la relación de vacíos crítica para un mismo esfuerzo. Los suelos sueltos y normalmente consolidados suelen tener una relación de vacíos por encima de la CSL que corresponden a ψ positivo, mientras que los suelos densos y sobreconsolidados suelen tener una relación de vacíos por debajo de la CSL, que corresponden a ψ negativo. El comportamiento no drenado de Flujo o Sin flujo está asociado con un ψ positivo y negativo, respectivamente. Mientras que el comporta de Flujo limitado está caracterizado por un estado inicial localizado cerca de la CSL. La Figura 2-6 muestra gráficamente los conceptos mencionados, incluyendo el comportamiento de un suelo de acuerdo con su posición con respecto a la CSL y la definición de ψ .

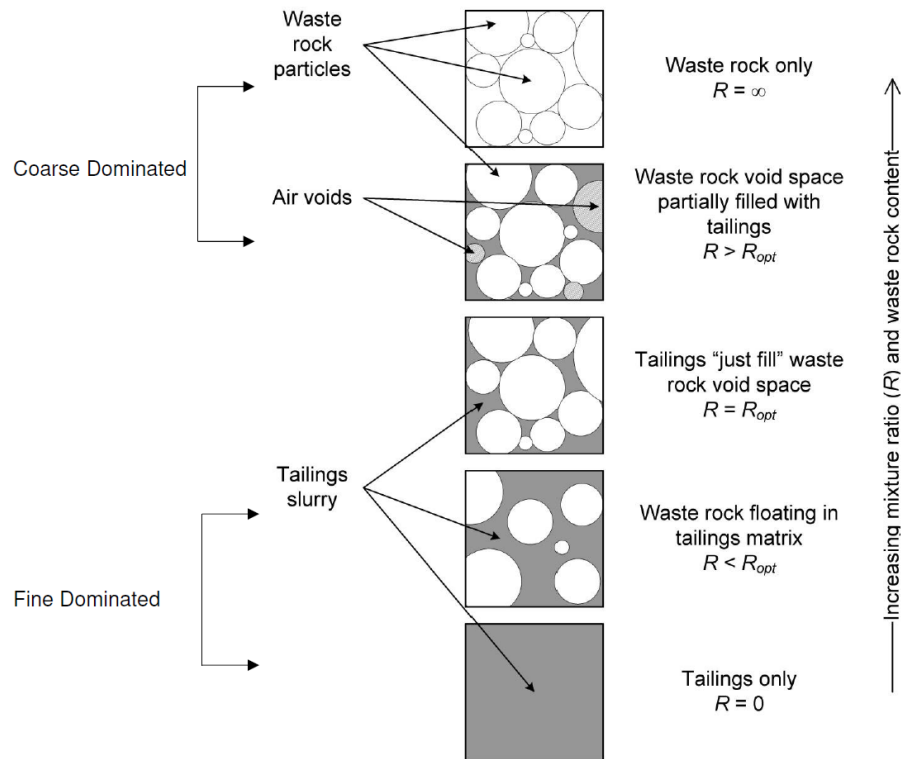


Figura 2-1: Configuración de la estructura e interacción de partículas en mezclas de relaves y estériles. Adaptada de Wickland et al. (2006)

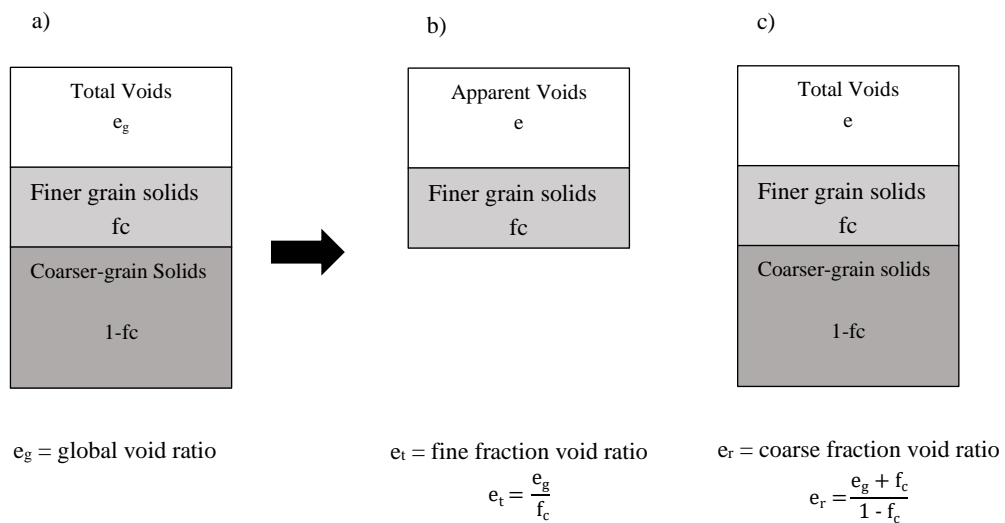
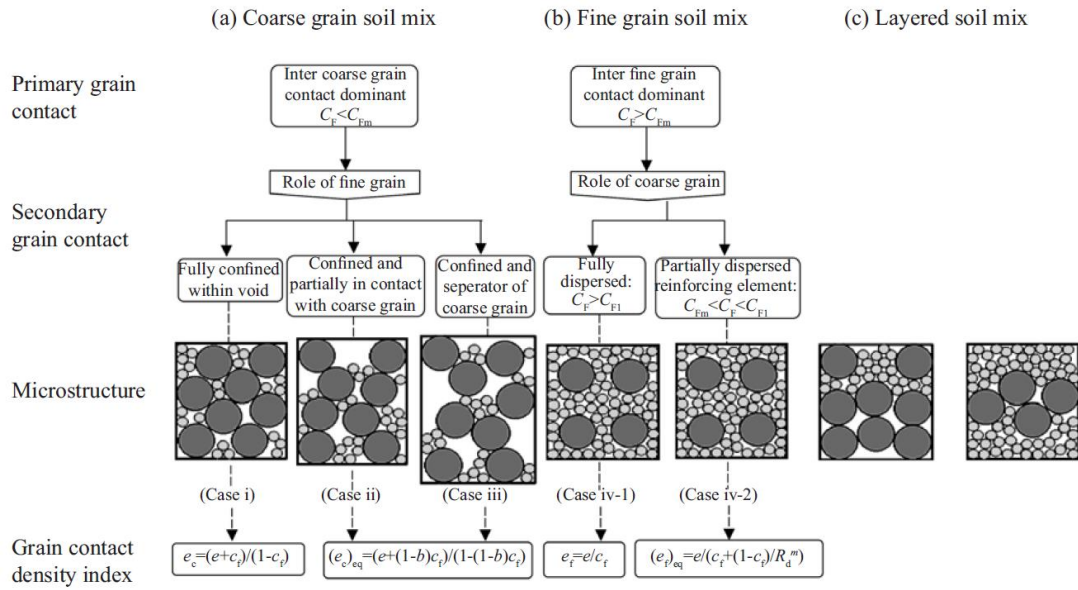


Figura 2-2: Definición de relación de vacíos e_r y e_t . Diagramas de fase esquemático para: a) Mezcla, b) Matriz fracción fina, c) Matriz fracción gruesa. Adaptada de Thevanayagam et al. (1998)



b = Portion of the fine grains that contribute to the active intergrain contacts: e = global void ratio; C_f = fine grains content
 C_{Fth} = Threshold fine grains content, $C_f < (100e / e_{max, HF})\%$; C_{F1} = limit fines content, $C_f > 100(1 - \pi(1+e)/(6s^3))\% > C_{Fth}$
 m : Reinforcement factor; $R_d = D/d$ = particle size disparity ratio; $s = 1 + a/R_d$, $a = 10$; $e_{max, HF}$: the maximum void ratio of host fine

Figura 2-3: Clasificación intergranular de mezclas de suelos (Thevanayagam, 2007)

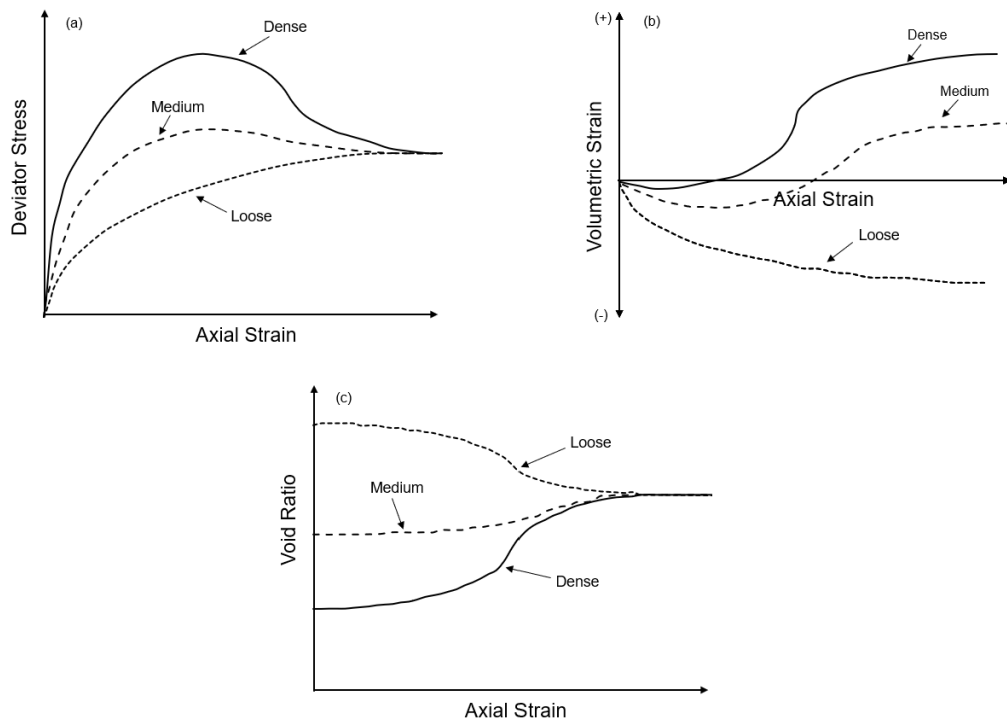


Figura 2-4: Comportamiento típico ante cargas drenadas. (a) Esfuerzo desviador, (b) Deformación volumétrica y (c) Relación de vacíos versus deformación axial. Adaptado de Casagrande (1975) y Lambe & Whitman (1969)

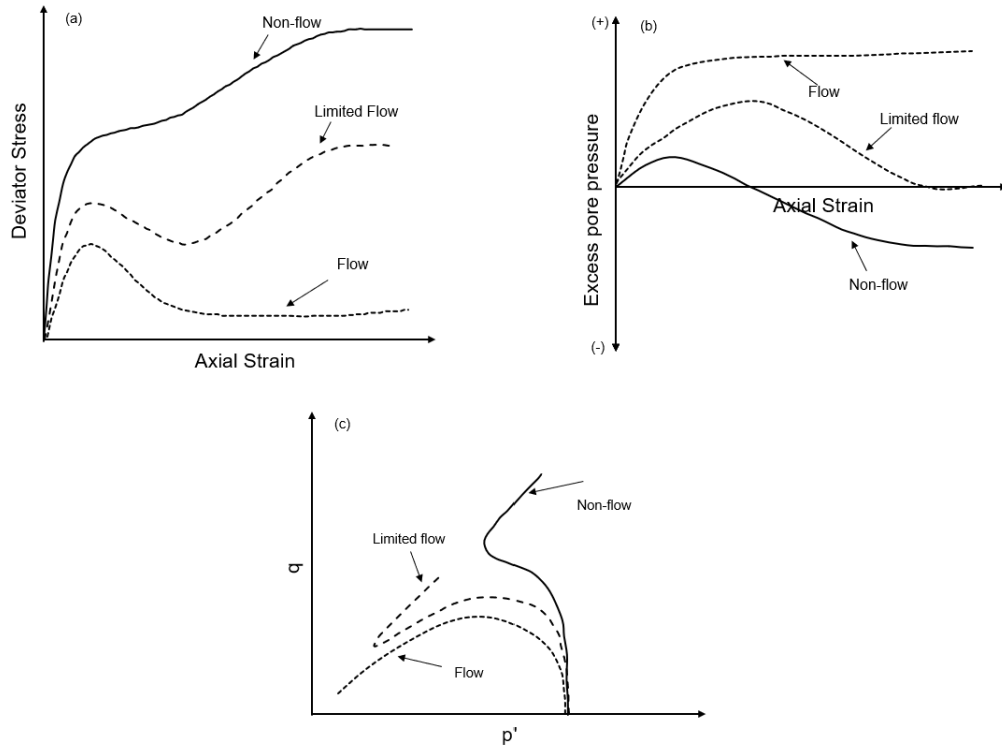


Figura 2-5: Comportamiento típico ante cargas no drenadas. (a) Esfuerzo desviador y (b) exceso de presión de poros versus deformación axial, (c) Trayectoria de esfuerzos efectivos. Basado en Ishihara et al., 1995; Vaid et al. 1990 y Yoshimine (1998)

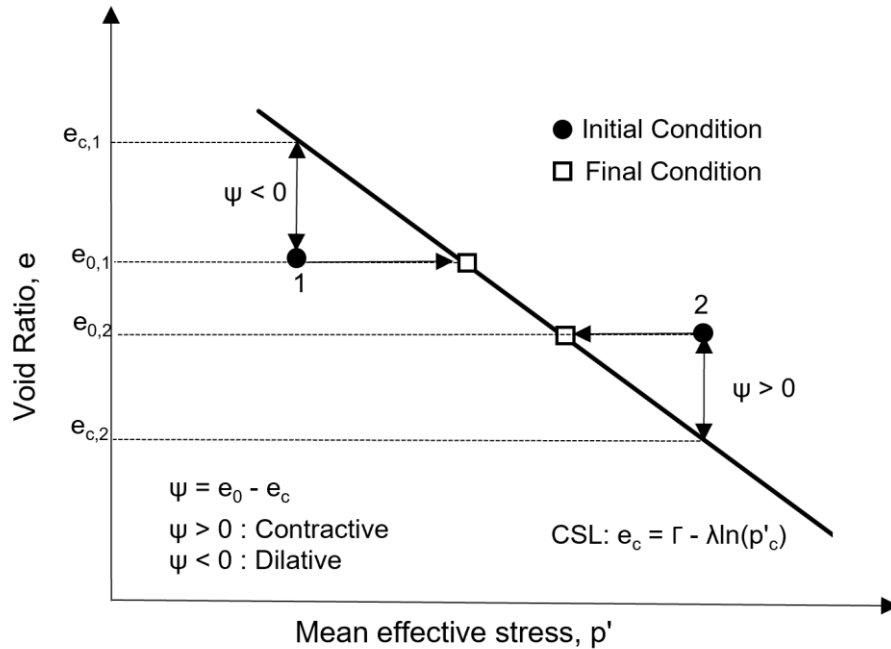


Figura 2-6: Comportamiento del suelo con respecto a posición CSL. Definición de parámetro de estado (ψ).

CAPÍTULO 3: Estado del Arte

El desarrollo de la co-disposición como estrategia alternativa a los métodos tradicionales de manejo y almacenamiento de residuos mineros, requiere de una completa comprensión del comportamiento geomecánico de mezclas de estériles y relaves ante distintas condiciones de carga. Los primeros estudios experimentales de mezclas homogéneas de relaves y estériles mineros datan de comienzos de los años 2000, y desde entonces se han elaborado investigaciones asociadas a determinar parámetros como la conductividad hidráulica, comportamiento geomecánico (consolidación y corte) y resistencia. En este capítulo se presentan las principales investigaciones en mezclas homogéneas de mezclas de estériles y relaves.

3.1 Estudios experimentales en mezclas de estériles y relaves

Wickland et al. (2005, 2006, 2010) desarrollaron una investigación para evaluar la conductividad hidráulica y el comportamiento de consolidación de mezclas de estériles y relaves derivados de la producción de oro. Esta investigación se basó en pruebas en laboratorio de consolidación unidimensional y conductividad hidráulica sobre muestras de 150mm y 300 mm de diámetro, donde también se incluyeron estudios de consolidación por peso propio a mediana escala en columnas de 1m de diámetro y 6m de altura. Los ensayos de conductividad hidráulica y consolidación fueron ejecutados hasta esfuerzos verticales de 1000 kPa, sobre mezclas con una razón de mezcla R de 4.2 a 4.8, correspondiente a valores cercanos al R_{opt} . Las pruebas de consolidación por peso propio incluyeron 4 columnas: una únicamente con material de estéril y los 3 restantes con mezclas con R igual a 5, 6 y 7. En el Gráfico 3-1 se muestra un resumen de los resultados de esta investigación, en términos de curvas de consolidación (e vs σ_v) y conductividad hidráulica (e vs k). Los resultados indican que el comportamiento ante cargas unidimensionales de las mezclas fue muy similar al del estéril por sí solo, mostrando valores similares para el coeficiente de consolidación (C_v) y el índice de compresión (C_c). En términos de conductividad hidráulica, las mezclas presentaron valores similares al del relave, y varios ordenes de magnitud por debajo del estéril de mina. También se determinó la curva característica de las mezclas (SWCC), indicando que estas poseen un valor de entrada de aire elevado y similar al del relave (AEV), lo cual inhibe el flujo de aire y mantiene la saturación. Estos resultados indican que mezclar estériles y relaves puede limitar el flujo a través de

los depósitos y reducir el potencial de generación de drenaje ácido, como también acelerar la consolidación y disminuir los asentamientos que experimentan los relaves.

Wijewickreme, Khalili & Wilson (2010) complementaron la investigación desarrollada por Wickland et al., estudiando la respuesta monótona y cíclica de mezclas de estériles y relaves. Esta investigación se basó en pruebas triaxiales cíclicas y monótonas sobre muestras de 76mm de diámetro y 160mm de altura, considerando un tamaño máximo de partículas inferior a 9.4mm. Las mezclas fueron preparadas con R igual a 4.8, asociado al valor de R_{opt} . El estudio de la respuesta monótona contempló ensayos triaxiales en un rango de presiones de confinamiento de 100 a 400 kPa, incluyendo ensayos drenados y no drenados (CIU y CID), además de pruebas no drenadas en extensión. El Gráfico 3-2 muestra algunos de los resultados de esta investigación, donde se presenta una comparación de la respuesta monótona de la mezcla y los materiales en estado puro, en términos de esfuerzo desviador, razón de presión de poros y trayectoria de tensiones efectivas. Los resultados indican que la respuesta de corte monótona de la mezcla fue muy similar al del estéril de mina (coincidiendo con los resultados para consolidación unidimensional presentados por Wickland et al.), destacando que es poco probable que las mezclas experimenten deformaciones de flujo bajo este tipo de carga en el rango de esfuerzos estudiados. Por otro lado, el estudio de la respuesta ante cargas cíclicas contempló ensayos triaxiales cíclicos en un rango de presiones de confinamiento de 100 a 400 kPa, aplicando una razón de esfuerzo cíclico (CSR) en un rango de 0.08 a 0.26. En el Gráfico 3-3 y Gráfico 3-4 se presenta la respuesta ante cargas cíclicas de las mezclas y una comparación de la resistencia cíclica de la mezcla y de los materiales en estado puro, respectivamente. La principal conclusión de los autores fue que las mezclas ante cargas cíclicas experimentaron una disminución acumulativa del esfuerzo efectivo con una progresiva degradación de la rigidez, adicionalmente estas mostraron una tendencia a experimentar mayores deformaciones en comparación con los relaves y los estériles. La mezcla presentó menor resistencia cíclica (CRR) en comparación al relave y el estéril de mina. Pese a lo anterior, no se observó un comportamiento strain-softening o una reducción de la resistencia, lo cual sugiere que es poco probable que las mezclas desarrollen licuefacción ante cargas cíclicas en condiciones no drenadas.

Por otro lado, Jehring & Bareither (2016) estudiaron el efecto de la composición de los relaves en el comportamiento y resistencia al corte de mezclas de estériles y relaves, considerando razones de mezcla asociados al R_{opt} . Para ello, ejecutaron ensayos triaxiales sobre probetas de 150mm de diámetro y 300mm de altura, en un rango de presiones de confinamiento relativamente bajo, entre 5 a 40 kPa, pues buscaron representar las condiciones de esfuerzos en coberturas finales de depósitos de residuos (siendo esto una posible aplicación de las mezclas de estériles y relaves). Para las mezclas consideraron una grava comercial triturada (como un estéril sintético) y cuatro tipos de relaves: granate de grano fino, granate de grano grueso, cobre y soda ash. Las conclusiones de esta investigación coincidieron con lo expuesto por Wickland et al. y Wijewickreme et al., pues el comportamiento y la resistencia al corte de las mezclas fue similar al del estéril de mina, siendo además independiente del origen y composición de los relaves con los cuales fueron preparadas.

Las investigaciones previamente descritas, tienen como factor común el estudio sobre mezclas con una razón de mezcla cercana al R_{opt} , es decir, una matriz resistente dominada por el estéril de mina donde los relaves rellenan los vacíos en el esqueleto granular. Durante el año 2018, Hamade & Bareither publicaron un trabajo donde se estudió el efecto de la razón de mezcla en el comportamiento y la resistencia al corte en mezclas de estériles y relaves sintéticos (ambos generados a partir de materiales comerciales disponibles). En esta investigación se ejecutaron ensayos triaxiales sobre muestras de 150mm de diámetro y 300mm de altura, para una presión de confinamiento de 50 kPa. Para estudiar el efecto de la razón de mezcla, consideraron tres tipos de mezclas: (i) mezcla con un R alto ($R > R_{opt}$), asociado a una estructura dominada por el estéril de mina, (ii) mezcla con R_{opt} y (iii) mezcla con un R bajo ($R < R_{opt}$), asociado a una estructura dominada por la fracción fina. Los resultados de esta investigación mostraron que los parámetros resistentes de todas las mezclas fueron superiores a los de los materiales puros, concluyendo que incluso el estéril de mina era capaz de dotar de resistencia a la mezcla dominada por la fracción fina. En el Gráfico 3-5 se muestran los resultados de esta investigación en términos de esfuerzo desviador versus deformación axial y trayectoria de tensiones efectivas, donde es posible apreciar que el comportamiento de la mezcla con un $R > R_{opt}$ es similar al del estéril, mientras que la mezcla con $R = R_{opt}$ alcanza esfuerzos y posee un ángulo de fricción incluso superior al del estéril. Los autores indican que son necesarias nuevas investigaciones para comprender los efectos acoplados de variables como la razón de mezcla y la presión de confinamiento.

