



UNIVERSIDAD TECNICA FEDERICO SANTA MARIA

DEPARTAMENTO DE OBRAS CIVILES

**EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO
GEOMECÁNICO DE MEZCLAS DE ESTÉRIL Y
RELAVES MINEROS MEDIANTE
CARACTERIZACIÓN GEOTÉCNICA DE
LABORATORIO**

Nicolás Esteban Bustamante Tapia

Ingeniero Civil
Magíster en Ciencias de la Ingeniería Civil

Agosto de 2026



CONSTANCIA DE VALIDACIÓN Y CONFIDENCIALIDAD DE MONOGRAFÍA A REPOSITORIO ACADÉMICO

1.- IDENTIFICACIÓN DEL TRABAJO ACADÉMICO

Tipo de monografía (marcar una opción): ☐ Memoria o trabajo de título ☒ Tesis de Postgrado

Título del trabajo: EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO GEOMECÁNICO DE MEZCLAS DE ESTÉRIL Y RELAVES MINEROS MEDIANTE CARACTERIZACIÓN GEOTÉCNICA DE LABORATORIO

Nombre del candidato(a): Nicolás Esteban Bustamante Tapia

Carrera / Grado: Magister en ciencias de la ingeniería civil

Campus: Casa central

Departamento: Obras Civiles

2.- VALIDACIÓN DEL PROFESOR GUÍA/DIRECTOR DE TESIS

Yo, Gonzalo Hernan Suazo Fuentealba, en mi calidad de profesor(a) guía/director(a) del trabajo académico mencionado anteriormente **DEJO CONSTANCIA** que:

- He revisado esta versión del documento y corresponde a la versión final aprobada del trabajo.
- El trabajo cumple con los requisitos académicos y de formato establecidos por la institución.

3.- EVALUACIÓN DE CONFIDENCIALIDAD POR PROPIEDAD INDUSTRIAL (marcar una opción)

☒ El trabajo **NO contiene** información que amerite confidencialidad y puede ser publicado de inmediato en repositorio con acceso abierto.

☐ El trabajo **CONTIENE** información con potenciales implicancias de propiedad industrial o intelectual y requiere un periodo de confidencialidad (**embargo**) por (**marcar una opción**):

☐ 6 meses ☐ 12 meses ☐ 2 años ☐ 3 años ☐ 5 años ☐ 10 años

Fundamentación de la necesidad de confidencialidad (obligatorio si se solicita embargo):

4.- FIRMAS

Profesor(a) guía o director(a) de memoria o tesis:

Fecha: 10/09/2026

Firma:

Estudiante o Candidato(a):

Fecha: 09/10/2026

Firma:

Este formulario debe ser insertado como página 2 de la memoria o tesis, completado y firmado por estudiante y profesor(a) antes de la entrega en portal PRISMA de Biblioteca USM.



UNIVERSIDAD TECNICA FEDERICO SANTA MARIA

DEPARTAMENTO DE OBRAS CIVILES

**EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO
GEOMECÁNICO DE MEZCLAS DE ESTÉRIL Y
RELAVES MINEROS MEDIANTE
CARACTERIZACIÓN GEOTÉCNICA DE
LABORATORIO**

Tesis de Grado y Memoria de Título presentada por

Nicolás Esteban Bustamante Tapia

como requisito parcial para optar al título de

Ingeniero Civil

y el grado de

Magíster en Ciencias de la Ingeniería Civil

Profesor Guía
Gonzalo Hernan Suazo Fuentealba

Agosto de 2026

TITULO DE LA TESIS:

**EVALUACIÓN DEL COMPORTAMIENTO GEOMECÁNICO DE
MEZCLAS DE ESTÉRIL Y RELAVES MINEROS MEDIANTE
CARACTERIZACIÓN GEOTÉCNICA DE LABORATORIO**

AUTOR:

NICOLAS ESTEBAN BUSTAMANTE TAPIA

TRABAJO DE TESIS, presentado en cumplimiento parcial de los requisitos para el **Grado de Magíster en Ciencias de la Ingeniería Civil** de la Universidad Técnica Federico Santa María.

Nombre Prof. Guía

Nombre Miembro 1 Comisión

Nombre Miembro 2 Comisión

Valparaíso, Chile, Agosto de 2026

TABLA DE CONTENIDO

INTRODUCCION.....	8
OBJETIVOS.....	10
OBJETIVO PRINCIPAL	10
OBJETIVOS SECUNDARIOS.....	10
RESIDUOS MINEROS: GESTION Y DESAFIOS.....	12
Tipos de residuos mineros.....	14
Estéril de mina	14
Ripios de lixiviación	15
Relaves mineros.....	18
Desafíos transversales en la gestión de residuos mineros	20
BASES CONCEPTUALES DE DRENAJE ÁCIDO Y LICUEFACCIÓN POR FLUJO ...	23
Drenaje ácido de roca como motivación ambiental del commingling.....	23
Definición y ocurrencia del drenaje ácido de roca.....	24
Desarrollo y migración del drenaje ácido en botaderos de estériles.....	26
Inestabilidad física, respuesta contractiva y licuefacción por flujo	28
Respuesta monotónica drenada y no drenada	28
Estado crítico, relación de vacíos crítica y parámetro de estado	30
Contractividad, presión de poros y reducción de confinamiento efectivo.....	32
Licuefacción por flujo.....	34
COMMINGLING COMO ESTRATEGIA INTEGRADA DE DISPOSICIÓN.....	35
Necesidad de estrategias integradas de disposición	35

Concepto de commingling y GeoStable Tailings	36
Implementación operacional del commingling	38
Mecanismos esperados de mejora	39
Limitaciones y necesidad de definir una razón de mezcla	40
TEORÍA DE MEZCLAS	43
Fundamento de la teoría de mezclas	43
Definición de razón de mezcla (R).....	44
Regímenes estructurales de la mezcla	45
Estimación volumétrica del punto de llenado justo	46
Densidad seca e índice de vacíos de la mezcla	49
Influencia de la relación de tamaños y del método de depositación	51
Implicancias estructurales de la razón de mezcla.....	52
COMPORTAMIENTO GEOMECÁNICO DE MEZCLAS	55
Resistencia al corte drenada y no drenada	55
Compresibilidad	58
Conductividad Hidráulica	60
DEFINICION DEL PROGRAMA EXPERIMENTAL	64
Introducción	64
Caracterización básica de materiales.....	66
Definición y validación de razones de mezcla	67
Ensayos de comportamiento hidromecánico.....	70

Especificaciones de ensayo triaxial de 150X300 mm	71
Especificaciones de ensayo de consolidación unidimensional de 305 mm	74
Lineamientos generales de confección de probetas	77
Programa de ensayos triaxiales	78
Programa de ensayos de consolidación unidimensional	79
Programa de ensayos de conductividad hidráulica	80
Consideraciones Experimentales En El estudio De Mezclas Estéril Relave	81
Fenómeno De Penetración De Membrana	82
Fenómeno De Rotura De Partículas.....	84
RESULTADOS DEL PROGRAMA EXPERIMENTAL	89
Caracterización de materiales puros.....	89
Diseño y validación de mezclas	92
Corrección por penetración de membrana	97
Determinación de las relaciones de vacíos	99
Resistencia Al Corte	101
Definición de variables y criterios de interpretación	101
Relación de Mohr–Coulomb en el plano $p' - q$	102
Presentación de los resultados triaxiales.....	103
Estéril de mina, WR.....	104
Arena de relave cicloneada, T.....	107

Mezcla R = 4.....	109
Mezcla R = 3.....	111
Mezcla R = 2.....	113
Análisis Comparativo del Comportamiento Resistente	116
Compresibilidad Unidimensional.....	122
Deformación edometrica.....	122
Indice de compresibilidad de los materiales	123
Rotura de partículas	125
Compresibilidad Isotrópica	128
Conductividad Hidráulica	130
ANALISIS GLOBAL DE RESULTADOS	132
Estudios utilizados para comparación	132
Resistencia al corte.....	135
Compresibilidad	136
Conductividad Hidráulica	138
Segregación fracción fina.....	141
Modelo conceptual de botaderos commingling	142
CONCLUSIONES.....	146
BIBLIOGRAFIA	152

INTRODUCCION

El manejo y almacenamiento de residuos mineros constituye uno de los principales desafíos de la minería moderna, debido a los elevados volúmenes generados y a la necesidad de asegurar la estabilidad física y el desempeño ambiental de las instalaciones durante su operación, cierre y postcierre. Entre los residuos de mayor relevancia se encuentran los relaves y los estériles de mina, los cuales presentan propiedades granulométricas, hidráulicas y mecánicas contrastantes y tradicionalmente se disponen en instalaciones independientes (Rico et al., 2008; International Council on Mining and Metals et al., 2020).

Dentro de las alternativas de disposición integrada se encuentra el commingling, basado en la mezcla controlada de relaves con materiales granulares gruesos, como estériles de mina. Su fundamento consiste en aprovechar la capacidad de la fracción fina para ocupar los vacíos del esqueleto grueso y, simultáneamente, mantener una red de contactos entre partículas de roca capaz de transmitir esfuerzos. La estructura resultante depende de la razón de mezcla, la granulometría y densidad de los componentes, el contenido de agua y el método de preparación o depositación (Wickland et al., 2006; Khalili et al., 2010; Burden & Wilson, 2023).

Una condición de especial interés corresponde al punto de llenado justo o just-filled point, en el cual la fracción fina ocupa aproximadamente los vacíos disponibles en el esqueleto granular grueso. Esta condición puede asociarse a una elevada eficiencia de empaquetamiento y a transiciones en la compresibilidad, la conductividad hidráulica y la respuesta mecánica. Sin embargo, la razón correspondiente no es universal, sino específica de cada combinación de materiales y de su condición de preparación. Del mismo modo, la cercanía al punto de llenado justo no implica necesariamente un máximo simultáneo de todas las propiedades; por ejemplo, la resistencia friccional puede continuar evolucionando hacia la respuesta del material grueso.

La literatura disponible ha documentado el comportamiento de mezclas relave-roca mediante ensayos de resistencia, consolidación y conductividad hidráulica. No obstante, persisten brechas relacionadas con su respuesta bajo altos niveles de confinamiento, la

interpretación conjunta de propiedades mecánicas e hidráulicas y la estabilidad de una distribución inicialmente homogénea frente a saturación y flujo. Estos aspectos son relevantes para evaluar la aplicabilidad del commingling a depósitos de gran escala y para reconocer las limitaciones de extrapolar resultados obtenidos para un sistema de materiales a otro.

En este contexto, la presente investigación evalúa experimentalmente un único sistema compuesto por estéril de mina (WR) y arena de relave cicloneado (T), provenientes de una operación minera ubicada en Perú. Las mezclas MR2, MR3 y MR4 se confeccionaron exclusivamente con WR y T, siendo T una arena cicloneada con aproximadamente 20 % de finos. Adicionalmente, se recibió un relave integral que se utilizó como material de referencia en parte del programa; por tanto, sus resultados no deben interpretarse como el extremo $R = 0$ de la misma trayectoria composicional de las mezclas WR–T.

El programa incluye caracterización geotécnica, ensayos triaxiales CID y CIU de gran escala, consolidación unidimensional hasta 2 400 kPa, consolidación isotrópica y ensayos de conductividad hidráulica y retención de agua. La caracterización no incluye mineralogía, ensayos geoquímicos ni mediciones de transporte de oxígeno. En consecuencia, el drenaje ácido de roca se incorpora como motivación ambiental y se aborda únicamente de manera indirecta, mediante la evaluación de propiedades hidrogeotécnicas que podrían influir en el flujo de agua y el transporte advectivo de solutos.

La contribución principal de esta tesis consiste en integrar, para el sistema WR–T estudiado, la estimación volumétrica del punto de llenado justo con la respuesta resistente, compresible e hidráulica medida experimentalmente. Entre los aportes específicos se encuentran la ejecución de ensayos de gran escala bajo confinamientos elevados, la consideración de la penetración de membrana en la interpretación triaxial, la evaluación de la resistencia no drenada normalizada en función de la razón de mezcla y la observación de migración de finos bajo saturación y flujo. Los resultados se interpretan como un estudio de caso y permiten identificar tendencias y limitaciones relevantes para el diseño y la evaluación experimental de mezclas tipo commingling.

OBJETIVOS

OBJETIVO PRINCIPAL

- Evaluar experimentalmente la influencia de la razón de mezcla sobre el comportamiento hidrogeomecánico de mezclas de estéril y relave, considerando configuraciones cercanas y superiores a la condición teórica de llenado justo.

OBJETIVOS SECUNDARIOS

- Caracterizar geotécnicamente los materiales constituyentes y las mezclas evaluadas mediante propiedades índice, distribución granulométrica, gravedad específica, densidades máx / min y relaciones volumétricas, estableciendo configuraciones representativas para razones de mezcla $R = 2$, $R = 3$ y $R = 4$.
- Estimar la razón de mezcla asociada a la condición teórica de llenado justo mediante relaciones de fase y teoría de mezclas, y analizar la consistencia de esta estimación con la densidad, relación de vacíos y respuesta hidrogeomecánica de las configuraciones ensayadas.
- Cuantificar la influencia de la razón de mezcla sobre la resistencia al corte y la respuesta tenso-deformacional bajo condiciones drenadas y no drenadas, considerando la evolución del esfuerzo desviador, las trayectorias de esfuerzos efectivos, la generación de presión de poros, la deformación volumétrica y la tendencia contractiva o dilatante de los materiales.
- Evaluar el efecto de la razón de mezcla y del nivel de esfuerzo sobre la compresibilidad de los materiales mediante ensayos de consolidación unidimensional e isotrópica, analizando la evolución de la deformación, la relación de vacíos y la rigidez con el confinamiento.
- Evaluar la influencia de la razón de mezcla sobre la conductividad hidráulica saturada y las propiedades de retención de agua, relacionando la respuesta hidráulica con la estructura de vacíos, el contenido de finos y la proximidad a la condición teórica de llenado justo.

- Integrar los resultados mecánicos, compresibles e hidráulicos para identificar las principales transiciones de comportamiento dentro del intervalo de razones de mezcla estudiado considerando la estabilidad interna/migración de finos y comparar las tendencias obtenidas con antecedentes experimentales reportados para mezclas de estéril y relaves.

RESIDUOS MINEROS: GESTION Y DESAFIOS

La industria minera constituye una de las principales generadoras de residuos sólidos tanto a nivel nacional como global. Durante las etapas de extracción y procesamiento del mineral de interés económico se producen grandes volúmenes de materiales sin valor comercial, entre los que destacan los relaves y los estériles de mina, que deben gestionarse de manera segura, eficiente y sustentable a lo largo de todo el ciclo de vida de la operación minera. En muchos casos, el volumen de residuos generados supera ampliamente la cantidad de mineral económicamente recuperable, lo que convierte su disposición y almacenamiento en uno de los principales desafíos de la minería moderna.

La adecuada gestión de estos residuos representa un desafío técnico, ambiental y social de primer orden, ya que las estructuras de almacenamiento deben garantizar estabilidad física y química en el largo plazo, minimizando riesgos asociados a fallas geotécnicas, infiltraciones, generación de drenaje ácido, emisiones de material particulado y afectación de recursos hídricos y ecosistemas circundantes. Eventos históricos asociados a fallas de depósitos de relaves han reforzado la necesidad de avanzar hacia diseños más robustos, sistemas de monitoreo más avanzados y estrategias de disposición que reduzcan el riesgo y mejoren el desempeño ambiental de estas estructuras. En este contexto, estándares internacionales como el *Global Industry Standard on Tailings Management* (International Council on Mining and Metals et al., 2020) han promovido una visión integrada de la gestión de residuos mineros, basada en criterios de seguridad, gobernanza, sostenibilidad y reducción del riesgo durante todas las etapas de diseño, operación, cierre y post-cierre de los depósitos.

La Figura 1 presenta un esquema simplificado de una operación minera, incluyendo explotación a cielo abierto y minería subterránea. Para acceder al mineral de interés económico es necesario remover grandes volúmenes de roca desde el macizo rocoso, especialmente durante las etapas iniciales de explotación. Este material, denominado material de desmonte o estéril de mina, corresponde a roca sin contenido económico o con muy baja ley mineral, y generalmente es dispuesto en botaderos de estériles.

Dependiendo de las características geológicas del yacimiento, pueden coexistir zonas mineralizadas de óxidos y sulfuros de cobre, las cuales requieren distintos procesos metalúrgicos para la recuperación del mineral. Los minerales oxidados son comúnmente procesados mediante lixiviación ácida y electroobtención, generando residuos conocidos como ripios de lixiviación. Por su parte, los minerales sulfurados son procesados mediante flotación, produciendo relaves mineros compuestos principalmente por partículas finas mezcladas con agua de proceso, los cuales son transportados hidráulicamente hacia depósitos de relaves para su disposición final.

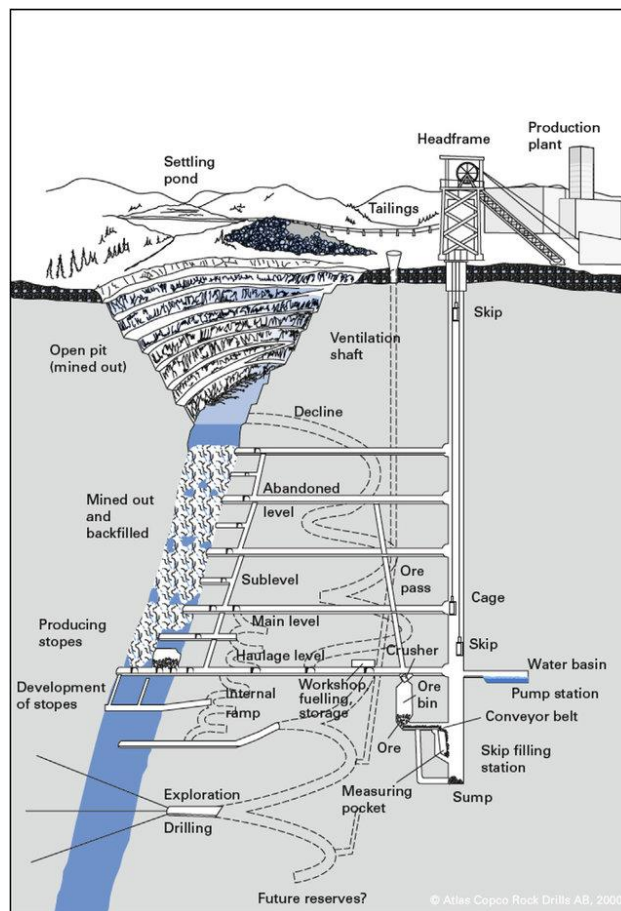


Figura 1: Esquema conceptual de explotación minera superficial y subterránea, procesamiento de mineral y generación de residuos mineros. Fuente: Rahimi et al. (2020).

En conjunto con los estériles de mina, estos materiales constituyen los principales residuos generados por la actividad minera. Cada uno presenta características físicas, químicas e hidráulicas particulares, las cuales condicionan su comportamiento geotécnico, los mecanismos de transporte y disposición, así como los riesgos asociados a su

almacenamiento y cierre. En consecuencia, el diseño, operación y cierre de las instalaciones de disposición de residuos mineros deben considerar aspectos relacionados con estabilidad física, infiltración, generación de drenaje ácido, control de aguas y desempeño ambiental de largo plazo.

Tipos de residuos mineros

Estéril de mina

El estéril de mina o lastre corresponde al material sin valor económico que debe removerse durante la explotación de un yacimiento minero para acceder al mineral de interés. Este material se origina principalmente durante las etapas de desarrollo y explotación tanto en minería a cielo abierto como subterránea, y está constituido por roca fragmentada mediante tronaduras, de granulometría predominantemente gruesa y con una mineralogía que, en general, presenta leyes insuficientes para justificar su procesamiento metalúrgico.

La Figura 2 muestra un ejemplo del proceso de extracción y transporte de estéril de mina en una operación subterránea, donde el material removido se carga y transporta fuera de las zonas de explotación para permitir el avance hacia sectores mineralizados de interés económico. Debido a los grandes volúmenes movilizados, este material es habitualmente transportado mediante equipos de alto tonelaje, correas transportadoras o sistemas mecanizados hacia botaderos especialmente diseñados para su disposición.

Desde un punto de vista geotécnico, el estéril de mina se caracteriza generalmente por presentar una alta resistencia al corte y elevada conductividad hidráulica, favoreciendo un comportamiento predominantemente drenado. Asimismo, suele exhibir baja compresibilidad inicial; sin embargo, bajo altos niveles de confinamiento, particularmente en depósitos de gran altura, puede producirse rotura y reacomodo de partículas, generando asentamientos progresivos asociados al incremento de esfuerzos internos (Bard et al., 2011; Lade et al., 1996). Estas características permiten el desarrollo de botaderos de gran escala, emplazados comúnmente sobre laderas naturales o mediante configuraciones en pila.

Las propiedades físicas e hidráulicas del estéril dependen directamente de la litología y mineralogía del macizo rocoso explotado, las cuales pueden variar significativamente según

el contexto geológico del yacimiento. En algunos casos, particularmente cuando el material contiene sulfuros residuales, el estéril puede presentar inestabilidad química al exponerse al oxígeno y al agua, dando origen al fenómeno conocido como drenaje ácido de roca (DAR). Este proceso ha sido ampliamente documentado debido a su potencial impacto sobre aguas superficiales y subterráneas, constituyendo uno de los principales desafíos ambientales asociados a la disposición de residuos mineros (Lottermoser, 2010).

Adicionalmente, los botaderos de estéril representan un desafío operacional, logístico y económico debido a los grandes volúmenes de material movilizado y a la necesidad de garantizar estabilidad física y control ambiental durante toda su vida útil. En consecuencia, estas estructuras deben diseñarse considerando criterios asociados a estabilidad global, drenaje superficial, control de erosión, manejo de infiltraciones y monitoreo geotécnico. En Chile, la norma NCh 248:2020 (Requisitos de Diseño, Construcción, Operación y Cierre) establece los principios técnicos orientados a asegurar la estabilidad física y química de estos depósitos, incluyendo aspectos relacionados con la gestión y control del drenaje ácido.



Figura 2: Extracción y transporte de estéril de mina durante una operación minera subterránea. Fuente: País Minero (2022).

Ripios de lixiviación

Los ripios de lixiviación corresponden al material residual generado durante los procesos hidrometalúrgicos utilizados principalmente para el tratamiento de minerales oxidados y mixtos de cobre. En este proceso, el mineral previamente chancado se dispone en pilas de

lixiviación, donde se irriga con soluciones de ácido sulfúrico que percolan a través del material disolviendo el cobre y otros metales de interés. La solución enriquecida es posteriormente recuperada y sometida a procesos de extracción por solventes y electroobtención para producir cobre metálico.

La Figura 3 muestra ejemplos de pilas de lixiviación permanentes y dinámicas. La Figura 3a corresponde a una pila permanente o estática (*dedicated pad*), donde el material permanece dispuesto en el depósito una vez finalizado el proceso de lixiviación, constituyendo una estructura de almacenamiento de largo plazo. Por otro lado, la Figura 3b muestra una pila dinámica (*reusable pad* u *on/off*), donde el mineral es continuamente apilado, regado, lixiviado y posteriormente removido, trasladando los rípios residuales hacia botaderos especialmente acondicionados para su disposición final. Este tipo de operación permite reutilizar continuamente la superficie de lixiviación, a diferencia de las pilas permanentes, donde el material tratado permanece almacenado de manera definitiva.

Desde el punto de vista granulométrico, los rípios corresponden generalmente a materiales gruesos tipo grava, con tamaños máximos típicos entre aproximadamente 19,1 a 25,4 mm, aunque su distribución granulométrica depende directamente de las características geológicas del mineral y del proceso de chancado aplicado. La granulometría resulta particularmente relevante, ya que controla la permeabilidad del material y, por consiguiente, la capacidad de infiltración y percolación de las soluciones ácidas durante el proceso de lixiviación. Materiales con exceso de finos pueden reducir significativamente la permeabilidad, favoreciendo acumulación de solución, colmatación y problemas de drenaje interno.

Una vez agotado el contenido económicamente recuperable, el material residual constituye un residuo sólido granular denominado rípio de lixiviación o *spent ore*, el cual aún puede contener humedad residual, sales y soluciones ácidas remanentes producto del proceso de lixiviación (Kossoff et al., 2014). Estos materiales se transportan normalmente mediante correas o sistemas mecanizados hacia botaderos de rípios diseñados para su disposición final.

Desde un punto de vista geotécnico, los ripios de lixiviación suelen presentar un comportamiento predominantemente drenado debido a su estructura granular gruesa y elevada permeabilidad. Sin embargo, sus propiedades pueden degradarse con el tiempo debido a procesos de alteración química, generación de finos y cementación superficial inducida por precipitación de sales. Asimismo, infiltraciones excesivas, deficiencias en los sistemas de drenaje o acumulación de solución pueden inducir incrementos locales de saturación, asentamientos y fallas de estabilidad física en pilas y botaderos.

El principal desafío asociado a estos residuos corresponde al control geoquímico y ambiental. La presencia de soluciones ácidas residuales y minerales sulfurados remanentes puede favorecer procesos de drenaje ácido y movilización de metales hacia aguas superficiales y subterráneas. Por esta razón, las pilas de lixiviación deben diseñarse incorporando sistemas de impermeabilización basal (*liner systems*), drenaje, recolección y conducción de soluciones, junto con medidas de monitoreo y control operacional permanentes.



Figura 3: Ejemplos de pilas de lixiviación utilizadas en minería del cobre: (a) pila permanente o estática (*dedicated pad*), y (b) pila dinámica (*reusable pad* o *on/off*). Adaptado de Melo (2018).

Adicionalmente, el desempeño geotécnico de pilas y botaderos depende fuertemente de parámetros como contenido de finos, humedad, permeabilidad, condiciones de fundación y geometría de apilamiento. Observaciones en terreno muestran que materiales con exceso de finos o humedad elevada pueden generar acumulación de solución, agrietamientos, asentamientos y deslizamientos locales, afectando la estabilidad operacional de los depósitos. En consecuencia, el diseño y operación de depósitos de lixiviación requiere un

control geotécnico continuo, considerando tanto la estabilidad física como la estabilidad geoquímica de largo plazo.

Relaves mineros

Los relaves mineros representan el residuo de mayor volumen generado por la minería metálica y constituyen uno de los principales desafíos geotécnicos y ambientales de la industria minera moderna. Estos residuos se originan tras los procesos de chancado, molienda y flotación, donde el mineral es reducido a tamaños finos para liberar las especies minerales de interés económico. El material descartado corresponde a una suspensión de partículas sólidas en agua, compuesta principalmente por partículas de tamaño limo y arena fina, generalmente cercanas a 0,075 mm, con elevados grados de saturación y baja densidad seca.

En Chile, la gran minería ha desarrollado históricamente depósitos de relaves hidráulicos conocidos como tranques de relaves, los cuales normalmente utilizan arenas cicloneadas provenientes del propio relave para conformar los muros de contención. Estas arenas presentan una granulometría relativamente gruesa y permeable, permitiendo un comportamiento predominantemente drenado y favoreciendo el control de presiones de poro dentro de la estructura. Por otro lado, las fracciones más finas del relave, comúnmente denominadas lamas, sedimentan hacia los sectores centrales de la cubeta junto con grandes cantidades de agua, formando materiales de muy baja permeabilidad, alta humedad y reducida resistencia al corte.

Desde un punto de vista geotécnico, los relaves finos pueden presentar un comportamiento complejo cuando se encuentran saturados y en estados relativamente sueltos. Bajo condiciones de carga no drenada, una tendencia contractiva puede generar presión de poros positiva, reducir los esfuerzos efectivos y producir pérdida de rigidez y resistencia, aumentando la susceptibilidad a fenómenos de licuefacción estática o inducida por solicitaciones sísmicas (Been & Jefferies, 2015; National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine, 2021; Verdugo & Ishihara, 1996). Estas características, junto con las consecuencias observadas en fallas históricas, como infiltraciones, drenajes contaminados y movilización de elementos químicos, tales como sulfatos, metales pesados

o arsénico convierten a los depósitos de relaves en infraestructuras críticas dentro de la ingeniería geotécnica minera (Rico et al., 2008).