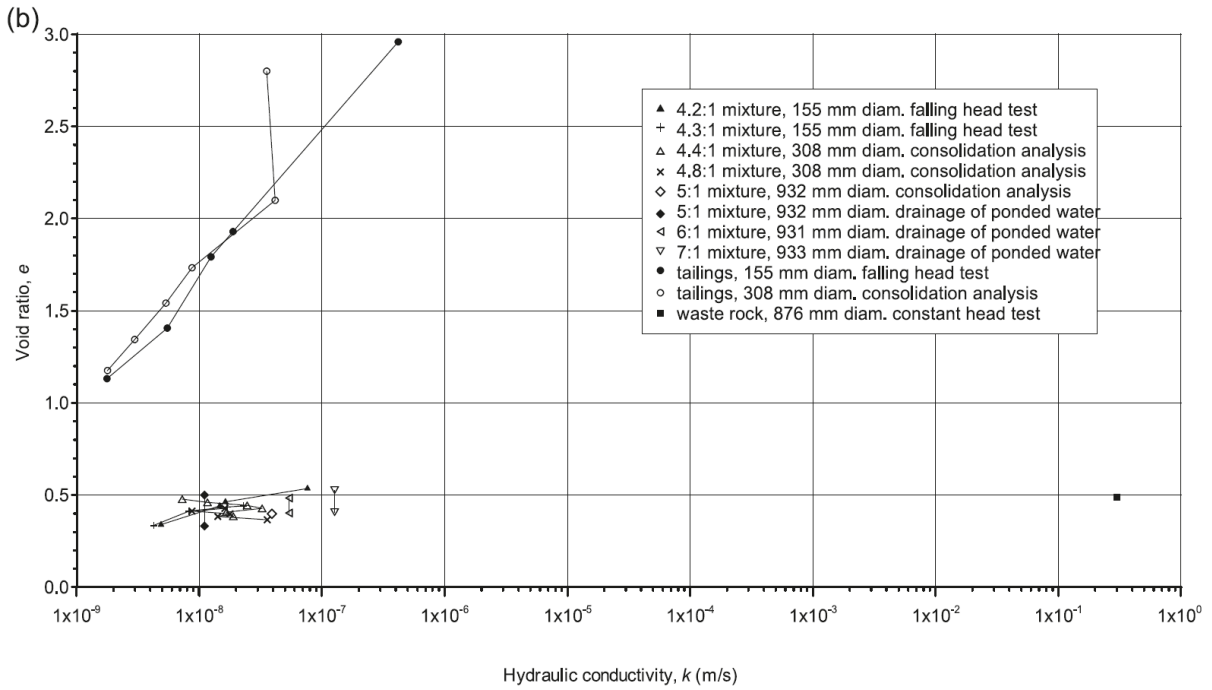
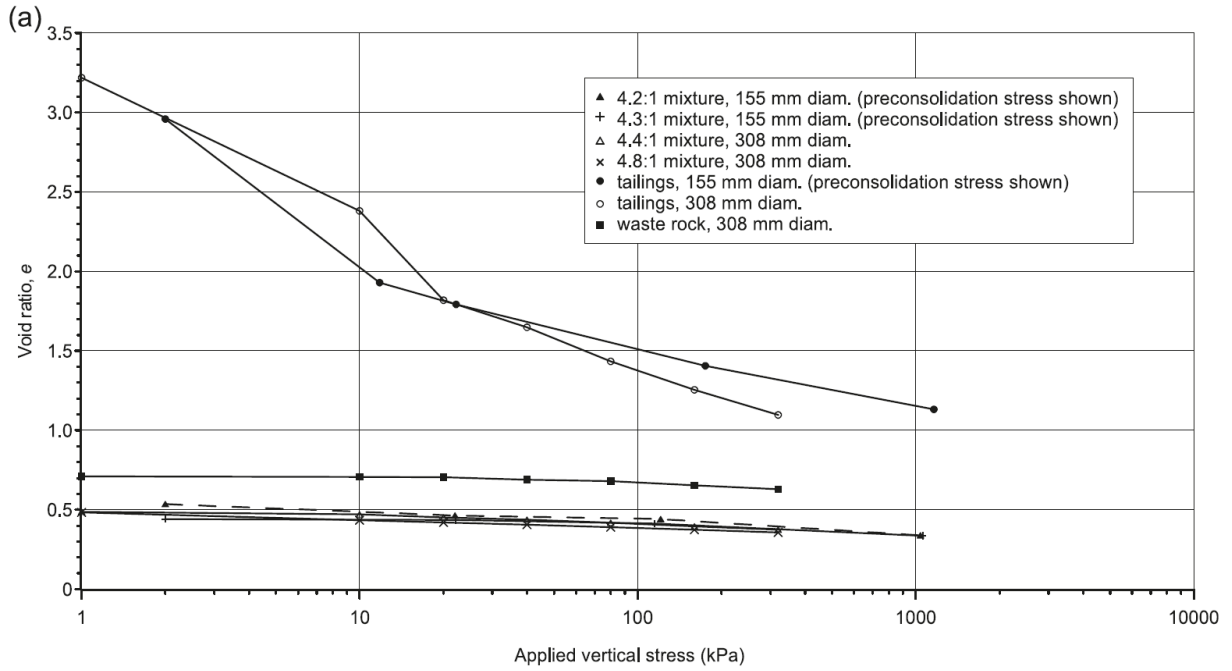


Gráfico 3-1: Conductividad hidráulica y consolidación de mezclas de estériles y relaves. Relación de vacíos versus (a) esfuerzo vertical y (b) conductividad hidráulica. (Wickland et al. 2010)

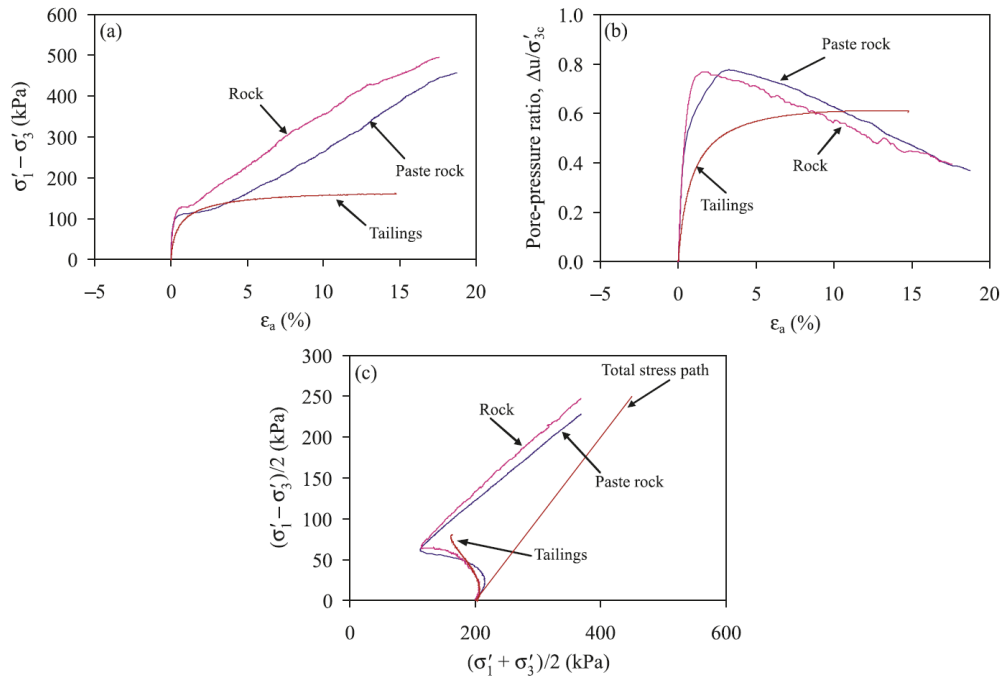


Gráfico 3-2: Respuesta monótona no drenada de mezclas de estériles y relaves. (a) Esfuerzo desviador y (b) Razón de presión de poros versus deformación axial, (c) trayectoria de esfuerzos efectivos. (Khalili et al., 2010)

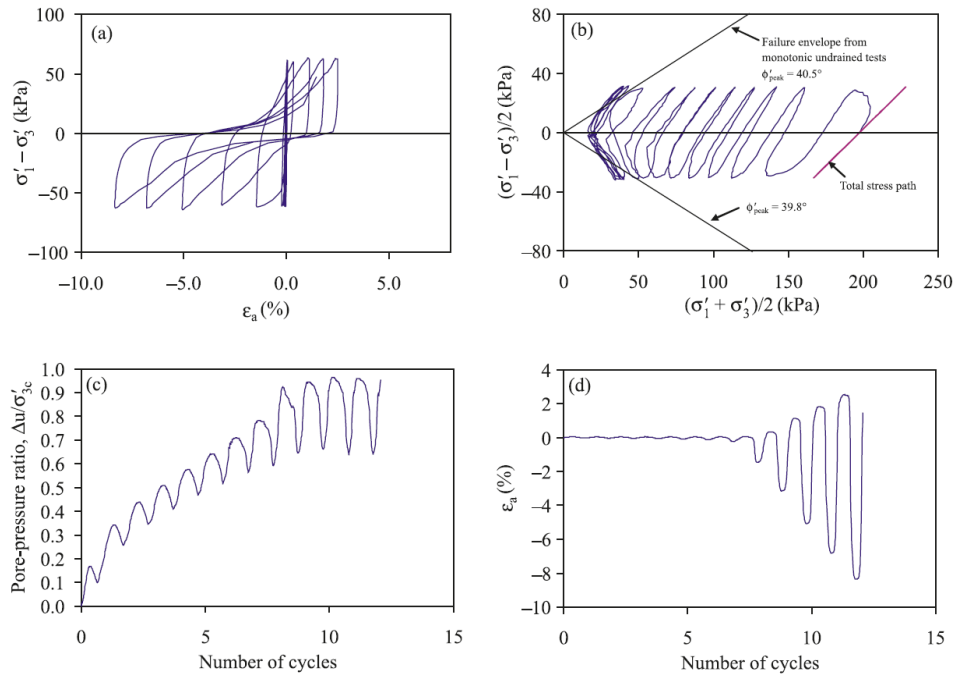


Gráfico 3-3: Respuesta cíclica en mezclas de estériles y relaves ($\sigma'_c = 200$ kPa; CSR = 0.152). (a) Esfuerzo desviador versus deformación axial, (b) trayectoria de esfuerzos efectivos, (c) Razón de presión de poros y (d) deformación axial versus número de ciclos. (Wijewickreme et al., 2010)

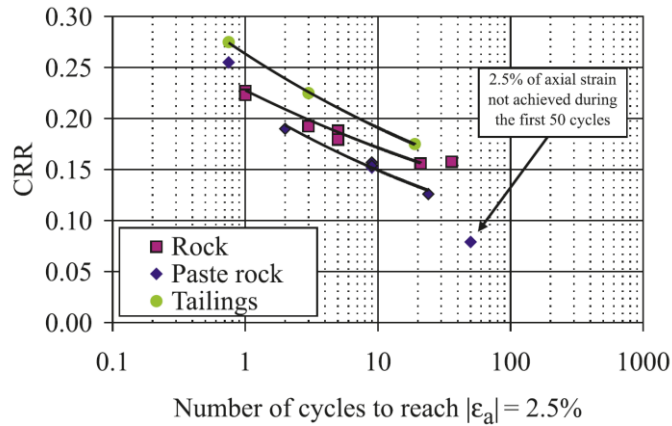


Gráfico 3-4: Resistencia cíclica de mezclas de estériles y relaves ($\sigma'_c = 200$ kPa). CRR versus número de ciclos. (Wijewickreme et al., 2010)

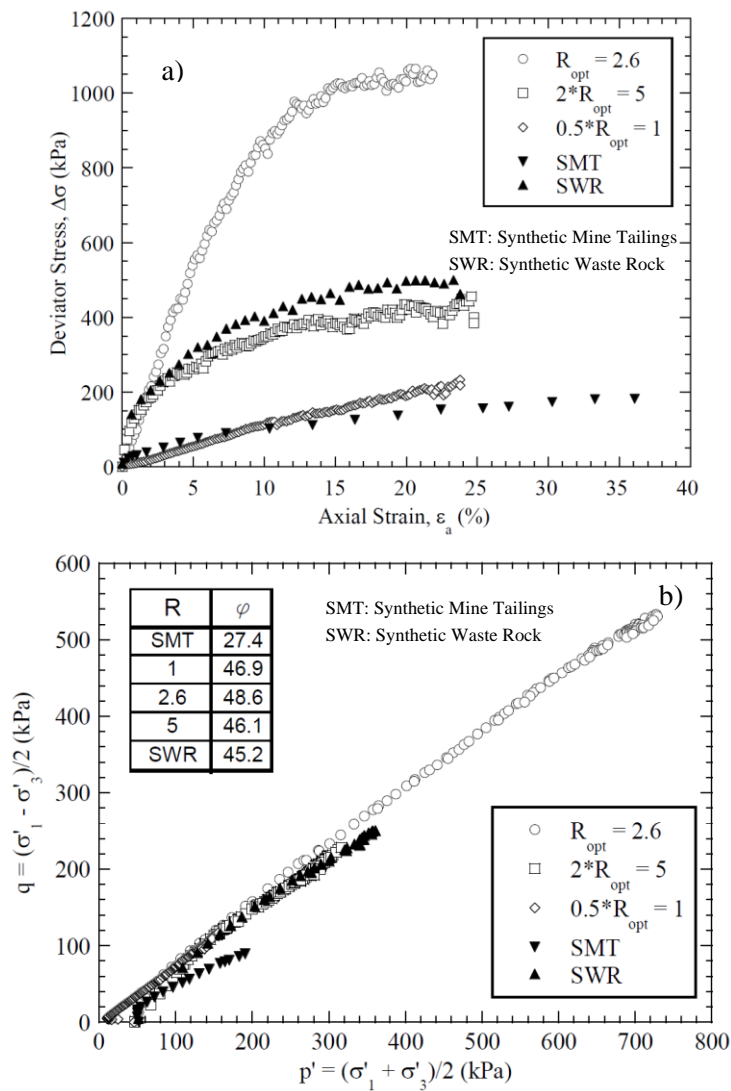


Gráfico 3-5: Efecto de la razón de mezcla en mezclas de estériles y relaves (Ensayo CIU a $\sigma'_c = 50$ kPa). a) Esfuerzo desviador versus deformación axial, (b) trayectorias de esfuerzos efectivos. Hamade & Bareither (2018)

CAPÍTULO 4: Estudio Experimental

En la presente investigación se ejecutó un extenso trabajo de pruebas experimentales con el objetivo de caracterizar la respuesta geomecánica de mezclas de estériles y relaves ante cargas monótonas. Los ensayos han sido definidos con el fin de caracterizar de forma general la respuesta de las mezclas en condición drenada y no drenada, incluyendo también pruebas que permitan identificar y cuantificar el efecto de variables que pueden afectar significativamente su comportamiento, tales como: presión de confinamiento, razón de mezcla, grado de compactación y granulometría del estéril de mina.

En el presente capítulo se presenta una caracterización general de los materiales en estudio, en conjunto con el plan de trabajo y la descripción de los ensayos ejecutados y la metodología empleada.

4.1 Materiales

En este programa experimental se utilizaron como base dos tipos de materiales: relaves y estériles mineros, ambos derivados del proceso de extracción de cobre desde una mina a cielo abierto emplazada en la zona central de Chile.

4.1.1 Estéril de mina

El estéril de mina está compuesto por partículas angulares a subangulares, posee un color lila y no presenta olor ni materia orgánica. En el Gráfico 4-1 se presenta la distribución granulométrica del estéril de mina, el material posee un 60% de gravas ($d \geq \#4$) y de acuerdo con el sistema unificado de clasificación de suelos (SUCS) clasifica como una grava bien graduada (GW). Contiene un 38% de arenas y un 2% de partículas finas. La distribución granulométrica ha sido determinada en laboratorio mediante el método de cribado (ASTM D422), cabe destacar que no se ha considerado ensayo de macro granulometría in situ y por lo tanto el tamaño máximo testeado es igual a 76.2 mm, correspondiente el tamaño del tamiz utilizado en la recolección de muestras en el botadero de estériles. Las partículas superiores a este tamaño no han sido consideradas en este plan experimental. El estéril de mina posee una gravedad específica (G_s) de 2.73, la cual ha sido medida por el autor de acuerdo con el método descrito en ASTM D854 y ASTM C127. La densidad seca máxima y mínima

corresponde a 2.03 g/cm^3 y 1.67 g/cm^3 , las cuales fueron determinadas según las normas ASTM4253 y ASTM 4254, respectivamente. La caracterización general del estéril de mina se resume en la Tabla 4-1.

Los ensayos ejecutados en suelos gruesos presentan dificultades derivadas del gran tamaño de partículas que estos poseen. Por ejemplo, la presencia de partículas de gran tamaño puede dar lugar a muestras de laboratorio no uniformes; lo que lleva a resultados no representativos del esqueleto o matriz del suelo que se desea analizar. En el presente estudio y en virtud de las limitaciones del equipo triaxial utilizado y el tamaño máximo de las probetas a ensayar, la granulometría del estéril fue modificada. Se recurre por tanto, a la metodología de gradación paralela o curva homotética (Lowe, 1964), preparando una granulometría con un tamaño máximo igual a 16mm (Curva segmentada en Gráfico 4-1).

4.1.2 Relave

El relave utilizado en este programa experimental corresponde a un relave integral de color marrón, el cual no posee olor ni materia orgánica. En el Gráfico 4-2 se presenta su distribución granulométrica, la cual ha sido determinada por el método de cribado, e incluyendo análisis hidrométrico para partículas de tamaño inferior a 0.075mm. El relave posee un 58% de arenas y un 42% de partículas finas y de acuerdo con el sistema unificado de clasificación de suelos (SUCS) clasifica como una Arena Limosa (SM). El relave es no plástico (NP) y posee una gravedad específica (G_s) de 3.12, la cual ha sido medida de acuerdo con el método descrito en ASTM D854. La caracterización general del relave se resume en la Tabla 4-1.

Se ha ejecutado un ensayo Proctor modificado según ASTM D1557, cuya curva de compactación se presenta en el Gráfico 4-3. De acuerdo con estos resultados, la densidad máxima compactada seca del relave (DMCS) es de 1.98 g/cm^3 con un contenido de humedad óptimo igual a 15.3%.

4.1.3 Mezclas de estériles y relaves

En este trabajo experimental se ejecutaron pruebas sobre muestras con razones de mezcla (R) igual a 2 y 4, las cuales son denominadas con la nomenclatura MR2 y MR4, respectivamente. La preparación de las mezclas de estéril-relave, se llevó a cabo mediante un mezclado manual y mecánico. La duración del proceso de mezcla se extendió por sobre los 10 minutos para alcanzar una adecuada homogeneidad en cada muestra.

Para ambas razones de mezcla en estudio, se ejecutaron ensayos Proctor modificado según ASTM D1557. Las curvas de compactación de ambas mezclas se muestran en Gráfico 4-4, se observa que la densidad máxima compactada seca (DMCS) de las mezclas MR2 y MR4, es de 2.24 g/cm^3 y 2.27 g/cm^3 , respectivamente. El contenido de humedad óptimo para las mezclas MR2 y MR4, es de 7.69%

y 6.38%, respectivamente. La DMCS de ambas mezclas es relativamente similar, sin embargo, la humedad óptima de la mezcla MR4 es inferior a la de MR2, producto de la mayor proporción de relave en esta última. En comparación con el relave, las mezclas poseen una DMCS mayor y un contenido de humedad óptimo inferior, esto es esperable debido al mayor volumen que ocupan las partículas sólidas del estéril en la matriz de las mezclas.

4.2 Ensayos de compresión triaxial

4.2.1 Equipo Triaxial

El equipo utilizado en la presente investigación corresponde a un triaxial automatizado (GDSTAS) fabricado por la compañía británica GDS Instruments. El conjunto está compuesto por un marco de carga de capacidad 50kN, celda triaxial de presión admisible de 2MPa y controladores de presión de cámara y contrapresión de 2MPa y 1MPa, respectivamente. La carga axial es medida mediante una celda de carga sumergida (9.8 ± 0.001 kN), la presión de poros es medida con un transductor de presión (1000 ± 0.1 kPa), mientras que el desplazamiento vertical es medido con un LVDT (50 ± 0.001 mm). El conjunto cuenta con un sistema automatizado de control, monitoreo y adquisición de datos (DAQ), manipulado mediante el software GDSLAB. La Figura 4-1 muestra un esquema del sistema del equipo triaxial utilizado.

4.2.2 Ensayos CIU y CID

En este estudio fueron ejecutados ensayos de compresión triaxial sobre muestras de relave, estéril y mezclas de estéril-relave. Los ensayos triaxiales consolidados no drenados y drenados, se llevaron a cabo según las normas ASTM D4767 y ASTM D 7871, respectivamente. Durante la saturación de las probetas, se ha aplicado una contrapresión hasta alcanzar valores de B de Skempton mayores a 0.95. Los ensayos fueron ejecutados a una razón de deformación axial de 4% por hora y alcanzando deformaciones axiales superiores a 20%.

Para la estimación de la línea de estado crítico de los materiales en estudio, se ha determinado la relación de vacíos final (e) de probetas de acuerdo con la Ec.4.1:

$$S \cdot e = w \cdot G_s \quad (\text{Ec.4.1})$$

donde S es el grado de saturación y w es el contenido de humedad. El contenido de humedad final de las probetas ha sido determinado usando el método propuesto por Verdugo e Ishihara (1996). Para calcular la relación de vacíos final se ha asumido que las probetas se encuentran 100% saturadas.

4.2.3 Preparación de probetas

Los ensayos para los relaves fueron ejecutados sobre probetas de 75mm de diámetro y 150mm de altura, mientras que para el estéril de mina y mezclas estéril-relave las probetas poseen 100mm de diámetro y 200mm de altura. Como se ha mencionado en acápite 4.1, el tamaño de partículas máximo para las probetas de estéril de mina y mezclas es de 16mm, de este modo, todos los ensayos triaxiales ejecutados poseen una razón entre el diámetro de probeta y el tamaño máximo de partículas, superior a 6.

La preparación de las probetas se llevó a cabo mediante el método de apisonamiento húmedo, considerando la construcción de 8 capas de idéntica altura. Las probetas de relaves y mezclas se han preparado con el respectivo contenido de humedad óptimo obtenido desde las pruebas Proctor ejecutadas. En el caso de las probetas de estéril de mina, estas han sido preparadas con una humedad cercana al 5%, la cual es suficiente para alcanzar la densidad objetivo de las pruebas. Cabe destacar, que las probetas de las pruebas WR*-100CIU-DR25 y MR4*-100CIU-RC85 (Tabla 4-2) han sido preparadas por el método de vibrado, pues por su bajo contenido de finos fue imposible conformarlas por el método de apisonamiento.

Para las probetas de estéril de mina y mezclas de estéril-relave, los especímenes fueron recubiertos con doble membrana de látex (de espesor igual a 0.315mm), esto para evitar daños en la misma debido al punzonamiento de las partículas de mayor angularidad que conforman el material de estéril. Se han aplicado correcciones de los resultados debido al aumento de resistencia producto de incluir esta doble membrana.

4.3 Programa experimental

Se ha diseñado y ejecutado una campaña experimental compuesta por un conjunto de pruebas triaxiales en condición drenada y no drenada (CID y CIU). Estas pruebas tienen por objetivo estudiar variables que resultan relevantes y que podrían dominar la respuesta de las mezclas de estériles y relaves mineros. A continuación, se describe el programa experimental y se indica el propósito de cada conjunto de pruebas:

- **Relave y estéril de mina:** Se ejecutaron pruebas drenadas y no drenadas para caracterizar de la respuesta de los materiales individualmente, lo que permite realizar una comparativa con el comportamiento de las mezclas. Se consideran pruebas bajo distintas presiones de confinamiento y condiciones de densidad inicial. Para los relaves se incluyen pruebas a 70 y 80% de la DMCS (RC70% - RC80%), mientras que para el estéril de mina las pruebas se ejecutaron a una DR = 25%.

- **Mezclas de estéril y relaves:** El conjunto de pruebas ejecutadas sobre mezclas de estériles y relaves puede clasificarse en virtud de la variable interés a estudiar, tal como se describe a continuación:
 - Razón de Mezcla: Se ejecutaron ensayos CIU para razones de mezcla igual a 2 y 4 (MR2 y MR4), para presiones de confinamiento de 100, 200 y 400 [kPa].
 - Grado de compactación: Con el objetivo de estudiar el efecto de la densidad inicial y la compactación en las mezclas, se ejecutaron ensayos CIU sobre MR4 para densidades correspondiente a un 80 y 85% de la DMCS (RC80% - RC85%).
 - Condición de carga: Con el fin de contrastar la respuesta drenada y no drenada de las mezclas, se incluyeron ensayos CID en probetas de MR4 y MR2, para una presión de confinamiento de 200 [kPa].
 - Granulometría del estéril de mina: Para evaluar el efecto de la distribución granulométrica del estéril de mina en la respuesta de las mezclas, se ejecutaron ensayos CIU sobre probetas que consideran una modificación de la granulometría (limitación en el tamaño mínimo). La granulometría del estéril de mina modificado (WR*) se presenta en el Gráfico 4-5, en esta se ha descartado la fracción del material con un tamaño inferior a 1mm ($D_{\min} > 1\text{mm}$), resultando en una granulometría más gruesa y uniforme.

En la Tabla 4-2, se presenta un resumen de las pruebas triaxiales ejecutadas en el presente estudio experimental, donde se muestran las características principales de cada una de ellas, tales como: Nombre o identificación, tipo de ensayo (CIU o CID), presión de confinamiento y densidad inicial. El nombre de cada prueba sigue la siguiente nomenclatura: Material - Presión de confinamiento y tipo de prueba (CIU o CID) – Densidad relativa o Porcentaje de DMCS.

Tabla 4-1: Resumen de caracterización y clasificación de materiales en estudio

Material	Símbolo	LL	IP	USCS	d _{máx}	Grava	Arena	Finos	Gs	e _{máx}	e _{mín}	DMCS
		(%)	(%)		(mm)	(%)	(%)	(%)	-	-	-	
Relave	T	NP		SM	0.425	-	58	42	3.12			1.98
Estéril de mina	WR	23	6	GW	76.2	60	38	2	2.73	0.64	0.35	-

LL límite líquido, IP índice de plasticidad, d_{máx} tamaño máximo partícula, Gs gravedad específica, e_{máx} relación de vacíos máxima, e_{mín} relación de vacíos mínima, DMCS Densidad máxima compactada seca ASTM D1557.