El transporte de relaves se realiza habitualmente mediante sistemas hidráulicos hacia el depósito, donde el material se descarga por rebalse y sedimenta progresivamente dentro de la cubeta de depositación. Este proceso genera segregación granulométrica, donde las partículas más gruesas sedimentan cerca de los puntos de descarga mientras las fracciones finas migran hacia sectores centrales del depósito, formando lagunas de aguas claras que posteriormente son recirculadas hacia la planta concentradora para reutilización en el proceso minero.

La Figura 4 muestra un depósito de relaves correspondiente al tranque de Minera Las Cenizas, en Chile, el cual presentó una falla local asociada a escurrimientos superficiales durante eventos de lluvias intensas ocurridos en 2024. Este caso evidencia la relevancia de incorporar criterios de estabilidad física, manejo de aguas y resiliencia climática durante el diseño, operación y cierre de este tipo de instalaciones.



Figura 4: Depósito de relaves correspondiente al tranque de Minera Las Cenizas, Chile, el cual presentó una falla local asociada a escurrimientos superficiales durante eventos de lluvias intensas ocurridos en 2024. El caso evidencia la importancia del manejo de aguas y la estabilidad física en depósitos de relaves. Fuente: Alvarado (2024), Reuters.

A nivel internacional, uno de los casos más emblemáticos corresponde a la falla de la presa I de la mina Córrego do Feijão, en Brumadinho, Brasil, ocurrida en 2019. El evento generó un flujo catastrófico de relaves y fue atribuido a un mecanismo de licuefacción por flujo, desarrollado en materiales sueltos, saturados y de comportamiento frágil (Robertson et al., 2019). La magnitud de sus consecuencias humanas y ambientales impulsó una revisión internacional de las prácticas de gestión de depósitos de relaves y condujo posteriormente al desarrollo del *Global Industry Standard on Tailings Management* (UNEP, PRI & ICMM, 2020). Este estándar establece principios orientados a asegurar que los depósitos de relaves se diseñen, construyan, operen y cierren bajo criterios de gobernanza, desempeño técnico, monitoreo y participación de las partes interesadas, promoviendo el objetivo de cero daños a las personas y al medio ambiente durante todo el ciclo de vida de la instalación (International Council on Mining and Metals et al., 2020).

Adicionalmente a los tranques convencionales, existen otras tipologías de disposición de relaves utilizadas en minería, entre ellas los embalses de relaves, los cuales emplean muros contruados con materiales de empréstito en lugar de arenas cicloneadas; los depósitos de relaves espesados, donde el contenido de agua se reduce previo a la depositación; y los depósitos de relaves filtrados, donde el relave es desaguado mecánicamente hasta alcanzar estados parcialmente saturados. Estas tecnologías buscan reducir el consumo de agua y mejorar las condiciones de estabilidad física del depósito, aunque generalmente implican mayores requerimientos operacionales y costos de procesamiento.

Desafíos transversales en la gestión de residuos mineros

La gestión de residuos mineros constituye actualmente uno de los principales desafíos técnicos, ambientales y operacionales de la minería moderna. La disposición de estériles, rípios de lixiviación y relaves requiere garantizar condiciones de estabilidad física y química durante la operación, cierre y post-cierre de los depósitos, considerando simultáneamente aspectos geotécnicos, hidráulicos, geoquímicos y ambientales.

En el caso de los estériles de mina, uno de los principales desafíos corresponde a la generación de drenaje ácido de roca. Debido a su granulometría gruesa y elevada permeabilidad, los botaderos de estériles suelen presentar una red de vacíos interconectados

que permite el ingreso de oxígeno y la infiltración de agua. Si el material contiene minerales sulfurados reactivos, estas condiciones pueden favorecer procesos de oxidación, generación de acidez y movilización de sulfatos y metales disueltos. Por lo tanto, la estabilidad química de estos depósitos depende no solo de la mineralogía del material, sino también del grado de saturación, la conectividad de vacíos, el régimen de infiltración y la disponibilidad de oxígeno dentro del depósito.

Los ripios de lixiviación presentan problemáticas similares desde el punto de vista hidráulico y geoquímico, aunque asociadas a su origen operacional. Estos materiales pueden contener humedad residual, sales, soluciones ácidas remanentes y minerales parcialmente alterados, por lo que su disposición final requiere controlar la infiltración, el drenaje interno y la eventual migración de soluciones hacia el entorno. Al igual que en los botaderos de estériles, la elevada permeabilidad de estos materiales puede favorecer el transporte de soluciones, pero también puede aumentar la exposición del material al oxígeno y al agua, condicionando su desempeño ambiental de largo plazo.

Por otra parte, los relaves mineros presentan desafíos principalmente asociados a su alta saturación, baja permeabilidad y granulometría fina. Estas características pueden favorecer la acumulación y persistencia de presiones de poros, reducir la velocidad de consolidación y generar condiciones susceptibles a respuestas no drenadas bajo determinadas solicitaciones. En materiales finos, sueltos y contractivos, la carga rápida o la deformación bajo condiciones saturadas puede inducir generación de presión de poros positiva, reducción de esfuerzos efectivos y pérdida de resistencia, aumentando la susceptibilidad a fenómenos de inestabilidad física, incluyendo licuefacción por flujo.

En consecuencia, la disposición separada de residuos mineros presenta limitaciones relevantes. Los materiales gruesos, como estériles y ripios, suelen aportar resistencia, rigidez y drenaje, pero también pueden facilitar el ingreso de agua y oxígeno, favoreciendo procesos geoquímicos indeseados (Akcil y Koldas, 2006; Lottermoser, 2010). En cambio, los relaves finos pueden reducir la conectividad hidráulica y rellenar vacíos, pero bajo condiciones saturadas pueden presentar baja resistencia no drenada y comportamiento contractivo. Esta complementariedad entre residuos gruesos y finos sugiere que una

estrategia integrada de disposición podría permitir aprovechar las ventajas de cada material y reducir algunas de sus problemáticas individuales.

Bajo este enfoque, el *commingling* surge como una alternativa de disposición conjunta orientada a incorporar relaves finos dentro de los vacíos del esqueleto granular grueso. Esta incorporación puede disminuir la conectividad de los macroporos, reducir la conductividad hidráulica y modificar la capacidad de retención de agua y el grado de saturación del material. Mezclas de relaves, estéril y otros residuos mineros han sido estudiadas como materiales de cobertura o barrera debido a su capacidad para limitar la infiltración de agua y restringir parcialmente el ingreso de oxígeno hacia materiales potencialmente reactivos (Fines et al., 2003). Asimismo, la razón de mezcla controla el empaquetamiento y la respuesta hidrogeotécnica del material resultante, por lo que su selección puede modificar significativamente las condiciones físicas que gobiernan el flujo de agua y la conectividad de vacíos dentro del depósito (Burden & Wilson, 2023).

No obstante, estos antecedentes permiten plantear únicamente un efecto potencial sobre algunos de los mecanismos físicos asociados a la generación y migración del drenaje ácido de roca. Una menor conductividad hidráulica o una mayor retención de agua no demuestran, por sí solas, una disminución de la oxidación de sulfuros, debido a que este proceso también depende de la mineralogía, la capacidad de neutralización, la disponibilidad y el transporte de oxígeno, la temperatura, el pH y la actividad microbiológica. En la presente investigación no se realizaron análisis mineralógicos o geoquímicos, balances ácido-base, mediciones de pH, sulfatos o metales disueltos, ni ensayos de difusión o consumo de oxígeno. En consecuencia, el DAR se incorpora como una motivación ambiental y se aborda únicamente de manera indirecta mediante la evaluación de propiedades hidrogeotécnicas, sin pretender demostrar experimentalmente una reducción de su generación.

BASES CONCEPTUALES DE DRENAJE ÁCIDO Y LICUEFACCIÓN POR FLUJO

Los desafíos asociados a la disposición de residuos mineros evidencian que el desempeño de estas instalaciones se encuentra condicionado tanto por su estabilidad química como por su estabilidad física. En materiales que contienen minerales sulfurados, la generación y migración del drenaje ácido depende de la interacción entre la mineralogía, la disponibilidad de agua y oxígeno, y las condiciones de transporte dentro del medio poroso (Akcil & Koldas, 2006; Lottermoser, 2010). Por otra parte, en materiales saturados con tendencia contractiva, la generación de presión de poros y la consecuente reducción de los esfuerzos efectivos pueden favorecer mecanismos de pérdida de resistencia e inestabilidad no drenada (National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine, 2021). Por esta razón, antes de abordar el *commingling* como alternativa de disposición conjunta, resulta necesario revisar dos fenómenos relevantes: el drenaje ácido de roca, asociado principalmente a la estabilidad química de materiales sulfurados, y la licuefacción por flujo, vinculada a la estabilidad física de materiales saturados y contractivos.

Drenaje ácido de roca como motivación ambiental del *commingling*

El drenaje ácido de roca constituye una de las principales problemáticas ambientales asociadas a la disposición de estériles mineros que contienen minerales sulfurados potencialmente reactivos. En los botaderos convencionales, la granulometría gruesa y la presencia de vacíos interconectados pueden facilitar el ingreso de agua y aire al interior del depósito, generando condiciones favorables para la oxidación de los sulfuros y para el transporte de acidez, sulfatos y metales disueltos hacia el entorno (Akcil & Koldas, 2006; Lottermoser, 2010).

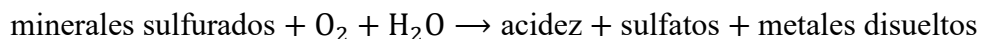
En este contexto, el *commingling* surge como una alternativa que puede modificar la estructura porosa del estéril mediante la incorporación de relaves finos dentro de los vacíos del esqueleto grueso. El relleno parcial o total de estos vacíos puede reducir la conectividad de los macroporos, disminuir la conductividad hidráulica y modificar la capacidad de retención de agua del material. Estas variaciones hidrogeotécnicas podrían contribuir a

limitar algunos de los procesos físicos involucrados en la generación y migración del drenaje ácido.

En la presente investigación, el drenaje ácido se incorpora como una motivación ambiental para estudiar el comportamiento hidráulico y no saturado de las mezclas. El fenómeno no se evalúa directamente mediante ensayos mineralógicos, geoquímicos o de transporte de oxígeno, cuyo alcance se precisa posteriormente en la definición del programa experimental.

Definición y ocurrencia del drenaje ácido de roca

El drenaje ácido de roca corresponde a un proceso geoquímico asociado principalmente a la oxidación de minerales sulfurados cuando estos quedan expuestos simultáneamente al oxígeno y al agua. De manera simplificada, este proceso puede representarse mediante la siguiente relación conceptual (Akcil & Koldas, 2006):



Durante este proceso, la oxidación de minerales sulfurados, como la pirita, puede generar sulfatos, hierro e iones hidrógeno, provocando una disminución del pH del agua de contacto. La acidez resultante puede favorecer, a su vez, la disolución y movilización de otros elementos presentes en la roca. En medios progresivamente acidificados, determinadas reacciones químicas y microbiológicas pueden acelerar la oxidación y aumentar la producción de acidez (Akcil & Koldas, 2006; Lottermoser, 2010).

La ocurrencia e intensidad del fenómeno dependen de la cantidad y reactividad de los minerales sulfurados, la capacidad de neutralización del material, la disponibilidad de agua y oxígeno, la temperatura, el pH, la actividad microbiológica y las condiciones de transporte dentro del medio poroso.

El drenaje ácido puede desarrollarse tanto de forma natural como asociado a actividades mineras. En condiciones naturales, procesos como la erosión, el fracturamiento, la infiltración, la escorrentía y el retroceso glaciar pueden dejar expuestas superficies mineralizadas que anteriormente permanecían aisladas del contacto con el aire y el agua. En

instalaciones mineras, la excavación, tronadura y disposición de materiales aumentan la superficie de exposición de las partículas y pueden facilitar el contacto entre los minerales sulfurados, el agua y el oxígeno.

Bajo estas condiciones, los productos de oxidación pueden incorporarse a cursos de agua superficiales o subterráneos, afectando potencialmente su calidad, así como los suelos y ecosistemas ubicados aguas abajo. La Figura 5 sintetiza la interacción entre los principales factores involucrados en la generación del drenaje ácido.

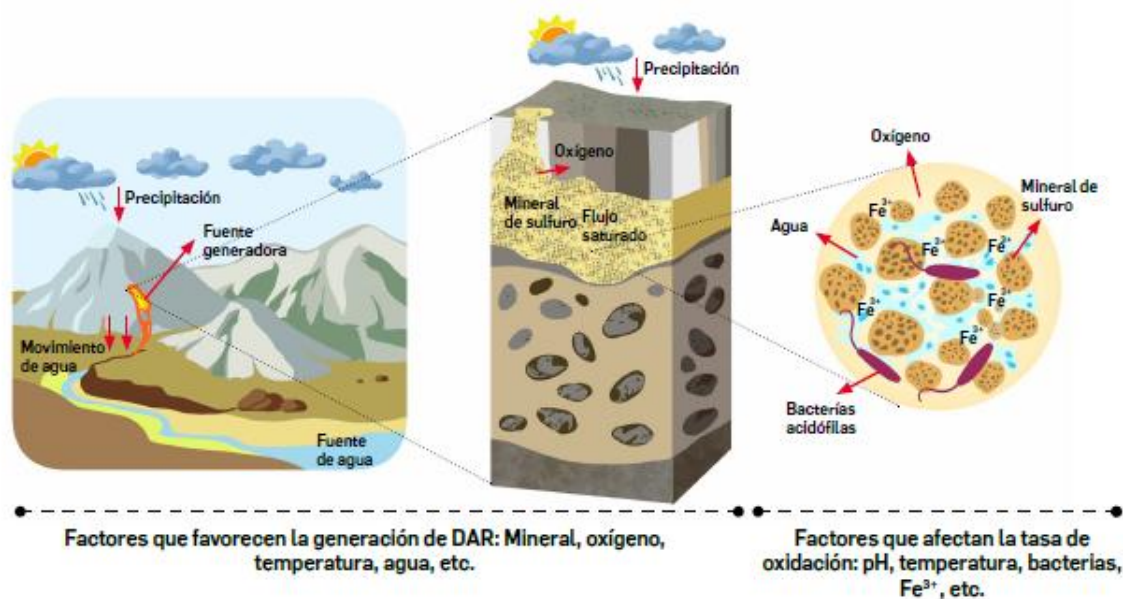


Figura 5: Principales factores involucrados en la generación de drenaje ácido de roca. El esquema muestra la interacción entre minerales sulfurados, oxígeno, agua, precipitación, temperatura, actividad microbiológica y hierro férrico, factores que influyen en la ocurrencia y velocidad del proceso. Adaptado de Montano et al. (2022).

Como se observa en la Figura 5, la sola presencia de minerales sulfurados no es suficiente para que se produzca drenaje ácido. El fenómeno requiere además disponibilidad de agua y oxígeno, junto con condiciones que permitan el contacto entre estos agentes y las superficies minerales reactivas.

Desde un punto de vista hidrogeotécnico, estas condiciones se relacionan con la estructura de vacíos, el grado de saturación y la conectividad de las fases líquida y gaseosa dentro del material. Una estructura abierta y con vacíos interconectados puede facilitar

simultáneamente la infiltración de agua y la circulación de aire, mientras que una matriz fina más continua puede modificar estos caminos de transporte.

Desarrollo y migración del drenaje ácido en botaderos de estériles

En los botaderos de estériles, el drenaje ácido puede desarrollarse como resultado de la interacción entre minerales sulfurados, infiltración de agua y disponibilidad de oxígeno dentro del depósito. Debido a la naturaleza fragmentada y predominantemente gruesa del estéril, estas instalaciones suelen presentar una estructura abierta, con vacíos interconectados que facilitan el ingreso de aire hacia la zona no saturada y la percolación de agua proveniente de precipitaciones, deshielo o escorrentía superficial.

El agua y el oxígeno se movilizan mediante mecanismos diferentes. El agua ingresa principalmente por infiltración y se desplaza por flujo a través del medio poroso. El oxígeno, en cambio, se transporta principalmente por difusión a través de los poros llenos de aire y, bajo determinadas condiciones, también por advección en la fase gaseosa.

Cuando el agua infiltrada entra en contacto con superficies minerales potencialmente reactivas en presencia de oxígeno, pueden generarse acidez, sulfatos y metales disueltos. Estos productos pueden desplazarse hacia sectores más profundos del botadero o hacia su base y, posteriormente, incorporarse a aguas superficiales o subterráneas. La Figura 6 representa conceptualmente los principales procesos hidrológicos que controlan el ingreso y movimiento del agua dentro de un botadero de estériles; la ocurrencia efectiva de drenaje ácido dependerá adicionalmente de la mineralogía, la capacidad de neutralización y la disponibilidad de oxígeno del material (Akcil & Koldas, 2006; Lottermoser, 2010).



Figura 6: Desarrollo y migración del drenaje ácido de roca en un botadero de estériles. Esquema conceptual de generación y transporte de drenaje ácido de roca en un botadero de estériles. La infiltración de agua proveniente de precipitación, nieve o escorrentía superficial ingresa al depósito y circula a través de la zona no saturada, donde existe disponibilidad de oxígeno para la oxidación de minerales sulfurados. Los productos de reacción, incluyendo acidez, sulfatos y metales disueltos, pueden ser transportados hacia la base del botadero y emerger como filtraciones o incorporarse a aguas superficiales y subterráneas. Fuente: Sernageomin.

En consecuencia, un botadero puede actuar simultáneamente como un medio de generación y transporte de drenaje ácido. Su evolución depende de la mineralogía, el régimen de infiltración, la estructura de vacíos, el grado de saturación, la disponibilidad de oxígeno, la temperatura y la actividad microbiológica (Akcil & Koldas, 2006).

La estructura hidrogeotécnica del depósito cumple un papel relevante en este proceso. En un material grueso y parcialmente saturado, la continuidad de los macroporos puede facilitar tanto la infiltración de agua como la difusión de oxígeno. En cambio, la incorporación de relaves finos puede ocupar parte de esos vacíos, reducir la conectividad hidráulica y aumentar la capacidad de retención de agua.

La conductividad hidráulica permite caracterizar la facilidad con que el agua circula a través del depósito. Por su parte, la curva de retención de agua relaciona la succión con el contenido de agua o el grado de saturación. El valor de entrada de aire corresponde a la succión a partir de la cual el aire comienza a ingresar progresivamente en los poros de mayor tamaño durante un proceso de secado.

Estas propiedades permiten describir condiciones físicas asociadas al transporte de agua y a la continuidad de la fase gaseosa. Una mayor capacidad de retención hídrica puede mantener una proporción mayor de los poros ocupada por agua y reducir la conectividad de los caminos disponibles para la difusión gaseosa. Sin embargo, el valor de entrada de aire no representa el inicio de la generación de drenaje ácido, sino una característica del proceso de desaturación del material.

De manera similar, una reducción de la conductividad hidráulica puede limitar la infiltración y el transporte advectivo de solutos, pero no permite determinar directamente la tasa de oxidación de los sulfuros. El efecto final depende de la interacción entre el flujo de agua, el estado de saturación, el transporte de oxígeno y la reactividad mineral.

En este contexto, el *commingling* podría contribuir a mejorar algunas de las condiciones hidrogeotécnicas de los botaderos mediante el relleno de los vacíos del estéril con partículas finas. No obstante, cualquier posible efecto sobre la generación de drenaje ácido debe interpretarse de manera indirecta, a partir de las modificaciones medidas en la conductividad hidráulica, la retención de agua y el estado de saturación del material.

Inestabilidad física, respuesta contractiva y licuefacción por flujo

La estabilidad física de los depósitos de residuos mineros depende de la capacidad de los materiales que los componen para resistir las solicitaciones impuestas sin experimentar deformaciones excesivas, pérdida significativa de resistencia o mecanismos de falla por corte. Estas inestabilidades pueden manifestarse mediante asentamientos, deformaciones progresivas, agrietamientos, deslizamientos locales o fallas globales del depósito. En materiales saturados, particularmente en relaves finos, la evolución de la presión de poros durante la carga puede modificar sustancialmente la resistencia disponible y favorecer el desarrollo de mecanismos de inestabilidad no drenada.

Respuesta monotónica drenada y no drenada

La inestabilidad física de depósitos de residuos mineros puede analizarse a partir de la respuesta monotónica drenada y no drenada de los materiales que los componen. En este contexto, una carga monotónica corresponde a una sollicitación que aumenta

progresivamente en una dirección, como ocurre durante un ensayo triaxial de compresión o frente al incremento gradual de esfuerzos dentro de un depósito.

En condiciones drenadas, el agua intersticial puede disipar las presiones de poros generadas durante el corte, permitiendo que el material experimente cambios volumétricos. En este caso, la resistencia movilizada se asocia a la resistencia drenada (S_d), controlada principalmente por los parámetros efectivos del material. Por el contrario, en condiciones no drenadas, el agua no puede drenar con la misma rapidez con que se aplica la carga. Si el material se encuentra saturado, la deformación volumétrica queda restringida y la tendencia del esqueleto de partículas a contraerse o dilatar se manifiesta mediante cambios en la presión de poros.

La Figura 7 presenta esquemáticamente la respuesta monotónica drenada y no drenada de materiales granulares con distintos estados iniciales. En los casos A y B, asociados a materiales densos o con tendencia dilatante, la respuesta no drenada es estable y la resistencia no drenada se mantiene por sobre el esfuerzo cortante estático actuante. En estos casos, la tendencia a dilatar bajo corte puede generar una reducción de presión de poros y, por consiguiente, un aumento del confinamiento efectivo y de la resistencia movilizada.

En los casos C y D, asociados a materiales más sueltos y contractivos, la respuesta no drenada presenta un máximo de resistencia seguido de una reducción progresiva. Este comportamiento se explica porque el material tiende a contraerse durante el corte. Si dicha contracción ocurre bajo condiciones no drenadas y saturadas, el cambio volumétrico no puede desarrollarse libremente, por lo que se generan presiones de poros positivas. El aumento de presión de poros reduce los esfuerzos efectivos, disminuye el confinamiento del esqueleto granular y puede producir pérdida de rigidez y resistencia.

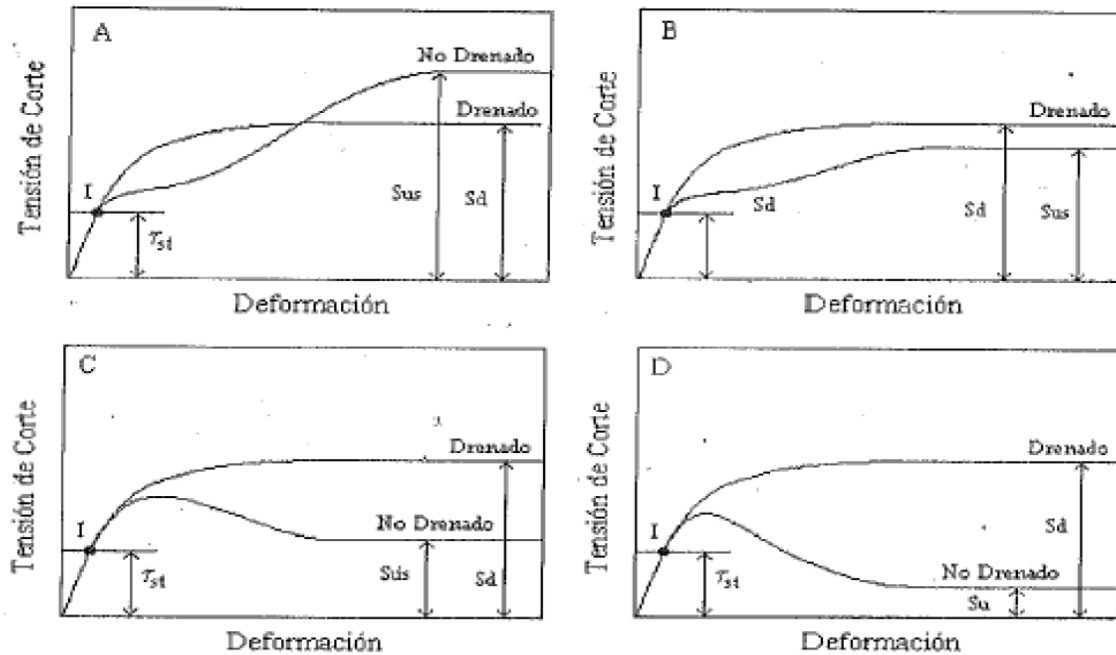


Figura 7: Respuesta monotónica drenada y no drenada de materiales granulares con distintos estados iniciales. Los casos A y B representan respuestas densas o dilatantes, mientras que los casos C y D representan respuestas contractivas con pérdida de resistencia posterior al máximo. En el caso D, la resistencia no drenada residual es inferior al esfuerzo cortante estático actuante, configurándose una condición susceptible a licuefacción por flujo. Fuente: Verdugo e Ishihara (1996).

El caso C representa una condición contractiva con ablandamiento no drenado, pero en la cual la resistencia no drenada residual o de estado estable aún es superior al esfuerzo cortante estático actuante. En consecuencia, aunque el material pierde parte de su resistencia después del máximo, todavía dispone de capacidad suficiente para mantener el equilibrio. El caso D representa la condición crítica asociada a inestabilidad.

Estado crítico, relación de vacíos crítica y parámetro de estado

La tendencia contractiva o dilatante de un material granular puede interpretarse a partir de su posición respecto de una línea de referencia que representa las condiciones terminales alcanzadas durante el corte. En la literatura se utilizan principalmente los conceptos de estado crítico, asociado a la *Critical State Line* (CSL), y estado estable, asociado a la *Steady State Line* (SSL). Aunque ambos conceptos describen condiciones terminales caracterizadas por deformación continua bajo esfuerzos y volumen aproximadamente constantes, su definición y procedimiento de determinación no son estrictamente idénticos.

El concepto de estado estable se ha utilizado especialmente en el estudio de la respuesta no drenada y la licuefacción de suelos granulares saturados. Para un determinado esfuerzo medio efectivo, p' , la SSL define una relación de vacíos de estado estable, e_{ss} , que permite evaluar la posición relativa del estado inicial del material. Esta condición puede expresarse mediante el parámetro de estado:

$$\psi = e_0 - e_{ss}(p'_0)$$

donde e_0 corresponde a la relación de vacíos inicial del material, p'_0 al esfuerzo medio efectivo inicial y $e_{ss}(p'_0)$ a la relación de vacíos definida por la SSL para ese mismo nivel de esfuerzo efectivo.

Como se muestra en la Figura 8, un estado ubicado por sobre la SSL presenta $\psi > 0$ y se encuentra relativamente suelto respecto de la condición de estado estable, por lo que se asocia a una tendencia contractiva. En cambio, un estado ubicado por debajo de la SSL presenta $\psi < 0$, se encuentra relativamente denso y se asocia a una tendencia dilatante:

$$\psi > 0 \rightarrow \text{tendencia contractiva}$$

$$\psi < 0 \rightarrow \text{tendencia dilatante}$$

La Figura 8 utiliza específicamente la denominación *Steady State Line*, de acuerdo con la fuente original. Sin embargo, en el programa experimental de esta investigación los estados terminales de los ensayos triaxiales se representan mediante una línea de estado crítico, CSL. Por consiguiente, la figura se emplea únicamente para ilustrar conceptualmente la definición y el signo del parámetro de estado; en los cálculos posteriores se utiliza la relación de vacíos correspondiente a la CSL experimental, $e_{CSL}(p')$, sin asumir que ambas líneas son necesariamente idénticas.