Tabla 4-2: Resumen de ensayos triaxiales ejecutados

Material	Razón de Mezcla	Nombre Prueba	Tipo Prueba	σ' _c [kPa]	RC / DR	Densidad Inicial [g/cm ³]	
Estéril de mina	-	WR-100CID-DR25	CID	100	DR = 25%	1.744	
		WR-200CID-DR25		200			
		WR-400CID-DR25		400			
		WR-100CIU-DR25	CIU	100			
		WR*-100CIU-DR25	CIU	100			
Relave	-	T-100CIU-RC70	CIU	100	RC = 70%	1.385	
		T-200CIU-RC70		200			
		T-400CIU-RC70		400			
		T-100CIU-RC80		100	RC = 80%		
		T-200CIU-RC80		200			
		T-400CIU-RC80		400			
		T-200CID-RC80	CID	200			
MR4	R = 4	MR4-100CIU-RC80	CIU	100	RC = 80%	1.812	
		MR4-200CIU-RC80		200			
		MR4-400CIU-RC80		400			
		MR4-200CID-RC80	CID	200			
		MR4-100CIU-RC85	CIU	100	RC = 85%		1.925
		MR4*-100CIU-RC85		100			
		MR4-200CIU-RC85		200			
		MR4-400CIU-RC85		400			
MR2	R = 2	MR2-100CIU-RC80	CIU	100	RC = 80%	1.771	
		MR2-200CIU-RC80		200			
		MR2-400CIU-RC80		400			
		MR2-200CID-RC80	CID	200			

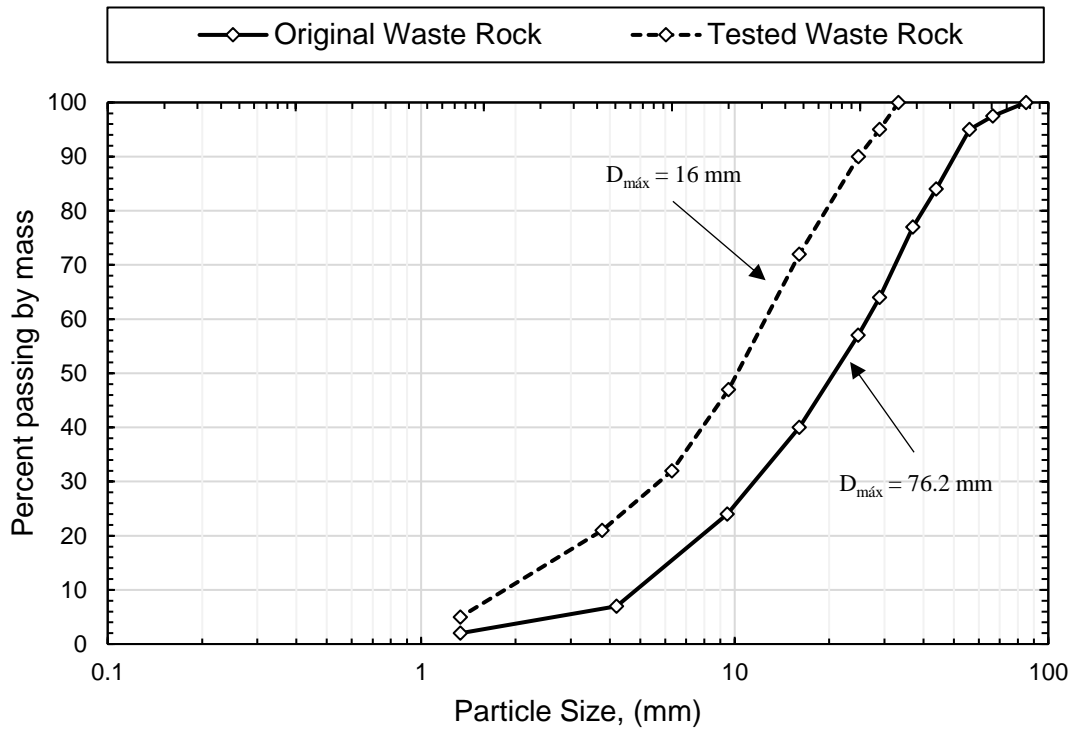


Gráfico 4-1: Granulometría Estéril de Mina

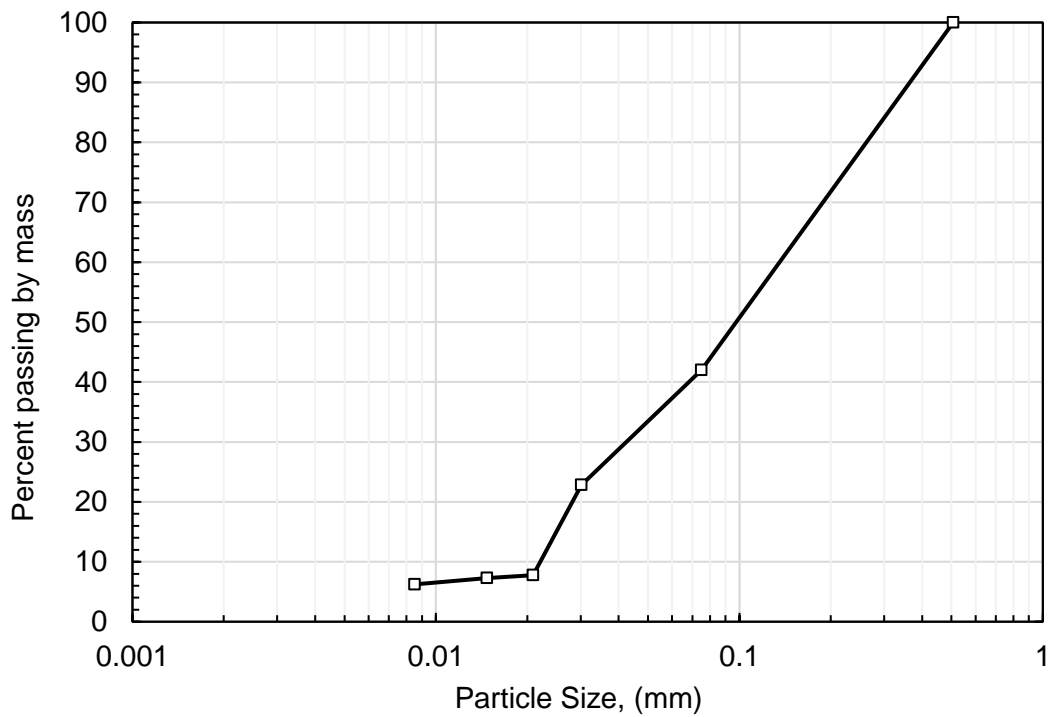


Gráfico 4-2: Granulometría relaves

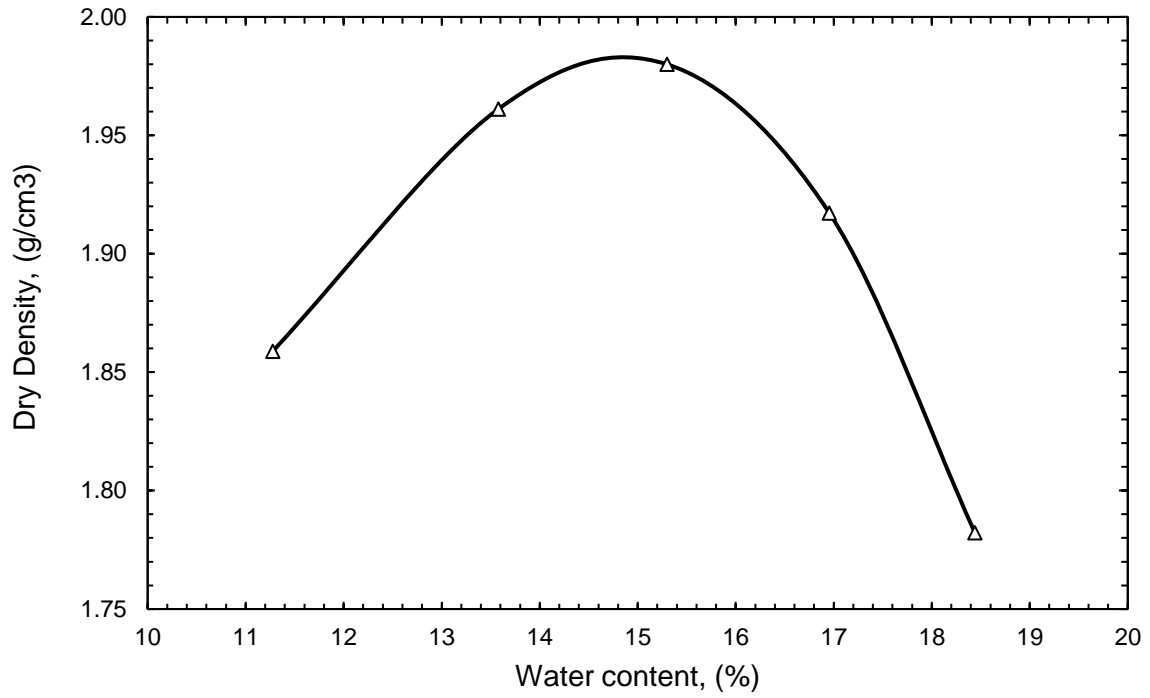


Gráfico 4-3: Curva de compactación Proctor modificado relave

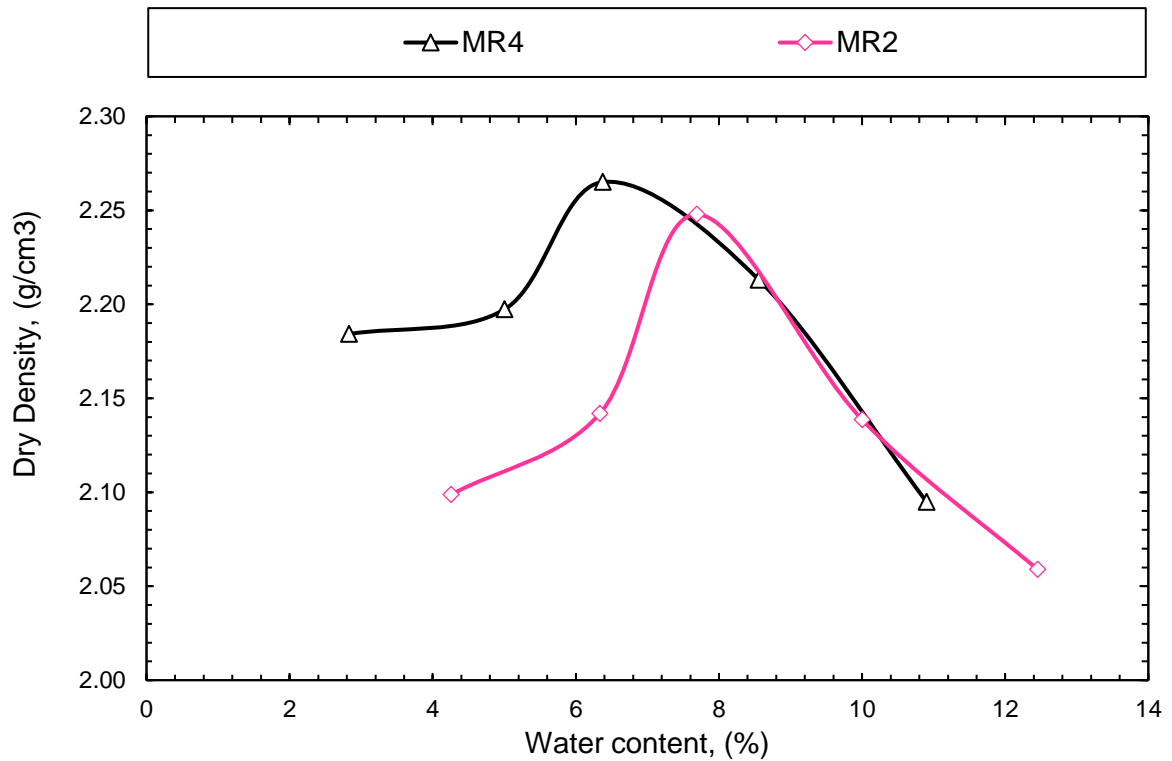


Gráfico 4-4: Curvas de compactación Proctor modificado MR2 y MR4

CAPÍTULO 5: Resultados

En este capítulo se presentan y analizan los resultados de los ensayos triaxiales ejecutados, en términos del comportamiento y resistencia al corte, trayectoria de tensiones y análisis de estado crítico.

El resumen de los resultados de los ensayos triaxiales ejecutados se presenta en la Tabla 5-1. En esta tabla se incluyen parámetros relevantes de cada ensayo, tales como: Esfuerzo desviador máximo, esfuerzos efectivos principales y desviador en la falla, ángulo de fricción secante y tangente. Por otro parte, en la Tabla 5-2 se muestra un resumen de los resultados del análisis de estado crítico de los materiales, tales como: esfuerzos y relación de vacíos en estado crítico, coeficientes de CSL, y parámetro de estado.

5.1 Respuesta a esfuerzos de corte

5.1.1 Relaves

El Gráfico 5-1 muestra la relación entre el esfuerzo desviador ($\Delta\sigma$), el exceso de presión de poros (u_e) y la razón de esfuerzos principales efectivos (σ'_1/σ'_3) versus la deformación axial (ϵ_a) para los ensayos en condición no drenada ejecutados en el relave. En este gráfico se incorporan los resultados para las muestras preparadas a un 70% y 80% de la DMCS (RC70 y RC80).

Los ensayos ejecutados a una densidad correspondiente a $RC = 70\%$, muestran un comportamiento similar, donde el esfuerzo desviador y el exceso de presión de poros aumentan hasta una deformación cercana al 2% y luego se mantienen constante hasta el fin del ensayo a $\epsilon_a \approx 20\%$. Las pruebas sobre muestras preparadas a una densidad correspondiente a $RC = 80\%$, exhiben una continua disminución del esfuerzo desviador tras alcanzar el valor máximo (i.e. strain-softening), con tendencia a alcanzar valores residuales cercanos a los desarrollados en pruebas a $RC=70\%$, siendo esto más notorio para las pruebas ejecutadas a $\sigma'_c = 100$ y 200 kPa (T-100CIU-80RC y T-200CIU-80RC). Para la misma presión de confinamiento, las muestras preparadas a $RC = 80\%$ desarrollan valores de esfuerzo desviador mayores y presiones de poros menores que las muestras preparadas a $RC = 70\%$.

La relación entre σ'_1/σ'_3 versus ε_a (Gráfico 5-1c) indica que, para todas las pruebas, tras alcanzar el valor máximo de σ'_1/σ'_3 este decae ligeramente hasta el final del ensayo, esta disminución es más notoria en las muestras preparadas a RC=80%. La máxima razón para las muestras a RC=70% fue alcanzada en $\varepsilon_a \approx 8\%$ a 10% , mientras que para RC=80% se alcanza en $\varepsilon_a \approx 4\%$ a 6% .

5.1.2 Estéril de mina

5.1.2.1 Respuesta drenada

El Gráfico 5-2 muestra la relación entre el esfuerzo desviador ($\Delta\sigma$) y el cambio volumétrico (ΔV) versus la deformación axial (ε_a) para los ensayos en condición drenada ejecutados en el estéril de mina para una densidad relativa del 25%. Se observa que el estéril de mina presenta un comportamiento típicamente contractivo, y tanto el esfuerzo desviador como el cambio volumétrico alcanzan su valor máximo hacia deformaciones elevadas ($\varepsilon_a \geq 20\%$). Se observa que el ensayo ejecutado a $\sigma'_c = 400$ kPa (WR-400CID-DR25) presenta un comportamiento menos contractivo en comparación a los ejecutados a $\sigma'_c = 100$ y 200 kPa (WR-100CID-DR25 y WR-200CID-DR25). El comportamiento del estéril de mina concuerda con lo esperado para materiales granulares en condición suelta (Casagrande, 1975 y Lambe & Whitman, 1969)

5.1.2.2 Respuesta no drenada

Se han ejecutado ensayos no drenados en el estéril de mina a una presión de confinamiento $\sigma'_c=100$ kPa. Estos ensayos corresponden a muestras con la granulometría original del estéril (WR-100CIU-DR25) y también para una modificación de la granulometría (WR*-100CIU-DR25) la cual considera una limitación en el tamaño mínimo del material (Gráfico 4-5).

El Gráfico 5-3 muestra la relación entre el esfuerzo desviador ($\Delta\sigma$), el exceso de presión de poros (u_e) y la razón de esfuerzos principales efectivos (σ'_1/σ'_3) versus la deformación axial (ε_a) para los ensayos en condición no drenada ejecutados en el material de estéril.

Se identifica que la prueba del estéril de mina con granulometría original (WR-100CIU-DR25) muestra un comportamiento contractivo, donde el esfuerzo desviador y el exceso de presión de poros alcanzan su valor máximo para $\varepsilon_a = 5\%$ a 6% , y luego se mantienen prácticamente constante hasta el fin del ensayo. En contraste con la muestra con granulometría original, el ensayo sobre la granulometría modificada (WR*-100CIU-DR25) exhibe inicialmente una tendencia contractiva que cambia a un comportamiento dilatante a una deformación cercana a 2% , este cambio en la respuesta se puede identificar claramente en el Gráfico 5-3b (u_e versus ε_a) donde se observa un cambio en la pendiente en ese nivel de deformación. Se observa que tanto en términos de esfuerzo desviador $\Delta\sigma$ (Gráfico 5-3a) y razón de esfuerzos principales efectivos σ'_1/σ'_3 (Gráfico 5-3c), la muestra con granulometría modificada (WR*) desarrolla valores notablemente mayores en comparación al ensayo

con granulometría original. La granulometría original del estéril de mina presenta cerca de un 30% de partículas con tamaño inferior a 1mm., y en virtud de los resultados es posible concluir que la presencia de estas partículas domina la tendencia contractiva y baja resistencia relativa del estéril de mina en condiciones no drenadas.

5.1.3 Mezclas de estériles y relaves

5.1.3.1 Respuesta no drenada

El Gráfico 5-4 muestra la relación entre el esfuerzo desviador ($\Delta\sigma$), el exceso de presión de poros (u_e) y la razón de esfuerzos principales efectivos (σ'_1/σ'_3) versus la deformación axial (ϵ_a) para los ensayos en condición no drenada ejecutados en las mezclas de estéril-relave MR4 y MR2 para densidades iniciales correspondientes a una RC = 80%.

En términos generales se observa un comportamiento similar para MR4 y MR2, donde las pruebas a $\sigma'_c = 100$ kPa (MR4-100CIU-RC80 y MR2-100CIU-RC80) alcanzan un valor máximo de $\Delta\sigma$ y u_e a una deformación axial de $\epsilon_a = 2\%$ a 3% , que luego se mantiene relativamente constante hasta el fin del ensayo. En cambio, las pruebas a $\sigma'_c = 200$ kPa y 400 kPa (MR4-200CIU-RC80, MR2-200CIU-RC80 y MR4-400CIU-RC80, MR2-400CIU-RC80) exhiben un aumento continuo del esfuerzo desviador con la deformación axial (i.e. strain-hardening), lo cual es más notorio en MR4 a una presión de confinamiento $\sigma'_c = 400$ kPa (MR4-400CIU-RC80). Para la misma presión de confinamiento, MR4 alcanza valores de esfuerzo desviador y razón σ'_1/σ'_3 superiores a los desarrollados en MR2, lo cual podría estar vinculado a una mayor participación del relave en la matriz resistente de MR2.

Para MR4 y MR2 se observa que al aumentar la presión de confinamiento efectiva (σ'_c) la razón σ'_1/σ'_3 aumenta (Gráfico 5-4c), lo cual está vinculado a un aumento de la resistencia al corte y un correspondientemente aumento del ángulo de fricción secante (Tabla 5-1). Este comportamiento puede ser explicado hipotéticamente, producto de un esqueleto granular más denso y a un mayor contacto y trabazón entre las partículas gruesas del estéril de mina al interior de las mezclas.

El Gráfico 5-5 muestra la relación entre $\Delta\sigma$, u_e y σ'_1/σ'_3 versus ϵ_a para los ensayos en condición no drenada ejecutados en las mezclas de estéril-relave MR4 para densidades iniciales correspondientes a una RC = 80% y RC=85%. Se observa que para una presión de confinamiento efectiva $\sigma'_c = 100$ kPa, la muestra con RC =85% desarrolla esfuerzos efectivos mayores y presiones de poros inferiores que la muestra con RC=80%. En el caso de los ensayos ejecutados a $\sigma'_c = 200$ kPa y 400 kPa, se observa que inicialmente las muestras con RC = 85% desarrollan mayores esfuerzos desviadores que las muestras con RC = 80%, sin embargo, para deformaciones superiores las muestras con RC = 80% presentan esfuerzos desviadores mayores ($\epsilon_a > 3.5\%$ y 8.5% , para $\sigma'_c = 200$ kPa y 400 kPa, respectivamente). De acuerdo con estos resultados, es posible concluir que un grado de compactación

mayor es efectivo para aumentar la resistencia y disminuir la tendencia contractiva de MR4. La menor resistencia mostrada a elevadas deformaciones en los ensayos a $\sigma'_c = 200$ kPa y 400 kPa con RC=85% podría estar dominada por las altas deformaciones de las probetas y no por un efecto de la densidad inicial, sin embargo, se requieren mayores antecedentes para aseverar esta hipótesis y explicar este comportamiento.

El Gráfico 5-6 muestra la relación entre $\Delta\sigma$, u_e y σ'_1/σ'_3 versus ϵ_a para los ensayos en condición no drenada ejecutados a $\sigma'_c = 100$ kPa para las mezclas MR4 y MR4*, las cuales están conformadas por el estéril de mina con granulometría original y modificada, respectivamente. Se observa que MR4* posee una tendencia dilatante, lo cual contrasta con el comportamiento contractivo de MR4. MR4* desarrolla esfuerzos desviadores notablemente superiores y presiones de poros menores que MR4*. De acuerdo con estos resultados, es posible aseverar que la granulometría del estéril y en específico la porción de partículas con tamaño inferior a 1 (mm) es sumamente influyente en el comportamiento que experimenta la mezcla.

5.1.3.2 Respuesta drenada

El Gráfico 5-7 muestra la relación entre el esfuerzo desviador ($\Delta\sigma$) y el cambio volumétrico (ΔV) versus la deformación axial (ϵ_a) para los ensayos en condición drenada ejecutados en las mezclas MR4 y MR2. Se observa un comportamiento similar para MR4 y MR2, con una tendencia contractiva donde el esfuerzo desviador y el cambio volumétrico alcanzan su valor máximo hacia deformaciones elevadas ($\epsilon_a \geq 15\%$). El esfuerzo desviador desarrollado por MR4 es superior al de MR2, mientras que MR2 experimenta un cambio volumétrico superior que MR4.

5.1.4 Comparación de mezclas y materiales puros

En este acápite se realiza una comparativa entre el comportamiento de las mezclas y el estéril de mina y los relaves. En el Gráfico 5-8 se muestra el esfuerzo desviador ($\Delta\sigma$) versus la deformación axial (ϵ_a) para los ensayos triaxiales en condición no drenada ejecutados en este trabajo, incluyendo así la respuesta de todos los materiales en estudio.

Para una presión de confinamiento efectiva de $\sigma'_c = 100$ kPa (Gráfico 5-8a), la mezcla MR4* presenta un comportamiento similar al estéril de mina con granulometría modificada WR*, y ambos materiales alcanzan esfuerzos desviadores notablemente superiores al que alcanza el relave y las mezclas MR4 y MR2. En este sentido, las mezclas MR2 y MR4 presentan un comportamiento similar y desarrollan esfuerzos desviadores del mismo orden que el estéril de mina con granulometría original WR. Lo anterior indica que las mezclas son capaces de heredar la resistencia y el comportamiento del estéril de mina con las cuales son preparadas.

El relave con densidad asociada a $RC=80\%$ presenta una pérdida de resistencia post peak, es decir un comportamiento tipo strain-softening, lo cual contrasta con la respuesta de las mezclas MR4 y MR2 donde se evidencia un aumento continuo de la resistencia (strain-hardening). Para presiones de confinamiento de $\sigma'_c = 100$ kPa y 200 kPa, el relave alcanza un Esfuerzo Desviador Máximo mayor que los desarrollados por el estéril de mina y las mezclas MR2 y MR4, mientras que para $\sigma'_c = 400$ kPa las mezclas MR2 y MR4 alcanzan esfuerzos mayores que el relave. Para $\sigma'_c = 200$ kPa y 400 kPa, el esfuerzo desviador a grandes deformaciones (i.e., $\epsilon_a \geq 10\%$ a 15%) del relave es inferior al de las mezclas MR4 y MR2.

Para presiones de confinamiento inferiores a 200 kPa, el relave es capaz de alcanzar mayores esfuerzos que las mezclas de relave-estéril, lo cual puede ser explicado por el comportamiento altamente contractivo que muestra el estéril de mina en condición no drenada (prueba WR-100CIU-DR25). Este comportamiento está relacionado con el valor de la razón de mezcla (R) que poseen MR4 y MR2, asociado a una matriz del material dominada por el estéril de mina. Se observa que esta tendencia se ve reducida a medida que aumenta la presión de confinamiento, lo cual puede ser atribuido a un mayor contacto y trabazón entre las partículas gruesas del estéril producto de la consolidación a presiones mayores.

5.1.5 Contraste entre respuesta drenada y no drenada

El Gráfico 5-9 muestra el esfuerzo desviador ($\Delta\sigma$) versus la deformación axial (ϵ_a) para los ensayos triaxiales tipo CIU y CID con $\sigma'_c = 200$ kPa ejecutados en las mezclas MR4 y MR2. Se observa que el esfuerzo desviador alcanzado por las mezclas en los ensayos CID es notablemente superior que los desarrollados en los ensayos no drenados. Este comportamiento está ligado al comportamiento contractivo y las altas presiones de poros desarrolladas por las mezclas en condiciones no drenadas.

La naturaleza de la respuesta del material ante cargas externas (comportamiento drenado o no drenado), está directamente relacionado con la presencia de agua, la velocidad de carga, la permeabilidad y la capacidad de disipar las presiones de poros desarrolladas. Estudios específicos indican que mezclas estéril-relave presentan valores de permeabilidad relativamente bajos y similares al relave, pues este último se sitúa en los espacios vacíos del estéril dominando así la conductividad de la matriz del material (Wickland et al., 2010). En este trabajo no se ejecutaron pruebas específicas de conductividad hidráulica para los materiales en estudio, sin embargo, los tiempos de percolación, saturación y consolidación registrados, son concordantes con lo indicado en la literatura. Estos antecedentes indican que, bajo ciertas condiciones de carga y saturación, las mezclas podrían tener una mayor tendencia a experimentar un comportamiento no drenado.