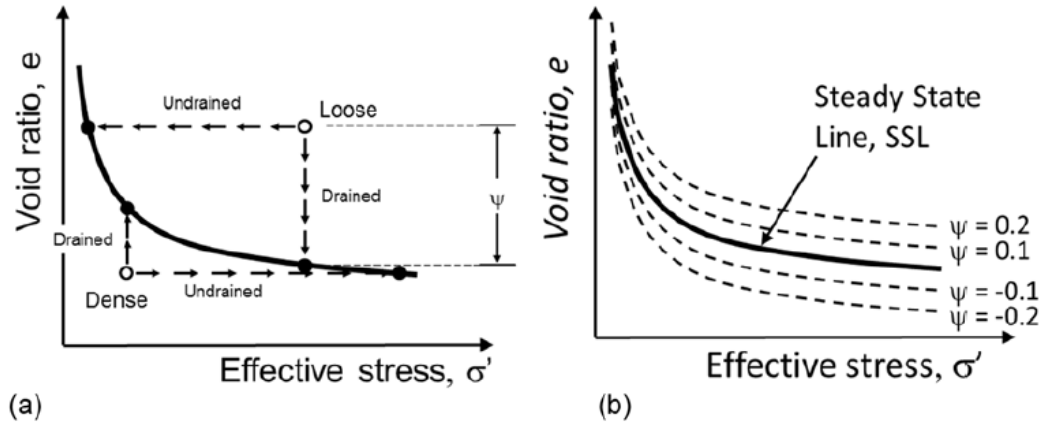


Figura 8: Representación conceptual de la línea de estado estable (Steady State Line, SSL) en el espacio relación de vacíos–esfuerzo efectivo. Los estados ubicados por sobre la SSL presentan $\psi > 0$ y se asocian a una tendencia contractiva, mientras que los estados ubicados por debajo presentan $\psi < 0$ y se asocian a una tendencia dilatante. Adaptado de National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine (2016).

Contractividad, presión de poros y reducción de confinamiento efectivo.

La respuesta no drenada puede interpretarse mediante la trayectoria de tensiones efectivas en el plano (q-p'), donde el esfuerzo medio efectivo se define como:

$$p' = \frac{\sigma'_1 + \sigma'_2 + \sigma'_3}{3}$$

y el esfuerzo desviador como:

$$q = \sigma'_1 - \sigma'_3$$

La Figura 9 muestra esquemáticamente la respuesta monotónica no drenada de suelos granulares para distintos estados iniciales: suelto, intermedio y denso. En un material suelto y contractivo, la estructura granular tiende a disminuir su volumen durante el corte. Sin embargo, al estar restringido el drenaje, dicha contracción no puede desarrollarse libremente y se traduce en generación de presión de poros positiva. Como consecuencia, el esfuerzo medio efectivo (p') disminuye progresivamente, reduciendo el confinamiento efectivo que estabiliza el esqueleto de partículas. En el plano (q-p'), este comportamiento se representa mediante una trayectoria que se desplaza hacia la izquierda, es decir, hacia menores valores de (p'). En la curva esfuerzo–deformación, esta misma respuesta se

manifiesta mediante un aumento inicial del esfuerzo desviador hasta alcanzar un valor máximo, seguido de ablandamiento y pérdida de resistencia.

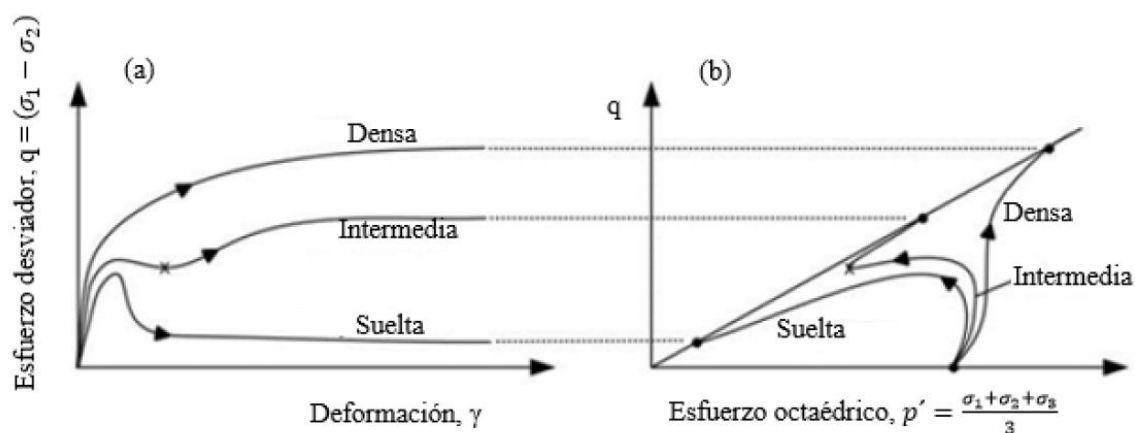


Figura 9: Respuesta monotónica no drenada de suelos granulares en ensayo triaxial CIU para distintos estados iniciales. En el plano esfuerzo-deformación se observa que los materiales densos presentan endurecimiento, mientras que los materiales sueltos pueden desarrollar un peak seguido de ablandamiento. En el plano $q - p'$, la trayectoria de la muestra suelta se desplaza hacia menores valores de p' , evidenciando generación de presión de poros positiva, reducción del confinamiento efectivo y pérdida de resistencia. Adaptado de National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine (2021).

En un material denso y dilatante ocurre el mecanismo opuesto. Durante el corte, la estructura granular tiende a expandirse; al encontrarse en condición no drenada, esta tendencia a aumentar de volumen genera una disminución de la presión de poros. Esto produce un incremento del esfuerzo medio efectivo (p'), aumentando el confinamiento efectivo y favoreciendo una respuesta de endurecimiento. En el plano ($q-p'$), la trayectoria efectiva se desplaza hacia la derecha, mientras que en la curva esfuerzo-deformación el esfuerzo desviador tiende a mantenerse o aumentar con la deformación, sin evidenciar una pérdida marcada de resistencia.

Entre ambos extremos se ubica una respuesta intermedia, donde el material puede presentar una etapa inicial contractiva seguida de una tendencia más estable o levemente dilatante. En este caso, la trayectoria de tensiones efectivas puede reducir inicialmente (p'), pero posteriormente aproximarse a una condición de resistencia estable sin desarrollar un ablandamiento tan marcado como en el caso suelto.

Por lo tanto, la comparación entre las trayectorias permite identificar que la susceptibilidad a pérdida de resistencia no drenada no depende únicamente de la magnitud del esfuerzo

desviador alcanzado, sino principalmente de la evolución del esfuerzo medio efectivo. En materiales contractivos, la generación de presión de poros reduce (p'), debilita el esqueleto granular y puede conducir a una condición de ablandamiento post-pico. En materiales dilatantes, en cambio, la reducción de presión de poros incrementa (p'), aumenta el confinamiento efectivo y favorece una respuesta resistente más estable.

Licuefacción por flujo

La licuefacción por flujo se produce cuando la resistencia no drenada disminuye hasta un valor inferior al esfuerzo cortante estático actuante. Conceptualmente, esta condición puede expresarse como:

$$\tau_{st} > S_{u,res}$$

donde τ_{st} corresponde al esfuerzo cortante estático actuante y $S_{u,res}$ corresponde a la resistencia no drenada residual o de estado estable. Cuando se cumple esta condición, el material no posee resistencia suficiente para sostener el estado inicial de equilibrio, por lo que pueden desarrollarse deformaciones rápidas y de gran magnitud.

En síntesis, la licuefacción por flujo puede desarrollarse cuando un material saturado y contractivo genera presión de poros positiva, reduce su esfuerzo medio efectivo y moviliza una resistencia no drenada residual, $S_{u,res}$, inferior al esfuerzo cortante estático actuante. Por esta razón, la evaluación de relaves y mezclas relave-estéril no debe limitarse a la resistencia máxima, sino que debe considerar también la evolución de la presión de poros, la tendencia contractiva o dilatante y la resistencia movilizada después del máximo (Verdugo & Ishihara, 1996; National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine, 2016). En conjunto con los desafíos ambientales asociados al drenaje ácido de roca, este marco fundamenta el análisis del *commingling* como una estrategia integrada de disposición capaz de modificar la estructura granular y el comportamiento hidromeccánico de ambos residuos, materia que se desarrolla en el capítulo siguiente.

COMMINGLING COMO ESTRATEGIA INTEGRADA DE DISPOSICIÓN

Necesidad de estrategias integradas de disposición

Los antecedentes expuestos muestran que la gestión de residuos mineros requiere abordar simultáneamente problemáticas de estabilidad química y física. En botaderos de estériles y depósitos de ripios, la elevada permeabilidad y la presencia de vacíos interconectados pueden favorecer el ingreso de agua y oxígeno, promoviendo procesos de oxidación de minerales sulfurados y eventual generación de drenaje ácido. En depósitos de relaves, por otra parte, la baja permeabilidad, la alta saturación y la presencia de materiales finos potencialmente contractivos pueden favorecer la generación de presión de poros positiva, la reducción de esfuerzos efectivos y la pérdida de resistencia bajo condiciones no drenadas.

Desde esta perspectiva, la disposición separada de estériles, ripios y relaves no siempre permite aprovechar las propiedades complementarias de estos materiales. La fracción gruesa puede formar un esqueleto granular capaz de transmitir las cargas, limitar las deformaciones por consolidación y proporcionar trayectorias de drenaje relativamente más permeables. En mezclas donde dicho esqueleto permanece continuo, se han observado menores deformaciones y una consolidación más rápida que en los relaves dispuestos de manera independiente; sin embargo, la conductividad hidráulica tiende a aumentar con la proporción de estéril presente en la mezcla (Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al., 2006; Wickland et al., 2010). Por su parte, la fracción fina puede ocupar los vacíos entre las partículas gruesas, aumentar la eficiencia de empaquetamiento y reducir la conectividad de los macroporos. Cuando el contenido de relave es suficiente para formar una matriz fina continua, esta fracción puede controlar la compresibilidad y la conductividad hidráulica del material compuesto (Wickland et al., 2010).

La respuesta mecánica tampoco depende exclusivamente de que el material sea grueso o fino, sino de la estructura interna desarrollada por la mezcla. En razones inferiores al punto de llenado justo, la respuesta puede estar controlada en mayor medida por la matriz de relave, mientras que en razones cercanas o superiores a dicha condición aumenta la

influencia del esqueleto de estéril (Khalili et al., 2010; Jehring & Bareither, 2016). Jehring y Bareither (2016) observaron, además, que las mezclas ensayadas presentaron resistencias al corte comparables a las del material grueso, aunque su comportamiento esfuerzo–deformación varió con la razón de mezcla y la composición granulométrica del relave. Por lo tanto, la complementariedad entre ambas fracciones no representa una mejora automática, sino una posibilidad que depende de seleccionar una proporción capaz de equilibrar resistencia, compresibilidad, drenaje y relleno de vacíos.

Concepto de commingling y GeoStable Tailings

El commingling corresponde a la mezcla controlada e intencional de relaves y materiales granulares gruesos, tales como estériles de mina o ripios de lixiviación, con el objetivo de generar un material compuesto con propiedades geotécnicas, hidráulicas y geoquímicas más favorables que las de los residuos dispuestos de manera independiente. Esta metodología puede entenderse como una forma específica de co-disposición, en la cual ambos residuos no solo son gestionados dentro de una misma instalación, sino que son mezclados en una proporción definida para controlar su interacción interna, su estructura granular y su comportamiento hidromecánico.

En el marco del GeoStable Tailings Consortium, el concepto de GeoStable Tailings se refiere a la combinación de relaves y estériles en una razón de mezcla específica para su disposición en un único repositorio, generando un material ingenieril con propiedades físicas e hidráulicas superiores respecto de los residuos almacenados por separado. Bajo este enfoque, el material resultante busca ser geotécnicamente estable, es decir, mantener características resistentes consistentes sin experimentar reducciones significativas de resistencia bajo condiciones de corte no drenado a los niveles de esfuerzo de diseño, tanto en condición saturada como no saturada. Asimismo, busca ser geoquímicamente estable, reduciendo el potencial de reacciones químicas adversas, lixiviación o liberación de constituyentes que puedan afectar aguas superficiales, aguas subterráneas o ecosistemas cercanos.

Desde un punto de vista microestructural, el principio del commingling se basa en combinar las propiedades complementarias del material grueso y del relave fino. Las

partículas gruesas pueden mantener contactos partícula–partícula, formando un esqueleto granular resistente con rigidez y resistencia al corte similares a las de un botadero de estéril bien construido. Paralelamente, los relaves finos pueden rellenar parcial o totalmente los vacíos de dicho esqueleto, reduciendo la conectividad hidráulica y controlando las propiedades de flujo y retención de agua del sistema. En consecuencia, el desempeño del material commingling no depende únicamente de las propiedades individuales del relave o del estéril, sino de la proporción entre ambas fases y de la estructura interna que se desarrolla durante el proceso de mezcla y deposición.

La relevancia de este enfoque ha impulsado el desarrollo de iniciativas internacionales orientadas al diseño de depósitos geoestables, destacando el GeoStable Tailings Consortium. Este consorcio busca avanzar en el entendimiento, desarrollo e implementación de mezclas controladas de relaves y estériles para producir materiales geotécnica y geoquímicamente estables que mejoren la gestión segura y sustentable de estos residuos. En este contexto, se han desarrollado estudios de laboratorio, ensayos en columnas de escala intermedia y pruebas piloto en terreno, con el objetivo de evaluar el comportamiento de estos materiales bajo condiciones progresivamente más representativas de operación.

La Figura 10 presenta ejemplos de pruebas piloto asociadas al desarrollo de tecnologías GeoStable Tailings. Estas experiencias muestran que el commingling no corresponde únicamente a una mezcla conceptual o de laboratorio, sino a una alternativa tecnológica que requiere validación a distintas escalas. En particular, este tipo de pruebas permite evaluar aspectos como la homogeneidad de la mezcla, el método de deposición, la respuesta hidráulica, la estabilidad física, el potencial de control geoquímico y los desafíos asociados al escalamiento industrial.



Figura 10.: Ejemplo de pruebas piloto o trial pads asociadas al desarrollo de tecnologías GeoStable Tailings. Estas pruebas permiten evaluar a escala de terreno la mezcla controlada de relaves y estériles, considerando aspectos de deposición, homogeneidad, drenaje, estabilidad física y desempeño ambiental. Fuente: GeoStable Tailings Consortium.

Implementación operacional del commingling

La implementación operacional del commingling puede entenderse como una modificación del esquema tradicional de manejo separado de residuos mineros. En el proceso convencional, el desmonte proveniente de la mina es transportado directamente hacia botaderos, mientras que el relave generado en planta es conducido hacia la presa de relaves. Bajo un proceso modificado con commingling, parte del desmonte puede ser chancado o acondicionado granulométricamente y posteriormente mezclado con relaves previamente desaguados en un punto de mezcla definido. Esta modificación permite generar un material compuesto antes de su disposición final, aprovechando los vacíos del material grueso como espacio de almacenamiento para la fracción fina y buscando mejorar simultáneamente el desempeño geotécnico, hidráulico y geoquímico del sistema.

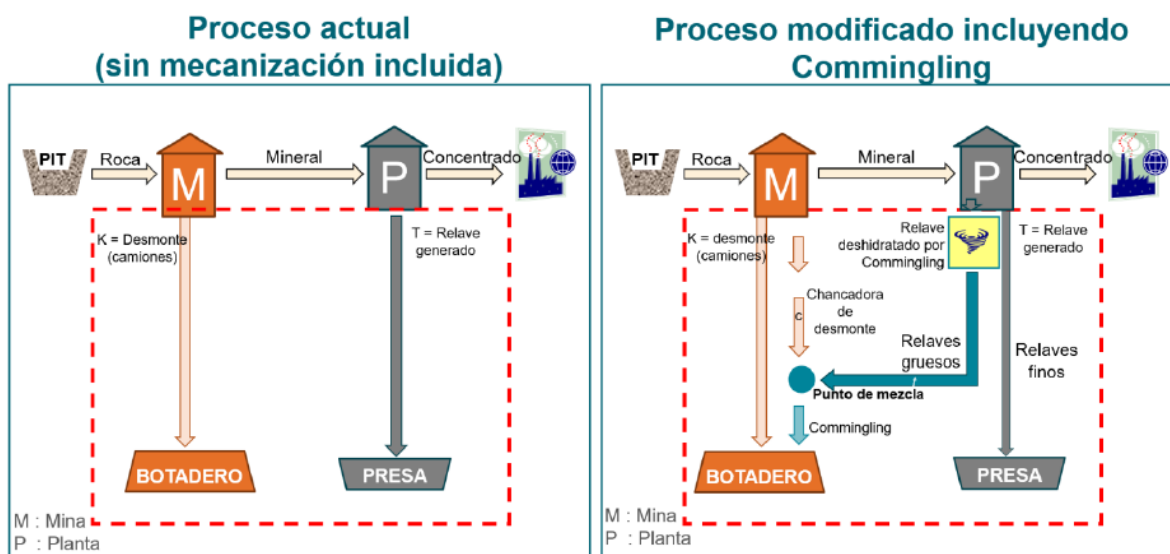


Figura 11: Esquema conceptual de modificación operacional para incorporar commingling en el proceso de manejo de residuos mineros. En el proceso convencional, el estéril de mina es enviado directamente a botadero y el relave generado en planta es conducido hacia el depósito de relaves. En el proceso modificado, una fracción del material grueso y una fracción del relave son desviadas hacia un punto de acondicionamiento y mezcla, generando un material commingled previo a su disposición final. Adaptado de Quiroz, Angeles y Cabrera.

La Figura 11, adaptada del caso Antamina, permite visualizar este cambio operacional. Su relevancia radica en mostrar que el commingling no corresponde únicamente a una mezcla de laboratorio, sino a una alternativa que requiere intervenir el sistema mina-planta-depósito. Su implementación exige incorporar etapas de desaguado de relaves, acondicionamiento granulométrico del desmonte, control de razón de mezcla, transporte, depositación y control de calidad del material resultante.

En consecuencia, el desempeño de la metodología debe evaluarse tanto desde el punto de vista geotécnico como operacional. Además de verificar el comportamiento hidromecánico de la mezcla, resulta necesario asegurar que la operación mantenga una razón de mezcla controlada, una distribución suficientemente homogénea entre las fases gruesa y fina, y condiciones de depositación compatibles con el diseño del depósito.

Mecanismos esperados de mejora

Desde el punto de vista geoquímico, uno de los mecanismos esperados del commingling corresponde al relleno de vacíos del material grueso por parte del relave fino. Al reducir la conectividad de los poros de mayor tamaño, la mezcla puede limitar el ingreso de oxígeno y modificar los patrones de infiltración de agua dentro del depósito. Esta condición podría

disminuir las tasas de oxidación de minerales sulfurados y, por consiguiente, reducir el potencial de generación y transporte de drenaje ácido. No obstante, este efecto depende de la mineralogía de los materiales, del grado de saturación alcanzado, de la continuidad de la fase fina y de las condiciones hidráulicas reales del depósito.

Desde el punto de vista geomecánico, la incorporación de material grueso puede favorecer la formación de un esqueleto resistente capaz de aumentar la rigidez, la resistencia friccional y la estabilidad volumétrica de la mezcla. Cuando la fracción gruesa desarrolla continuidad estructural, la transmisión de esfuerzos deja de estar controlada exclusivamente por la matriz fina y comienza a movilizarse mediante contactos entre partículas gruesas. Esto puede generar una respuesta más dilatante o menos contractiva durante el corte, reduciendo la susceptibilidad a generación de presión de poros positiva y pérdida de resistencia no drenada.

Desde el punto de vista hidráulico, la mezcla busca alcanzar un equilibrio entre la baja permeabilidad del relave y la capacidad estructural del estéril. Idealmente, el material resultante debería presentar una conductividad hidráulica suficientemente baja para limitar infiltración, ingreso de oxígeno y transporte de contaminantes, pero sin perder estabilidad geotécnica ni generar acumulaciones perjudiciales de presión de poros. Este balance es especialmente relevante, ya que un material excesivamente fino puede presentar problemas de consolidación lenta y respuesta no drenada, mientras que un material excesivamente grueso puede favorecer caminos preferenciales de flujo y lavado de finos.

Limitaciones y necesidad de definir una razón de mezcla

Los beneficios del commingling no dependen únicamente de combinar relaves y estériles, sino de controlar adecuadamente la proporción entre ambas fases. Esta proporción define si el comportamiento de la mezcla estará dominado por la matriz fina de relave, por el esqueleto granular grueso o por una condición intermedia en la cual los finos rellenan eficientemente los vacíos del material grueso. Por ello, uno de los principales desafíos de diseño corresponde a determinar cuánto material fino y cuánto material grueso deben incorporarse para alcanzar un desempeño equilibrado.

En términos conceptuales, existe una condición particularmente relevante en la cual los relaves finos llenan aproximadamente los vacíos disponibles dentro del esqueleto granular grueso. Esta condición, conocida como punto de llenado justo o just-filled point, representa una transición estructural entre mezclas dominadas por la matriz fina y mezclas controladas por el esqueleto grueso. En torno a esta condición se espera alcanzar una estructura más densa, con menor relación de vacíos, mejor distribución interna de fases y un equilibrio favorable entre resistencia, compresibilidad y conductividad hidráulica.

No obstante, si la proporción de relave es excesiva, la matriz fina puede mantenerse continua y controlar la respuesta hidráulica y mecánica del sistema, con condiciones de baja permeabilidad, mayor contractividad y posible generación de presión de poros bajo carga. Por el contrario, si la proporción de estéril es demasiado alta, la mezcla puede desarrollar macrovacíos, segregación de finos, aumento significativo de permeabilidad y pérdida de homogeneidad. En este caso, aunque el sistema puede presentar mayor resistencia friccional, también puede aumentar el riesgo de flujos preferenciales, lavado de finos y variabilidad espacial de propiedades.

Adicionalmente, la implementación a escala industrial presenta desafíos que van más allá de la respuesta del material en laboratorio. Entre ellos se incluyen la definición de protocolos de ensayo y escalamiento, la selección del punto óptimo de mezcla dentro del proceso minero, los métodos de transporte, mezclado y depositación, la ejecución de pruebas piloto, la influencia de la mineralogía de los residuos y el efecto del régimen climático sobre el desempeño hidráulico y geoquímico del depósito. En consecuencia, el commingling debe entenderse como una metodología de disposición que requiere diseño, control operacional y validación experimental.

La definición de la razón de mezcla adecuada resulta fundamental, ya que controla simultáneamente la estabilidad física, la tendencia contractiva o dilatante, la respuesta no drenada, la compresibilidad, la permeabilidad, la retención de agua y el potencial de control geoquímico del sistema. Este aspecto constituye la base para el desarrollo de la teoría de mezclas presentada en el capítulo siguiente, donde se analiza formalmente la interacción entre material grueso y fino, la definición de la razón de mezcla (R), la condición de

llenado justo y sus implicancias en el comportamiento hidromecánico de mezclas relave-estéril.

TEORÍA DE MEZCLAS

Fundamento de la teoría de mezclas

La teoría de mezclas aplicada a materiales granulares describe el comportamiento de sistemas compuestos por dos o más fracciones sólidas con diferentes escalas de tamaño, densidades y características granulométricas. En estos sistemas, las partículas de menor tamaño pueden introducirse dentro de los vacíos generados por las partículas mayores, modificando la porosidad, la densidad seca y la estructura interna del material resultante.

En el contexto de mezclas de estéril y relave, esta teoría permite interpretar cómo la fracción relativamente fina ocupa los vacíos del material grueso y cómo la continuidad de cada fase determina el comportamiento global. A diferencia de un material homogéneo, las propiedades de una mezcla bimodal no pueden obtenerse mediante una simple combinación lineal de las propiedades de sus componentes, debido a que dependen de la distribución espacial de las partículas, del grado de contacto entre los elementos gruesos y de la continuidad desarrollada por la matriz fina.

De acuerdo con la proporción entre ambas fracciones, la mezcla puede comportarse como una matriz fina continua que contiene partículas gruesas aisladas, como un sistema controlado por un esqueleto granular grueso o como una configuración intermedia en la cual la fracción fina ocupa eficientemente los vacíos disponibles entre las partículas mayores.

Los fundamentos geométricos de este comportamiento fueron abordados por Graton y Fraser (1935), quienes mostraron que la porosidad de una mezcla granular depende de manera no lineal de la distribución de tamaños y de la forma en que las distintas fracciones se acomodan entre sí. Posteriormente, estos principios fueron aplicados específicamente al diseño de mezclas de estéril y relaves por Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al. (2006), quienes propusieron un modelo conceptual basado en la razón de mezcla y en la estructura desarrollada por las fracciones gruesa y fina. Este modelo permite relacionar la composición de la mezcla con propiedades como densidad, compresibilidad y conductividad hidráulica.

En consecuencia, la teoría de mezclas proporciona una base geométrica y volumétrica para definir la proporción entre estéril y relave, estimar la condición de máxima eficiencia de empaquetamiento y reconocer la transición estructural asociada al punto de llenado justo o *just-filled point*.

Definición de razón de mezcla (R)

En una mezcla de estéril y relave se distinguen dos fracciones sólidas principales: una fracción gruesa, correspondiente al estéril de mina, WR, y una fracción relativamente fina, correspondiente al relave utilizado en la mezcla, T. La composición se expresa mediante la razón de mezcla R , definida como el cociente entre la masa seca de la fracción gruesa y la masa seca de la fracción fina:

$$R = \frac{M_g}{M_f}$$

donde (M_g) corresponde a la masa seca de la fracción gruesa y (M_f) corresponde a la masa seca de la fracción fina.

Esta definición corresponde a la utilizada por Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al. (2006) y en estudios posteriores de mezclas de estéril y relaves (Khalili et al., 2010; Jehring & Bareither, 2016).

Cuando $R \rightarrow 0$, la mezcla se aproxima a la condición de relave sin incorporación de estéril y su estructura está dominada por la matriz fina. En el extremo opuesto, cuando $R \rightarrow \infty$, la mezcla se aproxima al comportamiento del estéril sin relave. Por lo tanto, R constituye una variable fundamental para describir la transición estructural entre ambos materiales.

La razón de mezcla no debe interpretarse únicamente como una proporción másica. Su efecto depende también de las granulometrías, las gravedades específicas, la forma y angularidad de las partículas, el contenido de agua, el método de preparación, la energía de compactación y el grado de segregación. En consecuencia, un mismo valor de R puede originar estructuras y respuestas geotécnicas diferentes cuando cambian las propiedades de los materiales constituyentes o el procedimiento de depositación.

Regímenes estructurales de la mezcla

La incorporación progresiva de material grueso dentro de una matriz fina, o alternativamente el relleno de vacíos de un esqueleto granular grueso mediante material fino, genera distintos regímenes estructurales. Estos regímenes pueden interpretarse en función de la continuidad de la fase fina y de la fase gruesa dentro de la mezcla.

Cuando la razón de mezcla es baja, es decir, $R < R_{opt}$, la mezcla se encuentra dominada por la matriz fina. En esta condición, el relave conforma una fase continua que ocupa la mayor parte del volumen del sistema, mientras que las partículas gruesas permanecen suspendidas o “flotando” dentro de dicha matriz. Esta condición se conoce comúnmente como *floating condition*. Debido a la ausencia de una red continua de contactos partícula-partícula entre los elementos gruesos, la respuesta de la mezcla se encuentra controlada principalmente por las propiedades y el estado de la matriz de relave (Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al., 2006; Khalili et al., 2010; Jehring & Bareither, 2016).

A medida que aumenta la proporción de material grueso, las partículas de estéril comienzan a aproximarse entre sí y a desarrollar contactos interparticulares. Simultáneamente, el relave continúa ocupando los espacios disponibles entre partículas gruesas. En este rango intermedio, la mezcla presenta un comportamiento transicional, ya que ninguna de las dos fases controla completamente el sistema. Esta zona resulta particularmente relevante porque corresponde al rango en que se aproxima la condición de llenado justo.

El punto de llenado justo, o *just-filled point*, corresponde a la condición en la cual el volumen de la fracción fina es suficiente para llenar aproximadamente los vacíos disponibles dentro del esqueleto granular grueso, sin generar un exceso significativo de matriz fina continua. La razón de mezcla asociada a esta condición se denomina razón de mezcla óptima, R_{opt} , y representa una transición estructural entre mezclas dominadas por la matriz fina y mezclas controladas por el esqueleto grueso.

Para $R > R_{opt}$, la fracción gruesa desarrolla progresivamente un esqueleto continuo capaz de transmitir una parte creciente de los esfuerzos mediante contactos entre partículas. La

fracción fina permanece alojada dentro de los vacíos del material grueso, pero deja de constituir la matriz estructural dominante.