5.2 Resistencia de corte

5.2.1 Definición criterio de falla

Para estimar parámetros resistentes a partir de los resultados de los ensayos triaxiales ejecutados, es indispensable definir un criterio de falla para cada prueba. En este sentido, es posible identificar los siguientes criterios de falla: (1) Esfuerzo desviador máximo, $\Delta\sigma_{d,m\acute{a}x}$; (2) Razón de esfuerzos principales máxima, $(\sigma_1/\sigma_3)_{m\acute{a}x}$; (3) Presión de poros máxima, $u_{e,m\acute{a}x}$; (4) Valor límite parámetro de presión de poros de Skempton A, $A = u_e/\Delta\sigma_d$; (5) Trayectoria de esfuerzos alcanza la línea de falla K_f (K_f Line) en plano p'-q; y (6) Valor límite deformación axial (e.g, $\epsilon_a = 10$ o 15%). (Brandon et al. 2006). Los criterios de falla (3) y (4) son sólo aplicables para ensayos CIU, mientras que el resto de los criterios aplica para ensayos CIU y CID. En esta investigación se adoptará el criterio de falla definido por el alcancé de la línea de falla K_f en el espacio p-q.

Cuando la trayectoria de esfuerzos alcanza la línea de falla K_f en el espacio p'-q, teóricamente la razón q/p' se mantiene constante para el resto de la prueba triaxial. En esta investigación los datos p-q de cada prueba son analizados, y la zona de la trayectoria de esfuerzos que presentan una razón q/p' aproximadamente igual es interpretada como representativa de la zona de falla (K_f Line). Para todos los materiales en estudio se considera que la línea de falla pasa por el origen. El primer punto (p',q) de la serie de datos que representa las condiciones de falla (igual razón q/p'), es decir, el punto con deformación axial más pequeña es considerado para definir los esfuerzos principales en la falla (presentados en Tabla 5-1).

En esta investigación, las trayectorias de esfuerzos de cada prueba han sido determinadas mediante los parámetros de Cambridge, definidos según la Ec.5.1 y Ec.5.2:

$$p = \frac{\sigma'_1 + 2\sigma'_3}{3} \quad (\text{Ec.5.1})$$

$$q = \sigma'_1 - \sigma'_3 \quad (\text{Ec.5.2})$$

El cálculo del ángulo de fricción (ϕ') mediante los parámetros de Cambridge queda definido según la Ec.5.3:

$$M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'} \rightarrow \phi' = \sin^{-1} \left(\frac{3M}{6+M} \right) \quad (\text{Ec.5.3})$$

Donde M corresponde a la pendiente de la línea de falla K_f (i.e. $q = Mp'$).

El ángulo de fricción secante (ϕ'_{sc}) de cada prueba ha sido determinado mediante una regresión lineal de los puntos que representan las condiciones de falla en cada ensayo. Adicionalmente se determinó una línea de falla global para cada material, definida como una regresión lineal entre los puntos de falla para las pruebas a distinta densidad y presión de confinamiento, a partir de esta línea de falla se ha calculado un ángulo de fricción (ϕ'_t) para cada material.

5.2.2 Estéril de mina

En el Gráfico 5-10 se muestran la trayectoria de esfuerzos en el espacio p-q de los ensayos drenados ejecutados en el estéril de mina. Se incluye la línea de falla global K_f para este material y se indican los puntos de falla para cada prueba. La regresión lineal para la línea de falla presenta un coeficiente de determinación (R^2) de 0.999 y a partir de la pendiente se ha determinado un ángulo de fricción ϕ'_t igual a 36.0° . Por otro lado, se observa una disminución del ángulo de fricción secante ϕ'_{sc} con el aumento de la presión de confinamiento σ'_c (Tabla 5-1).

En el Gráfico 5-11 se presenta la trayectoria de esfuerzos efectivos en el espacio p'-q para los ensayos no drenados ejecutados en el estéril de mina. Se muestra la trayectoria de esfuerzos para el estéril con su granulometría original (WR) y para la granulometría modificada (WR*). El estéril de mina original muestra una tendencia puramente contractiva producto de la alta generación de presiones de poros, lo cual contrasta con la tendencia dilatante exhibida en el estéril con granulometría modificada. Adicionalmente se observa una notable diferencia entre el ángulo de fricción secante ϕ'_{sc} para ambas granulometrías, donde ϕ'_{sc} es igual a 36.5° y 39.9° para WR y WR*, respectivamente.

5.2.3 Relave

En el Gráfico 5-12 se muestra la trayectoria de esfuerzos en el espacio p'-q para los ensayos no drenados ejecutados en el relave. Se incluye la línea de falla global K_f para este material y se indican los puntos de falla para cada prueba.

Casi la totalidad de las trayectorias de esfuerzos efectivos muestran un comportamiento contractivo, donde estas alcanzan la línea de falla y luego tienden a una mantención o disminución de p' y q. En las pruebas con densidad RC=70% se observa una tendencia contractiva mayor que las pruebas a RC=80%, de modo que las trayectorias de esfuerzos alcanzan la línea de falla K_f en valores p' y q más bajos.

La regresión lineal para la línea de falla ha considerado los puntos de falla de todas las pruebas, incluyendo ambas densidades en estudio (RC = 70% y 80%). La regresión presenta un coeficiente de determinación (R^2) de 0.997 y a partir de la pendiente se ha determinado un ángulo de fricción ϕ'_t igual a 35.5°

5.2.4 Mezclas de estériles y relaves

En el Gráfico 5-13 y Gráfico 5-14 se muestra la trayectoria de esfuerzos en el espacio p' - q para los ensayos no drenados ejecutados en las mezclas MR4 y MR2, respectivamente. En estos gráficos se incluye la línea de falla global K_f para ambas mezclas y se indican los puntos de falla para cada prueba. Adicionalmente y con el fin de contrastar, se incluyen las trayectorias de tensiones para los materiales individuales.

La trayectoria de esfuerzos efectivos para los ensayos en la mezcla MR4 y MR2, muestran generalmente un comportamiento inicialmente contractivo con una posterior tendencia dilatante, donde las trayectorias de tensiones alcanzan la línea de falla y luego tienden hacia arriba a través de esta, observándose una transformación de fase cercana a la CSL. Con respecto a la trayectoria de esfuerzos de los relaves, las mezclas muestran una inicialmente una tendencia contractiva superior que los relaves a $RC = 80\%$ y similar o inferior que los con densidad de $RC = 70\%$. Las muestras exhiben un comportamiento contractivo que se condice con la respuesta del material de estéril en la prueba a $\sigma'_c = 100$ kPa (WR-100CIU-DR25), lo que indica una transferencia del comportamiento del estéril de mina hacia las mezclas.

En las pruebas a MR4 con densidad $RC=80\%$ se observa una tendencia contractiva mayor que las pruebas a $RC=85\%$, de modo que las trayectorias de esfuerzos alcanzan la línea de falla K_f en valores q - p' más bajos y luego tienden a mantenerse a lo largo de esta. Para una presión de confinamiento de $\sigma'_c = 100$ kPa existe un cambio en el comportamiento, las muestras con $RC = 85\%$ presentan tendencia contractivo-dilatante a diferencia de la muestra con $RC = 80\%$ que exhiben un comportamiento puramente contractivo.

La regresión lineal para la línea de falla de la mezcla MR4 ha considerado los puntos de falla de todas las pruebas incluyendo ambas densidades en estudio ($RC = 80\%$ y 85%), esta regresión presenta un coeficiente de determinación (R^2) de 0.999 y a partir de su pendiente se ha determinado un ángulo de fricción ϕ'_t igual a 38.1° . La regresión lineal para la línea de falla de MR2 presenta un coeficiente de determinación (R^2) de 0.999 y a partir de la pendiente se ha determinado un ángulo de fricción ϕ'_t igual a 36.9° . Ambas mezclas poseen un ángulo de fricción superior al que exhibe el relave ($\phi'_t=35.5^\circ$) y el estéril de mina ($\phi'_t=36.0^\circ$), mientras que MR4 posee un ángulo de fricción superior al de MR2, lo cual se atribuye a una participación mayor del relave en la matriz resistente de MR2.

En el Gráfico 5-15 se muestran las trayectorias de tensiones efectivas para los ensayos ejecutados en la mezcla conformada con la granulometría original del estéril de mina (MR4) y la mezcla con granulometría modificada (MR4*). Adicionalmente se han incorporado los resultados de los ensayos del estéril de mina con granulometría original y modificada. Se observa que la mezcla MR4* presenta un comportamiento dilatante similar al que muestra el estéril de mina con granulometría modificada WR*, este comportamiento contrasta con la tendencia contractiva de la mezcla MR4 y el estéril de mina original WR. Lo anterior indica que el comportamiento del estéril de mina con el cual son

preparadas las mezclas controla en gran parte la trayectoria de tensiones y la tendencia contractiva o dilatante de estas. Adicionalmente se observa una notable diferencia entre el ángulo de fricción secante ϕ'_{sc} entre las mezclas, donde ϕ'_{sc} es igual a 35.9° y 38.6° para MR4 y MR4*, respectivamente.

Cabe destacar que el ángulo de fricción secante para las mezclas MR4 y MR2 exhibe un aumento con la presión de confinamiento (Gráfico 5-16), a modo de ejemplificar se observa que para MR2 el aumento va de 32.2° a $\sigma'_c = 100$ kPa hasta 37.3° para $\sigma'_c = 400$ kPa. Este comportamiento está hipotéticamente vinculado con un mayor contacto y trabazón entre las partículas gruesas del estéril de mina al interior de las mezclas, producto de una consolidación a presiones mayores y una matriz resistente más densa. Sin embargo, esta tendencia en las mezclas se contrapone con la reducción del ángulo de fricción secante ϕ'_{sc} en el estéril de mina (Tabla 5-1) el cual disminuye desde 37.4° a $\sigma'_c=100$ kPa hasta 35.6° para $\sigma'_c = 400$ kPa, lo cual podría vincularse con el pulido de cantos angulosos y la hipotética rotura de partículas a presiones superiores en este tipo de materiales (Leps,1970; Marsal, 1980; Bard et al. 2011). Estas observaciones indican que existe un efecto favorable en la inclusión de relave en la matriz resistente del estéril de mina, el cual al posicionarse entre las partículas gruesas impediría presiones de contacto elevadas, disminuyendo el pulido de cantos y la rotura de partículas, evitando así la pérdida de resistencia. Un mecanismo similar de interacción entre partículas ha sido descrito y utilizado para explicar fenómenos como la inclusión de finos no plásticos y su efecto en la disminución de rotura de partículas de materiales granulares (Córdova et al. 2019). Es necesario solventar esta hipótesis con mayor evidencia, con un número superior de pruebas y en un rango más amplio de presiones de confinamiento e incluyendo la cuantificación de rotura de partículas.

5.3 Análisis de estado crítico

Como se ha definido en acápites anteriores, el estado crítico de un suelo es definido como un estado de esfuerzo efectivo y relación de vacíos durante el corte para el cual el material continúa cortándose sin cambios en el esfuerzo o relación de vacíos. Para pruebas drenadas esta definición corresponde a un estado con esfuerzo desviador y una deformación volumétrica constante. Para pruebas no drenadas corresponde a un estado con esfuerzo desviador y exceso de presión de poros constante. En gran parte de los ensayos triaxiales ejecutados en este trabajo se ha alcanzado el estado crítico, sin embargo, en algunas pruebas no drenadas en los relaves puede que no se haya alcanzado un verdadero estado crítico pues no se identifica un esfuerzo desviador y/o un exceso de presión de poros constante. En estos casos, se han utilizado los datos del fin de los ensayos asociados a un quasi-estado crítico del material (quasi-steady state) para determinar la CSL (Jefferies and Been; Been et al. 1991).

5.3.1 Estéril de mina

En el Gráfico 5-17 se muestran las condiciones iniciales y del estado crítico en el espacio e-p' para los ensayos ejecutados en el estéril de mina. En este gráfico se ha determinado la línea de estado

crítico (CSL) mediante una regresión logarítmica entre los puntos e - p' del estado crítico, cuyos valores para los coeficientes Γ_1 y λ se muestran en la Tabla 5-2. La CSL para el estéril de mina posee un coeficiente de determinación R^2 igual a 0.997.

Los ensayos ejecutados muestran una tendencia contractiva, evidenciada por una disminución en la relación de vacíos para los ensayos drenados y una disminución de p' en el ensayo no drenado. Cabe destacar que, en todos los ensayos ejecutados se observa un comportamiento que indica que se alcanza el estado crítico.

5.3.2 Relave

En el Gráfico 5-18 se muestran las condiciones iniciales y del estado crítico en el espacio e - p' para los ensayos ejecutados en relave. En este gráfico se ha determinado la línea de estado crítico (CSL) mediante una regresión logarítmica entre los puntos e - p' del estado crítico, cuyos valores para los coeficientes Γ_1 y λ se muestran en la Tabla 5-2. La CSL para el relave posee un coeficiente de determinación R^2 igual a 0.985.

Sólo se ha determinado la relación de vacíos final para los ensayos no drenados a una densidad asociada a $RC = 80\%$. Estos ensayos muestran una tendencia contractiva, asociada a una disminución de p' . Cabe destacar que en estas pruebas no se evidencia una estabilización completa del esfuerzo desviador, lo cual se vincula con el comportamiento *strain-softening* presentado en acápite anteriores, por lo tanto, los valores de esfuerzo y relación de vacíos final están asociados a un quasi-estado crítico (*quasi-steady state*).

5.3.3 Mezclas de estériles y relaves

5.3.3.1 Línea de estado crítico global

En el Gráfico 5-19 y Gráfico 5-20 se muestran las condiciones iniciales y del estado crítico en el espacio e_g - p' (relación de vacíos global) para los ensayos ejecutados en las mezclas MR4 y MR2, respectivamente. En estos gráficos se ha determinado la línea de estado crítico (CSL) para cada mezcla, mediante una regresión logarítmica entre los puntos e_g - p' del estado crítico, cuyos valores para los coeficientes Γ_1 y λ muestran en la Tabla 5-2. Las líneas de estado crítico para MR4 y MR2 poseen un coeficiente de determinación (R^2) de 0.911 y 0.904, respectivamente.

Para ambas mezclas, todos los ensayos muestran un comportamiento contractivo evidenciado por una disminución en la relación de vacíos para los ensayos drenados y una disminución de p' en los ensayos no drenados. Sin embargo, se observa que las condiciones iniciales se encuentran relativamente cercanas a la CSL, lo cual está vinculado con el comportamiento contractivo-dilatante (y de flujo limitado) observado en trayectoria de tensiones efectivas. La tendencia contractiva y la disminución

de p' decrece a medida que aumenta σ'_c , es decir, los ensayos a $\sigma'_c = 400$ kPa desarrollan una disminución de p' considerablemente menor que los ensayos a $\sigma'_c = 100$ kPa.

5.3.3.2 Parámetro de estado

En la Tabla 5-2 se muestra el valor del parámetro de estado (ψ_0) para cada prueba ejecutadas en las mezclas MR4 y MR2. En virtud de estos valores, es posible establecer algunas correlaciones con otros parámetros relevantes de las mezclas.

En el Gráfico 5-21 se presenta el esfuerzo desviador máximo normalizado por la presión de confinamiento ($\Delta\sigma_{\max}/\sigma'_c$) versus el parámetro de estado (ψ_0) para los ensayos ejecutados en las mezclas MR4 y MR2. En este gráfico se observa que un aumento en el parámetro de estado de las mezclas produce una disminución en el esfuerzo desviador máximo normalizado. Se ha ajustado una regresión logarítmica entre $\Delta\sigma_{\max}/\sigma'_c$ y ψ_0 , la cual presenta una buena correlación con un coeficiente de determinación $R^2 = 0.886$. Cabe destacar que esta regresión parece ser independiente de la razón de mezcla.

En el Gráfico 5-22 se presenta el ángulo de fricción secante (ϕ'_{sc}) versus el parámetro de estado (ψ_0) para los ensayos ejecutados en las mezclas MR4 y MR2. En este gráfico se observa una tendencia que indica que un aumento en el parámetro de estado de las mezclas produce una disminución en el ángulo de fricción secante. Se ha ajustado una regresión lineal entre ϕ'_{sc} y ψ_0 la cual posee un coeficiente de determinación de R^2 igual a 0.808.

Cabe destacar que las tendencias observadas entre el parámetro de estado y otros parámetros relevantes como $\Delta\sigma_{\max}/\sigma'_c$ y ϕ'_{sc} , son concordantes con los hallazgos expuestos por Been & Jefferies (2016).

5.3.3.3 Línea de estado crítico equivalente

Se realizó una evaluación entre las líneas de estado crítico del estéril de mina y de las mezclas para determinar si es posible utilizar la CSL del estéril de mina para representar las condiciones en estado crítico de las mezclas, esto en consideración de que las mezclas estudiadas en este trabajo poseen una razón de mezcla y un comportamiento dominado por el estéril de mina. Esta evaluación se basa en la teoría de mezclas de materiales gruesos y finos y los conceptos de relación de vacíos de fracción gruesa/estéril de mina (e_r) y relación de vacíos equivalente de fracción gruesa/estéril de mina (e_r^*) (Thevanayam et al. 1998, Thevanayam et al. 2002, Rahman et al. 2008).

En el Gráfico 5-23 se muestra la CSL del estéril de mina y las condiciones en estado crítico de las pruebas en mezclas en términos de la *relación de vacíos de la fracción del estéril de mina* (e_r) calculada mediante la Ec.2.3. Se observa que la condición en estado crítico de las mezclas MR4 y MR2 definida mediante e_r se encuentra considerablemente por encima de la CSL del estéril de mina.

A pesar de esto, las pendientes de las CSLs de la mezcla MR4 y el estéril de mina son prácticamente idénticas, mientras que la pendiente de MR2 es superior a ambas. A partir de estas observaciones, es posible concluir que la CSL definida con e_r de las mezclas no coincide totalmente con la CSL del estéril, sin embargo, la CSL de MR4 es idéntica a la del estéril de mina.

Por otro lado, se ha considerado la *relación de vacíos equivalente de la fracción gruesa* de las mezclas (e_r^*), calculada mediante la Ec.2.5 la cual es dependiente del parámetro b . Para cada mezcla, este parámetro ha sido determinado mediante un análisis retrospectivo (back análisis), que considera una optimización mediante la minimización de la suma de los errores cuadráticos entre e_r^* calculada mediante la ec.2.5 y e_r^* predicho a través de la CSL del estéril de mina. Este proceso de optimización dio un valor para el parámetro b de 1.166 y 1.279 para las mezclas MR4 y MR2, respectivamente. Esta evaluación se basa en el concepto denominado línea granular equivalente de estado estable o crítico (EG-CSL), que considera una fusión de una familia de CSL definidas en el espacio $e-\ln(p')$ hacia una única CSL definida en el espacio $e_r^*-\ln(p')$ (Been & Jefferies, 2016). De esta forma, es posible establecer una CSL que considere los datos del estéril de mina y de una mezcla en particular. En el Gráfico 5-24 y Gráfico 5-25, se muestra la regresión para la línea de estado crítico equivalente (EG-CSL) para la mezcla MR4 y MR2, respectivamente. Las regresiones para ambas EG-CSL muestran un coeficiente de determinación R^2 superior a 0.95, lo que indica que las líneas de estado crítico del estéril de mina y de las mezclas se pueden relacionar entre sí, mediante el cálculo de la relación de vacíos equivalente e_r^* de las mezclas.

En virtud de estos resultados, es posible establecer preliminarmente que la relación de vacíos equivalente (e_r^*), podría ser una herramienta para relacionar la CSL de una mezcla cuando se cuenta con información de la CSL del estéril de mina. En este sentido, esto podría ser útil para predecir el comportamiento de una muestra con igual razón de mezcla, pero a una densidad inicial de la cual no se cuenta con información de ensayos. Desde el punto de vista matemático esta herramienta parece ser válida, sin embargo, cabe destacar que existe un inconveniente asociado al valor calculado para el parámetro b de cada mezcla, el cual en este estudio fue superior a 1. La formulación de la Ec.2.5 descrita por autores como Thevanayagam et al., 2002; Yang et al., 2006, Rahmann et al., 2008, indica que el parámetro b posee un rango de valores entre 0 a 1 y representa la fracción del material fino que participa en la transferencia de fuerzas durante el corte, por lo tanto, un valor fuera de este rango podría no tener un significado físico evidente. Estas incongruencias en la estimación del parámetro b mediante un back análisis y optimización, también han sido evidenciadas en algunos casos por autores como Ni et al., 2004 y Rahmann et al., 2008. Esta problemática podría estar asociada a un empaquetamiento no binario y a una interacción entre partículas de la fracción más fina del estéril de mina y el relave, lo cual se distancia de las formulaciones clásicas de teoría de mezclas que se basan en una disparidad significativa entre el tamaño de partículas de ambos materiales.

Tabla 5-1: Resumen de resultados ensayos triaxiales

Material	Nombre Prueba	σ'_c , objetivo (kPa)	σ'_c (kPa)	$\Delta\sigma_{m\acute{a}x}$ (kPa)	$\Delta\sigma_{\epsilon_a=20\%}$ (kPa)	$\epsilon_{a,f}$ (%)	$\Delta\sigma_f$ (kPa)	σ'_{3f} (kPa)	σ'_{1f} (kPa)	p' (kPa)	q (kPa)	$u_{e,f}$ (kPa)	ϕ'_{sc} (°)	ϕ'_t (°)
Estéril de mina	WR-100CID-DR25	100	101.0	312.1	311.0	20.5	312.1	101.0	413.1	205.0	312.1	-	37.4	36.0 ^a
	WR-200CID-DR25	200	201.0	606.1	588.9	21	596.2	201.0	797.2	399.7	596.2	-	37.0	
	WR-400CID-DR25	400	401.0	1124.0	1086.4	22.0	1108.9	401.0	1509.9	770.6	1108.9	-	35.6	
	WR-100CIU-DR25	100	98.2	55.9	55.8	7.0	54.1	20.7	74.8	38.7	54.1	79.3	36.5	
	WR*-100CIU-DR25	100	98.4	226.9	218.7	7.0	197.6	53.2	250.8	119.1	197.6	45.8	39.9	
Relave	T-100CIU-RC70	100	98.2	82.4	78.4	4.0	70.4	21.7	92.1	45.2	70.4	76.5	39.6	35.5 ^b
	T-200CIU-RC70	200	196.8	117.4	109.3	4.0	111.8	52.1	163.9	89.4	111.8	144.7	32.2	
	T-400CIU-RC70	400	379.6	239.4	235.1	4.5	226.2	88.3	314.5	163.7	226.2	291.2	35.4	
	T-100CIU-RC80	100	99.7	153.3	104.7	4.5	153.3	54.0	207.3	105.1	153.3	47.0	34.1	
	T-200CIU-RC80	200	193.3	205.0	134.3	2.0	201.8	72.7	274.5	140.0	201.8	126.3	35.9	
	T-400CIU-RC80	400	399.6	325.0	298.9	4.5	319.8	106.0	425.8	212.6	319.8	294.0	36.8	
	T-200CID-RC80	200	200.0	528.7	523.7	14.5	525.1	200.0	725.1	375.0	525.1	-	34.5	
MR4	MR4-100CIU-RC80	100	96.8	55.1	46.8	6.5	52.6	18.3	70.9	35.85	52.6	64.1	36.5	38.1 ^b
	MR4-200CIU-RC80	200	196.0	155.8	154.5	7.0	145.0	37.7	182.7	86.0	145.0	158.9	38.1	
	MR4-400CIU-RC80	400	393.0	364.8	359.8	6.5	279.5	82.0	361.5	175.2	279.5	314.8	38.9	
	MR4-200CID-RC80	200	200.0	612.4	611.7	16.5	609.4	200.0	809.4	403.1	609.4	-	37.2	
	MR4-100CIU-RC85	100	99.4	67.6	67.3	8.0	65.2	22.8	88.0	44.5	65.2	79.1	35.9	
	MR4*-100CIU-RC85	100	101.7	217.7	215.8	5.0	135.6	41.0	176.6	86.2	135.6	58.3	38.6	
	MR4-200CIU-RC85	200	196.2	132.6	130.7	8.5	125.0	41.8	166.8	83.5	125.0	160.1	37.1	
	MR4-400CIU-RC85	400	397.4	326.3	322.0	6.5	187.3	224.2	411.5	286.6	187.3	286.6	37.8	
MR2	MR2-100CIU-RC80	100	98.7	51.6	42.0	6.0	50.6	21.6	72.2	38.5	50.6	79.9	32.2	36.9 ^b
	MR2-200CIU-RC80	200	194.6	125.5	122.0	8.5	122.3	43.4	165.7	84.2	122.3	157.7	36.0	
	MR2-400CIU-RC80	400	395.9	316.4	315.8	6.5	276.9	90.0	366.9	182.3	276.9	310.0	37.3	
	MR2-200CID-RC80	200	201.1	591.8	590.1	16.5	590.2	201.1	791.3	397.8	590.2	-	36.5	

NOTA: σ'_c = presión de confinamiento efectiva; $\Delta\sigma_{m\acute{a}x}$ = esfuerzo desviador máximo; $\Delta\sigma_{\epsilon_a=20\%}$ = esfuerzo desviador a deformación axial igual a 20%; $\epsilon_{a,f}$ = deformación axial en la falla; $\Delta\sigma_f$ = Esfuerzo desviador en la falla; σ'_{3f} = esfuerzo principal menor en la falla ; σ'_{1f} = esfuerzo principal mayor en la falla ; p' = esfuerzo medio efectivo en la falla ; q = esfuerzo medio de corte en la falla ; $u_{e,f}$ = exceso de presión de poros en la falla; ϕ'_{sc} = ángulo de fricción secante ; ϕ'_t = ángulo de fricción tangente.