En esta condición, la rigidez, la resistencia al corte y el comportamiento esfuerzo–deformación tienden a estar más influenciados por el esqueleto de estéril. Khalili et al. (2010) y Jehring y Bareither (2016) mostraron que la respuesta mecánica de las mezclas varía con R_y que la influencia de la fracción gruesa se hace más relevante cuando se desarrolla una estructura continua de contactos. Jehring y Bareither (2016) indican específicamente que, para $R \geq R_{opt}$, el comportamiento al corte puede estar controlado principalmente por el esqueleto de estéril.

La Figura 12 presenta esquemáticamente la transición entre estos regímenes estructurales.

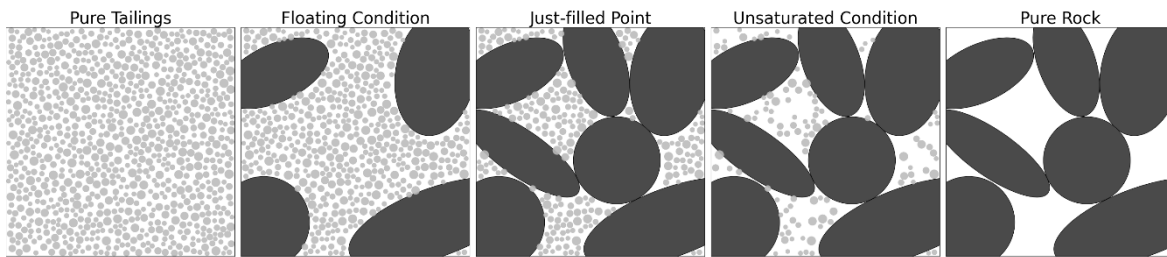


Figura 12: Esquema conceptual de la interacción granular entre material grueso y material fino para distintas razones de mezcla. La figura muestra la transición desde una matriz continua de relave, pasando por una condición flotante de partículas gruesas, hasta un sistema controlado por el esqueleto granular grueso.

Estimación volumétrica del punto de llenado justo

Desde un punto de vista volumétrico, el punto de llenado justo puede estimarse comparando el volumen de vacíos disponible dentro del material grueso con el volumen total ocupado por la fracción fina. Para ello, se considera que el sistema está compuesto por una fracción gruesa, una fracción fina y un volumen de vacíos. En este contexto, el volumen de sólidos gruesos se representa como V_{sg} , el volumen de sólidos finos como V_{sf} y el volumen de vacíos como V_v .

El índice de vacíos del esqueleto granular grueso, e_g , se define como la razón entre el volumen de vacíos disponible dentro del material grueso, V_{vg} , y el volumen de sólidos gruesos, V_{sg} :

$$e_g = \frac{V_{vg}}{V_{sg}}$$

A partir de esta definición, el volumen de vacíos disponible dentro del esqueleto granular grueso puede expresarse como:

$$V_{vg} = e_g V_{sg}$$

Esta relación permite cuantificar el volumen disponible para ser ocupado por la fracción fina de relave durante el proceso de llenado de vacíos.

Por otra parte, si la fracción fina posee un índice de vacíos (e_f) en su condición de colocación o preparación, el volumen total ocupado por la fracción fina, V_{tf} , corresponde a la suma entre el volumen de sólidos finos, V_{sf} , y el volumen de vacíos asociado a la fracción fina, V_{vf} :

$$V_{tf} = V_{sf} + V_{vf}$$

El índice de vacíos de la fracción fina se define como:

$$e_f = \frac{V_{vf}}{V_{sf}}$$

Por lo tanto, el volumen de vacíos de la fracción fina puede escribirse como:

$$V_{vf} = e_f V_{sf}$$

Reemplazando esta expresión en la definición del volumen total ocupado por la fracción fina, se obtiene:

$$V_{tf} = V_{sf} + e_f V_{sf} = (1 + e_f)V_{sf}$$

La condición de llenado justo se alcanza cuando el volumen total ocupado por la fracción fina es aproximadamente igual al volumen de vacíos disponible dentro del esqueleto granular grueso. En términos volumétricos, esta condición puede expresarse como:

$$(1 + e_f)V_{sf} \approx e_g V_{sg}$$

Esta relación representa la condición en la cual los finos llenan aproximadamente los vacíos del material grueso, sin generar un exceso significativo de matriz fina continua. A partir de esta condición, y considerando que la razón de mezcla se define en términos de masas secas, puede estimarse una razón de mezcla óptima teórica.

La razón de mezcla óptima, R_{opt} , se define como la relación entre la masa seca de material grueso, M_g , y la masa seca de material fino, M_f , en la condición de llenado justo, como:

$$R_{opt} = \frac{M_g}{M_f}$$

Las masas secas de cada fracción pueden expresarse en función del volumen de sólidos, la gravedad específica de partículas y la densidad del agua:

$$M_g = \rho_w G_{sg} V_{sg}$$

$$M_f = \rho_w G_{sf} V_{sf}$$

Al reemplazar estas expresiones en la definición de razón de mezcla, se obtiene:

$$R_{opt} = \frac{\rho_w G_{sg} V_{sg}}{\rho_w G_{sf} V_{sf}}$$

Simplificando la densidad del agua, la expresión anterior queda:

$$R_{opt} = \frac{G_{sg} V_{sg}}{G_{sf} V_{sf}}$$

A partir de la condición de llenado justo:

$$(1 + e_f)V_{sf} \approx e_g V_{sg}$$

se puede despejar la relación entre el volumen de sólidos gruesos y el volumen de sólidos finos:

$$\frac{V_{sg}}{V_{sf}} \approx \frac{1 + e_f}{e_g}$$

Finalmente, reemplazando esta relación en la expresión de la razón de mezcla, se obtiene:

$$R_{\text{opt}} = \frac{G_{sg}}{G_{sf}} \frac{1 + e_f}{e_g}$$

La razón de mezcla óptima, R_{opt} , depende de la relación entre las gravedades específicas de la fracción gruesa y fina, G_{sg}/G_{sf} , y de la relación volumétrica entre el volumen total relativo de la fracción fina, $(1 + e_f)$, y el índice de vacíos del esqueleto grueso, e_g .

Esta estimación se basa en una representación idealizada que supone partículas sólidas incompresibles, ausencia de segregación, retención completa de la fracción fina dentro de los vacíos, conservación inicial del esqueleto grueso y ausencia de rotura de partículas. Por ello, el valor obtenido debe utilizarse como una referencia teórica inicial y validarse posteriormente mediante ensayos de densidad, compresibilidad, conductividad hidráulica y resistencia. Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al. (2006) emplearon este tipo de relaciones de fases para interpretar la estructura y el comportamiento de mezclas homogéneas de estéril y relaves.

Densidad seca e índice de vacíos de la mezcla

El análisis volumétrico de la mezcla también permite estimar la evolución de la densidad seca y del índice de vacíos total en función de la razón de mezcla. Esta evolución es útil para identificar experimentalmente la condición de llenado justo, ya que en mezclas bimodales la densidad seca no varía linealmente con (R), sino que depende de la eficiencia con que los finos ocupan los vacíos generados por el material grueso.

El volumen total de sólidos de la mezcla, V_s , corresponde a la suma entre el volumen de sólidos gruesos, V_{sg} , y el volumen de sólidos finos, V_{sf} :

$$V_s = V_{sg} + V_{sf}$$

El índice de vacíos total de la mezcla, e_t , se define como la razón entre el volumen de vacíos de la mezcla, V_v , y el volumen total de sólidos, V_s :

$$e_t = \frac{V_v}{V_s}$$

La gravedad específica equivalente de la mezcla, $G_{s,\text{mix}}$, se obtiene a partir de la razón de mezcla R (con las masas secas de ambos materiales), la gravedad específica de la fracción gruesa, G_{sg} , y la gravedad específica de la fracción fina, G_{sf} :

$$G_{s,\text{mix}} = \frac{R + 1}{\frac{R}{G_{sg}} + \frac{1}{G_{sf}}}$$

La densidad seca de la mezcla, ρ_d , se estima a partir de la gravedad específica equivalente de la mezcla, $G_{s,\text{mix}}$, la densidad del agua, ρ_w , y el índice de vacíos total de la mezcla, e_t :

$$\rho_d = \frac{G_{s,\text{mix}}\rho_w}{1 + e_t}$$

Estas relaciones permiten evaluar cómo varía la densidad seca en función de la razón de mezcla. En términos generales, al incorporar material fino dentro de un esqueleto granular grueso, la densidad seca aumenta progresivamente debido al relleno de vacíos. Este aumento continúa hasta alcanzar un máximo cercano al punto de llenado justo. Si se incorpora una cantidad adicional de finos, la mezcla puede pasar a estar controlada por una matriz fina continua, reduciéndose la eficiencia del empaquetamiento y, eventualmente, disminuyendo la densidad seca global.

La Figura 13 muestra la evolución típica de la densidad seca en función de la razón de mezcla para distintas condiciones de contenido de sólidos del relave y porosidad del material grueso. Se observa que la densidad seca aumenta progresivamente a medida que los finos rellenan los vacíos del esqueleto granular, alcanzando un máximo cercano a la condición de *just-filled point*. Posteriormente, al incrementarse aún más la proporción de finos, la mezcla pasa a estar controlada por la matriz de relave, reduciéndose nuevamente la densidad seca global del sistema.

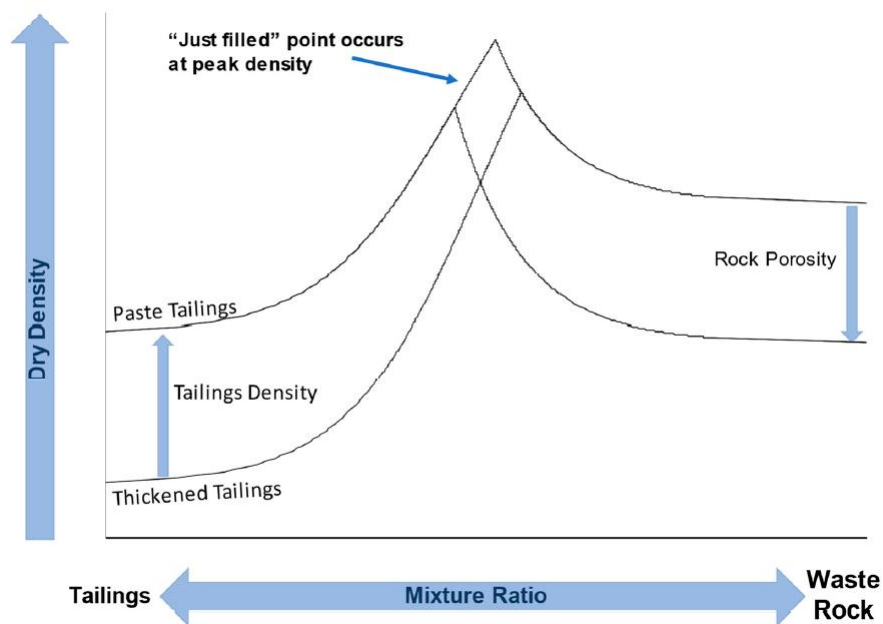


Figura 13: Evolución de la densidad seca de la mezcla en función de la razón de mezcla (R) para distintas condiciones de contenido de sólidos del relave y porosidad del material grueso. La figura muestra la existencia de una razón de mezcla óptima (R_{opt}), asociada al punto de llenado justo o just-filled point, donde se alcanza la máxima densidad seca y la mínima porosidad del sistema. Adaptado de Wickland et al. (2006).

Wickland et al. (2006) y Wilson et al. (2003) verificaron experimentalmente que esta condición óptima suele alcanzarse en mezclas con aproximadamente 30–50 % de roca por volumen, o razones másicas del orden de $R \approx 4-5$, dependiendo de la relación de tamaños, del contenido de sólidos del relave y del método de depositación utilizado, ya sea hidráulico o mecánico.

Influencia de la relación de tamaños y del método de depositación

La eficiencia del llenado de vacíos depende de la relación entre los tamaños característicos de las fracciones gruesa y fina. Cuando la diferencia de tamaños es suficientemente marcada, las partículas finas pueden introducirse dentro de los vacíos del esqueleto grueso sin impedir inicialmente los contactos entre sus partículas. Si ambas fracciones presentan tamaños demasiado próximos, la interferencia entre ellas puede reducir la eficiencia del empaquetamiento y desplazar la razón de mezcla correspondiente al llenado justo (Graton & Fraser, 1935; Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al., 2006).

La granulometría no es el único factor relevante. La forma, angularidad, rugosidad y gradación de las partículas gruesas modifican el tamaño y la geometría de los vacíos

disponibles. De igual forma, el índice de vacíos y el contenido de agua de la fracción fina condicionan el volumen que esta ocupa al ser incorporada en el esqueleto granular.

El método de preparación y depositación también influye en la estructura resultante. Una mezcla homogeneizada mecánicamente y compactada puede desarrollar una distribución espacial diferente a una mezcla depositada hidráulicamente, colocada por capas o descargada mediante equipos de transporte. Los procesos de bombeo y depositación hidráulica pueden generar clasificación granulométrica, mientras que el volteo o la colocación por capas pueden originar heterogeneidad y segregación espacial (Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al., 2006).

Jehring y Bareither (2016) señalan que el comportamiento al corte depende tanto de R como de la composición del relave y advierten que el efecto del método de mezcla requiere evaluación específica. Por esta razón, R_{opt} no debe considerarse un valor universal, sino una condición dependiente de los materiales, del procedimiento de preparación y de la escala analizada.

En depósitos *commingling*, esta consideración es fundamental, porque una proporción definida en laboratorio debe poder reproducirse razonablemente durante la construcción. La segregación puede originar sectores enriquecidos en relave, sectores dominados por estéril y trayectorias preferenciales de flujo, de modo que el depósito real podría no reproducir el comportamiento de una probeta homogénea.

En consecuencia, la estimación teórica debe complementarse con ensayos de laboratorio, pruebas de mezcla y controles constructivos destinados a verificar la composición, homogeneidad y representatividad del material colocado.

Implicancias estructurales de la razón de mezcla

Desde el punto de vista estructural, el punto de llenado justo representa una transición entre dos regímenes principales de comportamiento.

Para $R < R_{opt}$, la matriz fina es continua y las partículas gruesas actúan principalmente como inclusiones. En esta condición, propiedades como la conductividad hidráulica, la

compresibilidad y la respuesta al corte pueden estar controladas en mayor medida por el relave. No obstante, la tendencia contractiva o dilatante y la generación de presión de poros durante carga no drenada dependen también del estado inicial, la densidad, el confinamiento y la composición del relave, por lo que no deben atribuirse exclusivamente al valor de R .

Para $R \geq R_{opt}$, la fracción gruesa desarrolla una red progresivamente más continua de contactos partícula-partícula. Esta estructura puede limitar las deformaciones por consolidación y controlar una proporción creciente de la rigidez y resistencia al corte. Wickland et al. (2010) observaron, para los materiales estudiados, que las mezclas presentaron deformaciones similares a las del estéril y considerablemente menores que las del relave, mientras que su conductividad hidráulica fue del mismo orden que la del relave debido a la presencia de una matriz fina continua y saturada. Estos resultados muestran que una mezcla puede combinar un esqueleto resistente con una matriz hidráulicamente dominante.

Sin embargo, el aumento excesivo de R puede dejar una fracción importante de los vacíos del esqueleto grueso sin rellenar, incrementando la conectividad de los macroporos y la conductividad hidráulica. Además, si el relave no queda adecuadamente retenido, pueden desarrollarse procesos de segregación o movilización de finos. Zhang et al. (2020) observaron, para su sistema de materiales, una transición desde un comportamiento controlado por el relave hacia otro dominado por el esqueleto grueso al aumentar el porcentaje de roca, junto con un incremento más marcado de la permeabilidad una vez superado determinado contenido de material grueso.

En las proximidades de R_{opt} , la fracción fina ocupa una parte importante de los vacíos, mientras que la fracción gruesa comienza a desarrollar una red de contactos continua. Esta configuración puede producir una elevada eficiencia de empaquetamiento y una interacción favorable entre ambas fases. No obstante, su desempeño debe evaluarse separadamente para cada propiedad, debido a que la razón que maximiza la densidad seca no necesariamente coincide con la que maximiza la resistencia o minimiza la conductividad hidráulica.

Por consiguiente, en esta investigación R_{opt} se utiliza como referencia para interpretar la evolución de la densidad seca, el índice de vacíos, la compresibilidad, la conductividad hidráulica y la respuesta mecánica de las mezclas. La validación experimental se realiza considerando conjuntamente estas propiedades y evitando asumir, a partir del modelo volumétrico por sí solo, la existencia de un óptimo geotécnico único.

COMPORTAMIENTO GEOMECÁNICO DE MEZCLAS

Resistencia al corte drenada y no drenada

El comportamiento resistente de las mezclas de relave y estéril depende de la razón de mezcla R , de las características de sus componentes, del estado inicial y de la estructura interna desarrollada durante su preparación. En particular, la continuidad relativa de la matriz de relave y del esqueleto granular grueso condiciona la transmisión de esfuerzos, la rigidez, la dilatancia y la evolución de la presión de poros durante el corte. Por esta razón, el punto de llenado justo constituye una referencia útil para interpretar la transición entre una estructura dominada por la fracción fina y otra controlada principalmente por los contactos entre partículas gruesas (Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al., 2006; Khalili et al., 2010; Jehring & Bareither, 2016).

Cuando $R < R_{opt}$, el volumen de relave es mayor que el requerido para llenar los vacíos del esqueleto grueso. En este régimen, las partículas de estéril tienden a comportarse como inclusiones aisladas o flotantes dentro de una matriz de relave continua, por lo que la respuesta mecánica puede estar controlada en mayor medida por la granulometría, plasticidad, densidad y estado tensional de la fracción fina. Sin embargo, esta configuración no implica necesariamente una respuesta contractiva o una resistencia baja, debido a que el comportamiento volumétrico depende también de la posición del estado inicial respecto de la línea de estado crítico o estable correspondiente al material.

A medida que aumenta R , las partículas gruesas comienzan a desarrollar contactos interparticulares y a transmitir una proporción creciente de las cargas aplicadas. En las proximidades de R_{opt} , la fracción fina ocupa una parte importante de los vacíos, mientras que el esqueleto grueso alcanza una continuidad suficiente para influir significativamente en la rigidez y la resistencia de la mezcla. Esta condición representa una transición estructural, pero no necesariamente un óptimo único para todas las propiedades geotécnicas.

Jehring y Bareither (2016) evaluaron mezclas preparadas en torno a R_{opt} , utilizando un material granular triturado como estéril sintético y cuatro relaves de distinta composición.

Los autores obtuvieron ángulos de fricción efectiva de aproximadamente 37° para el material grueso, entre 34° y 41° para los relaves y entre 38° y 40° para las mezclas. En ese sistema particular, la resistencia de las mezclas fue comparable a la del estéril, aunque su respuesta esfuerzo–deformación y la evolución de la presión de poros variaron con la composición del relave, el confinamiento y la razón de mezcla. Los ensayos se efectuaron a esfuerzos efectivos de confinamiento entre 5 y 40 kPa, por lo que dichos valores no deben extrapolarse directamente a depósitos sometidos a confinamientos mayores.

Para $R > R_{\text{opt}}$, la fracción gruesa forma progresivamente una estructura continua de contactos partícula–partícula y la fracción fina deja de constituir la matriz estructural dominante. En este régimen, el comportamiento al corte tiende a estar más influenciado por la angularidad, la rugosidad, el empaquetamiento y la resistencia de las partículas de estéril. No obstante, la resistencia no aumenta indefinidamente con R , ni puede afirmarse de forma general que ϕ' sea superior a 40° , porque su valor depende de los materiales y de las condiciones de ensayo.

Khalili et al. (2010) observaron que la respuesta monotónica de mezclas granulométricamente discontinuas evolucionó con la razón de mezcla y con la formación progresiva del esqueleto grueso. De manera consistente, Jehring y Bareither (2016) concluyeron que, para $R \geq R_{\text{opt}}$, el comportamiento al corte se encontraba controlado predominantemente por el esqueleto de estéril, mientras que para $R < R_{\text{opt}}$ la composición del relave adquiriría mayor relevancia.

Bajo condiciones no drenadas, la respuesta no depende solamente de R , sino también de la tendencia volumétrica del material. Una mezcla contractiva puede desarrollar presión de poros positiva, reducir el esfuerzo medio efectivo y presentar pérdida de rigidez o resistencia. En cambio, una mezcla con tendencia dilatante puede generar una reducción de la presión de poros y un aumento transitorio del confinamiento efectivo. Por ello, el efecto de la razón de mezcla sobre la resistencia no drenada debe evaluarse mediante la evolución conjunta del esfuerzo desviador q , la presión de poros Δu , el esfuerzo medio efectivo p' y la deformación axial, evitando inferir directamente el comportamiento no drenado a partir de la resistencia drenada.

La Figura 14 compara conceptualmente la respuesta monotónica de los materiales constituyentes y de una mezcla. La figura muestra que la incorporación de material grueso puede modificar la rigidez, la resistencia y la evolución volumétrica respecto del relave; sin embargo, las curvas corresponden al sistema particular estudiado por Khalili et al. (2010) y no representan una respuesta universal para todas las mezclas WR-T.

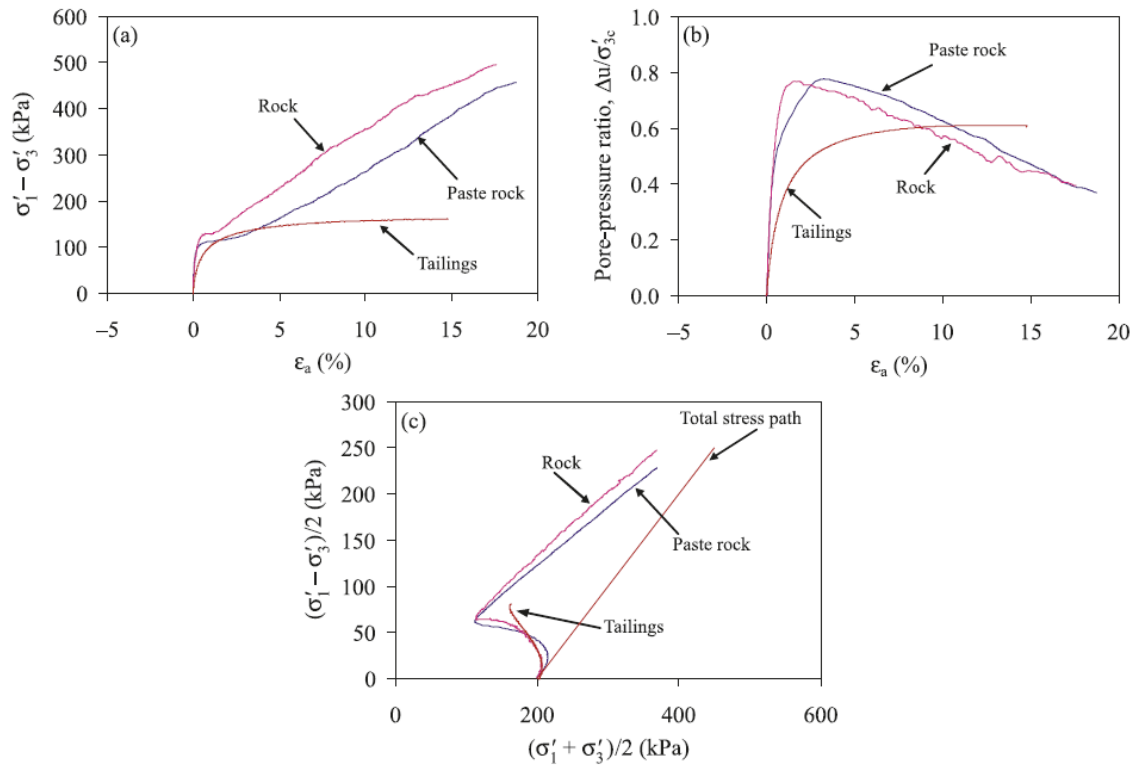


Figura 14: Comparación entre respuesta típica de rock, paste rock mix y tailings, Khalili et al., 2010.

En síntesis, la resistencia drenada y no drenada de una mezcla WR-T está controlada por la razón de mezcla, la continuidad relativa de sus fases, el estado inicial y las características de los materiales constituyentes. El punto de llenado justo constituye una referencia estructural relevante, pero no garantiza por sí solo una respuesta resistente óptima. La resistencia, la dilatancia y la generación de presión de poros deben determinarse experimentalmente para cada sistema y condición de confinamiento.

Compresibilidad

La compresibilidad de las mezclas de relave y estéril describe su deformación volumétrica frente a incrementos del esfuerzo efectivo y constituye un parámetro fundamental para estimar asentamientos, evolución de la densidad y tiempos de consolidación. Esta respuesta depende de la razón de mezcla, de la estructura de contactos desarrollada por la fracción gruesa y de la continuidad y estado de la matriz de relave.

En una mezcla donde el esqueleto de estéril conserva contactos partícula-partícula, una parte importante de la carga puede transmitirse a través de la fracción gruesa, limitando la compresión de la matriz fina. Por el contrario, cuando el volumen de relave separa las partículas gruesas y forma una matriz continua, la respuesta volumétrica tiende a estar más influenciada por la compresibilidad del relave. Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al. (2006) propusieron un modelo conceptual en el cual el esqueleto grueso y la matriz fina comparten la carga aplicada y se deforman de manera compatible.

Wickland et al. (2010) evaluaron la consolidación de relave, estéril y mezclas de ambos materiales mediante ensayos de consolidación unidimensional en probetas de aproximadamente 155 y 308 mm de diámetro, además de columnas de cerca de 1 m de diámetro y hasta 6 m de altura. Las mezclas presentaron deformaciones semejantes a las del estéril y considerablemente menores que las del relave, comportamiento atribuido a una estructura homogénea formada por partículas gruesas en contacto y una matriz de relave continua y saturada.

En los ensayos reportados por Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al. (2006), el relave alcanzó un cambio volumétrico total cercano al 50 %, mientras que el estéril presentó alrededor de 5 %. Las mezclas con razones de aproximadamente 4,4:1 y 4,8:1 mostraron cambios volumétricos del orden de 7,5 % y 8,5 %, respectivamente, evidenciando una respuesta más próxima a la del esqueleto grueso que a la del relave aislado. Los índices de compresión de las mezclas también fueron considerablemente inferiores a los obtenidos para el relave.

Los coeficientes de consolidación c_v obtenidos para las mezclas fueron, en términos generales, mayores que los del relave, lo que indica una disipación más rápida de presión de poros para las condiciones de ensayo estudiadas. Los resultados disponibles muestran diferencias próximas a un orden de magnitud, aunque c_v varió con el esfuerzo aplicado y con la estructura de cada probeta. Por esta razón, no corresponde asignar a las mezclas un intervalo universal de 10^{-3} a 10^{-4} m²/s; los resultados de Wickland et al. (2010) abarcan valores menores y variables con el nivel tensional.

La Figura 15 presenta la evolución del índice de vacíos con el esfuerzo vertical efectivo para relave, estéril y mezclas. El relave exhibe una mayor variación del índice de vacíos, mientras que las mezclas presentan deformaciones más cercanas a las observadas para el estéril.