^a ángulo de fricción a partir de ensayos drenados; ^b ángulo de fricción a partir de ensayos no drenados y granulometría original de estéril.

Tabla 5-2: Resumen de resultados análisis de estado crítico. Relación de vacíos, CSL y parámetro de estado

Material	Nombre Prueba	b	$\sigma'_{c, objetivo}$ (kPa)	p'_i (kPa)	p'_{cs} (kPa)	e_i	e_g	e_r	e_r^*	ψ_0	Γ	λ
Estéril de mina	WR-100CID-DR25	-	100	101.0	205.1	0.396	0.299	-	-	0.060	0.558	0.048
	WR-200CID-DR25		200	201.0	404.3	0.371	0.274	-	-	0.068		
	WR-400CID-DR25		400	401.0	775.7	0.318	0.241	-	-	0.048		
	WR-100CIU-DR25		100	98.2	37.6	0.387	0.387	-	-	0.049		
Relave	T-100CIU-RC80	-	100	99.7	78.3	0.936	0.936	-	-	0.046	1.609	0.156
	T-200CIU-RC80		200	193.3	95.8	0.885	0.885	-	-	0.098		
	T-400CIU-RC80		400	399.6	204.2	0.780	0.780	-	-	0.104		
MR4	MR4-100CIU-RC80	1.116	100	96.8	31.0	0.433	0.433	0.791	0.387	0.052	0.555	0.038
	MR4-200CIU-RC80		200	196.0	101.2	0.365	0.365	0.706	0.321	0.009		
	MR4-400CIU-RC80		400	3930	236.7	0.337	0.337	0.671	0.294	0.008		
	MR4-200CID-RC80		200	200.0	401.6	0.412	0.344	0.679	0.300	0.058		
	MR4-100CIU-RC85		100	99.4	46.8	0.411	0.411	0.763	0.365	0.030		
	MR4-200CIU-RC85		200	196.2	132.6	0.375	0.375	0.719	0.331	0.020		
	MR4-400CIU-RC85		400	397.4	217.7	0.348	0.348	0.685	0.305	0.020		
MR2	MR2-100CIU-RC80	1.279	100	98.7	31.8	0.534	0.534	1.301	0.404	0.070	0.701	0.052
	MR2-200CIU-RC80		200	194.6	81.6	0.460	0.460	1.191	0.336	0.032		
	MR2-400CIU-RC80		400	395.9	213.5	0.405	0.405	1.107	0.285	0.012		
	MR2-200CID-RC80		200	201.1	388.9	0.489	0.489	1.117	0.291	0.063		

NOTA: σ'_c = presión de confinamiento efectiva; p'_i = esfuerzo medio efectivo inicial; p'_{cs} = esfuerzo medio efectivo crítico; e_i = relación de vacíos inicial; e_g = relación de vacíos global; e_r : relación de vacíos fracción gruesa; e_r^* : relación de vacíos equivalente de fracción gruesa; b = parámetro de cálculo para e_r^* ; ψ_0 = parámetro de estado; Γ y λ = coeficientes CSL $\rightarrow e = \Gamma - \lambda \ln(p')$.

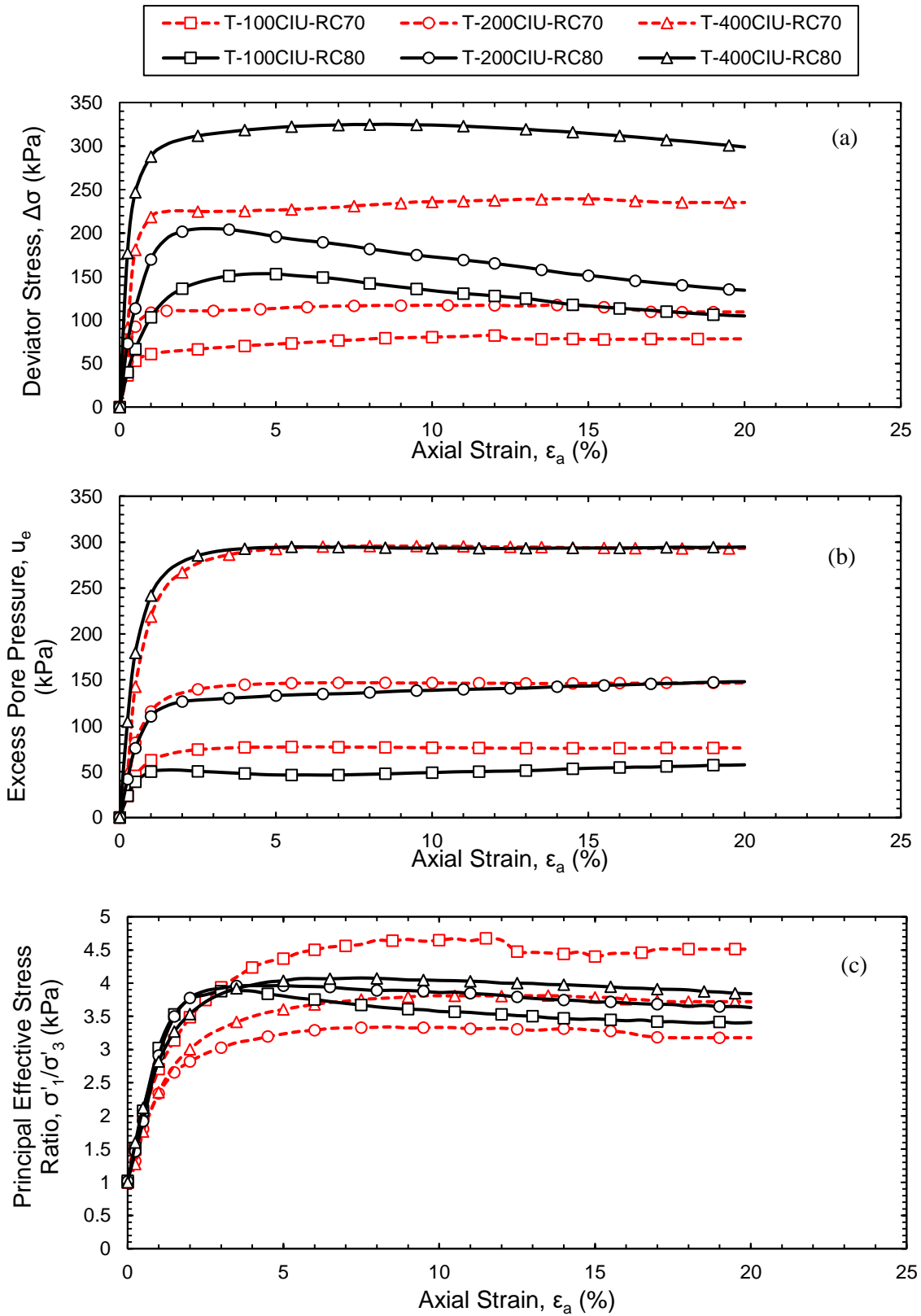


Gráfico 5-1: (a) Esfuerzo desviador, (b) exceso de presión de poros, y (c) razón de esfuerzos principales efectivos (c) versus deformación axial en ensayos triaxiales no drenados para relave

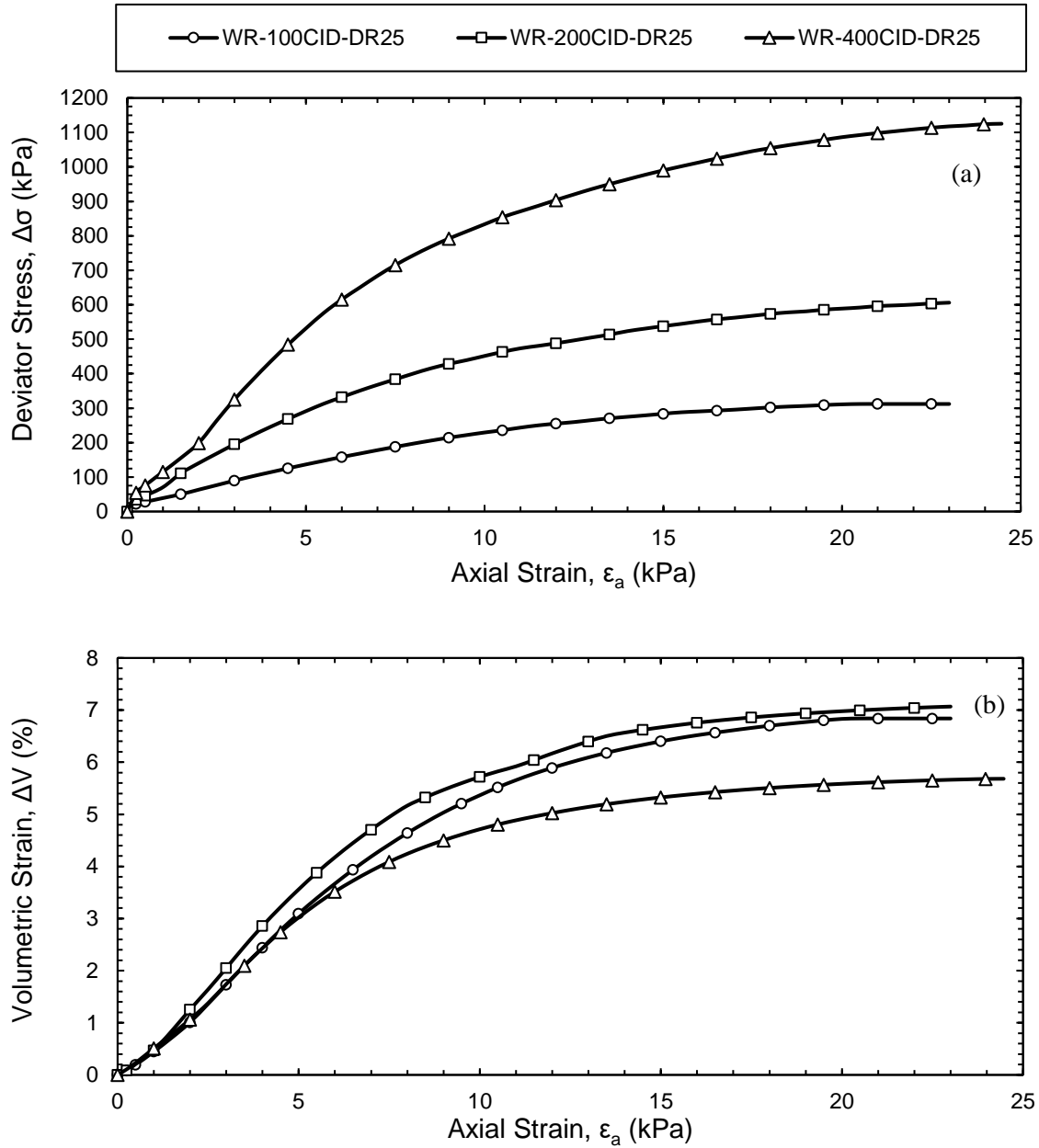


Gráfico 5-2: (a) Esfuerzo desviador y (b) deformación volumétrica versus deformación axial en ensayos triaxiales drenados ejecutados en el estéril de mina

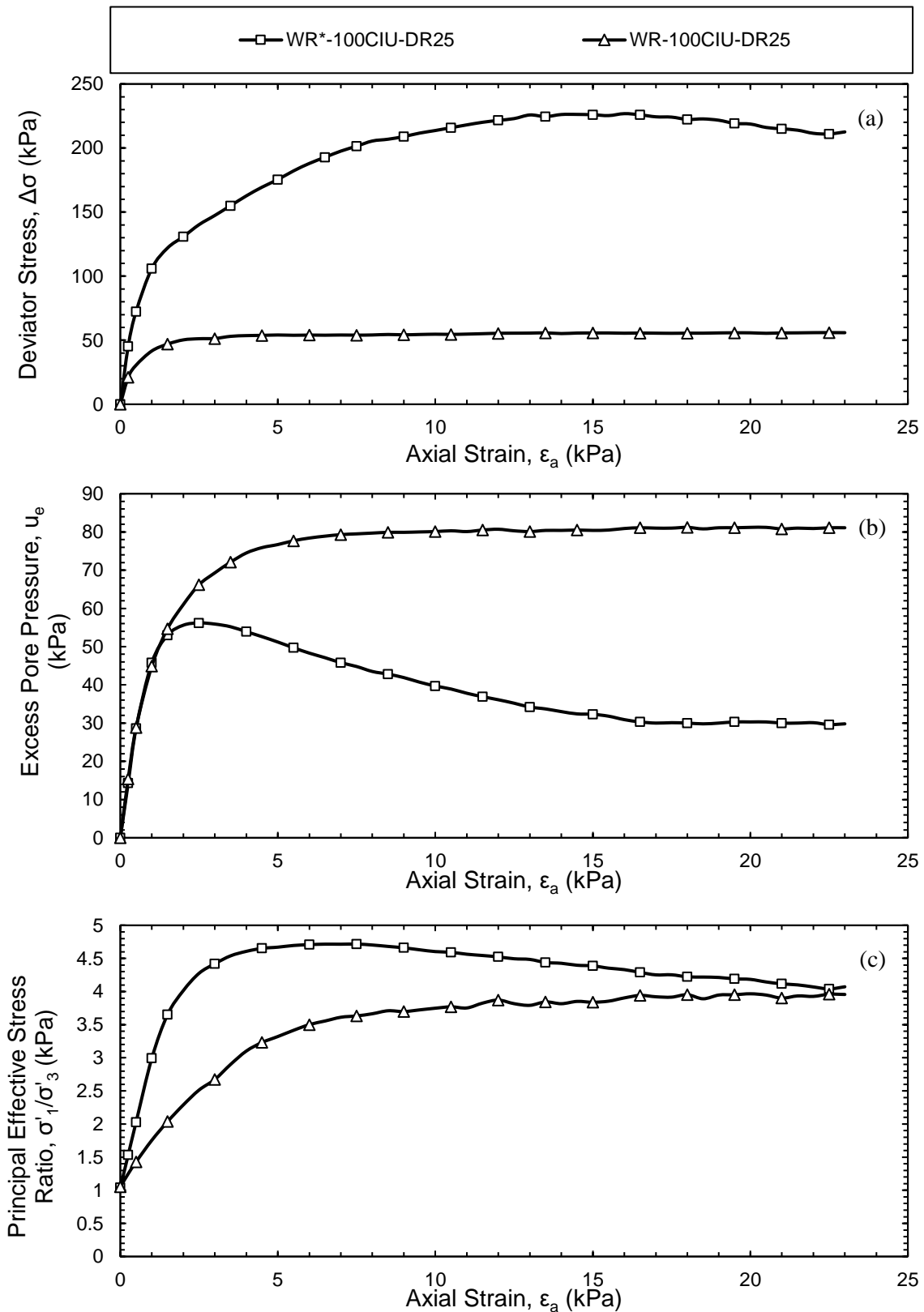


Gráfico 5-3: (a) Esfuerzo desviador, (b) exceso de presión de poros, y (c) razón de esfuerzos principales efectivos versus deformación axial en ensayos triaxiales no drenados ejecutadas en el estéril de mina con granulometría original (WR) y modificada (WR*)

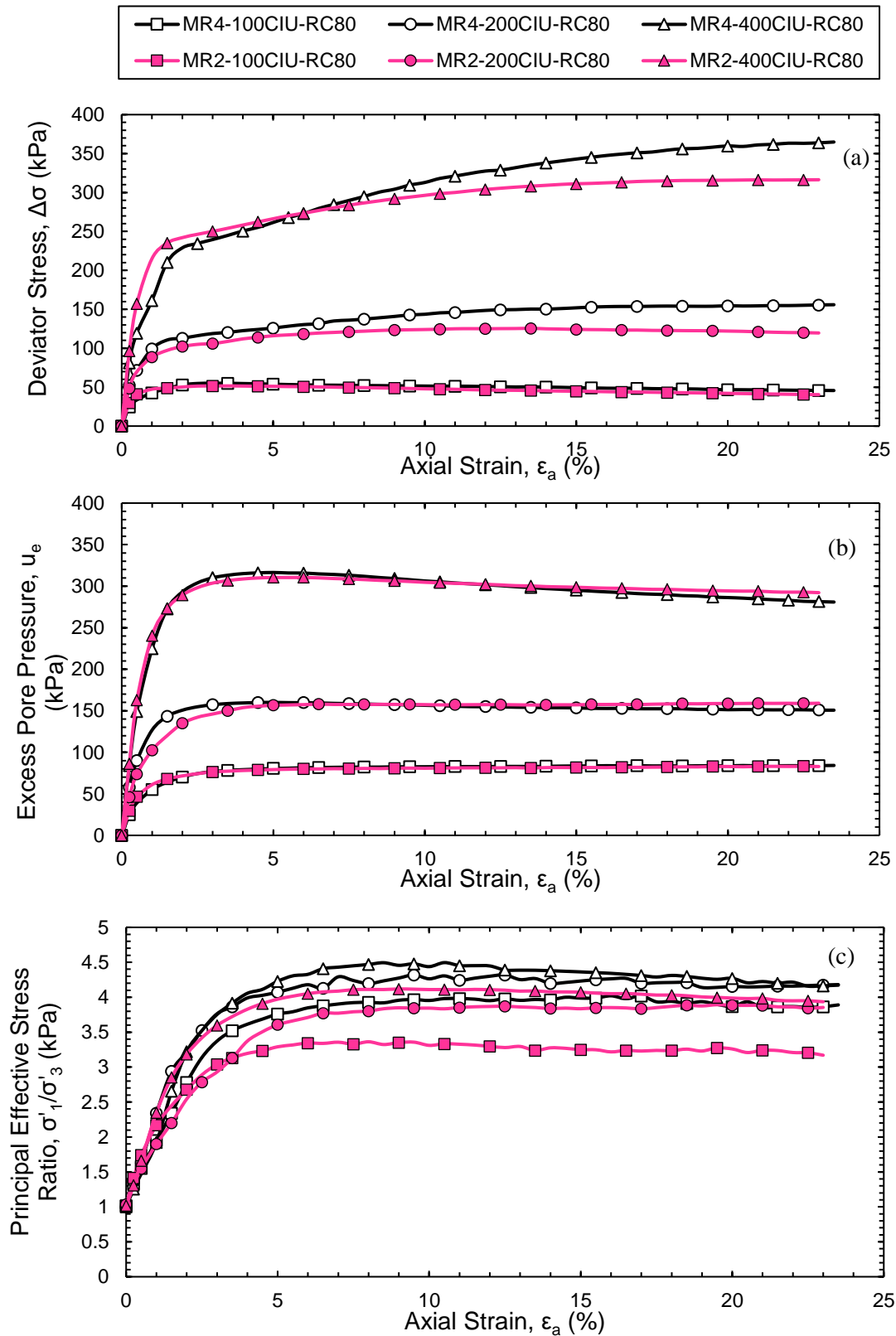


Gráfico 5-4: (a) Esfuerzo desviador, (b) exceso de presión de poros y (c) razón de esfuerzos principales efectivos versus deformación axial en ensayos triaxiales no drenados ejecutados en mezclas MR4 y MR2 para densidad RC=80%.

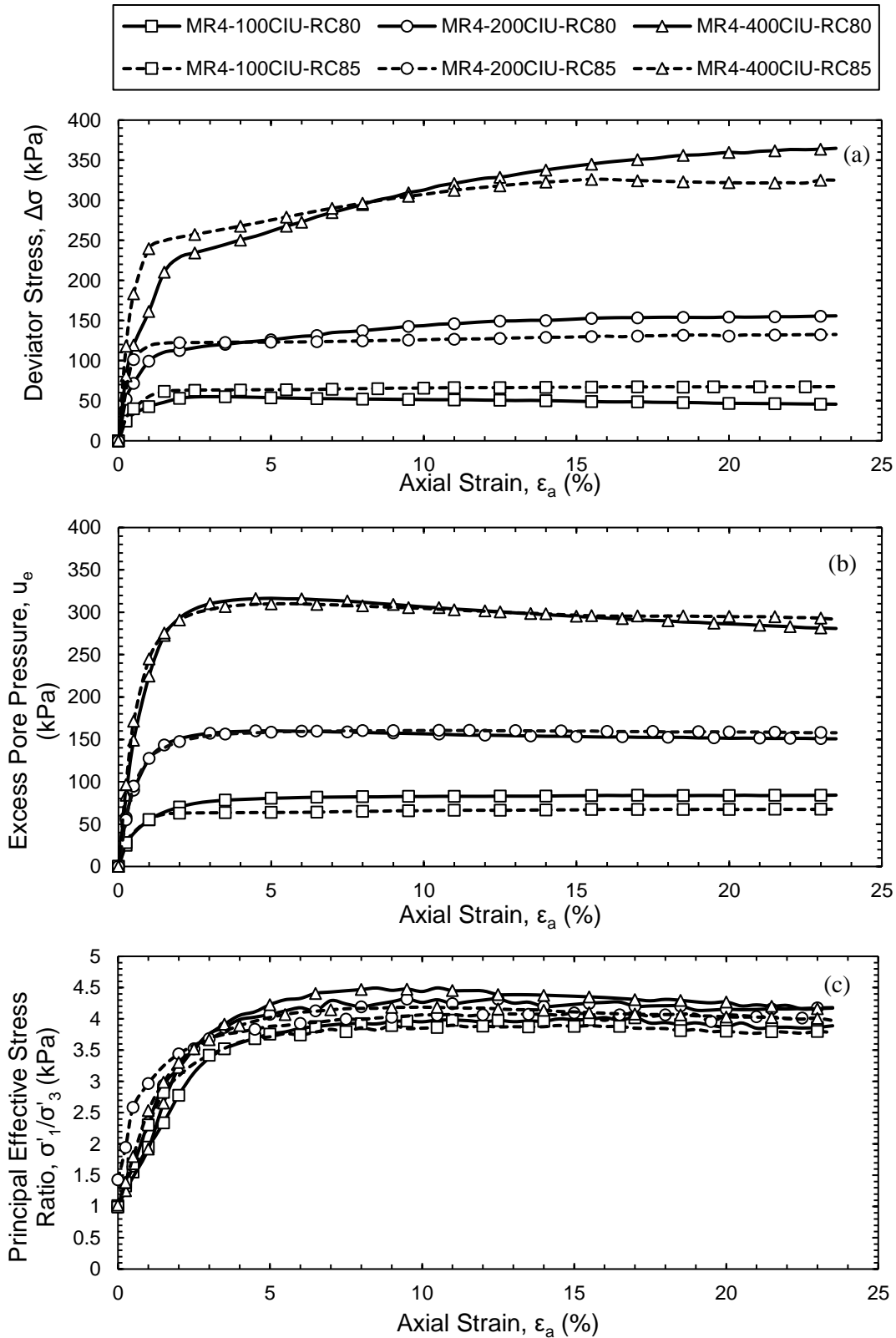


Gráfico 5-5: (a) Esfuerzo desviador, (b) exceso de presión de poros, y (c) razón de esfuerzos principales efectivos versus deformación axial en ensayos triaxiales no drenados ejecutados en mezclas MR4 para densidad RC=80% y RC=85%

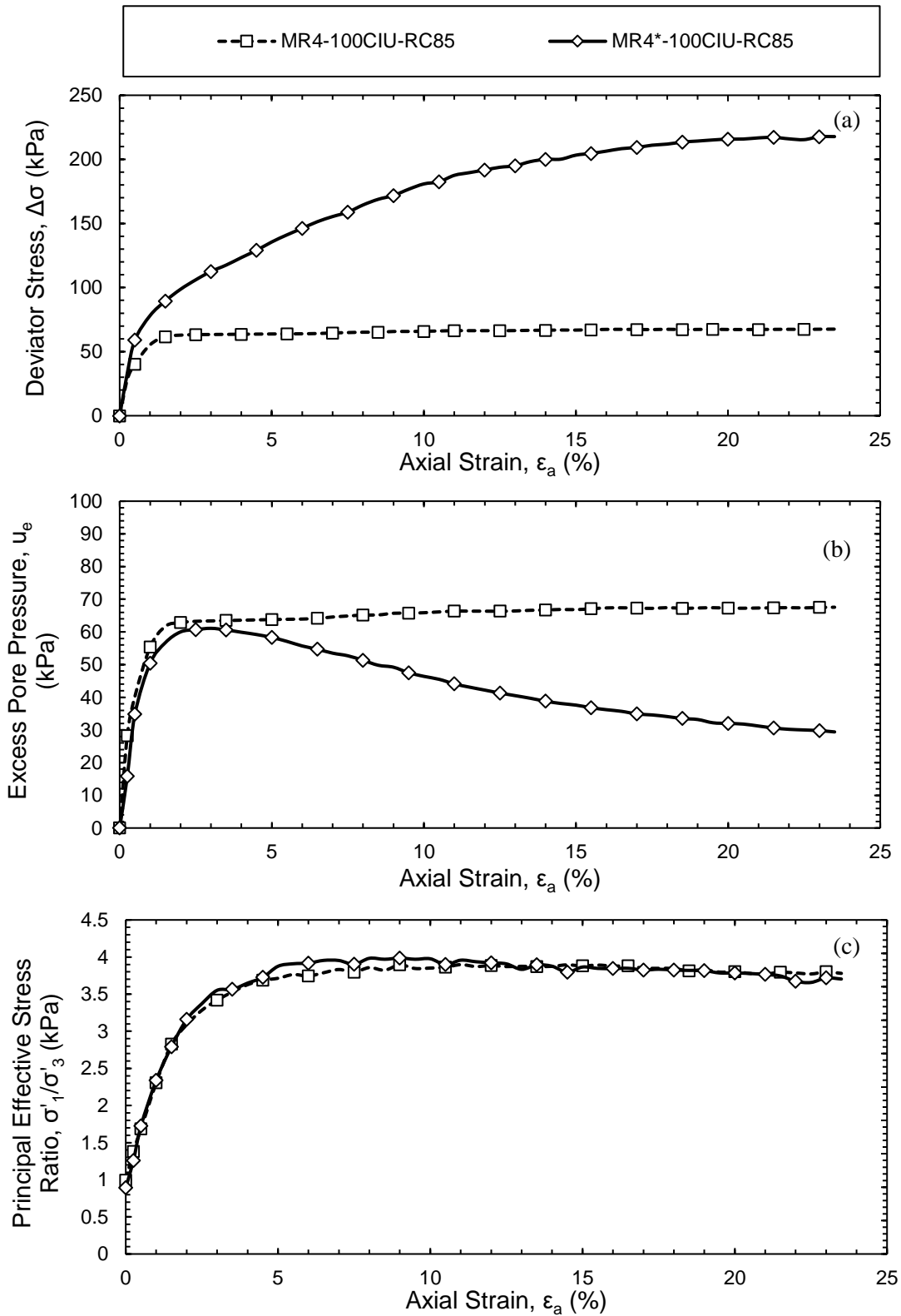


Gráfico 5-6: (a) Esfuerzo desviador, (b) exceso de presión de poros, y (c) razón de esfuerzos principales efectivos versus deformación axial en ensayos triaxiales no drenados ejecutados en mezcla R = 4 para granulometría estéril de mina original (MR4) y modificada (MR4*)

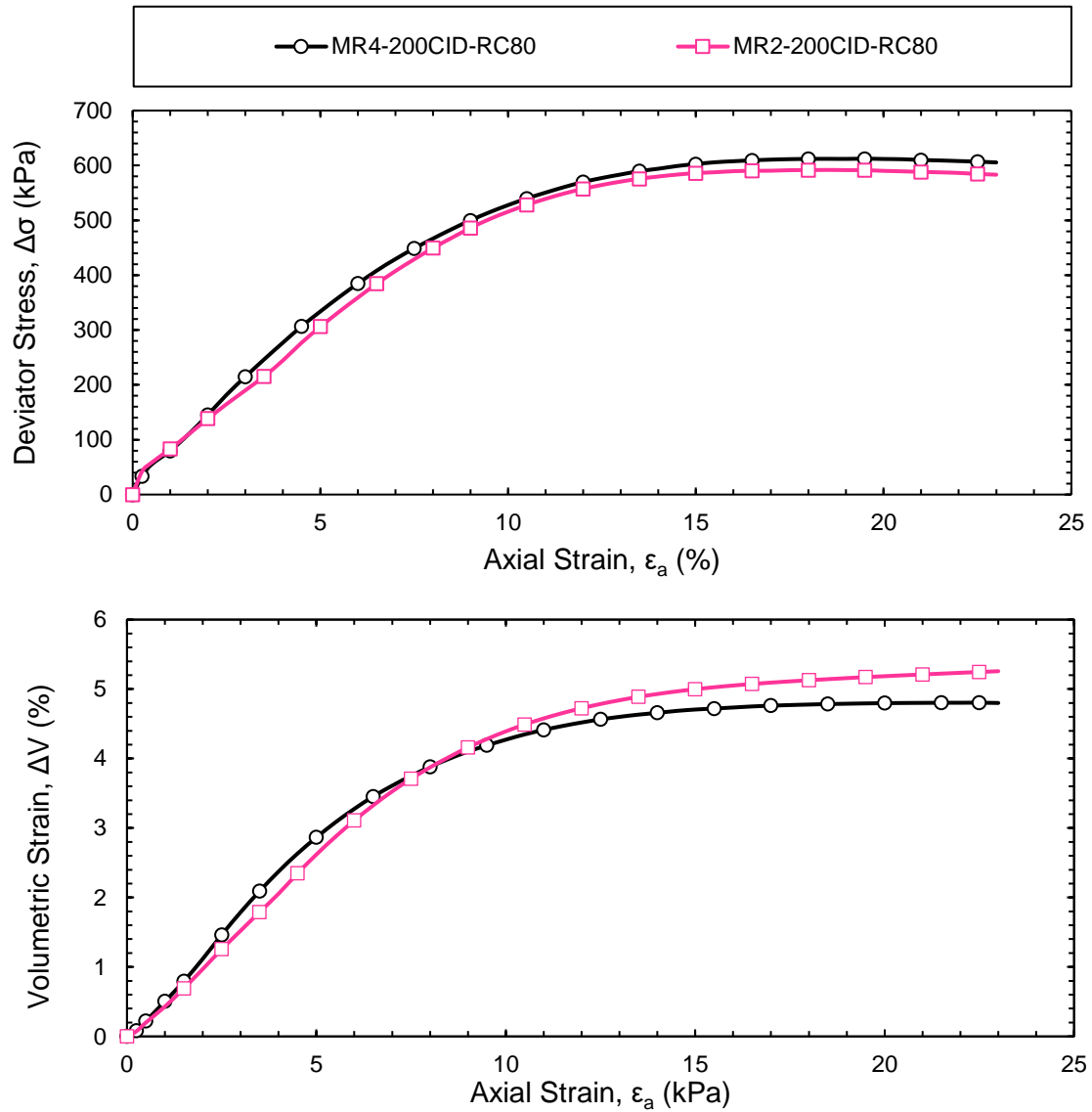


Gráfico 5-7: (a) Esfuerzo desviador y (b) deformación volumétrica versus deformación axial en ensayos triaxiales drenados con $\sigma'_c = 200$ kPa ejecutados en mezclas MR4 y MR2.

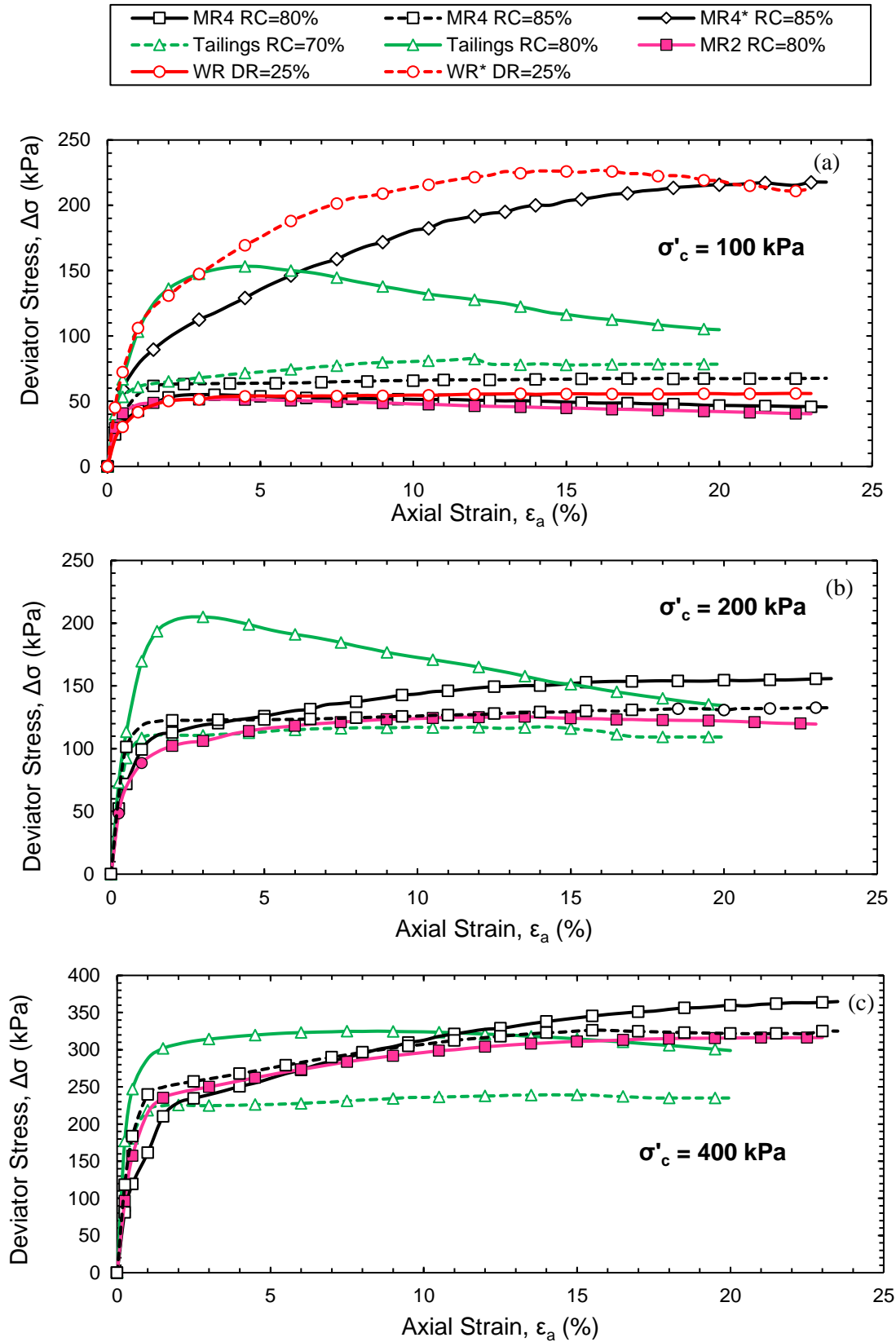


Gráfico 5-8: Esfuerzo desviador versus deformación axial para ensayos CIU. Comparación entre materiales en estudio. (a) $\sigma'_c = 100$ kPa, (b) $\sigma'_c = 200$ kPa (c) $\sigma'_c = 400$ kPa

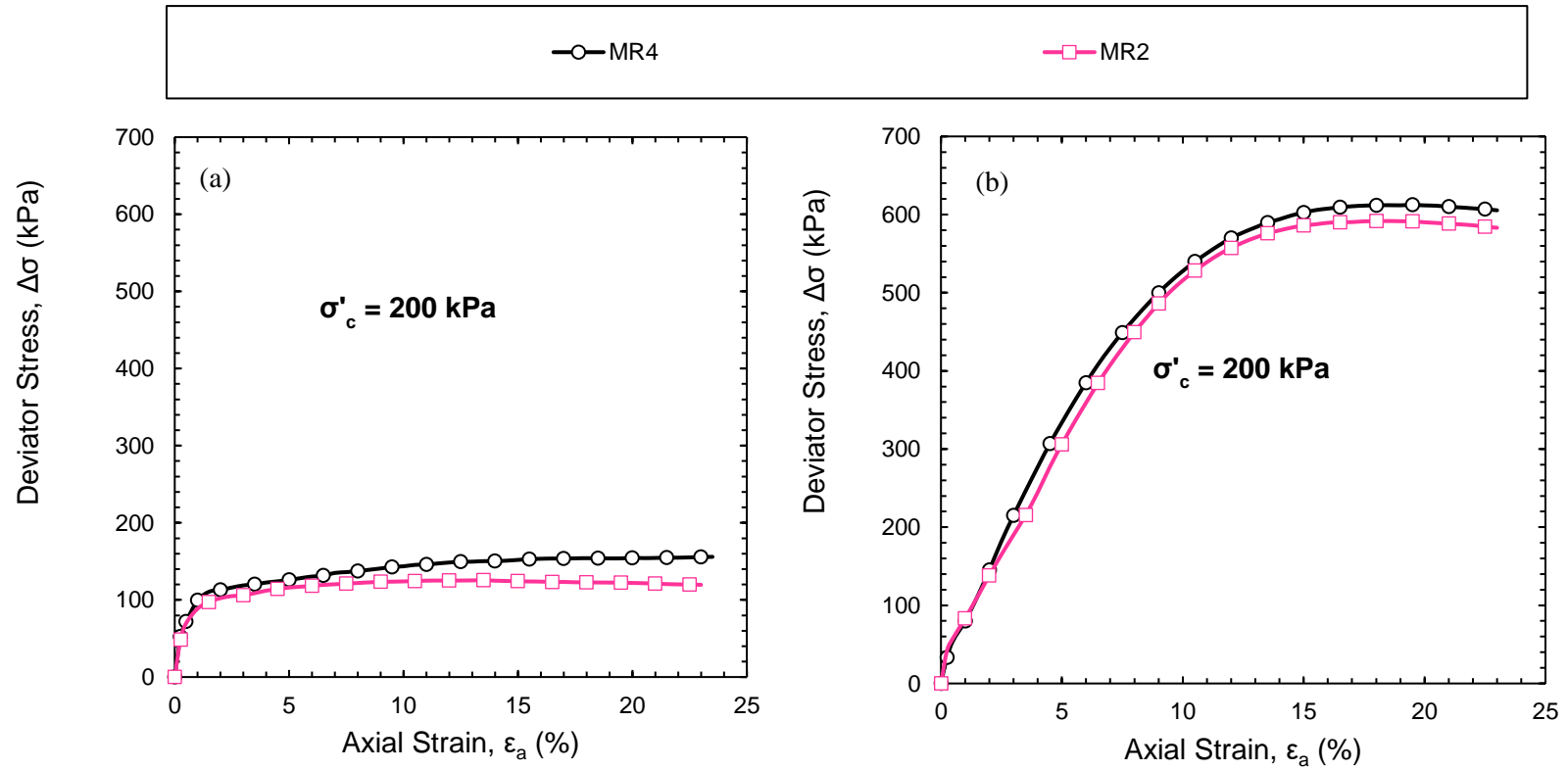


Gráfico 5-9: Esfuerzo desviador versus deformación axial para ensayos CIU y CID mezclas MR4 y MR2. (a) respuesta no drenada, (b) respuesta drenada

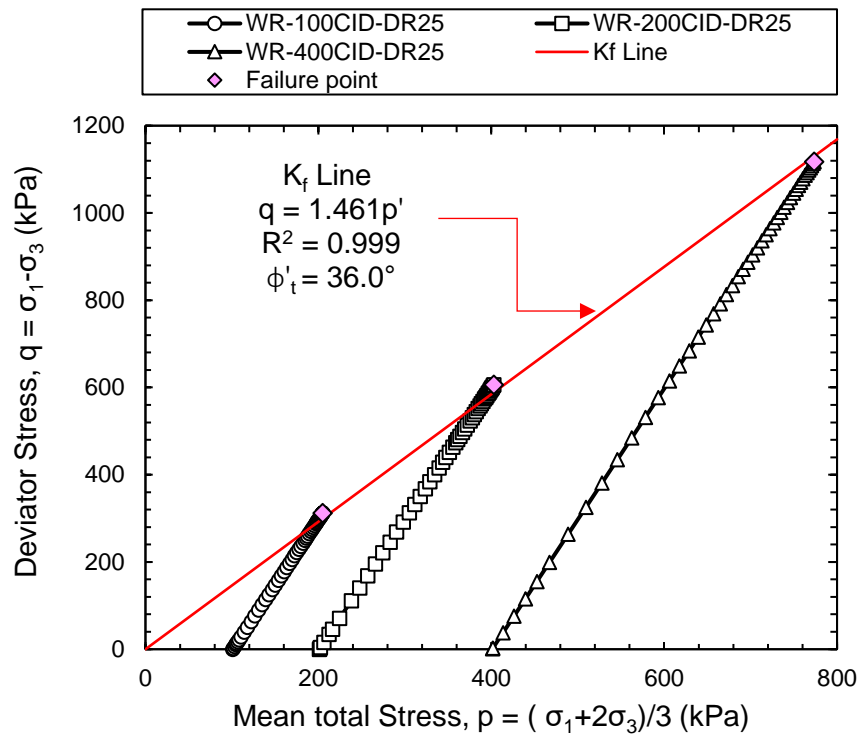


Gráfico 5-10: Trayectoria de esfuerzos totales en ensayos drenados ejecutados en el estéril de mina.

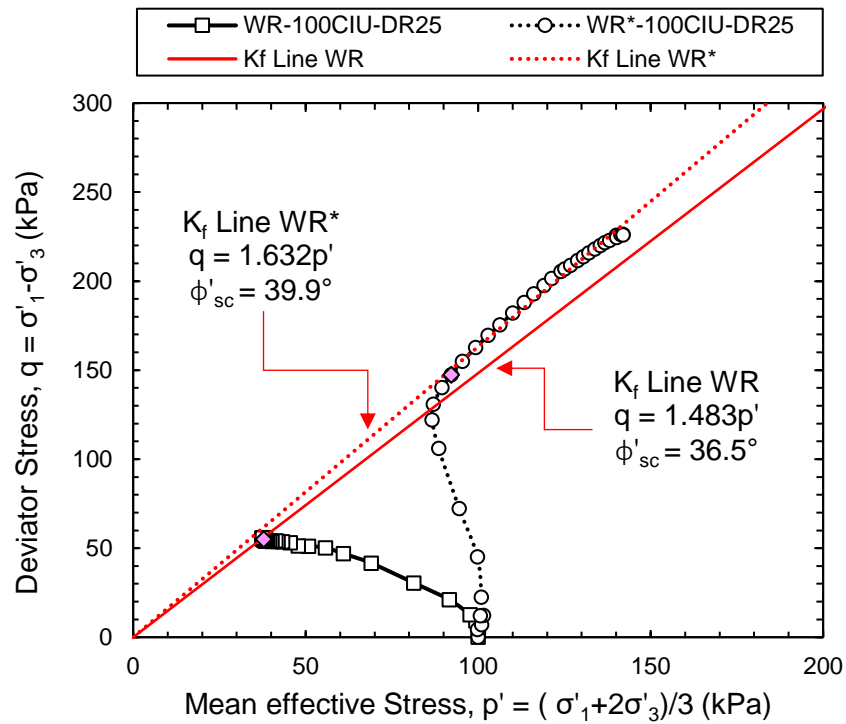


Gráfico 5-11: Trayectoria de esfuerzos efectivos en ensayos no drenados ejecutados en el estéril de mina

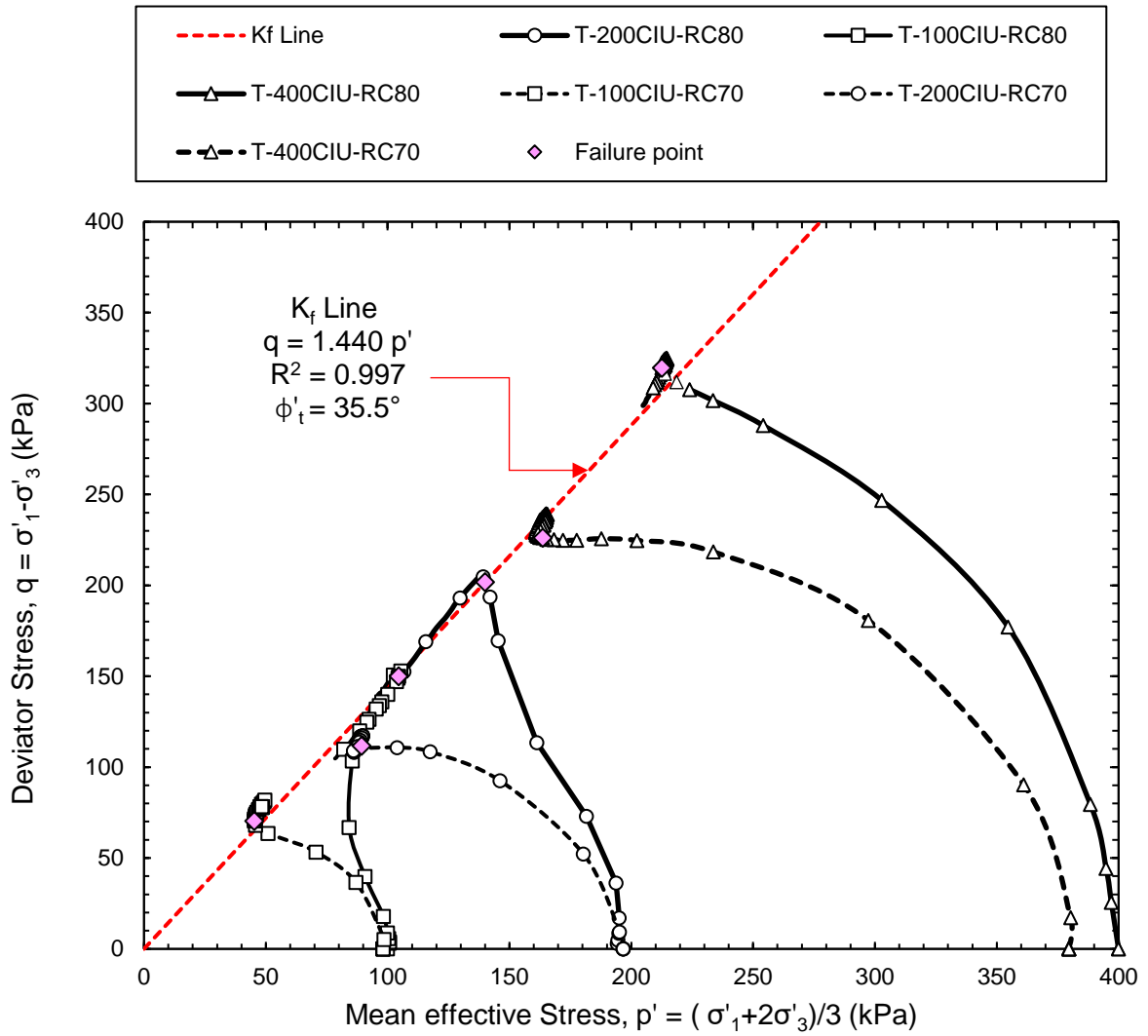


Gráfico 5-12: Trayectoria de esfuerzos efectivos ensayos no drenados ejecutados en relaves