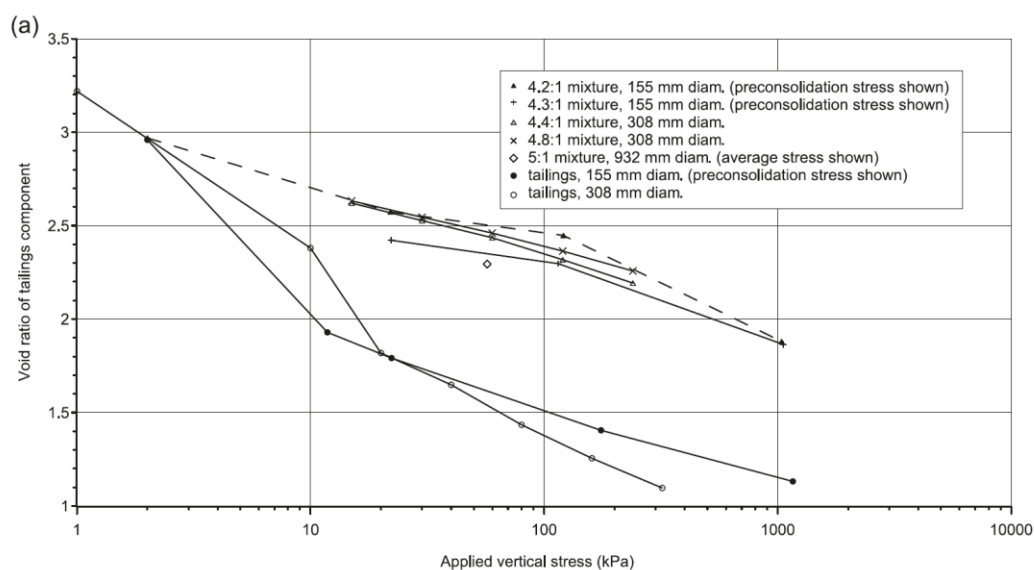


Figura 15: Curvas de consolidación unidimensional para relaves convencionales y mezclas relave-roca obtenidas mediante ensayos edométrico de 155 y 308 mm de diámetro. Las mezclas exhiben menores índices de vacíos y menor compresibilidad respecto del relave puro, evidenciando el efecto estructural del esqueleto granular grueso sobre la respuesta volumétrica del sistema. Adaptado de Wickland et al. (2010).

Para $R < R_{opt}$, la matriz fina continua puede controlar una mayor proporción de la respuesta volumétrica. En esta condición, el asentamiento y la velocidad de consolidación dependen principalmente del índice de vacíos, la conductividad hidráulica y la compresibilidad del relave. Sin embargo, no debe asumirse que toda mezcla situada bajo R_{opt} presenta necesariamente los mismos índices de compresión que un relave fino

convencional, porque la presencia de partículas gruesas puede modificar localmente el estado de esfuerzos y restringir parte de la deformación.

En las proximidades de R_{opt} , los contactos entre partículas gruesas pueden limitar la deformación de la matriz fina, mientras que el relave llena gran parte de los vacíos disponibles. Para $R > R_{opt}$, la respuesta puede aproximarse progresivamente a la del estéril; no obstante, si el contenido de relave resulta insuficiente o la mezcla se segrega, pueden quedar macrovacíos y producirse una respuesta heterogénea.

La rotura de partículas constituye otro mecanismo relevante, especialmente a esfuerzos elevados. En los ensayos de Wickland se observó cierta rotura durante la compresión de probetas que contenían estéril, aunque esta no produjo cambios importantes en las distribuciones granulométricas para el rango de esfuerzos aplicado. En materiales de estéril sometidos a presiones mayores, Bard et al. (2011) observaron un aumento significativo de la compresibilidad y de la rotura para esfuerzos medios efectivos superiores a aproximadamente 1 MPa. Esta rotura puede generar finos secundarios, modificar la estructura de contactos y reducir progresivamente la pendiente de la envolvente resistente, pero su magnitud depende de la litología, angularidad y resistencia de las partículas.

En consecuencia, la menor compresibilidad observada en algunas mezclas WR–T no debe atribuirse únicamente al aumento de la densidad seca. El mecanismo principal corresponde al desarrollo de un esqueleto grueso capaz de transmitir cargas y restringir la deformación de la matriz fina. Su efectividad depende de que la mezcla sea suficientemente homogénea y de que los contactos gruesos se mantengan bajo el rango tensional de interés.

Conductividad Hidráulica

La conductividad hidráulica k de las mezclas WR–T controla el movimiento del agua, la disipación de presión de poros y el grado de saturación del depósito. También influye en los flujos de agua y aire involucrados en los procesos de oxidación y transporte de productos disueltos. Sin embargo, una reducción de k no demuestra por sí sola una disminución de la generación de drenaje ácido, debido a que dicho proceso depende además de la mineralogía, la capacidad de neutralización y el transporte de oxígeno.

La respuesta hidráulica depende de la razón de mezcla, del índice de vacíos, de la granulometría, de la continuidad de la matriz fina y del grado de saturación. Cuando existe una matriz de relave continua, el flujo puede estar controlado principalmente por los poros de menor tamaño de esta fracción. Si el relave resulta insuficiente para llenar los vacíos del esqueleto grueso, o si se produce segregación, pueden generarse macroporos interconectados y trayectorias preferenciales de flujo.

Wickland et al. (2010) determinaron la conductividad hidráulica mediante ensayos de carga variable alternados con etapas de consolidación unidimensional. Para los ensayos hidráulicos utilizaron mezclas con razones cercanas a 4,2:1 y 4,3:1, mientras que en los ensayos de consolidación emplearon, entre otras, razones próximas a 4,4:1 y 4,8:1. También desarrollaron ensayos de consolidación por peso propio en columnas de gran escala. Los autores atribuyeron el comportamiento de las mezclas a una estructura homogénea constituida por un esqueleto grueso en contacto y una matriz continua y saturada de relave.

Para los materiales ensayados, las mezclas presentaron conductividades hidráulicas del orden de 10^{-8} m/s, similares a las del relave y cerca de siete órdenes de magnitud menores que la conductividad del estéril aislado, reportada en aproximadamente 0,3 m/s. Este resultado muestra que el esqueleto grueso puede controlar la deformación mientras la matriz fina controla el flujo, siempre que el relave se mantenga continuo y suficientemente homogéneo.

La Figura 16 relaciona la conductividad hidráulica con el índice de vacíos para el relave y las mezclas evaluadas por Wickland et al. (2010). Las mezclas presentan índices de vacíos inferiores y un intervalo relativamente acotado de k , mientras que el relave experimenta una variación volumétrica más pronunciada durante la consolidación.

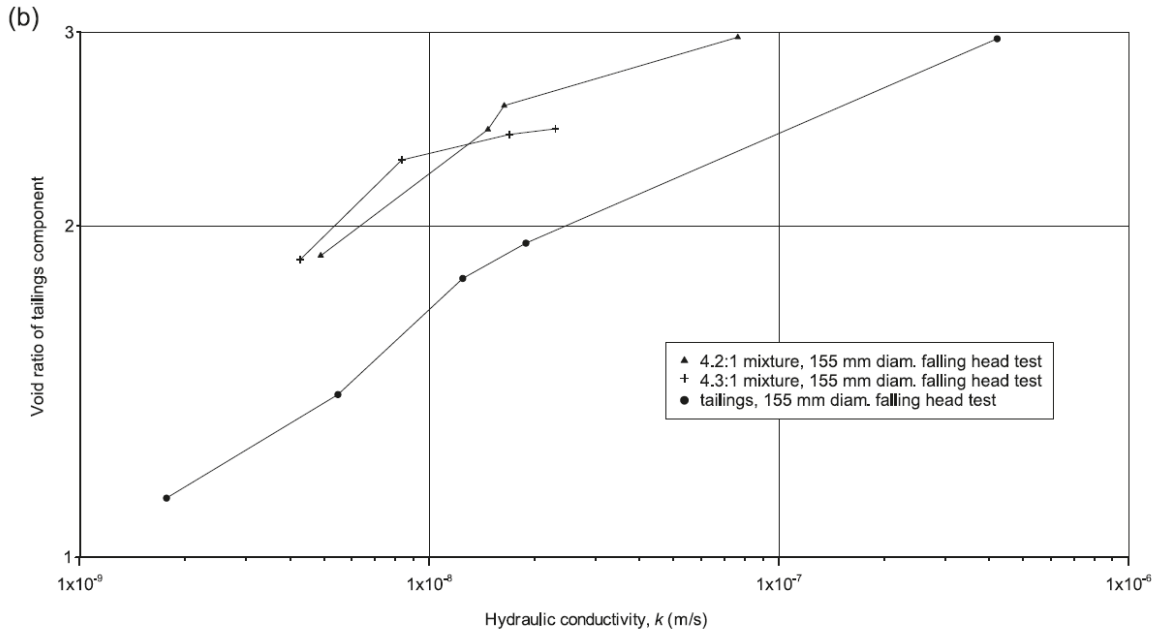


Figura 16: Relación entre conductividad hidráulica (k) e índice de vacíos (e) para relaves convencionales y mezclas relave-roca obtenidas mediante ensayos de carga variable (falling-head tests). Las mezclas cercanas al punto de llenado justo exhiben menores índices de vacíos y conductividades hidráulicas relativamente bajas respecto del estéril granular; evidenciando el efecto del relleno de vacíos por parte del relave fino. Adaptado de Wickland et al. (2010).

El comportamiento observado por Wickland et al. (2010) no debe generalizarse a cualquier razón de mezcla. Los autores indican que los materiales ensayados fueron preparados para generar una matriz de relave continua y saturada. Otros estudios han registrado aumentos significativos de k cuando la incorporación de partículas gruesas genera porosidad adicional junto a sus superficies o cuando se pierde la continuidad de la matriz fina.

Zhang et al. (2021) evaluaron mezclas compactadas con contenidos de roca entre 0 % y 70 % en masa seca. En su sistema, la resistencia y el ángulo de fricción aumentaron lentamente hasta aproximadamente 30 % de roca y luego crecieron con mayor rapidez. La conductividad hidráulica aumentó moderadamente hasta cerca de 50 % de roca y posteriormente presentó un incremento más marcado, asociado a la formación de una estructura gruesa continua. Los autores también observaron movilización de relave desde los vacíos del esqueleto cuando la conductividad alcanzó valores elevados. Estos umbrales corresponden exclusivamente a los materiales y condiciones de ese estudio y no deben interpretarse como límites universales.

Bajo condiciones no saturadas, la distribución de agua depende de la curva de retención y de la continuidad de las fases líquida y gaseosa. Wickland, Wilson, Fredlund y Wijewickreme (2006) observaron que las mezclas podían conservar un valor de entrada de aire relativamente alto y permanecer saturadas durante un intervalo de succión mayor que el estéril aislado, comportamiento atribuido a la presencia de la matriz fina. Este resultado contradice la afirmación de que las mezclas presentaban necesariamente un bajo valor de entrada de aire.

La retención de agua y la baja conductividad hidráulica pueden limitar los flujos de agua y aire respecto de un botadero convencional de estéril. No obstante, estos antecedentes representan efectos hidráulicos potencialmente favorables y no constituyen una demostración directa de reducción de oxidación de sulfuros o generación de drenaje ácido.

En síntesis, la conductividad hidráulica de las mezclas WR–T depende de cuál de sus fases desarrolla continuidad hidráulica. Una mezcla puede presentar deformaciones controladas por el esqueleto grueso y, simultáneamente, una conductividad controlada por la matriz de relave. Cuando esta matriz pierde continuidad, debido a un contenido insuficiente de relave o a segregación, k puede aumentar rápidamente. Por ello, el punto de llenado justo constituye una referencia volumétrica útil, pero la conductividad debe medirse para cada razón de mezcla, estado de compactación y condición de saturación.

DEFINICION DEL PROGRAMA EXPERIMENTAL

Introducción

El presente capítulo define el programa experimental desarrollado para estudiar el comportamiento hidromeccánico de mezclas de estéril de mina y arena de relave cicloneado en el contexto de una metodología de disposición conjunta tipo *commingling*. El programa se fundamenta en la teoría de mezclas aplicada a materiales con granulometría discontinua y en la interacción estructural entre una fracción gruesa, capaz de desarrollar un esqueleto resistente, y una fracción de menor tamaño, capaz de ocupar parcial o totalmente los vacíos existentes entre las partículas gruesas.

Los materiales utilizados provienen de una única operación minera ubicada en Perú y fueron enviados a la Universidad Técnica Federico Santa María para la ejecución de la campaña experimental. Los materiales recibidos corresponden a estéril de mina, relave integral y arena de relave cicloneado. No obstante, las mezclas estudiadas se confeccionaron específicamente con estéril de mina, denominado en adelante WR, y arena de relave cicloneado, denominada en adelante T.

El WR corresponde a un material granular grueso constituido principalmente por partículas angulares de tamaño grava, mientras que T corresponde a una arena de relave cicloneado con aproximadamente 20 % de finos. En consecuencia, T constituye la fracción relativamente fina del sistema WR-T, aunque granulométricamente corresponde a una arena limosa y no a un relave predominantemente fino.

El relave integral no se utilizó en la confección de MR2, MR3 y MR4. Este material fue incorporado como referencia comparativa en los ensayos triaxiales CIU desarrollados para el relave. Por consiguiente, sus resultados deben analizarse separadamente y no deben emplearse como el extremo $R = 0$ de relaciones continuas construidas para el sistema WR-T, debido a que su composición granulométrica no corresponde a la de T. En particular, no se dispone de un extremo triaxial compuesto exclusivamente por la arena cicloneada T, lo que constituye una limitación para la interpretación de la evolución resistente entre la fracción fina y las mezclas.

La investigación corresponde, por tanto, a un estudio de caso de un único sistema WR–T, definido por las granulometrías, propiedades físicas y condiciones de preparación particulares de ambos materiales. Los resultados permiten analizar la respuesta de este sistema y compararla con antecedentes de otras mezclas, pero no deben interpretarse como propiedades universales de los depósitos contruidos mediante *commingling*.

El enfoque experimental considera la existencia de una condición denominada punto de llenado justo o *just-filled point*, asociada a una razón teórica R_{opt} , en la cual T ocupa aproximadamente los vacíos disponibles dentro del esqueleto granular del WR, sin separar significativamente los contactos entre partículas gruesas. En las proximidades de esta condición se espera alcanzar una elevada eficiencia volumétrica de empaquetamiento, representada por una densidad seca máxima o cercana a la máxima y una relación de vacíos global mínima (Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al., 2006).

La razón de llenado justo no corresponde a un valor universal, sino que depende de las propiedades y estados de preparación de cada combinación de estéril y relave. Entre las variables relevantes se encuentran la relación de vacíos inicial del WR, la densidad seca y relación de vacíos de T, las gravedades específicas, las granulometrías y la relación entre los tamaños de ambas fracciones.

En la presente investigación se obtuvo una razón teórica de $R_{opt} = 2,10$. En contraste, Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al. (2006) confeccionaron mezclas próximas al llenado justo con razones máscas cercanas a $R = 4-5$, dependiendo del contenido de sólidos del relave y de la condición de preparación. La diferencia entre ambos sistemas es coherente con sus distintas relaciones de fase, granulometrías, gravedades específicas y estados de colocación, y no representa una contradicción de la teoría de mezclas.

En el sistema estudiado, T presenta una granulometría más gruesa y una densidad seca de preparación mayor que los relaves finos utilizados en algunos estudios previos. En consecuencia, las relaciones masa–volumen indican que se requiere una mayor masa de T para ocupar un determinado volumen de vacíos del WR, lo que se traduce en una razón M_{WR}/M_T menor.

El programa experimental comprende ensayos de resistencia al corte drenados y no drenados, consolidación unidimensional e isotrópica, conductividad hidráulica saturada y caracterización hidráulica no saturada. Estas determinaciones permiten evaluar cómo la razón de mezcla modifica la resistencia, deformabilidad, estructura de vacíos, capacidad de flujo de agua y retención hídrica del sistema.

Los ensayos hidráulicos presentan una relación indirecta con la problemática del drenaje ácido de roca, dado que la infiltración, el grado de saturación y la continuidad de las fases líquida y gaseosa pueden influir en el transporte de agua, oxígeno y solutos. Sin embargo, el programa no incluye caracterización mineralógica o geoquímica, balances ácido–base, mediciones de pH, sulfatos o metales disueltos ni evaluaciones directas del transporte o consumo de oxígeno. En consecuencia, los ensayos no permiten cuantificar la generación de drenaje ácido, sino únicamente caracterizar condiciones hidrogeotécnicas que podrían influir indirectamente en su ocurrencia y migración.

El programa experimental se estructura en tres etapas. En primer lugar, se realiza la caracterización básica de los materiales constituyentes. En segundo lugar, se estima la razón teórica asociada al punto de llenado justo y se contrasta su consistencia con las densidades medidas en las mezclas seleccionadas. Finalmente, se evalúa la influencia de la razón de mezcla sobre la respuesta resistente, compresible e hidráulica de los materiales y configuraciones estudiadas.

Caracterización básica de materiales

La caracterización básica tiene por objetivo determinar las propiedades índice del estéril de mina WR y de la arena de relave cicloneado T. Estos ensayos permiten clasificar geotécnicamente los materiales, establecer relaciones masa–volumen y definir condiciones reproducibles para la preparación de probetas.

Los ensayos considerados incluyen contenido de humedad, distribución granulométrica, gravedad específica de partículas sólidas, densidades índice máxima y mínima, compactación Proctor Modificado, límites de Atterberg y clasificación mediante el Sistema Unificado de Clasificación de Suelos, USCS según se indica en la Tabla 1.

La distribución granulométrica permite cuantificar la separación de tamaños entre WR y T; la gravedad específica proporciona las variables requeridas para el análisis volumétrico; y las densidades índice permiten caracterizar condiciones de empaquetamiento de referencia. No obstante, debido a la granulometría discontinua de las mezclas y al tamaño máximo del WR, las densidades índice y la densidad relativa se utilizan como antecedentes comparativos y no como descriptores absolutos del estado. Las condiciones de preparación se informan principalmente mediante la densidad seca ρ_d y la relación de vacíos e .

Tabla 1. Ensayos de caracterización básica aplicados a los materiales puros.

Ensayo	Parámetro obtenido	Norma de referencia	WR	T
Contenido de humedad	w_0	ASTM D2216	X	X
Distribución granulométrica por tamizado	$D_{max}, D_{10}, D_{30}, D_{50}, D_{60}$ C_u, C_c ; % grava, arena, finos	ASTM D6913 / ASTM D422	X	X
Distribución granulométrica por hidrómetro	Fracción fina, limo y arcilla	ASTM D7928 / ASTM D422		X
Gravedad específica de sólidos	G_s	ASTM D854 / ASTM C127	X	X
Densidad máxima	$e_{min}, \rho_{d,max}$	ASTM D4253	X	X
Densidad mínima	$e_{max}, \rho_{d,min}$	ASTM D4254	X	X
Compactación Proctor Modificado	$\rho_{d,max}, w_{opt}$	ASTM D1557		X
Límites de Atterberg	LL, LP, IP	ASTM D4318		X
Clasificación USCS	Grupo geotécnico USCS	ASTM D2487	X	X

Definición y validación de razones de mezcla

La razón de mezcla R se define como la relación entre la masa seca de estéril de mina y la masa seca de arena de relave cicloneado:

$$R = \frac{M_{WR}}{M_T}$$

donde M_{WR} corresponde a la masa seca de WR y M_T a la masa seca de T. Esta definición es consistente con la utilizada en estudios de mezclas de estéril y relave, donde la composición se expresa como la razón entre la masa seca de material grueso y la masa seca de relave (Wickland, Wilson, Wijewickreme, et al., 2006).

La teoría de mezclas se aplica considerando que WR constituye la fracción gruesa y que T representa la fracción de menor tamaño capaz de ocupar los vacíos del esqueleto granular. Para $R < R_{opt}$, el volumen de T supera progresivamente el requerido para el llenado de los vacíos y las partículas de WR tienden a comportarse como inclusiones dentro de una matriz continua. Para $R > R_{opt}$, el contenido de T disminuye y la estructura pasa a estar progresivamente controlada por el esqueleto de WR.

La estimación de R_{opt} se realizó mediante las relaciones volumétricas desarrolladas en el capítulo de teoría de mezclas, considerando las masas secas, gravedades específicas, densidades secas y relaciones de vacíos de los materiales. Para WR se adoptó una condición de preparación reproducible mediante depositación gravitacional y apisonado ligero, mientras que para T se utilizaron como referencia su densidad seca de preparación y los resultados de compactación.

A partir de estas relaciones se obtuvo:

$$R_{opt} = 2,10$$

Sobre la base de esta estimación se seleccionaron las mezclas indicadas en la Tabla 2.

Tabla 2. Mezclas seleccionadas para el programa experimental.

Nomenclatura	Razón de mezcla (R)	Descripción
MR2	2	Mezcla cercana a la condición óptima teórica o punto de llenado justo
MR3	3	Mezcla con mayor participación relativa del esqueleto granular grueso
MR4	4	Mezcla dominada en mayor medida por la fracción gruesa de WR

MR2 se encuentra ligeramente bajo la estimación teórica, mientras MR3 y MR4 se ubican por encima. El programa permite, por tanto, estudiar una condición próxima al punto de llenado justo y la rama progresivamente dominada por la fracción gruesa.

Sin embargo, no se confeccionaron mezclas dentro del intervalo $0 < R < 2$. En consecuencia, el máximo de densidad no se encuentra acotado experimentalmente por ambos lados y no es posible establecer una determinación experimental exacta de R_{opt} . La comparación se limita a evaluar la consistencia de la estimación teórica dentro de las razones seleccionadas.

Una vez definidas, MR2, MR3 y MR4 fueron confeccionadas y caracterizadas mediante distribución granulométrica, gravedad específica equivalente y densidades índice máxima y mínima.

Tabla 3. Ensayos de validación aplicados a las mezclas seleccionadas.

Ensayo	Parámetro obtenido	Norma de referencia	WR	T
Distribución granulométrica por tamizado	$D_{max}, D_{10}, D_{30}, D_{50}, D_{60}$ C_u, C_c ; % grava, arena, finos	ASTM D6913 / ASTM D422	X	X
Gravedad específica de sólidos	G_s	ASTM D854 / ASTM C127	X	X
Densidad máxima	$e_{max}, \rho_{d,max}$	ASTM D4253	X	X
Densidad mínima	$e_{min}, \rho_{d,min}$	ASTM D4254	X	X

La validación se realiza comparando las densidades secas estimadas teóricamente con las obtenidas experimentalmente para MR2, MR3 y MR4. Para cada mezcla se determina el error relativo:

$$E_{\rho_d} = \left| \frac{\rho_{d,exp} - \rho_{d,teo}}{\rho_{d,teo}} \right| \times 100$$

Se adopta como criterio operativo una diferencia máxima de 10 %. Este valor considera la variabilidad asociada a la preparación y medición de materiales granulares gruesos y

angulares, particularmente del WR utilizado, cuyo tamaño máximo es cercano a 25,4 mm. La experiencia previa del laboratorio con materiales de características semejantes ha mostrado diferencias del orden de 8 % entre determinaciones consecutivas, asociadas al reacomodo y orientación de las partículas, la segregación local y el efecto del tamaño máximo respecto de las dimensiones del equipo. Este valor se utiliza como criterio específico del programa experimental y no como una tolerancia universal.

La validación no se limita a verificar el cumplimiento del umbral de 10 %. También se analiza si la curva teórica reproduce la tendencia de las densidades experimentales y, particularmente, si predice adecuadamente la posición del máximo dentro del intervalo estudiado. Se considera que existe una consistencia satisfactoria cuando:

- los errores individuales de MR2, MR3 y MR4 no superan el 8 %
- la tendencia experimental es coherente con la curva teórica
- la mayor densidad seca entre las mezclas ensayadas se obtiene en MR2, próxima a $R_{\text{opt}} = 2,10$

De esta manera, la comparación permite evaluar la capacidad del modelo para representar la posición aproximada del máximo y los regímenes estructurales de las mezclas seleccionadas. No obstante, debido a la ausencia de mezclas con $R < 2$, el resultado debe interpretarse como una validación parcial y específica del sistema WR–T estudiado.

Sobre la base de este análisis, MR2, MR3 y MR4 se adoptan como configuraciones representativas para evaluar la influencia de la razón de mezcla sobre el comportamiento resistente, compresible e hidráulico del sistema.

Ensayos de comportamiento hidromecánico

Los ensayos de comportamiento hidromecánico tienen por objetivo evaluar cómo la razón de mezcla, (R), afecta las propiedades resistentes, compresibles e hidráulicas del sistema WR–T. Para ello, se considera una matriz de ensayos aplicada a los materiales puros, WR y T, y a las mezclas MR2, MR3 y MR4.

Esta etapa busca responder tres preguntas principales: cómo varía la resistencia al corte drenada y no drenada al aumentar la participación relativa de WR; cómo cambia la compresibilidad de las mezclas bajo estados de carga unidimensional e isotrópica; y cómo se modifica la conductividad hidráulica saturada al pasar desde materiales puros hacia mezclas con distinta proporción de fracción gruesa y fina.

Los ensayos considerados corresponden a ensayos triaxiales consolidados isotrópicamente drenados y no drenados, ensayos de consolidación unidimensional, ensayos de consolidación isotrópica y ensayos de conductividad hidráulica en permeámetros de pared rígida y pared flexible. En conjunto, estos ensayos permiten caracterizar la respuesta hidromecánica de los materiales bajo condiciones controladas de confinamiento, drenaje, saturación y carga.

Especificaciones de ensayo triaxial de 150X300 mm

Para la evaluación del comportamiento mecánico de las mezclas relave-estéril se utilizaron ensayos triaxiales de gran escala sobre probetas cilíndricas de 150 mm de diámetro y 300 mm de altura. El uso de muestras de gran tamaño permitió mantener una adecuada relación entre el diámetro de la probeta y el tamaño máximo de partícula del estéril, minimizando efectos de escala y mejorando la representatividad del material granular grueso.

La preparación de las probetas se realizó utilizando el molde bipartido mostrado en la Figura 17. El sistema consiste en un molde cilíndrico desmontable diseñado para facilitar la fabricación y extracción de probetas de gran tamaño sin alterar significativamente su estructura interna. Las muestras fueron preparadas mediante depositación en seis capas sucesivas uniformemente distribuidas dentro del molde, controlando la masa total requerida para alcanzar la densidad objetivo previamente definida para cada mezcla. Cada capa fue suavemente apisonada con el objetivo de homogenizar la distribución espacial del material y reproducir condiciones representativas de depositación por volteo sin compactación mecánica adicional. El contenido de humedad utilizado durante la preparación de las probetas varió entre aproximadamente 5 y 10%, dependiendo de la mezcla estudiada.

La Figura 17(a) muestra el molde utilizado durante el proceso de fabricación de la probeta. Debido al bajo contenido de humedad y al carácter granular del material, las muestras no presentaban suficiente cohesión para mantenerse estables durante el proceso de instalación dentro de la cámara triaxial. Por esta razón, una vez instalada la membrana en la parte superior e inferior de la muestra, se aplicó una succión inicial mediante vacío interno con el objetivo de estabilizar temporalmente la matriz granular del suelo antes de retirar el molde perimetral.

En la Figura 17(b) se muestra la probeta instalada sobre el pedestal inferior de la cámara triaxial con vacío aplicado a la membrana previo al retiro del molde perimetral. Posteriormente, el molde desmontable fue retirado cuidadosamente manteniendo la succión aplicada, permitiendo conservar la geometría de la muestra durante el proceso de montaje. La Figura 17(c) muestra la probeta completamente liberada del molde y estabilizada únicamente mediante vacío interno previo al cierre de la cámara y llenado con agua.

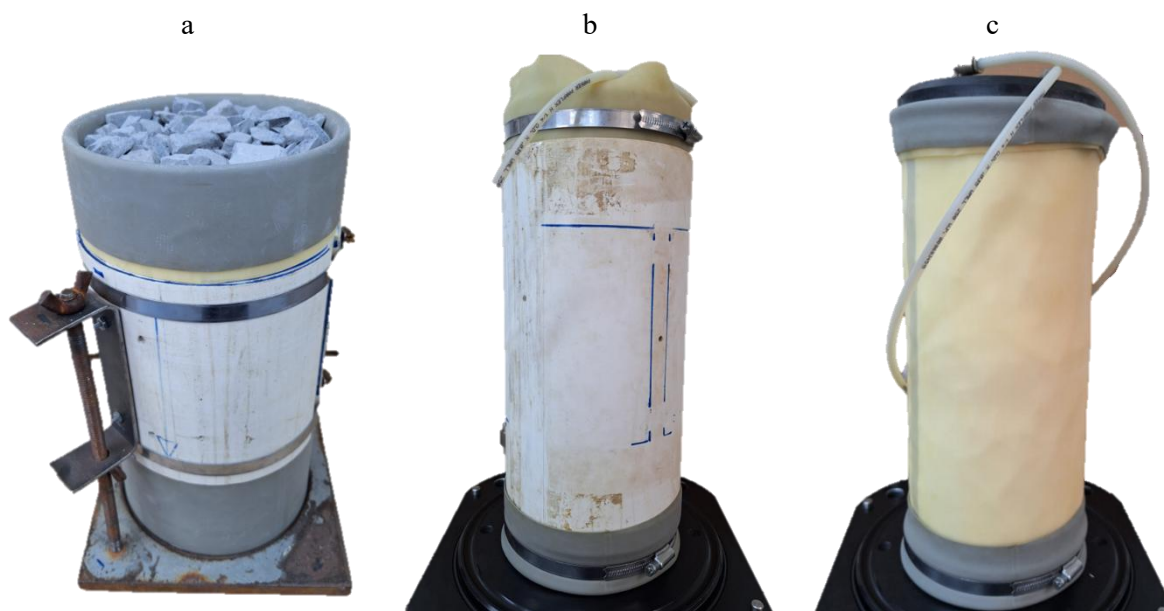


Figura 17: Procedimiento de preparación e instalación de probetas triaxiales de gran escala. (a) Molde bipartido utilizado para la fabricación de probetas de 150 mm de diámetro y 300 mm de altura mediante compactación en seis capas sucesivas. (b) Aplicación de vacío a la membrana previo al retiro del molde perimetral para estabilizar temporalmente la muestra. (c) Probeta estabilizada únicamente mediante succión interna posterior al retiro completo del molde desmontable.