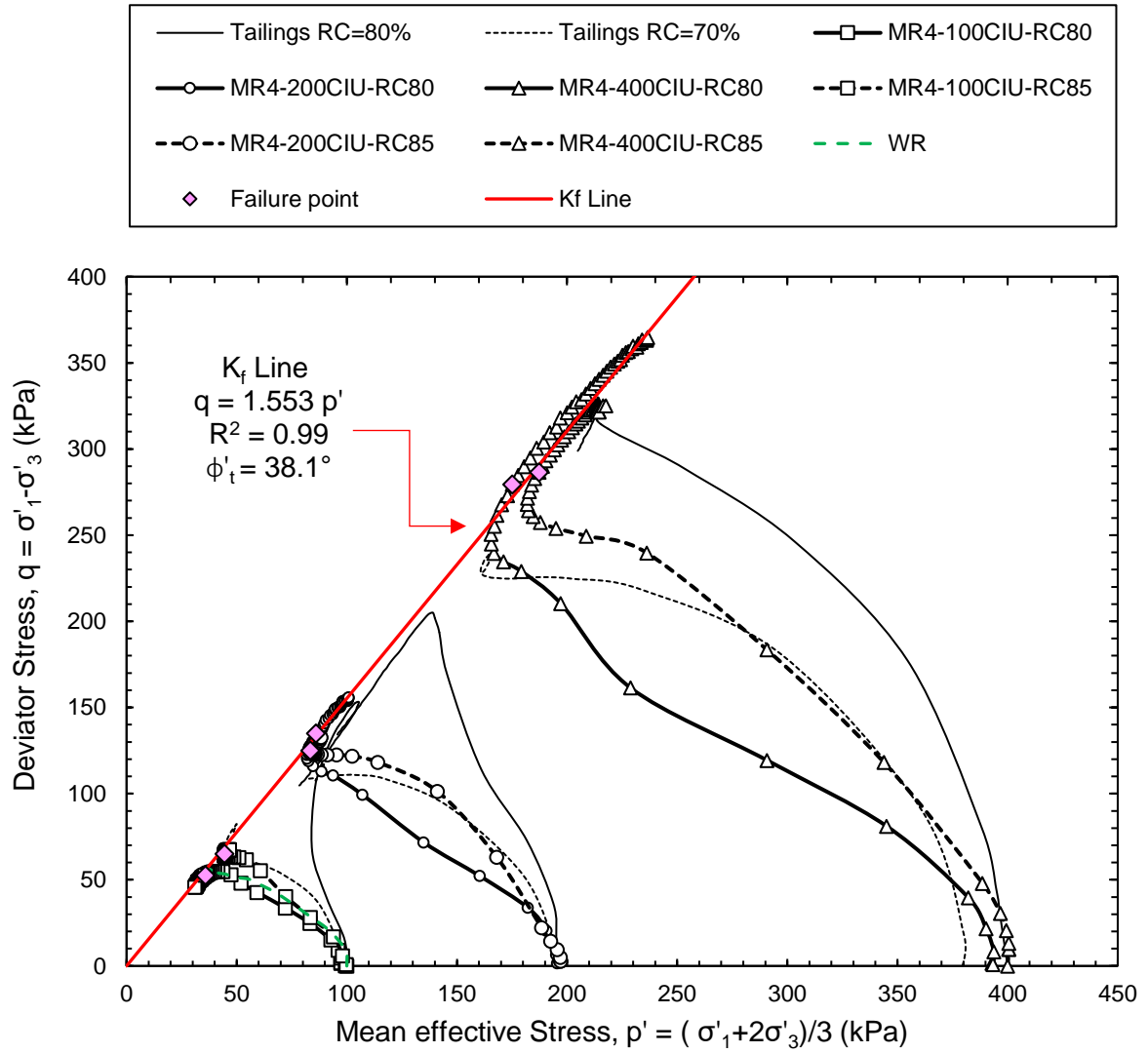


Gráfico 5-13: Trayectoria de esfuerzos efectivos en ensayos CIU - Mezcla MR4

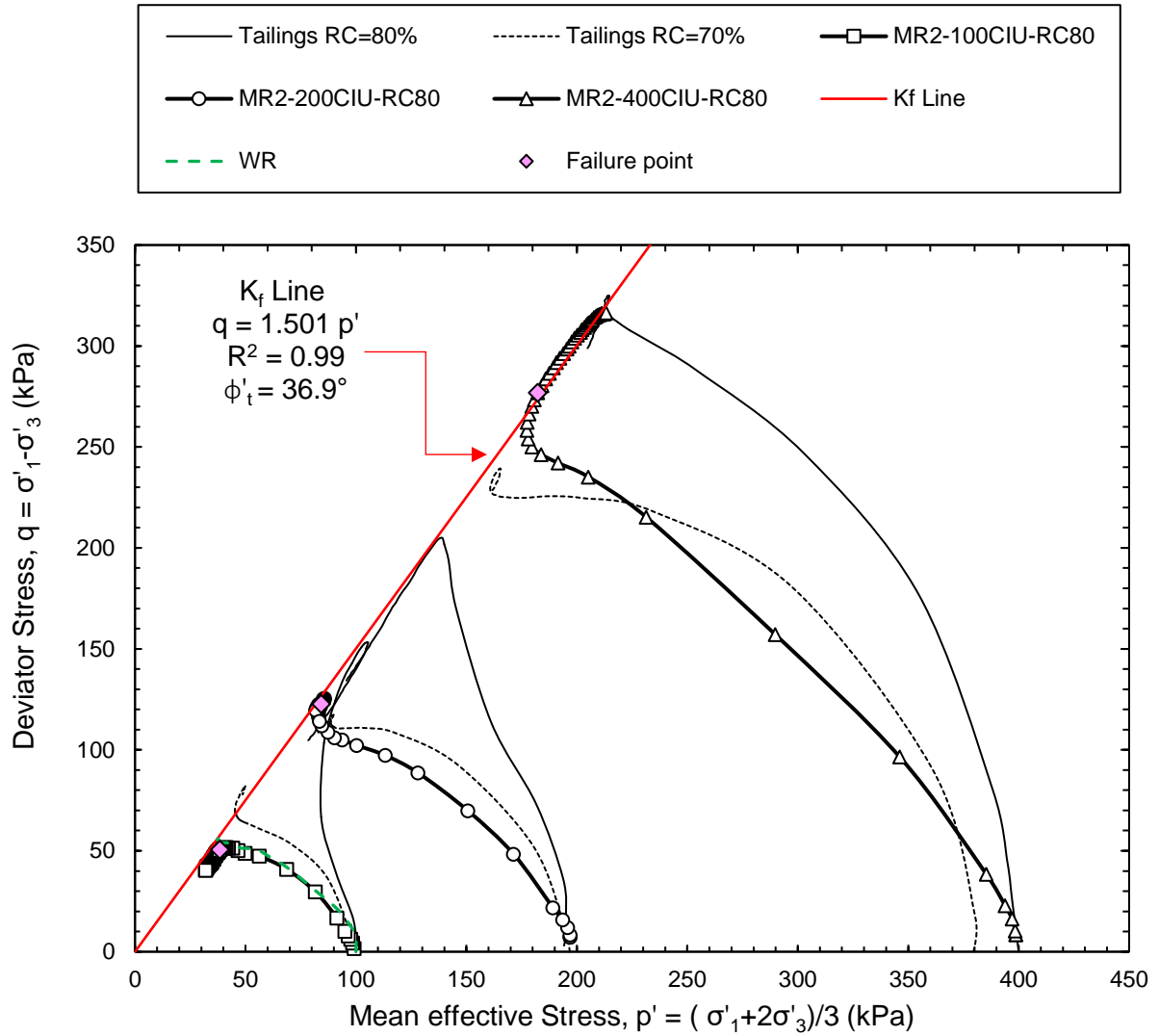


Gráfico 5-14: Trayectoria de esfuerzos efectivos en ensayos CIU - Mezcla MR2

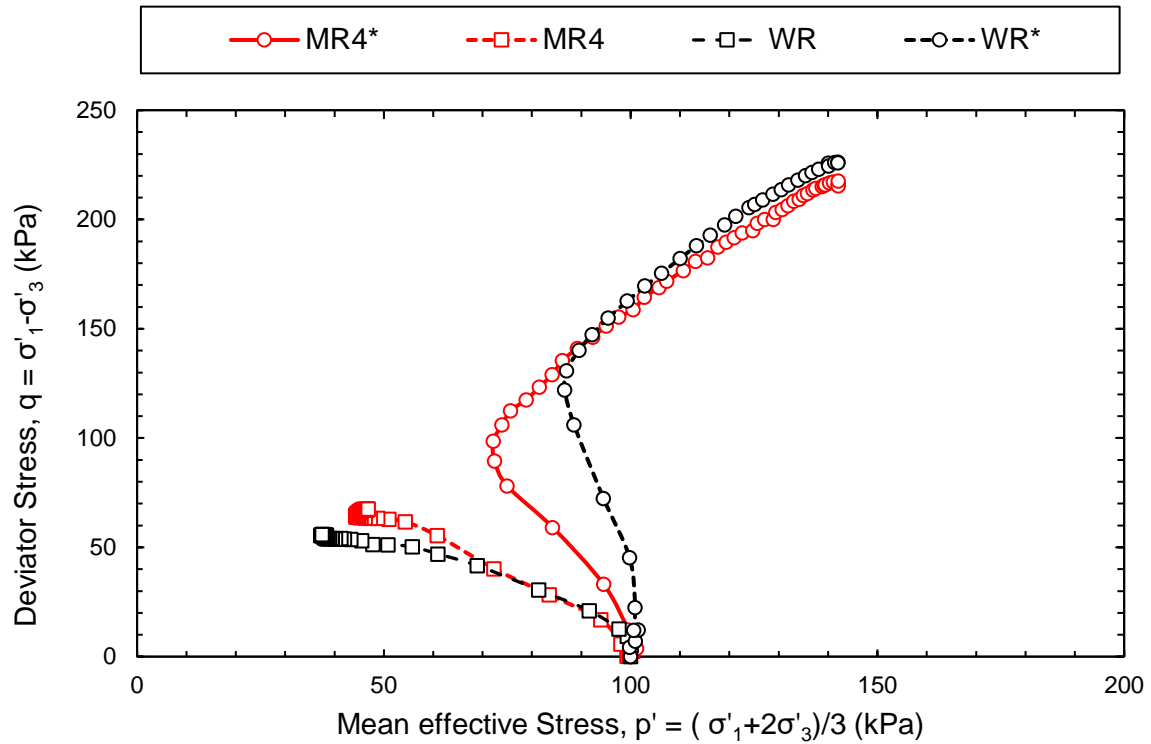


Gráfico 5-15: Trayectoria de tensiones para granulometría original y modificada del estéril de mina

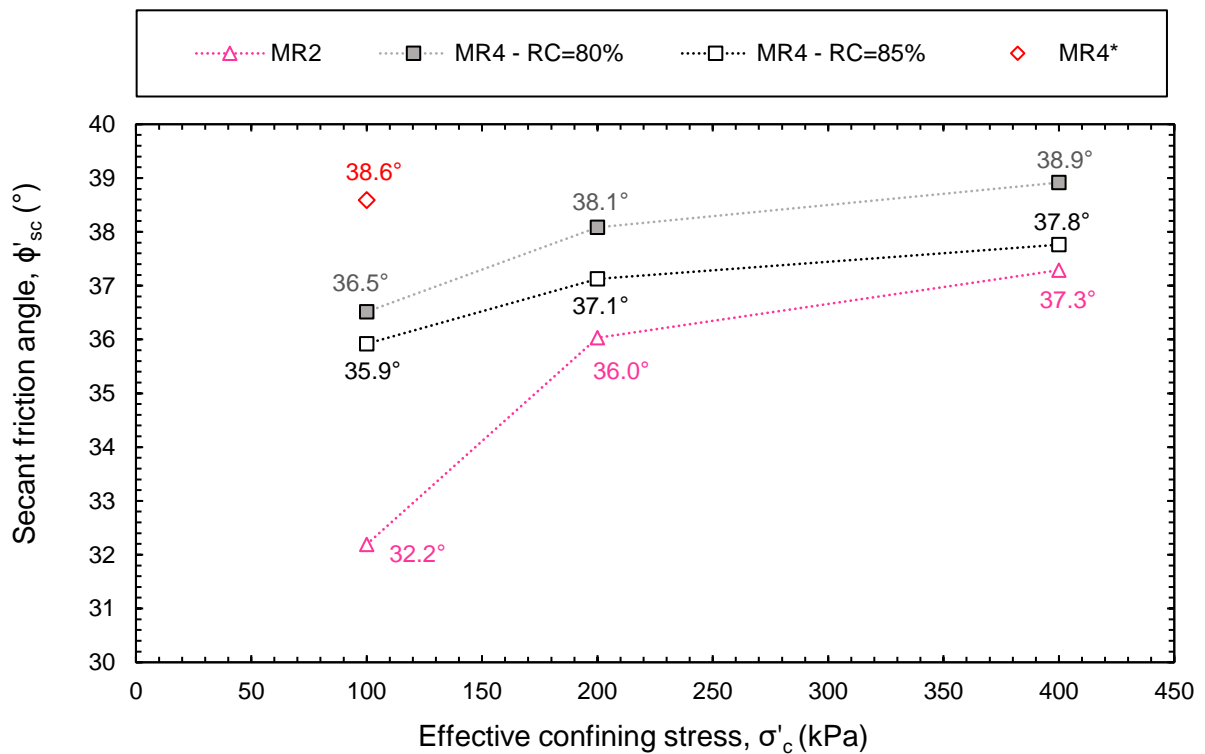


Gráfico 5-16: Ángulo de fricción secante versus presión de confinamiento en mezclas

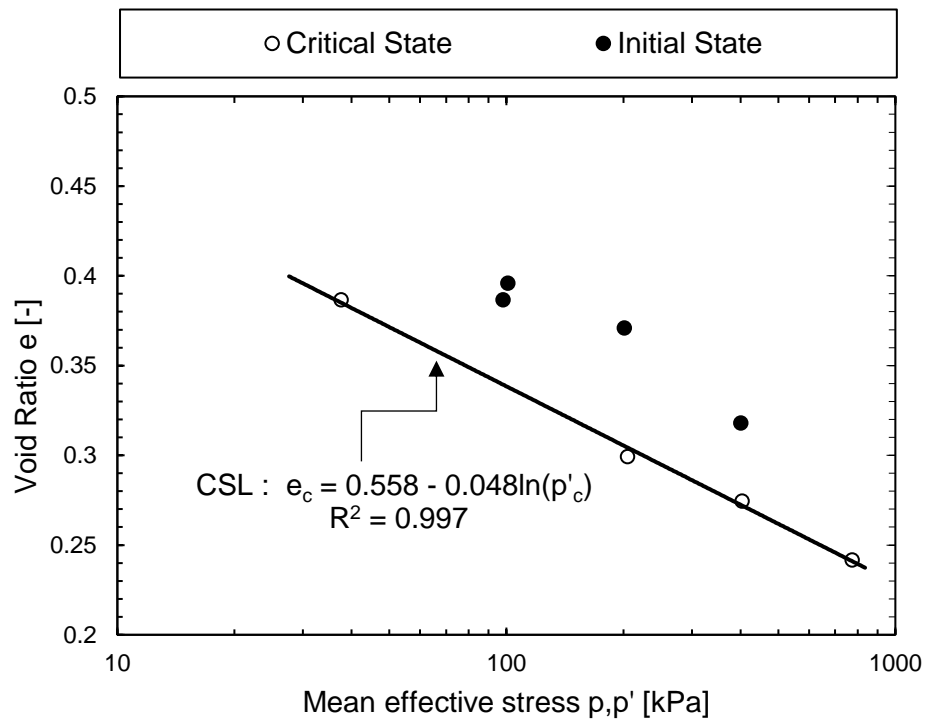


Gráfico 5-17: Relación de vacíos (e) versus esfuerzo medio efectivo (p') para estéril de mina. Condición inicial, estado crítico y regresión CSL

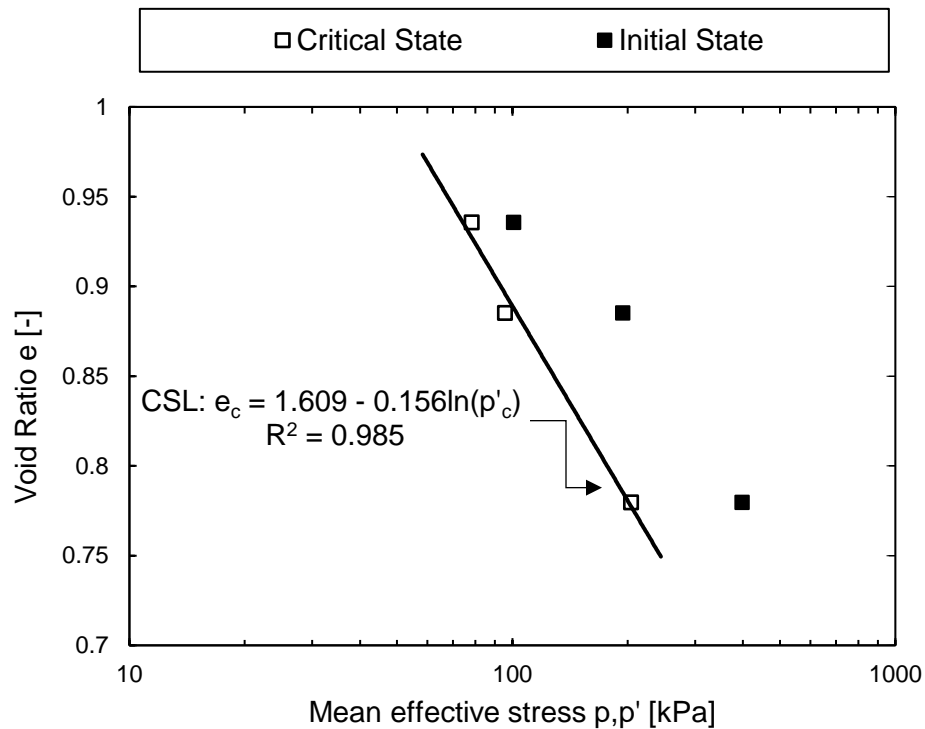


Gráfico 5-18: Relación de vacíos (e) versus esfuerzo medio efectivo (p') para relave. Condición inicial, estado crítico y regresión CSL

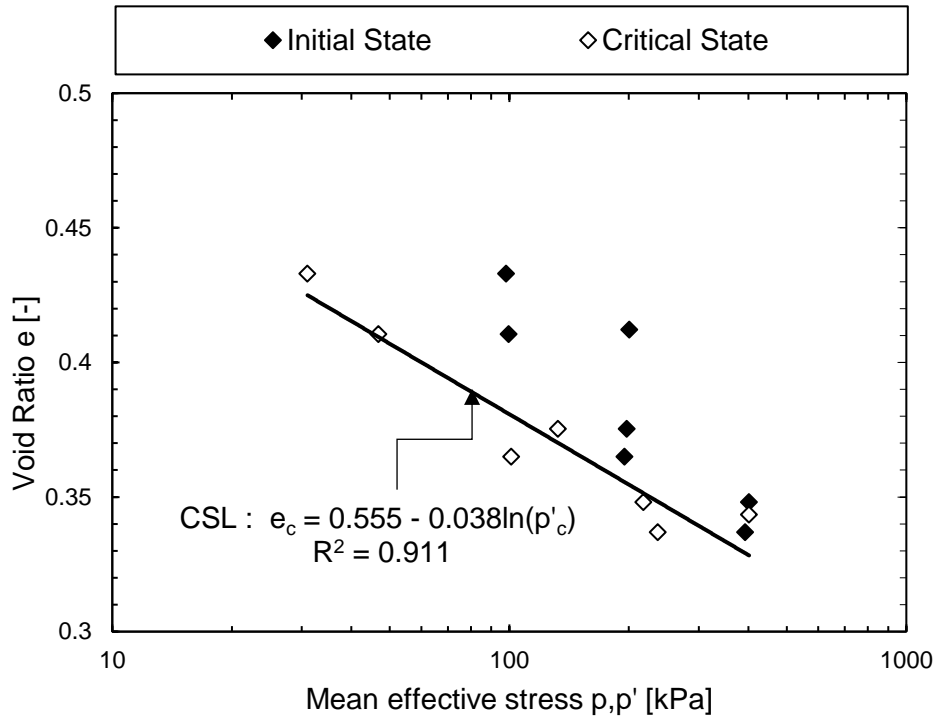


Gráfico 5-19: Relación de vacíos global (e_g) versus esfuerzo medio efectivo (p') para mezcla MR4. Condición inicial, estado crítico y regresión CSL

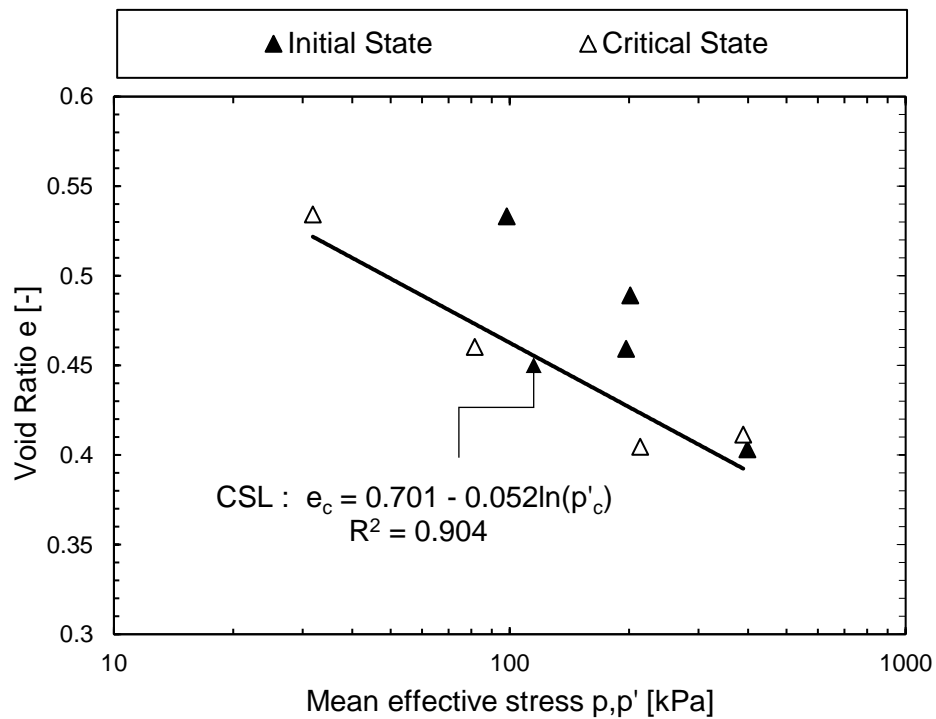


Gráfico 5-20: Relación de vacíos global (e_g) versus esfuerzo medio efectivo (p') para mezcla MR2. Condición inicial, estado crítico y regresión CSL

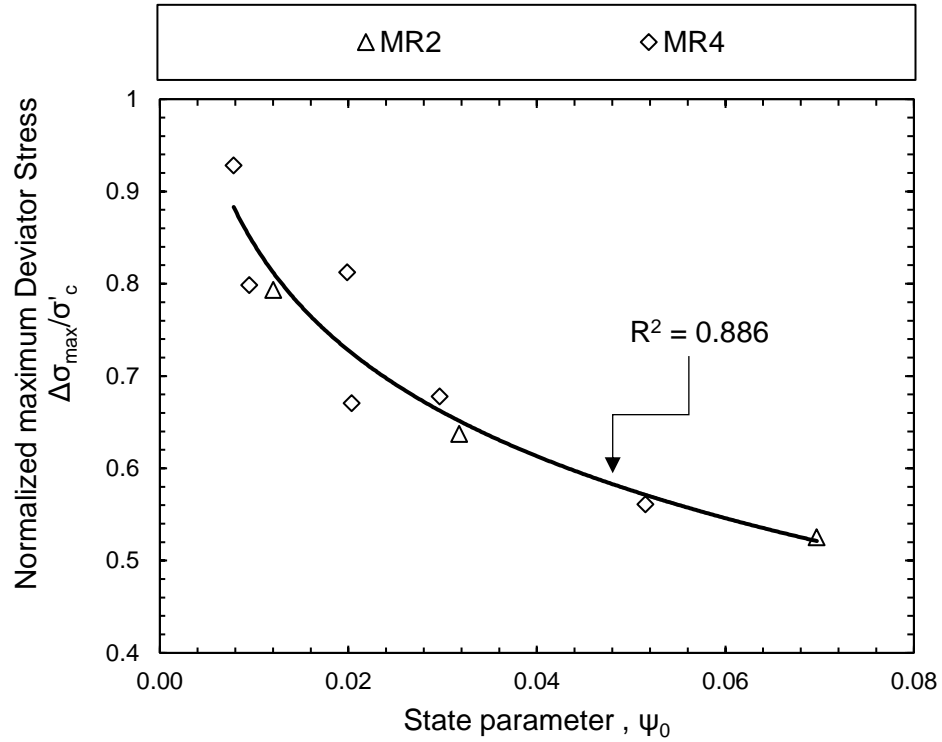


Gráfico 5-21: Esfuerzo desviador máximo normalizado ($\Delta\sigma_{\max}/\sigma'_c$) versus parámetro de estado (ψ_0) para mezclas MR4 y MR2.

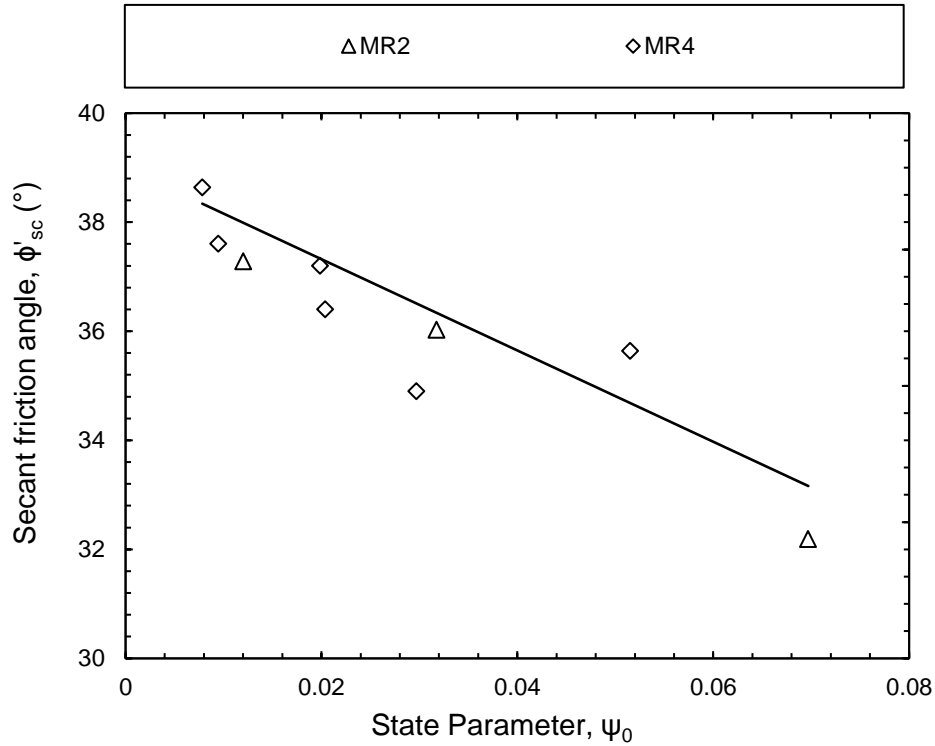


Gráfico 5-22: Ángulo de fricción secante (ϕ'_{sc}) versus parámetro de estado (ψ_0) para mezclas MR4 y MR2.