Los ensayos fueron desarrollados utilizando el sistema triaxial servo-controlado GDS mostrado en la Figura 18. El equipo considera una prensa axial y una celda de carga de 50

kN de capacidad máxima, además de una cámara triaxial con capacidad de confinamiento de hasta 2000 kPa. La presión de cámara (*cell pressure*) y la contrapresión (*back pressure*) fueron controladas mediante controladores GDS Enterprise de 2 MPa y 1 MPa respectivamente, ambos con resolución de 1 kPa. Adicionalmente, el sistema incorpora un sensor de presión de poros de 1 MPa y un LVDT externo de 40 mm de recorrido para la medición continua de deformaciones axiales.



Figura 18: Sistema triaxial servo-controlado GDS utilizado para los ensayos CIU de gran escala sobre mezclas relave-estéril. El sistema considera una cámara triaxial de gran tamaño equipada con controladores automáticos de presión, celda de carga axial, sensor de presión de poros y monitoreo continuo de deformaciones.

Posteriormente, las probetas fueron saturadas mediante incremento progresivo de contrapresión (*back pressure saturation*), verificando el grado de saturación mediante el parámetro B de Skempton. Debido a la alta resolución de los controladores utilizados, fue posible monitorear con precisión la respuesta de presión de poros durante el proceso de saturación. En general, se adoptó como criterio de aceptación un valor de $B \geq 0.95$,

asegurando condiciones cercanas a saturación completa antes del inicio de la etapa de consolidación.

Una vez alcanzada la saturación objetivo, las muestras fueron consolidadas isotrópicamente bajo confinamientos efectivos de 100, 200, 400 y 600 kPa, dependiendo del tipo de ensayo desarrollado. Posteriormente, se ejecutaron ensayos consolidados-no drenados (CIU) y drenados (CID) bajo condición controlada por deformación axial. Durante los ensayos se registró continuamente la evolución de carga axial, deformación axial, cambio volumétrico y presión de poros mediante el sistema de adquisición integrado del equipo GDS.

Especificaciones de ensayo de consolidación unidimensional de 305 mm

Para la medición de la consolidación unidimensional de mezclas relave-estéril se utilizó el sistema edométrico de gran escala mostrado en la Figura 19. El equipo consiste en un molde cilíndrico de acero de 305 mm de diámetro interno y una altura máxima de muestra cercana a 230 mm, permitiendo ensayar probetas de gran volumen y mantener una adecuada representatividad geométrica respecto al tamaño máximo de partícula del estéril de mina.



Figura 19: Sistema edométrico de gran escala utilizado para los ensayos de consolidación unidimensional sobre mezclas relave-estéril. El sistema considera un molde cilíndrico de 305 mm de diámetro, carga axial aplicada mediante cilindro hidráulico y monitoreo de deformaciones verticales mediante cuatro LVDTs distribuidos perimetralmente.

La preparación de las probetas se realizó en seco mediante depositación en cinco capas sucesivas uniformemente distribuidas sobre la base del cilindro de consolidación. Cada capa fue suavemente apisonada con el objetivo de homogenizar la distribución espacial del material y alcanzar la densidad objetivo previamente definida para cada mezcla. Este procedimiento buscó reproducir condiciones representativas de depositación por volteo sin compactación mecánica adicional.

Una vez depositado el volumen total de material, se instaló la placa superior (*top cap*) y posteriormente el cilindro hidráulico de carga. Luego, el sistema rígido de reacción fue descendido de manera de minimizar el recorrido libre del cilindro hidráulico durante la aplicación de carga. Finalmente, se instalaron los cuatro LVDTs utilizados para la medición de deformaciones verticales y se definieron las condiciones iniciales de referencia, ajustando los valores de cero tanto de los transductores de desplazamiento como de la celda de carga antes del inicio de cada ensayo.

La carga vertical fue aplicada mediante un cilindro hidráulico accionado manualmente y conectado a un sistema de reacción de alta rigidez, mientras que la fuerza axial fue medida mediante una celda de carga de 200 kN de capacidad máxima. Las deformaciones verticales fueron monitoreadas utilizando cuatro LVDTs distribuidos uniformemente sobre el perímetro superior del sistema, definiéndose la deformación axial como el promedio de las mediciones registradas por los cuatro transductores. Esta configuración permitió controlar posibles deformaciones diferenciales o rotaciones locales de la placa superior durante el proceso de consolidación.

El sistema permitió aplicar confinamientos verticales de hasta 2400 kPa, cubriendo rangos de esfuerzos representativos para depósitos de residuos mineros de gran altura. El programa de carga fue definido mediante incrementos progresivos de esfuerzo vertical, duplicando aproximadamente la carga aplicada en cada etapa hasta alcanzar el confinamiento máximo definido. La duración de cada incremento de carga dependió del tipo de material y de la velocidad de consolidación observada durante el ensayo, manteniéndose generalmente entre 8 y 24 horas por etapa. En materiales con mayor contenido de finos o menor conductividad hidráulica se utilizaron tiempos de estabilización más prolongados, mientras que en

mezclas dominadas por el esqueleto granular grueso los tiempos de consolidación tendieron a ser menores debido a una disipación más rápida de presiones de poro.

Durante los ensayos se registró continuamente la evolución de carga y deformación vertical, permitiendo construir curvas de consolidación unidimensional y evaluar parámetros como índice de compresión (C_c), índice de recompresión (C_s) y deformaciones volumétricas bajo distintos niveles de confinamiento.

La adquisición y visualización de datos se realizó mediante un sistema National Instruments (NI) conectado a una interfaz desarrollada específicamente para esta investigación. En la Figura 20 se muestra un ejemplo de la interfaz utilizada para el monitoreo en tiempo real de los ensayos, donde se visualiza la carga aplicada, los desplazamientos individuales registrados por cada LVDT y la deformación vertical promedio de la muestra. Adicionalmente, el sistema permitió almacenar automáticamente la información experimental para su posterior procesamiento y análisis.

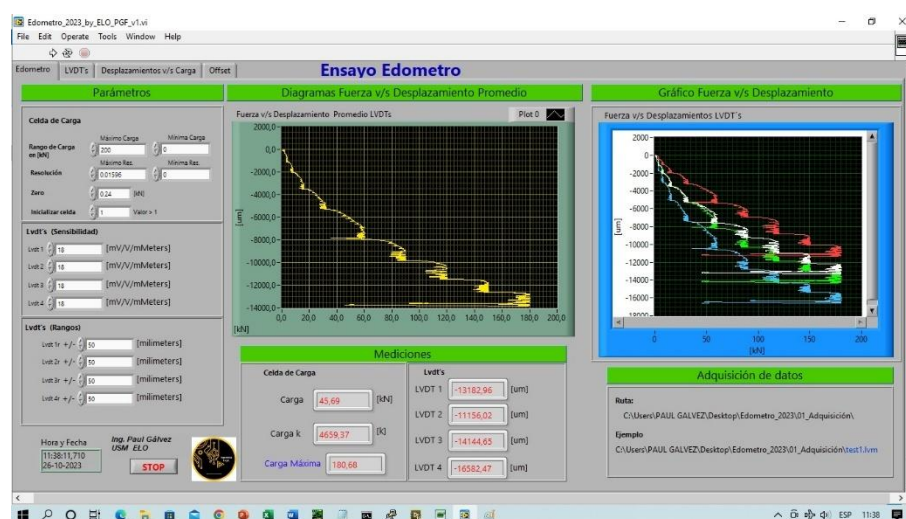


Figura 20: Interfaz de adquisición y monitoreo desarrollada en National Instruments (NI) para el control de los ensayos de consolidación unidimensional. El sistema permite visualizar en tiempo real la carga aplicada, los desplazamientos individuales registrados por cada LVDT y la deformación vertical promedio de la muestra durante el ensayo.

Debido a que el sistema operaba mediante control manual de presión hidráulica, fue necesario realizar verificaciones periódicas para mantener la trayectoria de carga definida durante cada etapa de consolidación, particularmente en ensayos de larga duración. En algunos casos se observaron pérdidas parciales de presión durante períodos prolongados,

las cuales fueron posteriormente recuperadas para continuar con la secuencia de carga establecida.

La utilización de un sistema edométrico de gran escala permitió además evaluar fenómenos particulares asociados al comportamiento de materiales granulares gruesos y mezclas *commingling*, tales como rotura de partículas, reacomodo estructural y evolución granulométrica bajo altos niveles de confinamiento, aspectos que posteriormente fueron comparados mediante análisis granulométricos pre y post ensayo.

Lineamientos generales de confección de probetas

La confección de las probetas se realizó mediante apisonado húmedo, controlando la razón de mezcla, la humedad de preparación y la densidad seca inicial. Para las mezclas MR2, MR3 y MR4, las masas de WR y T se determinaron según la proporción correspondiente, se mezclaron previamente y se colocaron en capas sucesivas con una energía de apisonado controlada.

No se utilizó el método de desplazamiento de *slurry* propuesto por Khalili y Wijewickreme (2008), debido a que el material T corresponde a una arena de relave cicloneado con aproximadamente 20 % de finos. Su fracción predominantemente arenosa sedimenta rápidamente, dificultando la preparación de una pulpa estable y su distribución homogénea dentro de los vacíos del WR. Este método resulta más apropiado para relaves con mayor contenido de partículas limosas o arcillosas, capaces de permanecer en suspensión durante más tiempo.

Además, su aplicación habría requerido incorporar la pulpa por etapas, esperar su sedimentación, retirar el agua sobrenadante y repetir el procedimiento, aumentando considerablemente los tiempos de preparación de los ensayos triaxiales y de conductividad hidráulica. Por estas razones, se adoptó el apisonado húmedo como un procedimiento reproducible y compatible con las condiciones granulométricas del material y con las restricciones logísticas del programa experimental. La posible segregación o redistribución

Programa de ensayos triaxiales

Los ensayos triaxiales se desarrollaron para evaluar la resistencia al corte, la respuesta tensión-deformación, la tendencia contractiva o dilatante, la generación de presión de poros y las trayectorias de esfuerzos efectivos de los materiales puros y de las mezclas seleccionadas.

Para el WR se ejecutaron cuatro ensayos consolidados isotrópicamente drenados (CID) y cuatro ensayos consolidados isotrópicamente no drenados (CIU), bajo confinamientos efectivos de 100, 200, 400 y 600 kPa. Para el material T y las mezclas MR2, MR3 y MR4 se consideraron dos condiciones extremas de confinamiento efectivo, correspondientes a 100 y 600 kPa, tanto en condición drenada como no drenada. En consecuencia, para cada uno de estos materiales se realizaron dos ensayos CID y dos ensayos CIU. El programa completo se resume en la Tabla 4.

Tabla 4. Programa de ensayos triaxiales.

Material	(R)	Ensayos CID	Confinamientos [kPa]	Ensayos CIU	Confinamientos [kPa]	Norma de referencia
T	—	2	100, 600	2	100, 600	ASTM D7181 / ASTM D4767
WR	—	4	100, 200, 400, 600	4	100, 200, 400, 600	ASTM D7181 / ASTM D4767
MR2	2	2	100, 600	2	100, 600	ASTM D7181 / ASTM D4767
MR3	3	2	100, 600	2	100, 600	ASTM D7181 / ASTM D4767
MR4	4	2	100, 600	2	100, 600	ASTM D7181 / ASTM D4767

Los ensayos CID permitieron determinar los parámetros efectivos de resistencia y evaluar la evolución de la deformación volumétrica durante el corte. Por su parte, los ensayos CIU permitieron analizar la generación de presión de poros, la evolución de las trayectorias de esfuerzos efectivos y la posible pérdida de resistencia asociada a una respuesta contractiva. En conjunto, ambos tipos de ensayo permitieron comparar el comportamiento de los materiales puros y de las mezclas, y evaluar la influencia de la razón de mezcla sobre su respuesta mecánica.

Los estados terminales obtenidos en los ensayos CID y CIU se utilizaron además para estimar la línea de estado crítico en el espacio $e - \log p'$. Para el WR, la disponibilidad de cuatro niveles de confinamiento proporciona una base experimental más amplia. En cambio, para el material T y las mezclas MR2, MR3 y MR4, la estimación se basa en hasta cuatro estados terminales provenientes de ensayos drenados y no drenados ejecutados únicamente a confinamientos iniciales de 100 y 600 kPa.

Esta configuración responde a las restricciones de tiempo de ejecución y disponibilidad de material del programa experimental. Por ello, las líneas obtenidas para T y las mezclas se interpretan como tendencias preliminares de estado crítico, útiles para comparar materiales, pero insuficientes para verificar de manera robusta la pendiente, la posible curvatura o la unicidad de la línea. Solo se consideran representativos los puntos en que se observa una estabilización conjunta del esfuerzo desviador, el esfuerzo medio efectivo y la respuesta volumétrica o de presión de poros.

Para complementar este análisis, el estado inicial de cada probeta se representa respecto de la línea de estado crítico y se calcula el parámetro de estado:

$$\psi = e_{\text{inicial}} - e_{\text{CSL}}(p'_{\text{inicial}})$$

La interpretación de la tendencia contractiva o dilatante y de la susceptibilidad relativa a licuefacción se realiza a partir de ψ , en conjunto con la generación de presión de poros en los ensayos CIU y la deformación volumétrica en los ensayos CID. Debido a la cantidad limitada de confinamientos, estas conclusiones se presentan como comparaciones relativas entre los materiales estudiados y no como una evaluación definitiva de susceptibilidad a licuefacción.

Programa de ensayos de consolidación unidimensional

Los ensayos de consolidación unidimensional tienen por objetivo evaluar la compresibilidad, la deformación vertical y la evolución del índice de vacíos de los materiales puros y mezclas bajo carga vertical confinada lateralmente. Estos ensayos permiten estudiar la respuesta de los materiales frente a incrementos progresivos de

esfuerzo vertical, condición relevante para depósitos de gran altura donde los materiales pueden quedar sometidos a altos niveles de confinamiento.

Se considera un ensayo edométrico por cada material puro y mezcla seleccionada, es decir, un total de cinco ensayos: T, WR, MR2, MR3 y MR4.

Tabla 5. Programa de ensayos de consolidación unidimensional.

Material	(R)	Número de ensayos	Parámetros obtenidos	Norma de referencia
T	—	1	$e, \Delta H, \varepsilon_v, C_c, C_r$	ASTM D2435
WR	—	1	$e, \Delta H, \varepsilon_v, C_c$	ASTM D2435, procedimiento adaptado a gran escala
MR2	2	1	$e, \Delta H, \varepsilon_v, C_c$	ASTM D2435, procedimiento adaptado a gran escala
MR3	3	1	$e, \Delta H, \varepsilon_v, C_c$	ASTM D2435, procedimiento adaptado a gran escala
MR4	4	1	$e, \Delta H, \varepsilon_v, C_c$	ASTM D2435, procedimiento adaptado a gran escala

Los resultados de estos ensayos permiten comparar la respuesta compresible del relave, del estéril y de las mezclas. Además, permiten identificar si el comportamiento de las mezclas se aproxima al del material grueso, al del material fino o a una condición intermedia controlada por la interacción entre ambas fracciones.

Programa de ensayos de conductividad hidráulica

Los ensayos de conductividad hidráulica tienen por objetivo evaluar la influencia de la razón de mezcla sobre la permeabilidad saturada de los materiales. La conductividad hidráulica constituye un parámetro fundamental para analizar el drenaje interno, la disipación de presión de poros y el potencial control de flujo dentro de depósitos de materiales mezclados.

Para el T y las mezclas MR2, MR3 y MR4 se consideran ensayos de conductividad hidráulica en pared flexible, debido a que esta configuración permite un mejor control de confinamiento, saturación y flujo en materiales con presencia de fracción fina. Para el WR

se consideran ensayos en pared flexible y pared rígida, debido a su mayor granulometría y permeabilidad esperada.

Tabla 6. Programa de ensayos de conductividad hidráulica.

Material	(R)	Pared flexible	Pared rígida	Parámetro obtenido	Norma de referencia
T	—	X		k_{sat}	ASTM D5084
WR	—	X	X	k_{sat}	ASTM D5084 / ASTM D2434
MR2	2	X		k_{sat}	ASTM D5084
MR3	3	X		k_{sat}	ASTM D5084
MR4	4	X		k_{sat}	ASTM D5084

Estos ensayos permiten analizar si la incorporación de relave dentro de los vacíos del WR reduce la conductividad hidráulica respecto del material grueso puro, y si el aumento de (R) genera una transición hacia condiciones de mayor permeabilidad asociadas a una estructura progresivamente dominada por el esqueleto granular grueso.

Consideraciones Experimentales En El estudio De Mezclas Estéril Relave

La caracterización geotécnica de mezclas de estéril y relave mediante ensayos de laboratorio presenta desafíos experimentales particulares asociados a la naturaleza altamente heterogénea y granular de estos materiales. A diferencia de los suelos convencionales, las mezclas *commingling* pueden desarrollar fenómenos que alteran significativamente la interpretación de los resultados experimentales, especialmente cuando se trabaja con altos contenidos de material grueso, grandes relaciones de mezcla (R) o elevados niveles de confinamiento.

Entre los fenómenos más relevantes destacan la penetración de membrana en ensayos triaxiales y la rotura de partículas bajo altos esfuerzos efectivos. Ambos procesos pueden modificar artificialmente la respuesta observada en términos de deformabilidad, compresibilidad, resistencia y permeabilidad, por lo que deben considerarse explícitamente tanto en el diseño experimental como en la interpretación de resultados. En el marco de la presente investigación, estos efectos se consideran especialmente relevantes en las mezclas con mayor participación de la fracción gruesa, debido a la presencia de vacíos

interparticulares de mayor tamaño, contactos localizados y estructuras abiertas susceptibles al reacomodo de partículas. No obstante, la magnitud de estos fenómenos debe evaluarse a partir de las condiciones particulares de cada ensayo y no únicamente de la razón de mezcla.

Asimismo, estos fenómenos interactúan directamente con otros procesos característicos del *commingling*, como la segregación de finos y la evolución microestructural de la mezcla respecto al punto de llenado justo (*just-filled point*). En consecuencia, la validación experimental de mezclas estéril-relave requiere considerar no solo las propiedades geotécnicas clásicas, sino también los mecanismos físicos asociados al comportamiento granular de materiales altamente heterométricos.

Fenómeno De Penetración De Membrana

En ensayos triaxiales realizados sobre materiales granulares gruesos o mezclas con alto contenido de estéril, es frecuente que la membrana de confinamiento penetre parcialmente en los vacíos superficiales de la probeta al aplicarse presión de cámara. Este fenómeno, conocido como *membrane penetration*, produce desplazamientos volumétricos adicionales que no corresponden realmente a deformaciones del esqueleto granular, sino al ingreso de la membrana en las cavidades externas del material. Como consecuencia, los cambios volumétricos medidos durante la consolidación o el corte pueden sobreestimarse significativamente, afectando parámetros derivados como la compresibilidad, la dilatancia, la relación de vacíos y la interpretación de trayectorias tensionales.

La Figura 21 esquematiza el fenómeno de penetración de membrana en materiales granulares durante un ensayo triaxial. Bajo el incremento de presión de confinamiento, la membrana tiende a deformarse e introducirse parcialmente dentro de los vacíos superficiales existentes entre partículas gruesas. Este desplazamiento genera un volumen aparente adicional registrado por el sistema de medición volumétrica del equipo, aun cuando parte importante de dicho cambio no corresponde a deformaciones reales del esqueleto granular del material. El efecto se vuelve particularmente significativo en mezclas con estructuras abiertas, elevados índices de vacíos y altos contenidos de material

grueso, donde las cavidades superficiales permiten una mayor deformación localizada de la membrana.

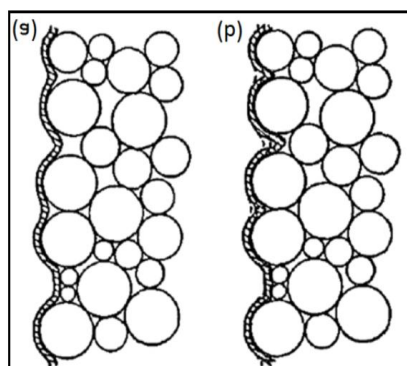


Figura 21: Esquema conceptual del fenómeno de penetración de membrana en ensayos triaxiales de materiales granulares. La membrana se introduce parcialmente en los vacíos superficiales de la probeta bajo presión de confinamiento, generando desplazamientos volumétricos aparentes que deben corregirse durante el análisis de consolidación y cambios volumétricos del material (adaptado de Alhani et al., 2018).

Durante el desarrollo de la presente campaña experimental se identificó que la penetración de membrana podía afectar las mediciones volumétricas de los ensayos de consolidación isotrópica y triaxiales ejecutados sobre WR y mezclas WR-T. El efecto resultó particularmente relevante en probetas de 150 mm de diámetro y aproximadamente 300 mm de altura sometidas a confinamientos elevados, debido a que el desplazamiento de agua registrado por el equipo incluye tanto la deformación del esqueleto granular como el volumen asociado a la intrusión de la membrana dentro de los vacíos superficiales.

Debido a esta interferencia, los cambios volumétricos medidos directamente no se interpretaron como deformaciones exclusivas del material. La penetración de membrana se incorporó como una corrección experimental necesaria para estimar la evolución de la relación de vacíos y la respuesta volumétrica real durante la consolidación y el corte.

Con el objetivo de corregir este efecto, Ali et al. (1995) propusieron un procedimiento experimental y analítico para estimar el volumen asociado exclusivamente a la penetración de membrana. Los autores desarrollaron una relación empírica basada en el diámetro medio de partículas (d), el espesor de la membrana (E_t) y la presión de confinamiento aplicada (P), permitiendo cuantificar la deformación aparente inducida por la membrana durante el ensayo:

$$\alpha = 0.15 \left(\frac{d}{E_t} \right)^{0.34} P^{0.34}$$

donde α corresponde al parámetro de corrección asociado al volumen desplazado por penetración de membrana, d es el tamaño característico de partícula, E_t corresponde al espesor de la membrana y P representa la presión de confinamiento aplicada.

La metodología propuesta por Ali et al. (1995) considera además el uso de probetas equivalentes parcialmente cementadas para cuantificar experimentalmente la deformación asociada exclusivamente a la membrana. Bajo este enfoque, la diferencia entre la respuesta volumétrica de una muestra granular convencional y una muestra rígida equivalente permite estimar el volumen inducido por penetración de membrana y aplicar posteriormente correcciones a los resultados de consolidación y deformación volumétrica.

En la presente investigación, el procedimiento se adaptó a las mezclas WR–T mediante la preparación de probetas de referencia con rigidez aumentada. Para ello, se reemplazó aproximadamente el 7 % más fino del WR por cemento y se empleó una doble membrana de 0,025 pulgadas de espesor. Estas probetas se sometieron a incrementos de confinamiento isotrópico de hasta 600 kPa, con el propósito de estimar el volumen desplazado por la intrusión de la membrana y utilizarlo posteriormente en la corrección de los cambios volumétricos registrados en los ensayos triaxiales.

La corrección adquiere mayor relevancia en los materiales con vacíos superficiales de mayor tamaño, debido a que estos permiten una intrusión más pronunciada de la membrana. Por consiguiente, la magnitud del ajuste debe determinarse experimentalmente para la geometría de probeta, el tipo y espesor de membrana, la granulometría y el intervalo de confinamiento utilizados en la campaña.

Fenómeno De Rotura De Partículas

La rotura de partículas constituye uno de los mecanismos más relevantes en el comportamiento de materiales granulares sometidos a altos niveles de confinamiento y deformación. En mezclas relave–estéril, este fenómeno adquiere especial importancia cuando la razón de mezcla supera el punto de llenado justo ($R > R_{opt}$), condición en la

cual la transferencia de esfuerzos ocurre predominantemente a través de contactos directos entre partículas gruesas. Bajo estas condiciones, las concentraciones locales de tensión inducen fractura, abrasión y trituración progresiva de partículas, modificando simultáneamente la distribución granulométrica, la relación de vacíos y la permeabilidad del material.

Diversos estudios han demostrado que la degradación granulométrica depende no solo del nivel de esfuerzo aplicado, sino también de la trayectoria tensional, densidad inicial, angularidad de partículas y energía total disipada durante el ensayo. Lade et al. (1996) demostraron que la rotura de partículas aumenta significativamente en ensayos triaxiales drenados sometidos a altos niveles de confinamiento, observándose mayores niveles de trituración en compresión que en extensión, debido a las mayores deformaciones volumétricas y contactos efectivos desarrollados durante el corte.

Con el objetivo de cuantificar este fenómeno, diversos autores han propuesto índices de rotura basados en la variación de la distribución granulométrica antes y después del ensayo. Entre ellos destacan el índice de Marsal (1967), el índice relativo de Hardin (1985) y el factor B_{10} propuesto por Lade et al. (1996), definido en función de la variación del tamaño efectivo D_{10} :

$$B_{10} = 1 - \frac{D_{10f}}{D_{10i}}$$

donde D_{10i} y D_{10f} corresponden al tamaño efectivo inicial y final del material, respectivamente. Según Lade et al. (1996), este parámetro presenta una correlación directa con la energía total aplicada al material y permite relacionar la degradación granulométrica con cambios en la conductividad hidráulica y el comportamiento mecánico del suelo.

La Figura 22 muestra la relación propuesta por Lade et al. (1996) entre el factor de rotura de partículas (B_{10}) y el índice de vacíos a la falla para distintos tipos de ensayos triaxiales drenados y no drenados. Se observa que la degradación de partículas aumenta progresivamente a medida que disminuye el índice de vacíos del material, evidenciando que estados más densos y mayores niveles de confinamiento favorecen la trituración

localizada entre partículas granulares. Asimismo, los ensayos de compresión drenada presentan los mayores niveles de rotura, mientras que las trayectorias en extensión y condiciones no drenadas tienden a desarrollar menores grados de fragmentación.

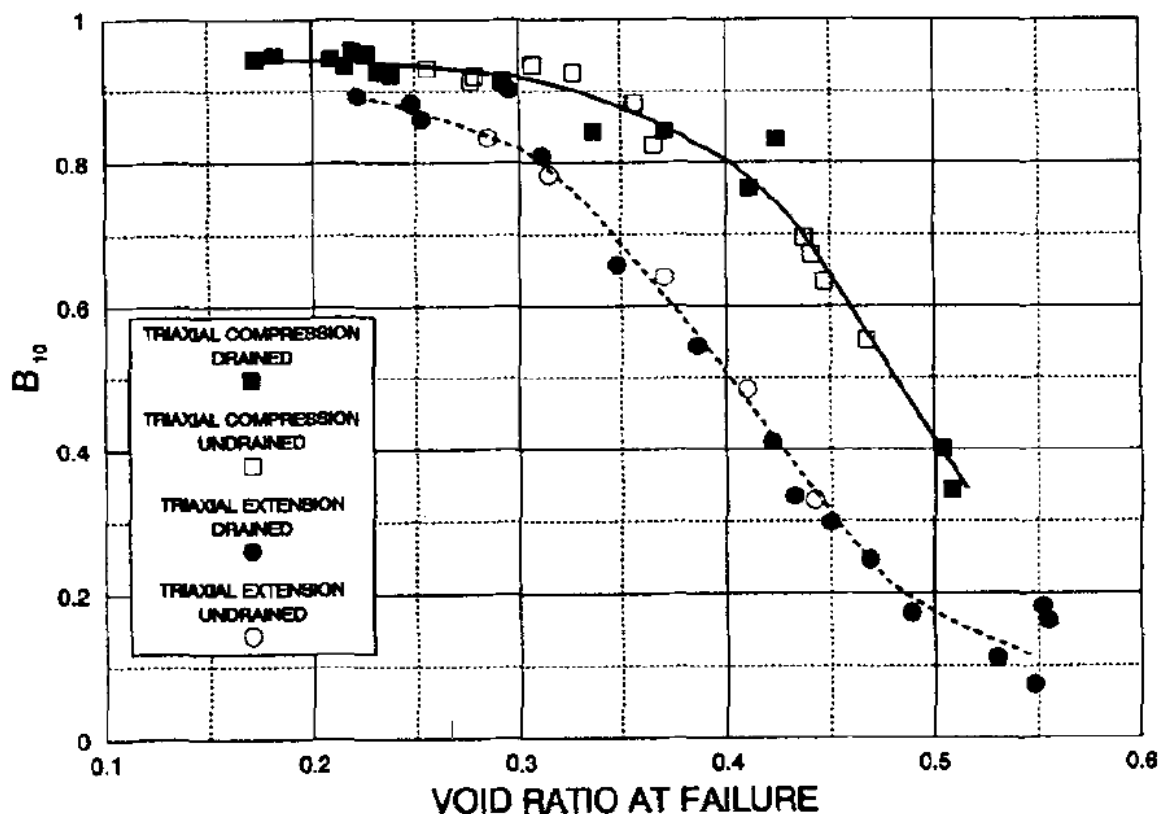


Figura 22: Relación entre el factor de rotura de partículas (B_{10}) y el índice de vacíos a la falla para distintos tipos de ensayos triaxiales drenados y no drenados en arena Cambria densa. La degradación granulométrica aumenta conforme disminuye el índice de vacíos y aumenta el confinamiento efectivo. Adaptado de Lade et al. (1996).

La evidencia experimental de la degradación granulométrica asociada a altos niveles de confinamiento se presenta en la Figura 23, correspondiente a los ensayos realizados por Bard et al. (2000) sobre distintos tipos de *waste rock* provenientes de minería de cobre chilena. La figura compara las curvas granulométricas iniciales y posteriores al ensayo triaxial, evidenciando un desplazamiento progresivo de la distribución hacia tamaños más finos producto de la fragmentación y abrasión de partículas bajo condiciones de carga y confinamiento elevadas.

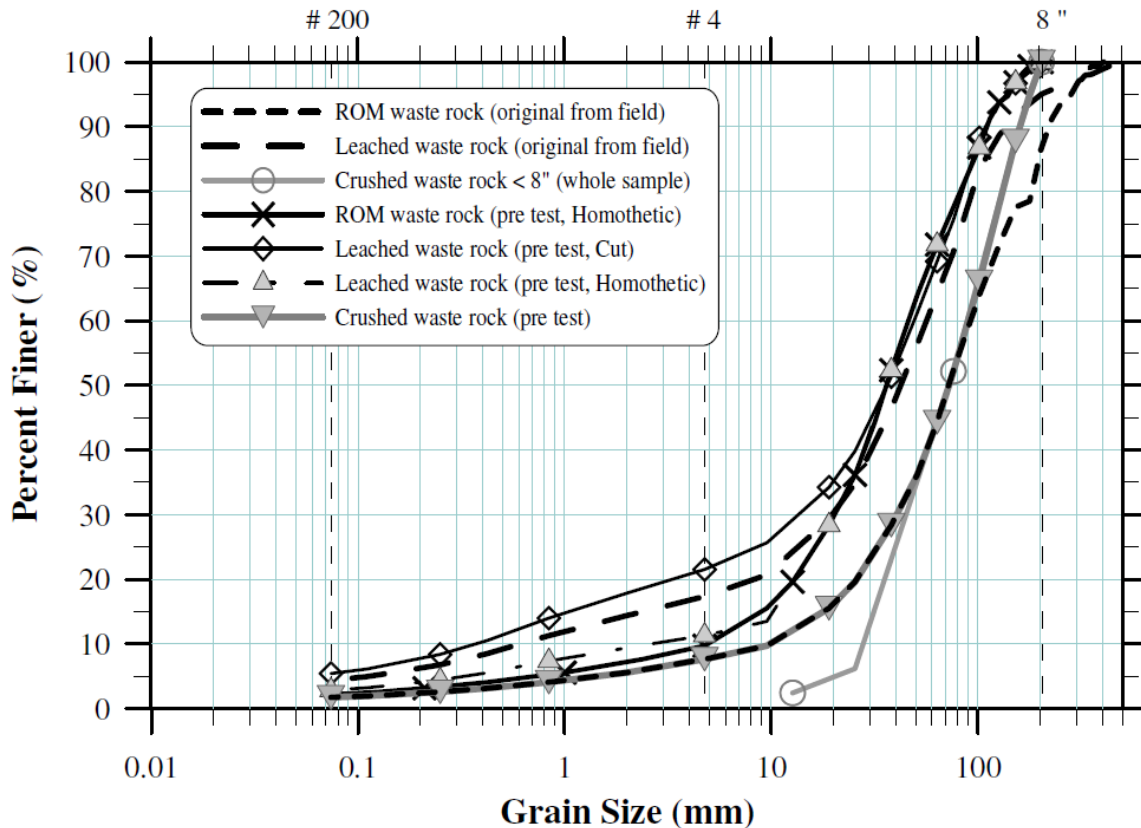


Figura 23: Comparación entre curvas granulométricas iniciales y posteriores al ensayo triaxial para distintos tipos de waste rock. La figura evidencia el desplazamiento de la distribución hacia tamaños más finos producto de la fragmentación y abrasión de partículas bajo altos niveles de confinamiento. Adaptado de Bard et al. (2000).

Bard et al. (2000) observaron que la trituración aumenta significativamente para esfuerzos medios efectivos superiores a 1 MPa, generando un incremento progresivo del contenido de arenas y finos dentro de la matriz granular. Asimismo, demostraron que las curvas granulométricas finales tienden a converger hacia una distribución similar independientemente de la granulometría inicial del material, fenómeno denominado convergencia granulométrica bajo confinamiento. Este comportamiento sugiere que materiales con litologías semejantes evolucionan hacia estados estructurales equivalentes cuando son sometidos a grandes presiones de sobrecarga.

Desde el punto de vista geomecánico, la trituración de partículas produce simultáneamente un aumento de compresibilidad, reducción progresiva del índice de vacíos, disminución de la dilatancia y reducción del ángulo de fricción efectiva. Bard et al. (2000) indican que el incremento de confinamiento induce una curvatura progresiva de la envolvente de

resistencia, asociada al aumento de compresibilidad de la matriz granular producto de la rotura de partículas. Asimismo, el estudio señala que la densificación progresiva asociada a la trituración puede inducir una disminución de la permeabilidad del material debido a la generación secundaria de finos y a la reducción de vacíos internos.

Este fenómeno resulta particularmente relevante en mezclas relave–estéril cercanas o superiores al punto de llenado justo, donde la generación secundaria de finos puede modificar significativamente la conectividad hidráulica del sistema y alterar la respuesta hidromecánica de largo plazo del depósito. En consecuencia, la rotura de partículas no solo constituye un mecanismo adicional de deformación, sino también un proceso evolutivo capaz de transformar progresivamente la microestructura, resistencia y comportamiento hidráulico de la mezcla.

Una vez definidos y validados los materiales, razones de mezcla y ensayos de comportamiento hidromecánico, se da paso a la presentación de resultados experimentales. La sección de resultados se organiza siguiendo la misma lógica del programa experimental: primero se presentan los resultados de caracterización básica, luego la validación de las razones de mezcla, posteriormente los resultados de resistencia al corte, compresibilidad y conductividad hidráulica, y finalmente se desarrolla un análisis integrado del efecto de la razón de mezcla sobre el comportamiento geomecánico de los materiales estudiados.

RESULTADOS DEL PROGRAMA EXPERIMENTAL

Caracterización de materiales puros

La caracterización de los materiales constituye la primera etapa de presentación de resultados, ya que permite establecer las propiedades físicas e índice del estéril de mina (WR) y de la arena de relave cicloneado (T), además de identificar las diferencias granulométricas y geotécnicas que condicionan el comportamiento de sus mezclas. La Figura 24 presenta ambos materiales, mientras que la Tabla 7 resume sus principales propiedades y la Figura 25 muestra sus curvas granulométricas.

La arena de relave cicloneado, mostrada en la Figura 24(a), corresponde al material fino utilizado en las mezclas y clasifica como una arena limosa no plástica (SM), con aproximadamente 20 % de finos. Por su parte, el estéril de mina, presentado en la Figura 24(b), corresponde a una grava angular mal graduada (GP), con un tamaño máximo nominal de aproximadamente 25,4 mm.

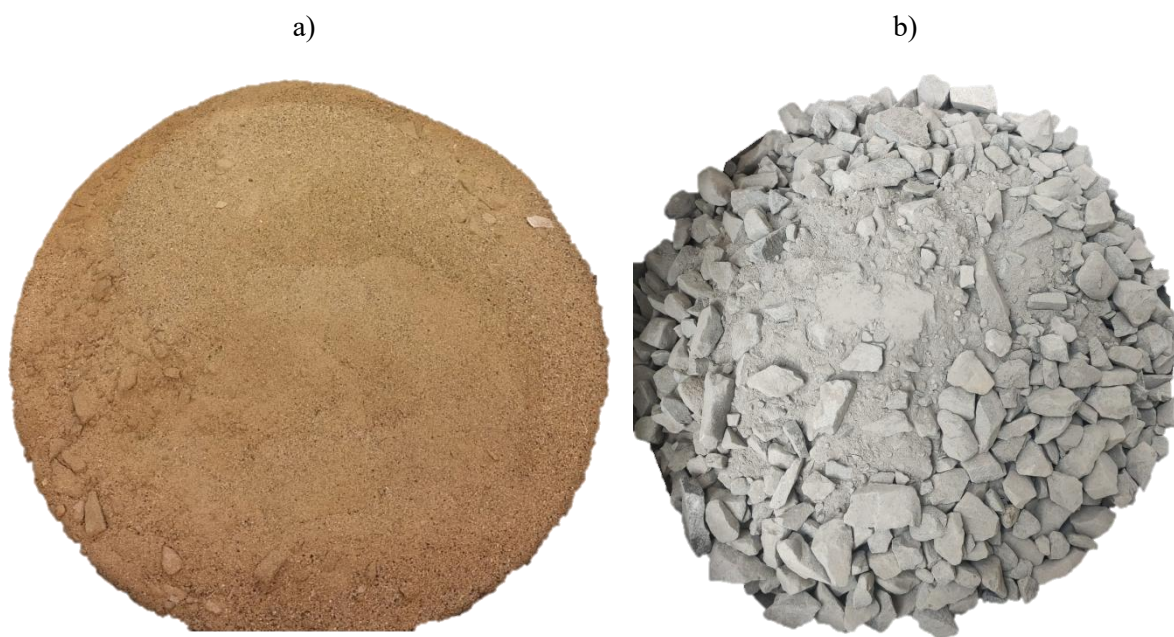


Figura 24: Materiales puros utilizados en la investigación: (a) arena de relave cicloneado (T) y (b) estéril de mina (WR).

Los ensayos de densidad máxima y mínima permiten establecer una referencia de los estados límite de empaquetamiento de ambos materiales. No obstante, en el caso del WR, su tamaño máximo supera el rango utilizado habitualmente en los procedimientos

normativos, por lo que estos resultados deben interpretarse como valores referenciales y no como límites absolutos completamente confiables. Aun así, permiten evaluar la energía requerida para alcanzar las densidades seleccionadas para la confección de las probetas.

Las densidades secas de preparación adoptadas fueron de $1,61 \text{ t/m}^3$ para el WR y $1,85 \text{ t/m}^3$ para el material T. Estos valores se definieron a partir de antecedentes proporcionados por la empresa para las condiciones alcanzadas en una planta piloto, particularmente para una mezcla de razón $R = 4$. La condición reportada para esta mezcla correspondía aproximadamente a una densidad relativa de 45 %, valor que se utilizó como referencia para establecer el estado de preparación del WR y de las mezclas.

La densidad adoptada para el WR fue comprobada en laboratorio mediante la confección consecutiva de probetas con el mismo material. Se observó que el valor de $1,61 \text{ t/m}^3$ podía alcanzarse mediante un apisonado ligero y reproducible, sin requerir una energía elevada, pero tampoco únicamente por efecto del peso propio o de la vibración producida durante el montaje. Por esta razón, se consideró una condición de preparación razonable y compatible con el antecedente entregado para la planta piloto.

Para el material T se utilizó una densidad seca de $1,85 \text{ t/m}^3$, equivalente aproximadamente al 85 % de la densidad máxima obtenida mediante Proctor Modificado. Esta condición también fue proporcionada por la empresa como representativa de la densidad utilizada para la arena cicloneada en la experiencia piloto. En consecuencia, las densidades adoptadas buscan reproducir condiciones de preparación cercanas a las utilizadas en dicha experiencia, sin pretender representar de manera exacta todas las condiciones que podrían desarrollarse durante la disposición en terreno.

Tabla 7. Propiedades índice de los materiales puros utilizados en la investigación

Material	[-]	Arena	Estéril
R	[-]	0,01	100
G_s	[-]	3,390	2,732
$\rho_{\max}$	[t/m^3]	2,18	1,75

$\rho_{\min}$	[t/m ³]	1,67	1,50
DR	[%]	85	45
ρ_{dry}	[t/m ³]	1,85	1,61
Contenido de finos	[%]	20	5
Plasticidad	[-]	NP	NP
Clasificación USCS	[-]	SM	GP
Composición granulométrica aproximada	[-]	80% arena, 20% finos	80% grava, 15% arena, 5% finos

Nota: Los valores extremos de R para T y WR se utilizan únicamente como referencia para representar los materiales puros dentro del análisis de teoría de mezclas.

La Figura 25 muestra las curvas granulométricas de ambos materiales, evidenciando el carácter bimodal del sistema estudiado. Mientras el relave cicloneado presenta una distribución predominantemente arenosa con presencia de finos no plásticos, el estéril exhibe una granulometría gruesa dominada por partículas de grava. Esta diferencia constituye la base para la aplicación de la teoría de mezclas, dado que el relave puede ocupar parcial o totalmente los vacíos generados por el esqueleto granular grueso del estéril.

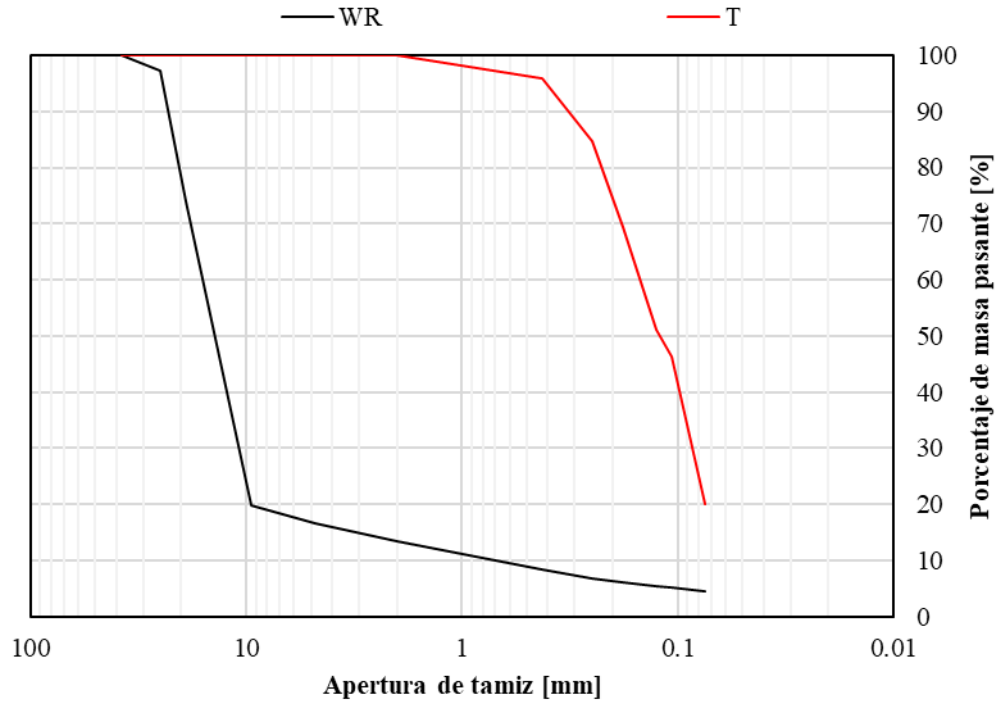


Figura 25. Distribución granulométrica de la arena de relave cicloneado (T) y del estéril de mina (WR). El material T presenta una granulometría predominantemente arenosa con presencia de finos no plásticos, clasificando como arena limosa (SM), mientras que el WR corresponde a un material granular grueso, dominado por grava angular y clasificado como grava mal graduada (GP). Estas diferencias granulométricas sustentan el carácter bimodal del sistema WR-T y la posterior aplicación de la teoría de mezclas.

En conjunto, los resultados de caracterización muestran que los materiales estudiados presentan propiedades claramente contrastantes y complementarias. El relave cicloneado representa una fracción fina, arenosa y no plástica, con capacidad de rellenar vacíos y modificar la respuesta hidráulica del sistema, mientras que el estéril corresponde a una fracción gruesa capaz de conformar un esqueleto granular resistente. Estas diferencias constituyen la base para el análisis posterior de la razón de mezcla óptima y del comportamiento hidromecánico de las mezclas MR2, MR3 y MR4.

Diseño y validación de mezclas

La razón de mezcla óptima se estimó a partir de la condición volumétrica de llenado justo, en la cual el volumen total ocupado por la fracción fina es aproximadamente igual al volumen de vacíos disponible en el esqueleto granular grueso. Bajo esta condición, R_{opt} se expresa como:

$$R_{opt} = \frac{G_{s,WR}}{G_{s,T}} \cdot \frac{1 + e_T}{e_{WR}}$$

donde $G_{s,WR}$ y $G_{s,T}$ corresponden a las gravedades específicas del estéril de mina y de la arena de relave cicloneado, respectivamente; e_T corresponde al índice de vacíos del relave en la condición de preparación adoptada; y e_{WR} corresponde al índice de vacíos del esqueleto granular grueso.

Considerando los valores obtenidos en la caracterización de materiales:

$$G_{s,WR} = 2,732$$

$$G_{s,T} = 3,390$$

$$\rho_{d,T} = 1,85 \text{ t/m}^3$$

$$\rho_{d,WR} = 1,61 \text{ t/m}^3$$

$$\rho_w = 1,00 \text{ t/m}^3$$

Se obtienen los siguientes índices de vacíos:

$$e_T = \frac{3,390}{1,85} - 1 = 0,832$$

$$e_{WR} = \frac{2,732}{1,61} - 1 = 0,697$$

Reemplazando estos valores en la expresión de R_{opt} :

$$R_{opt} = \frac{2,732}{3,390} \cdot \frac{1 + 0,832}{0,697}$$

$$R_{opt} = 0,806 \cdot 2,628$$

$$R_{opt} \approx 2,12 \approx 2,1$$

En consecuencia, la razón de mezcla óptima teórica para el sistema WR–T estudiado corresponde aproximadamente a: $R_{opt} \approx 2,1$ asociada a una densidad seca máxima teórica aproximada de: $\rho_{d,opt} \approx 2,37 \text{ t/m}^3$. Esta condición representa el entorno del punto de llenado justo o *just-filled point*, donde la fracción fina del relave ocupa aproximadamente

los vacíos disponibles dentro del esqueleto granular grueso formado por el estéril, generando una configuración de mayor eficiencia de empaquetamiento.

Con el objetivo de evaluar experimentalmente la transición estructural del sistema WR–T, se seleccionaron tres razones de mezcla representativas: $(R=2)$, $(R=3)$ y $(R=4)$, denominadas MR2, MR3 y MR4, respectivamente. La mezcla MR2 corresponde a una condición ligeramente inferior, pero cercana, a la razón de mezcla óptima estimada, por lo que representa el entorno del punto de llenado justo. Por su parte, las mezclas MR3 y MR4 corresponden a condiciones superiores a R_{opt} , con una participación progresivamente mayor del estéril de mina, permitiendo evaluar la transición hacia un comportamiento dominado por el esqueleto granular grueso.

La Figura 26 presenta las mezclas confeccionadas en laboratorio para las razones de mezcla seleccionadas. En la Figura 26(a), Figura 26(b) y Figura 26(c) se muestran las mezclas MR2, MR3 y MR4, respectivamente, una vez preparadas y homogenizadas previo a su utilización en los ensayos de validación y en el programa experimental de comportamiento hidromecánico.



Figura 26.. Mezclas de estudio confeccionadas en laboratorio: (a) MR2, correspondiente a $(R=2)$; (b) MR3, correspondiente a $(R=3)$; y (c) MR4, correspondiente a $(R=4)$.

Posteriormente, las mezclas definidas teóricamente fueron validadas experimentalmente mediante ensayos de gravedad específica equivalente, densidad seca máxima y densidad seca mínima. Adicionalmente, se calculó la densidad seca asociada a la condición de preparación definida para el programa experimental. La Tabla 8 resume los valores obtenidos para los materiales puros y para las mezclas MR2, MR3 y MR4.

Tabla 8. Propiedades índice y densidades medidas para los materiales puros y mezclas de estudio.

Material	Unidad	Arena	MR2	MR3	MR4	Estéril
R	[—]	0,01	2	3	4	100
G_s	[—]	3,390	2,951	2,897	2,864	2,732
$\rho_{\max}$	[t/m ³]	2,18	2,34	2,30	2,20	1,75
$\rho_{\min}$	[t/m ³]	1,67	1,95	1,85	1,73	1,50
D_R	[%]	85	45	45	45	45
$\rho_{45\%}$	[t/m ³]	1,85	2,11	2,03	1,92	1,61

La validación experimental se realizó comparando las densidades medidas en laboratorio con las densidades teóricas estimadas mediante la teoría de mezclas. Para ello, se calculó el error porcentual entre cada densidad medida y su respectivo valor teórico, de acuerdo con la siguiente expresión:

$$E_{\rho_d} = \frac{|\rho_{d,\text{medida}} - \rho_{d,\text{teórica}}|}{\rho_{d,\text{teórica}}} \times 100$$

La Tabla 9 presenta los errores porcentuales obtenidos para las mezclas MR2, MR3 y MR4, considerando la densidad seca máxima, la densidad seca mínima y la densidad seca de preparación. Los resultados muestran que, en la mayoría de los casos el error promedio se mantiene bajo el 10% siendo el caso MR2 cercano al punto de llenado justo el único que sobrepasa este límite levemente.

Tabla 9. Error porcentual entre densidades teóricas y medidas para las mezclas MR2, MR3 y MR4.

Material	R	$\rho_{\max}$ teó	$\rho_{\max}$ exp	Error máx. [%]	$\rho_{\min}$ teó	$\rho_{\min}$ exp	Error mín. [%]	$\rho_{45\%}$ teó	$\rho_{45\%}$ exp	Error % [%]	45
----------	-----	----------------------	----------------------	-------------------	----------------------	----------------------	-------------------	----------------------	----------------------	----------------	----

MR2	2	2,519	2,34	7,1	2,25	1,95	13,3	2,357	2,11	10,5
MR3	3	2,333	2,30	1,4	2,00	1,85	7,5	2,147	2,03	5,4
MR4	4	2,188	2,20	0,6	1,875	1,73	7,7	2,013	1,92	4,6

Los errores obtenidos indican una adecuada coherencia entre la estimación teórica y los valores determinados experimentalmente. En particular, MR2 presenta diferencias moderadas respecto de la curva teórica, manteniéndose cercana al entorno de máxima densidad asociado a R_{opt} . Por su parte, MR3 y MR4 siguen la tendencia esperada para mezclas con mayor participación relativa del estéril, evidenciando una disminución progresiva de la densidad seca a medida que el sistema se desplaza hacia un régimen dominado por el esqueleto granular grueso.

La Figura 27 presenta la evolución de la densidad seca global en función de la razón de mezcla, incorporando la curva teórica y los puntos experimentales de validación obtenidos en laboratorio. Se observa que la densidad seca aumenta desde la condición dominada por el relave hacia un máximo cercano a $R_{opt} \approx 2.1$, para luego disminuir progresivamente al aumentar la participación relativa del estéril. Esta tendencia es consistente con el concepto de llenado de vacíos, donde la incorporación de relave dentro del esqueleto grueso mejora inicialmente el empaquetamiento hasta alcanzar una condición de máxima densidad.

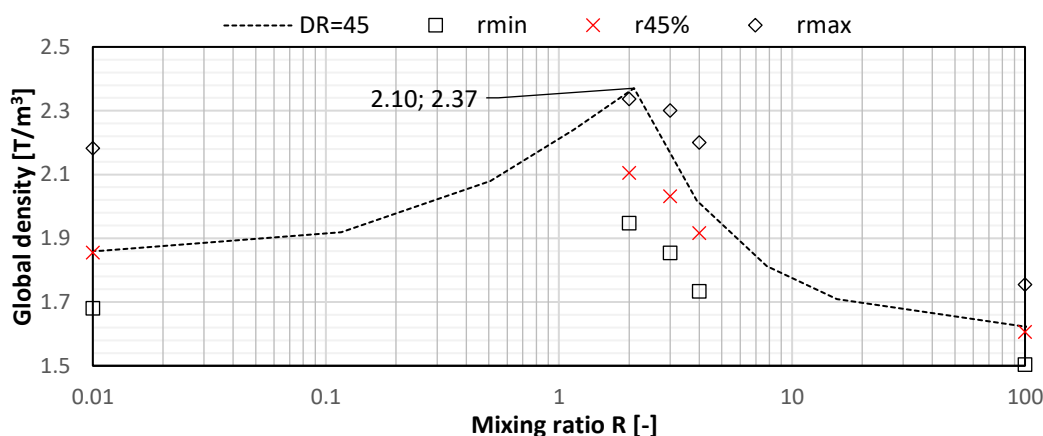


Figura 27. Evolución de la densidad seca global, ρ_d , en función de la razón de mezcla R para el sistema WR-T. La curva teórica correspondiente a $D_R = 45\%$ presenta una densidad seca máxima cercana a $\rho_{d,opt} = 2,37$ t/m³, asociada a una razón de mezcla teórica $R_{opt} = 2,10$. Los valores experimentales de $\rho_{d,min}$, $\rho_{d,45\%}$ y $\rho_{d,max}$ permiten contrastar la tendencia prevista por el modelo volumétrico dentro del intervalo de razones de mezcla ensayado, $2 \leq R \leq 4$.

En consecuencia, la comparación entre la curva teórica, las densidades medidas y los errores porcentuales obtenidos permite validar las mezclas MR2, MR3 y MR4 como configuraciones representativas del sistema WR–T. La mezcla MR2 permite evaluar una condición cercana al punto de llenado justo, mientras que MR3 y MR4 permiten estudiar la transición hacia mezclas progresivamente controladas por el esqueleto granular grueso. Con ello, las mezclas seleccionadas quedan validadas para el desarrollo del programa experimental orientado a evaluar resistencia al corte, compresibilidad, conductividad y comportamiento hidráulico no saturado.

Corrección por penetración de membrana

Antes de analizar los resultados de resistencia al corte, fue necesario evaluar la influencia de la penetración de membrana sobre los cambios volumétricos registrados durante la consolidación isotrópica de las probetas de estéril de mina. Debido a la granulometría gruesa del WR y al tamaño de los vacíos superficiales existentes entre sus partículas, una parte del volumen de agua desplazado por el controlador no corresponde necesariamente a una deformación del esqueleto granular, sino a la intrusión progresiva de la membrana dentro de dichos vacíos.