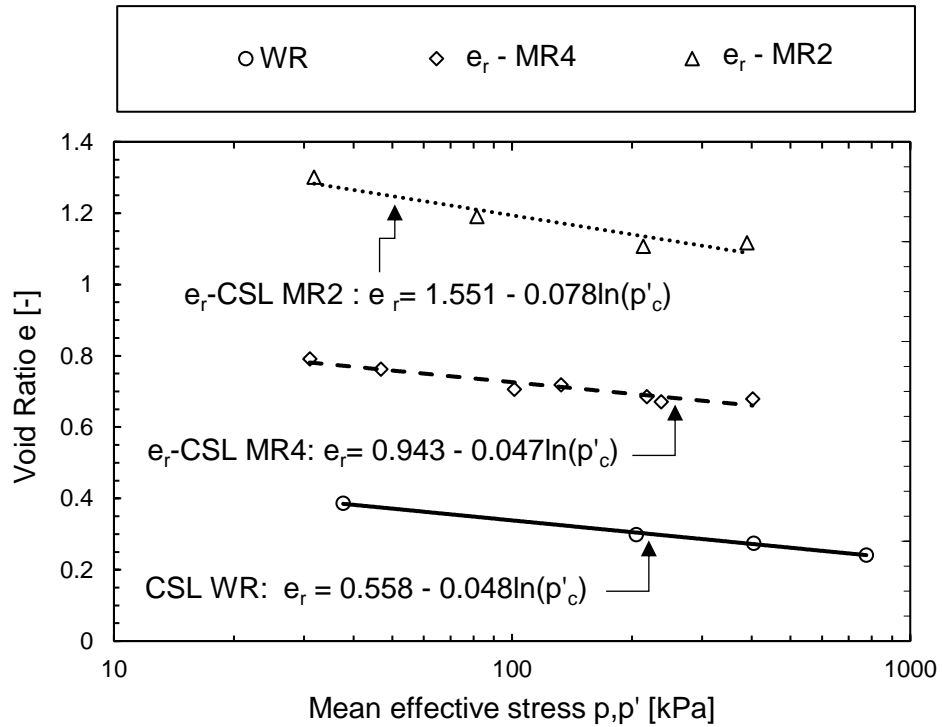


Gráfico 5-23: Relación de vacíos fracción estéril de mina (e_r) versus esfuerzo medio efectivo (p') para mezclas MR4 y MR2. Condición estado crítico.

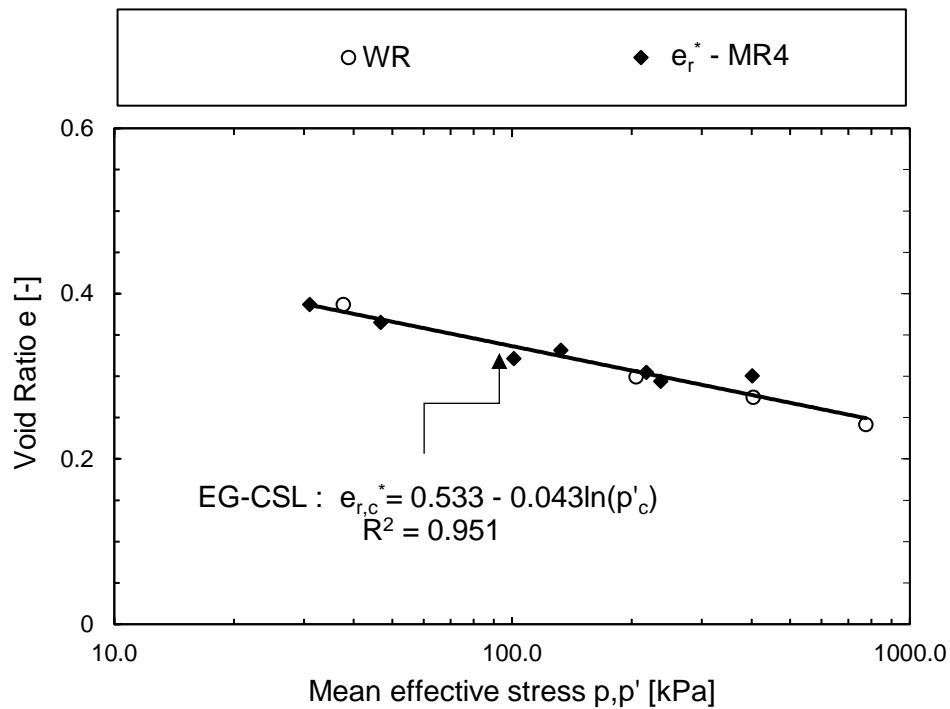


Gráfico 5-24: Relación de vacíos equivalente (e_r^*) versus esfuerzo medio efectivo (p') para mezcla MR4. Condición estado crítico y EG-CSL

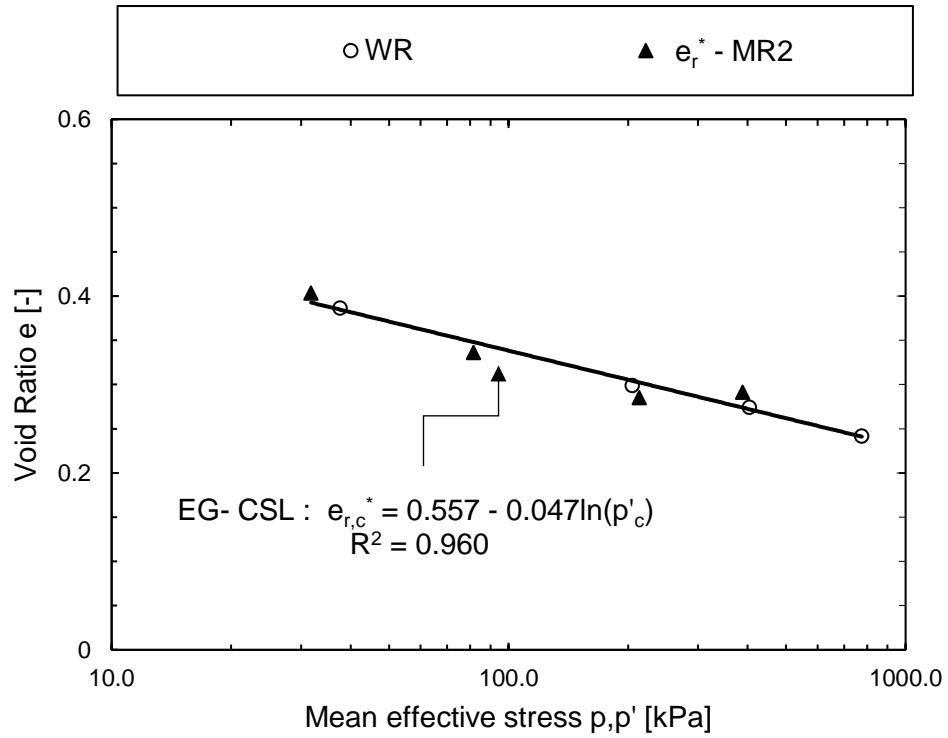


Gráfico 5-25: Relación de vacíos equivalente (e_r^*) versus esfuerzo medio efectivo (p') para mezcla MR2. Condición estado crítico y EG-CSL

CAPÍTULO 6: Conclusiones y Trabajos futuros

6.1 Resumen y Conclusiones

La co-disposición de relaves y estériles mineros ha sido postulada como una alternativa atractiva frente a los métodos convencionales de manejo y almacenamiento de residuos mineros (Wilson et al., 2003; Wickland et al., 2006). Para respaldar el desarrollo de esta estrategia de disposición y almacenamiento de residuos mineros, es sumamente relevante avanzar en la comprensión de la respuesta geomecánica de mezclas de estériles y relaves. En este contexto, en este trabajo se han presentado los resultados de un estudio experimental ejecutado sobre mezclas de estériles y relaves mineros, el cual se basa en pruebas triaxiales en condiciones drenadas y no drenadas.

Este estudio ha abordado variables relevantes y que podrían dominar la respuesta y el comportamiento geomecánico de mezclas de estériles y relaves, tales como: razón de mezcla, presión de confinamiento, compactación inicial y granulometría del estéril de mina. Cabe destacar que, también se han ejecutado pruebas sobre los materiales de estéril y relaves de forma individual, esto con el fin de establecer una línea base comparativa. Los resultados han sido presentados en términos de comportamiento y resistencia al corte, trayectoria de tensiones y análisis de estado crítico.

A partir de los resultados del estudio experimental desarrollado, es posible establecer las siguientes conclusiones:

- Las mezclas MR4 y MR2 exhiben inicialmente una respuesta de corte contractiva con una posterior tendencia dilatante, asociada a un comportamiento tipo strain-hardening. Este comportamiento contractivo disminuye ante un aumento en la presión de confinamiento y la compactación de las muestras. Estas observaciones indican que, en las condiciones de esfuerzos y compactación estudiadas, es poco probable que las mezclas experimenten una falla de flujo ante cargas monótonas (i.e. licuefacción estática). Esta última observación es relevante, pues contrasta con la pérdida de resistencia y el comportamiento strain-softening que experimenta el relave en las pruebas ejecutadas.

- Para las razones de mezcla estudiadas ($R=2$ y 4), las mezclas muestran un comportamiento geomecánico similar al del estéril de mina, lo cual está asociado a una predominancia del estéril de mina en la matriz resistente del material. Esta observación concuerda con lo expuesto por autores como Khalili & Wijewickreme, 2010; Hamade & Bareither, 2018 y Jehring & Bareither, 2016). Adicionalmente, se observó que una granulometría más gruesa y uniforme del estéril de mina WR^* (reducción de la fracción con tamaño inferior a 1mm) genera una respuesta dilatante y mayor resistencia en el estéril de mina, lo que se refleja consecuentemente en las mezclas preparadas con este ($MR4^*$)
- En términos de parámetros resistentes, ambas mezclas poseen un ángulo de fricción superior al que exhibe el relave ($\phi'_t = 35.5^\circ$). La mezcla $MR4$ posee un ángulo de fricción $\phi'_t = 38.1^\circ$ y superior al de $MR2$ ($\phi'_t = 36.9^\circ$), lo cual se atribuye a una participación mayor del relave en la matriz resistente de $MR2$. El ángulo de fricción secante ϕ'_{sc} de las mezclas $MR4$ y $MR2$ exhibe un aumento con la presión de confinamiento, lo cual estaría vinculado con un mayor contacto y trabazón entre las partículas gruesas del estéril de mina al interior de las mezclas, producto de una consolidación a presiones mayores, una matriz resistente más densa y un mecanismo favorable de interacción entre partículas del relave y estéril.
- Se observa que el esfuerzo desviador alcanzado por las mezclas en los ensayos CID es notablemente superior que los desarrollados en los ensayos CIU. Estos resultados están ligados al comportamiento contractivo que muestran las mezclas en ensayos no drenados, el cual ha sido heredado principalmente desde el estéril de mina. Cabe destacar que, bajo ciertas condiciones de carga y saturación, las mezclas podrían tener una mayor tendencia a experimentar un comportamiento no drenado, pues poseen una baja permeabilidad y un alto contenido de agua producto de las características propias del relave. En este sentido, para anticipar el comportamiento de las mezclas, es relevante poner atención no solo en la respuesta drenada del estéril de mina, sino también en su respuesta en condiciones no drenadas.
- Se ha determinado la línea de estado crítico para las mezclas $MR4$ y $MR2$, mediante la relación de vacíos global final (e_g) de cada una de las pruebas. Las condiciones iniciales de todos los ensayos ejecutados se encuentran por encima pero relativamente cercanos a la CSL, lo cual se vincula con el comportamiento contractivo-dilatante exhibido. En los ensayos no drenados ejecutados, se observa que tanto $\Delta\sigma_{max}/\sigma'_c$ y ϕ'_{sc} disminuyen cuando aumenta el parámetro de estado (ψ_0), siendo posible ajustar regresiones con una buena correlación ($R^2 > 0.80$).
- Se realizó una evaluación entre las líneas de estado crítico del estéril de mina y de las mezclas para determinar si es posible utilizar la CSL del estéril de mina para representar las condiciones en estado crítico de las mezclas. Mediante una optimización, se calculó una *relación de vacíos equivalente de la fracción de estéril de mina en las mezclas* (e_r^*) para

generar una CSL equivalente para las mezclas basada en e_r^* (EG-CSL), la cual se alinea con la CSL del estéril de mina. Los resultados indican que, desde el punto de vista puramente matemático, es posible relacionar la CSL de las mezclas con la CSL del estéril de mina, mediante el cálculo de e_r^* . Sin embargo, existe una inconsistencia en este resultado, asociado al parámetro b utilizado en el cálculo de e_r^* , pues se ha determinado (mediante un back análisis) un valor de b superior a 1, lo cual no posee un significado físico de acuerdo con la teoría de mezclas y su respectiva formulación (Thevanayagam et al., 2002; Yang et al., 2006, Rahmann et al., 2008).

6.2 Trabajos futuros

En estudio se ha ejecutado un plan experimental sobre mezclas de estériles y relaves, el cual ha sido un primer paso para comprender la respuesta de las mezclas ante cargas monótonas drenadas y no drenadas. Los hallazgos y resultados de este trabajo han establecido una base en esta línea investigativa, sin embargo, existen aspectos que no han sido abordados pero que resultan relevantes en el estudio de mezclas de relaves y estériles mineros. A continuación, se presentan algunos de los trabajos o desafíos futuros:

- El estudio sobre mezclas de residuos mineros tiene una limitante asociada al gran tamaño de partículas que poseen los estériles mineros (incluso superior 1m), lo cual contrasta con el reducido tamaño de muestras que son ensayadas en laboratorio. En este sentido, es necesario avanzar en la caracterización adecuada de materiales granulares gruesos, validar el uso de curvas homotéticas y/o aumentar el tamaño de las probetas ensayadas.
- En este estudio se han considerado mezclas que poseen una mayor proporción del estéril de mina en su composición. Por lo tanto, es necesario aumentar el espectro de razones de mezcla estudiadas, incluyendo mezclas que posean una predominancia del relave en su composición.
- Determinar la respuesta de mezclas ante cargas cíclicas es relevante para caracterizar la respuesta ante demandas sísmicas, las cuales pueden dominar el diseño y la estabilidad de depósitos emplazados en zonas con una actividad sísmica elevada.
- En este estudio se han establecido conclusiones con respecto a la presión de confinamiento y su relevancia en la respuesta de las mezclas, sin embargo, es necesario aumentar este rango de presiones e incluir una cuantificación de aspectos como la rotura de partículas
- Una alternativa relevante en términos de co-disposición de residuos, es la de considerar la mezcla de estériles mineros con relaves filtrados. En esta línea, resulta de interés ejecutar ensayos en condiciones de saturación parcial y evaluar el efecto de la succión matricial en la respuesta de mezclas.

- En términos generales, un aspecto que resulta crucial para el desarrollo la co-disposición de residuos mineros, es el impulso de tecnologías de mezclado a gran escala. El desarrollo de estas tecnologías en conjunto con una completa caracterización en base a ensayos de campo y laboratorio, permitirán que la co-disposición pueda competir técnica y económicamente frente a los métodos tradicionales de manejo y almacenamiento de residuos mineros.

CAPÍTULO 7: Referencias

- Alarcon-Guzman, A., Leonards, G., and Chameau, J.L. 1988. Undrained monotonic and cyclic strength of sands. *Journal of Geotechnical Engineering*, 114(10): 1089–1109.
- Bard, E., Anabalón, M., & Campaña, J. (2011). Waste Rock Behavior at High Pressures: Dimensioning High Waste Rock Dumps. In P.-Y. Hicher, *Multiscale Geomechanics: From Soil to Engineering Projects*. Nantes, France: John Wiley & Sons.
- Been, K., & Jefferies, M. G. (1985). Discussion: A state parameter for sands. *Géotechnique*, 36(1), 123–132.
- Been, K., Jefferies, M., & Hachey, J. (1991). The critical state of sands. *Geotechnique*, 41(3), 365–381.
- Been, K., Jefferies, M. (2016). *Soil Liquefaction: A Critical State Approach*, 2nd edition. CRC Press, Taylor & Francis, Boca Raton, FL, USA, 2016, ISBN 978-1-4822-1368-3.
- Blight, Geoffrey. (2011). *Mine Waste: A Brief Overview of Origins, Quantities, and Methods of Storage*. 10.1016/B978-0-12-381475-3.10005-1.
- Bobei, D.C., Lo, S.R., Wanatowski, D., Gnanendran, C.T., Rahman, M.M. (2009). Modified state parameter for characterizing static liquefaction of sand with fines. *Canadian Geotechnical Journal*, 46(3), 281-295.
- Bowker, L.N., Chambers, D.M., (2015). *The Risks, Public Liability and Economics of Tailings Storage Facility Failures*. University of Maine Press, pp. 1–55.
- Broughton, L. and Robertson, A., (1992). *Acid Rock Drainage From Mines: Where We Are Now*. IMM Minerals, Metals and Environment Conference, Manchester, U.K.
- Carneiro, Aida & Fourie, Andy. (2018). A conceptual cost comparison of alternative tailings disposal strategies in Western Australia. 10.36487/ACG_rep/1805_36_Carneiro.
- Carvajal, M., Pastén, C., Campos, F., Ihle, C., Comte, D., & Campaña, J. (2018). Avances en la definición de un índice de estabilidad física para depósitos de relaves. X Congreso Sochige.
- Casagrande, A. (1936). Characteristics of cohesionless soils affecting the stability of earth fills. *Journal of Boston Society of Civil Engineers*, 23, 257-276.
- Casagrande, A. (1975) Liquefaction and cyclic deformation of sands: A critical review. In *Proceedings of the Fifth Pan-American Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Buenos Aires, Argentina, Vol. 5, pp. 79–133.

- Castro, G. (1969). Liquefaction of sands. Harvard Soil Mechanics Series, No. 81.
- Consejo Minero. (2021). Minería en números.
- Córdova, Camilo, Ochoa, Felipe, Verdugo, Ramón, Olguín, Roberto, Bravo, Miguel, & Mercado, Vicente. (2019). Comportamiento isotrópico a altas presiones de arenas de relave con finos no plásticos. Obras y proyectos, (26), 17-2
- Dold, B, (2003). Aguas ácidas: formación, predicción, control y prevención. Revista MINERIA N° 309.
- European Commission. (2009). Management of tailings and waste-rock in mining activities. In Reference Documents on Best Available Techniques (pp. 1–414).
- Franks, Daniel & Stringer, Martin & Torres-Cruz, Luis Alberto & Baker, Elaine & Valenta, Rick & Thygesen, Kristina & Matthews, Adam & Howchin, John & Barrie, Stephen. (2021). Tailings facility disclosures reveal stability risks. Scientific Reports. 11. 10.1038/s41598-021-84897-0.
- Gowan, M, Lee, M & Williams, DJ (2010), Co-disposal techniques that may mitigate risks associated with storage and management of potentially acid generating wastes. Mine Waste 2010: Proceedings of the First International Seminar on the Reduction of Risk in the Management of Tailings and Mine Waste, Australian Centre for Geomechanics, Perth, pp. 389-404.
- Hamade MM, Bareither CA (2018) Consolidated undrained shear behavior of synthetic waste rock and synthetic tailings mixtures. Geotech Test J 42(5):1207–1232
- Jehring, M.M., Bareither, C.A. (2016). Tailings composition effects on shear strength behavior of co-mixed mine waste rock and tailings. Acta Geotechnica, 1-20.
- Khalili A, Wijewickreme D, Wilson W (2010) Mechanical response of highly gap-graded mixtures of waste rock and tailings. Part I: monotonic shear response. Can Geotech J 47(5):552–565
- Leduc, M., Backens, M., and Smith, M.E. 2004. Tailings co-disposal at the Esquel Gold Mine Patagonia, Argentina. In Proceedings of the SME Annual Meeting, Denver, Colo., 23–25 February 2004. Society for Mining, Metallurgy and Exploration, Littleton, Colo. pp. 1–5.
- Lambe, T.W. and Whitman, R.V. (1969). Soil Mechanics. John Wiley & Sons, Inc. New York.
- Leps, T. (1970). “Review of shearing strength of rockfill,” Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 96, No 4, pp. 1159-1170.

-
- Lowe, J. (1964). Shear strength of coarse embankment dam materials. 8th International Congress on Large Dams, Edinburgh, UK. vol.3, 745-761.
 - Marsal, R. (1980). "Contribución a la mecánica de medios granulares", Comisión Federal de Electricidad, México, D.F., 253 p.
 - Morris, P.H., and Williams, D.J. (1997). Results of field trials of codisposal of coarse and fine coal wastes. Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy, 106(Sect. A): A38–A41.
 - Ni, Q., Tan, T. S., Dasari, G. R., Hight, D. W. (2004). Contribution of fines to the compressive strength of mixed soils. Géotechnique, 54(9), 561-569.
 - Poulos, J. (1981). The steady state of deformation. Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 107(GT5), 553- 562.
 - Rahman, M. M., Lo, S. R., Gnanendran, C. T. (2008). On equivalent granular void ratio and steady-state behavior of loose sand with fines. Canadian Geotechnical Journal, 45(10), 1439-1456.
 - Roscoe, K. Shofield, A.S., Wroth, C.P. (1958). On the yielding of soils. Geotechnique, 8(1), 22-53.
 - Santamarina, J. C., Torres-Cruz, L. A. & Bachus, R. C (2019). Why coal ash and tailings dam disasters occur. Science 364(6440), 526–528.
 - Thevanayagam S (1998).Effect of fine and confining stress on undrained shear strength of silty sands. J Geotech Geoenviron Eng 124(6):479–491.
 - Thevanayagam, S., Shenthan, T., Mohan, S., Liang, J. (2002). Undrained fragility of clean sands, silty sands, and sandy silts, Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 128(10), 849-859.
 - Thevanayagam, S. (2007). Intergrain contact density indices for granular mixes I - Framework, Journal of Earthquake Engineering and Engineering Vibrations, 6(2), 123-134.
 - Vaid, Y.P., Chung, E.K.F., and Kuerbis, R.H. (1990). Stress path and steady state. Canadian Geotechnical Journal, 27: 1–7.
 - Valenzuela, L., 2004, Stability issues in natural and man-made slopes in mining. International Conference on Landslides. Brazil.
 - Valenzuela, L., Bard E. Campaña, J. & Anabalón Ma. E (2008). High Waste Rock Dumps - Challenges and Developments. Rock Dumps 2008, Perth, Australia. pp. 65-78.
 - Verdugo, R. (1992). The critical state of sands: Discussion. Géotechnique, 42(4), 655–663.

- Verdugo, R., and Ishihara, K. (1996). The steady state of sandy soils. *Soils and Foundations*, 36(2): 81–91.
- Villavicencio, G., Espinace, R., Palma, J., Fourie, A. & Valenzuela, P. (2014). Failures of sand tailings dams in a highly seismic country. *Can. Geotech. J.* 51, No. 4, 449–464.
- Wickland BE, Wilson GW (2005) Self-weight consolidation of mixtures of mine waste rock and tailings. *Can Geotech J* 42(2):327–339.
- Wickland, B.E., Wilson, G.W., Wijewickreme, D., and Klein, B. (2006). Design and evaluation of mixtures of mine waste rock and tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 43(9): 928–945. doi:10.1139/T06-058.
- Wickland BE, Wilson GW, Wijewickreme D (2010) Hydraulic conductivity and consolidation response of mixtures of mine waste rock and tailings. *Can Geotech J* 47(4):472–485.
- Wijewickreme, D., Khalili, A., and Wilson, G.W. (2010). Mechanical response of mixtures of highly gap-graded mixtures of waste rock and tailings. Part II: Cyclic shear response. *Canadian Geotechnical Journal*, 47(5): 566–582. doi:10.1139/T09-122.
- Williams, D.J., Gowan, M., and Keefer, P. (1995). Practical co-disposal deposition. In *Proceedings of the 7th Australian Coal Preparation Conference*, Mudgee, NewSouth Wales, Australia, 9–15 September 1995. pp. 371–383.
- Williams, D.J., Wilson, G.W., and Panidis, C. (2003). Waste rock and tailings mixtures as a possible seal for potentially acid forming waste rock. In *Proceedings of the 6th International Conference on Acid Rock Drainage*, Cairns, Queensland, Australia, 12–18 July 2003. Australasian Institute of Mining and Metallurgy, Carlton South, Australia. pp. 427–436.
- Wilson, G.W. (2001). Co-disposal of tailings and waste rock. *Geotechnical News*, J19(2): 44–49.
- Wilson, G.W., Plewes, H.D., Williams, D., and Robertson, J. (2003). Concepts for co-mixing of tailings and waste rock. In *Proceedings of the 6th International Conference on Acid Rock Drainage*, Cairns, Queensland, Australia, 12–18 July 2003. Australasian Institute of Mining and Metallurgy, Carlton South, Australia. pp. 437–444.
- Yoshimine, M., and Ishihara, K. (1998). Flow potential of sand during liquefaction. *Soils and Foundations*, 38(3): 189–198.
- Zuo, L., & Baudet, B. A. (2015). Determination of the transitional fines content of sand-non plastic fines mixtures. *Soils and Foundations*, 55(1), 213-219.