Para cuantificar este efecto se utilizaron dos probetas de referencia: una probeta de WR parcialmente cementada, preparada para restringir la deformación del esqueleto granular, y una probeta de WR sin cementar, empleada como referencia comparativa. Ambas fueron sometidas a incrementos de confinamiento isotrópico comprendidos entre 100 y 600 kPa. Los cambios de volumen obtenidos se compararon con los registrados durante la consolidación de los ensayos CID y CIU realizados sobre WR.

La Figura 28 presenta los cambios de volumen medidos en las probetas de referencia y en los ensayos triaxiales. La similitud entre la respuesta de los ensayos de WR y la obtenida para la probeta cementada indica que una fracción importante del volumen registrado durante la consolidación se encuentra asociada a la penetración de membrana. En consecuencia, los cambios volumétricos medidos directamente por el controlador no se interpretaron íntegramente como deformaciones del material.

Para cada nivel de confinamiento, el cambio de volumen corregido se calculó mediante:

$$\Delta V_{\text{corr}} = \Delta V_{\text{med}} - \Delta V_{\text{mem}}$$

donde ΔV_{med} corresponde al cambio de volumen registrado durante la consolidación; ΔV_{mem} corresponde al cambio de volumen atribuido a la penetración de membrana, estimado a partir de la probeta cementada; y ΔV_{corr} corresponde al cambio de volumen asignado al esqueleto granular.

Se adoptó la convención de que los cambios de volumen negativos representan contracción. Por tanto, cuando ΔV_{med} y ΔV_{mem} presentan magnitudes similares, ΔV_{corr} se aproxima a cero, indicando que la deformación volumétrica real experimentada por el WR durante la consolidación isotrópica fue reducida.

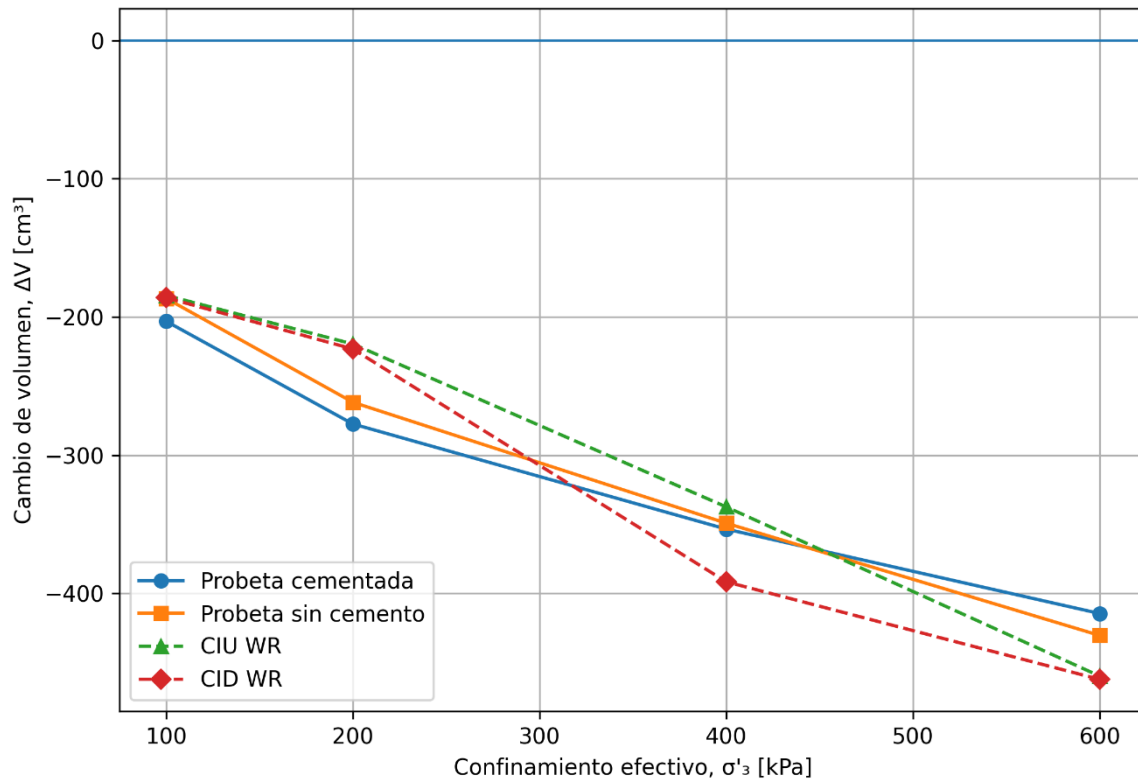


Figura 28: Comparación entre los cambios de volumen registrados durante la consolidación isotrópica de la probeta cementada, la probeta sin cementar y los ensayos triaxiales CID y CIU realizados sobre el estéril de mina, para confinamientos efectivos comprendidos entre 100 y 600 kPa. La respuesta de la probeta cementada se utilizó para estimar el volumen asociado a la penetración de membrana.

Determinación de las relaciones de vacíos

La Tabla 10 presenta las condiciones iniciales y postconsolidación corregidas de los ensayos CID y CIU realizados sobre WR. En general, los cambios de volumen corregidos fueron considerablemente menores que los registrados directamente por el controlador, lo que confirma que una parte relevante de la respuesta medida correspondía a la penetración de membrana.

En este estudio se utiliza la convención siguiente:

- ΔV_{med} : cambio de volumen medido durante la consolidación;
- ΔV_{mem} : cambio de volumen de referencia atribuido a la membrana;
- ΔV_{corr} : cambio de volumen corregido del material.

La relación de vacíos inicial se calculó a partir de la masa seca y del volumen inicial de cada probeta:

$$V_s = \frac{m_d}{G_s \rho_w}$$
$$e_0 = \frac{V_0 - V_s}{V_s}$$

donde V_s corresponde al volumen de sólidos, m_d a la masa seca de la probeta, G_s a la gravedad específica de las partículas, ρ_w a la densidad del agua y V_0 al volumen total inicial.

Una vez aplicada la corrección por penetración de membrana, el volumen postconsolidación se obtuvo como:

$$V_c = V_0 + \Delta V_{\text{corr}}$$

y la relación de vacíos previa al corte se calculó mediante:

$$e_c = \frac{V_c - V_s}{V_s} = e_0 + \frac{\Delta V_{\text{corr}}}{V_s}$$

Las relaciones de vacíos e_c obtenidas mediante este procedimiento se adoptaron como condición de referencia al inicio de la etapa de corte.

El mismo procedimiento de corrección se aplicó a las mezclas MR2, MR3 y MR4, considerando los cambios de volumen registrados durante su consolidación y el ajuste de penetración de membrana definido para la configuración experimental utilizada. Para evitar la repetición de figuras y tablas equivalentes, los resultados detallados de dicha corrección no se presentan individualmente en esta sección. No obstante, las relaciones de vacíos postconsolidación corregidas de las mezclas fueron incorporadas en las trayectorias $e - p'$, en la estimación de sus estados terminales y en el análisis posterior del parámetro de estado.

Tabla 10. Condiciones iniciales y corrección volumétrica de los ensayos triaxiales realizados sobre WR

Tipo	σ'_3	M_d	V_i	ρ_d	e_0	ΔV_c	ΔV_{ref}	Δv_{corr}	$e_{c(corr)}$
	[kPa]	[g]	[cm ³]	[t/m ³]	[-]	[cm ³]	[cm ³]	[cm ³]	[-]
CID	100	8794.7	5523.4	1.592	0.72	-186.1	-203.1	17.0	0.72
CID	200	8638.7	5443.7	1.587	0.72	-223.2	-277.5	54.3	0.74
CID	400	8662.7	5461.9	1.586	0.72	-391.7	-353.5	-38.2	0.71
CID	600	8327.9	5318.2	1.566	0.75	-462.3	-414.6	-47.7	0.73
CIU	100	8349.3	5190.4	1.609	0.70	-184.4	-203.1	18.7	0.70
CIU	200	8341.3	5190.4	1.607	0.70	-219.6	-277.5	57.9	0.72
CIU	400	8336.0	5190.4	1.606	0.70	-337.5	-353.5	16.0	0.71
CIU	600	8345.2	5190.4	1.608	0.70	-459.9	-414.6	-45.3	0.68

Para los ensayos CIU, la relación de vacíos se consideró constante durante la etapa de corte:

$$e(\varepsilon_a) = e_c$$

Esta consideración se basa en que, bajo una condición no drenada ideal, el volumen total de la probeta permanece constante durante la aplicación del esfuerzo desviador.

En los ensayos CID, la relación de vacíos se actualizó a partir del cambio de volumen medido durante el corte:

$$e(\varepsilon_a) = e_c + \frac{\Delta V_{\text{corte}}(\varepsilon_a)}{V_s}$$

La calibración desarrollada corresponde específicamente a la etapa de consolidación isotrópica. En consecuencia, los cambios de volumen medidos durante el corte CID no fueron corregidos por una eventual evolución de la penetración de membrana asociada a la deformación desviadora. Las curvas volumétricas drenadas se utilizan, por tanto, para interpretar tendencias contractivas o dilatantes, reconociendo esta limitación en el análisis cuantitativo de las trayectorias $e - p'$.

Asimismo, la corrección volumétrica aplicada no elimina necesariamente el efecto de la complacencia volumétrica de la membrana sobre la presión de poros medida durante los ensayos CIU. Este aspecto debe considerarse especialmente al interpretar la magnitud de Δu en las probetas con mayor contenido de material grueso.

Resistencia Al Corte

Definición de variables y criterios de interpretación

Los resultados de los ensayos triaxiales se analizaron en términos del esfuerzo desviador q y del esfuerzo medio efectivo p' , correspondientes a los invariantes de esfuerzos utilizados en el marco de estado crítico.

Para una condición de compresión triaxial axisimétrica, en la cual $\sigma'_2 = \sigma'_3$, estas variables se definen como:

$$q = \sigma'_1 - \sigma'_3$$

$$p' = \frac{\sigma'_1 + 2\sigma'_3}{3}$$

donde σ'_1 y σ'_3 corresponden a los esfuerzos principales efectivos mayor y menor, respectivamente.

Debido a que la presión de poros actúa por igual sobre los esfuerzos principales totales, el esfuerzo desviador también puede expresarse como:

$$q = \sigma_1 - \sigma_3$$

En los ensayos CIU, los esfuerzos efectivos se calcularon mediante:

$$\sigma'_1 = \sigma_1 - u$$

$$\sigma'_3 = \sigma_3 - u$$

y, por tanto:

$$p' = \frac{\sigma_1 + 2\sigma_3}{3} - u$$

Una generación positiva de presión de poros reduce el esfuerzo medio efectivo p' y desplaza la trayectoria de esfuerzos hacia la izquierda en el plano $p' - q$. En cambio, una reducción de la presión de poros incrementa p' y desplaza la trayectoria hacia la derecha.

Relación de Mohr–Coulomb en el plano $p' - q$

En el plano $p' - q$, la envolvente de resistencia de Mohr–Coulomb para compresión triaxial puede expresarse como:

$$q = Mp' + d$$

donde:

$$M = \frac{6 \sin \phi'}{3 - \sin \phi'}$$

y:

$$d = \frac{6c' \cos \phi'}{3 - \sin \phi'}$$

Para los materiales granulares analizados, cuando se adopta una cohesión efectiva nula, $c' = 0$, la envolvente se reduce a:

$$q = Mp'$$

El ángulo de fricción efectiva se obtiene a partir de la pendiente M mediante:

$$\phi' = \sin^{-1}\left(\frac{3M}{6 + M}\right)$$

Estas expresiones se utilizaron de manera consistente para determinar los parámetros resistentes de WR, del relave integral de referencia y de las mezclas MR2, MR3 y MR4.

Presentación de los resultados triaxiales

Los resultados triaxiales se presentan inicialmente de manera individual para cada material, con el propósito de describir su respuesta resistente y volumétrica antes de efectuar comparaciones en función de la razón de mezcla. El análisis considera la evolución del esfuerzo desviador q , las trayectorias de esfuerzos efectivos en el plano $p' - q$, el cambio de volumen en los ensayos CID, la generación de presión de poros en los ensayos CIU y la evolución de la relación de vacíos durante el corte.

Para el estéril de mina WR se dispone de ensayos CID y CIU ejecutados bajo confinamientos efectivos de 100, 200, 400 y 600 kPa. En cambio, para la arena de relave cicloneada T y las mezclas MR2, MR3 y MR4 se realizaron ensayos CID y CIU bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa. Esta configuración permite caracterizar con mayor detalle la respuesta del material grueso y comparar el comportamiento de las mezclas en los extremos del intervalo tensional seleccionado.

Las relaciones de vacíos utilizadas al inicio del corte corresponden a las condiciones postconsolidación obtenidas después de aplicar la corrección por penetración de membrana descrita previamente. Para MR2, MR3 y MR4 se aplicó el mismo procedimiento general de corrección utilizado para WR, aunque sus resultados intermedios no se presentan nuevamente en esta sección. Los valores corregidos fueron incorporados directamente en las trayectorias $e - p'$ y en la definición de los estados previos al corte.

En cada subsección se describen separadamente las respuestas drenada y no drenada cuando la cantidad de ensayos permite efectuar esta distinción. La determinación de los parámetros resistentes se realiza utilizando estados aproximadamente estabilizados dentro

del intervalo de deformación axial alcanzado. No se considera que un ensayo haya alcanzado necesariamente el estado crítico por el solo hecho de presentar estabilización del esfuerzo desviador; esta condición requiere además consistencia con la evolución volumétrica o de presión de poros y con la trayectoria de esfuerzos efectivos.

Estéril de mina, WR

Para el estéril de mina se realizaron cuatro ensayos CID y cuatro ensayos CIU bajo confinamientos efectivos de 100, 200, 400 y 600 kPa. Estos ensayos permiten caracterizar la respuesta resistente del componente grueso utilizado en las mezclas y establecer una referencia para analizar el efecto de la incorporación de arena de relave cicloneada.

Comportamiento drenado

La Figura 29 presenta los resultados de los ensayos CID realizados sobre WR. Las curvas $q - \varepsilon_a$ muestran un incremento progresivo del esfuerzo desviador con la deformación axial y un aumento de la resistencia movilizada al incrementarse el confinamiento efectivo.

Los ensayos ejecutados a 100 y 200 kPa desarrollaron una tendencia aproximadamente asintótica hacia las mayores deformaciones alcanzadas, permitiendo identificar estados resistentes razonablemente estabilizados. En contraste, los ensayos realizados a 400 y 600 kPa mantuvieron una respuesta creciente hasta el término del corte, sin alcanzar un máximo ni una condición claramente estabilizada dentro del intervalo de deformación evaluado.

En consecuencia, la envolvente drenada se determinó únicamente a partir de los estados estabilizados de los ensayos CID de 100 y 200 kPa. De este ajuste se obtuvo:

$$\phi'_{CID} = 40,6^\circ$$

Este valor representa la resistencia friccional drenada movilizada en el intervalo comprendido entre 100 y 200 kPa. Debido a que el ajuste se basa únicamente en dos estados resistentes, debe interpretarse como una estimación aplicable a dicho intervalo y no como un parámetro único representativo de todo el rango comprendido entre 100 y 600 kPa. Los estados terminales de los ensayos a 400 y 600 kPa no se incorporaron en la envolvente, ya que todavía se encontraban en proceso de movilización de resistencia.

Desde el punto de vista volumétrico, los cuatro ensayos CID presentaron una respuesta predominantemente contractiva. La disminución de volumen aumentó con la deformación axial y fue más pronunciada al incrementarse el confinamiento. Esto indica que el corte estuvo acompañado por reacomodo y densificación del esqueleto granular, sin observarse una fase dilatante claramente desarrollada dentro del intervalo evaluado.

La mayor contracción registrada a 400 y 600 kPa podría encontrarse asociada a un reacomodo más intenso de las partículas y, potencialmente, a trituración localizada de asperezas o partículas. Sin embargo, al no disponerse de distribuciones granulométricas postensayo, la rotura de partículas no puede confirmarse ni cuantificarse a partir de estos resultados y debe mantenerse únicamente como un mecanismo posible.

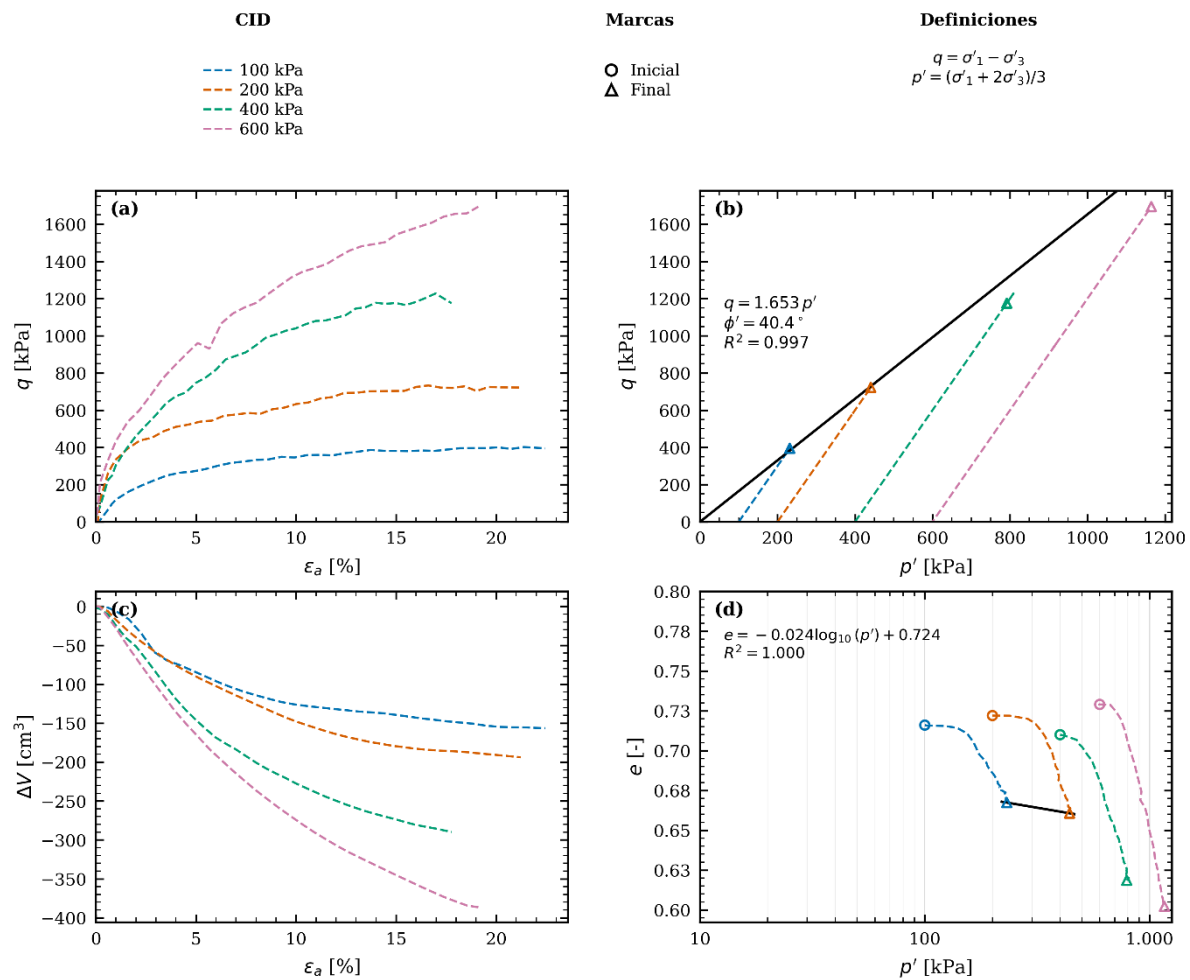


Figura 29: Resultados de los ensayos triaxiales CID realizados sobre el estéril de mina bajo confinamientos efectivos de 100, 200, 400 y 600 kPa: a) esfuerzo desviador en función de la deformación axial; b) trayectoria y estados resistentes en el plano $p' - q$; c) cambio de volumen durante el corte; y d) evolución de la relación de vacíos.

Comportamiento no drenado

La Figura 30 presenta los resultados de los ensayos CIU realizados sobre WR. A diferencia de los ensayos drenados de mayor confinamiento, las cuatro curvas $q - \varepsilon_a$ alcanzaron tramos aproximadamente estabilizados dentro del intervalo de deformación axial estudiado, permitiendo utilizar los cuatro niveles de confinamiento para evaluar la resistencia en términos de esfuerzos efectivos.

La respuesta no drenada varió con el nivel de confinamiento. En los ensayos de 100 y 200 kPa se observó una generación limitada de presión de poros positiva y una menor reducción del esfuerzo medio efectivo. En cambio, los ensayos de 400 y 600 kPa desarrollaron mayores incrementos de presión de poros, evidenciando una tendencia progresivamente más contractiva al aumentar el confinamiento.

Esta evolución se refleja en las trayectorias $p' - q$. Bajo los menores confinamientos, las trayectorias experimentaron una reducción moderada de p' , mientras que a 400 y 600 kPa el desplazamiento hacia menores esfuerzos medios efectivos fue más pronunciado. No obstante, no se observó una pérdida abrupta de resistencia ni un ablandamiento postmáximo significativo dentro del intervalo de deformación considerado.

A partir de los estados aproximadamente estabilizados de los cuatro ensayos CIU se obtuvo:

$$\phi'_{CIU} = 41,9^\circ$$

Este valor corresponde a una envolvente construida utilizando los esfuerzos efectivos calculados a partir de las presiones de poros registradas durante el corte. Se interpreta como un ángulo de fricción efectiva asociado a estados de resistencia aproximadamente estabilizados y no como un ángulo de estado crítico, debido a que no todos los ensayos demostraron simultáneamente estabilización de q , p' y presión de poros.

Los valores $\phi'_{CID} = 40,6^\circ$ y $\phi'_{CIU} = 41,9^\circ$ son próximos, aunque no representan exactamente la misma condición experimental. El primero se obtuvo de dos ensayos drenados estabilizados entre 100 y 200 kPa, mientras que el segundo incorpora cuatro

ensayos no drenados entre 100 y 600 kPa. Para la comparación posterior del ángulo de fricción drenado entre materiales se adoptará $\phi'_{CID} = 40,6^\circ$, manteniéndose el resultado CIU como una comprobación independiente de la resistencia efectiva movilizada por WR.

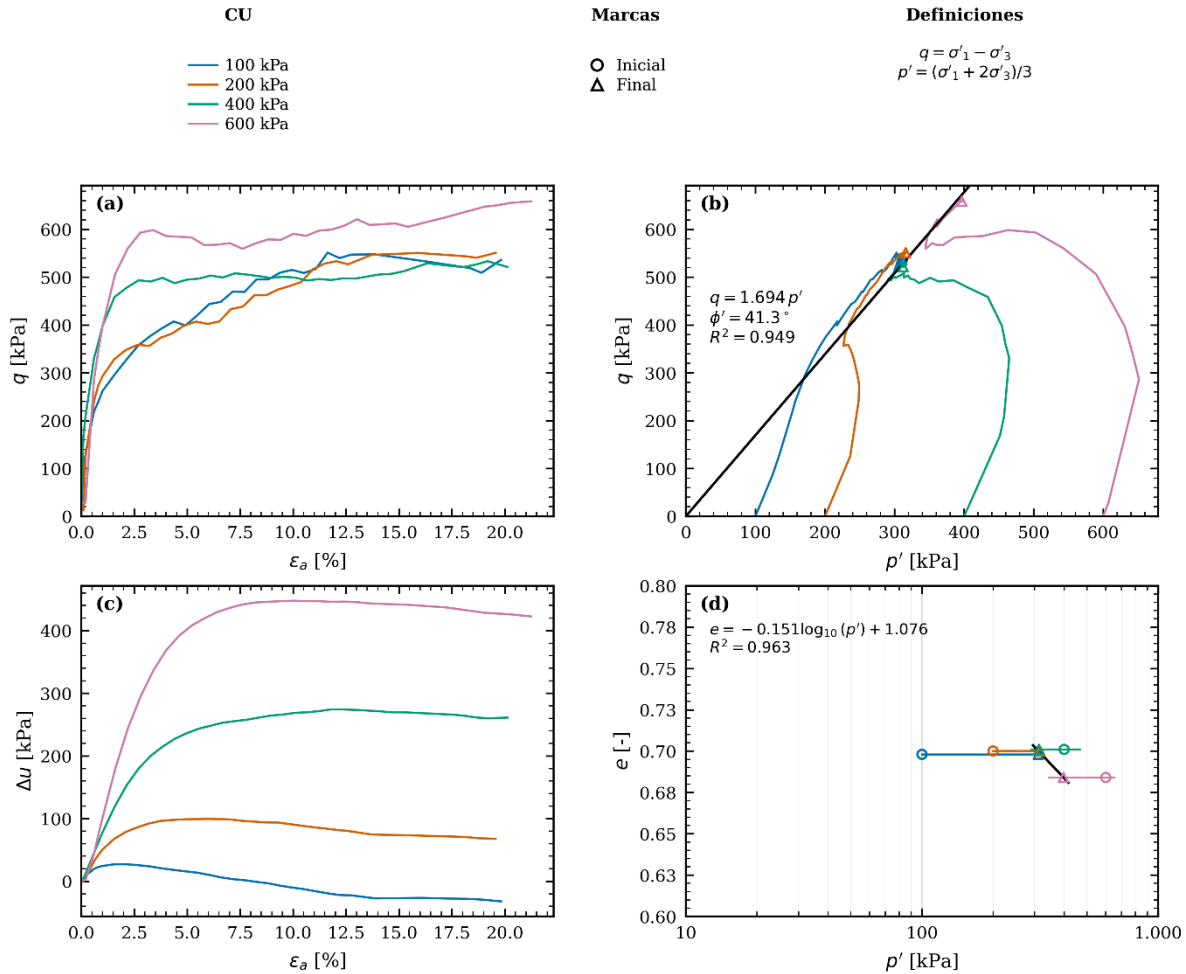


Figura 30: Resultados de los ensayos triaxiales CIU realizados sobre el estéril de mina bajo confinamientos efectivos de 100, 200, 400 y 600 kPa: a) esfuerzo desviador en función de la deformación axial; b) trayectorias de esfuerzos efectivos en el plano $p' - q$; c) evolución del exceso de presión de poros; y d) trayectoria de estados en el plano $e - p'$.

Arena de relave cicloneada, T

La arena de relave cicloneada T fue ensayada mediante dos ensayos CID y dos ensayos CIU bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa. Este material corresponde a la fracción de menor tamaño utilizada directamente en la confección de MR2, MR3 y MR4 y representa el extremo fino del sistema WR-T.

La Figura 31 presenta conjuntamente los resultados drenados y no drenados. Las curvas $q - \varepsilon_a$ muestran un incremento de la resistencia con el confinamiento, sin observarse una pérdida abrupta de resistencia dentro del intervalo de deformación evaluado. El material desarrolló una respuesta predominantemente friccional, coherente con su clasificación como arena cicloneada con aproximadamente 20 % de finos.

En los ensayos CID, los cambios volumétricos fueron considerablemente menores que los registrados para WR y las mezclas con mayor contenido grueso. La respuesta observada estuvo condicionada por el estado relativamente denso de preparación de T y por su estructura granulométrica predominantemente arenosa.

En condición no drenada, el ensayo de 100 kPa presentó una generación limitada de presión de poros y una respuesta estable durante el corte. A 600 kPa se observó un incremento mayor de presión de poros y una reducción más pronunciada de p' , mostrando que la tendencia contractiva aumenta con el confinamiento. Aun así, las curvas de esfuerzo desviador no exhibieron un ablandamiento postmáximo marcado dentro del intervalo analizado.

Del ajuste de los estados resistentes se obtuvo un ángulo de fricción efectiva cercano a:

$$\phi'_T = 36,0^\circ$$

Este valor es menor que los determinados para WR y las mezclas, pero evidencia que T no corresponde a un relave fino de baja resistencia, sino a una arena cicloneada relativamente friccional.

Los estados terminales obtenidos a 100 y 600 kPa permitieron representar una tendencia de estado crítico en el plano $e - \ln p'$. Sin embargo, debido a que se dispone únicamente de dos niveles iniciales de confinamiento, esta línea debe interpretarse como preliminar. Los resultados no permiten verificar de manera robusta su pendiente, curvatura o unicidad.

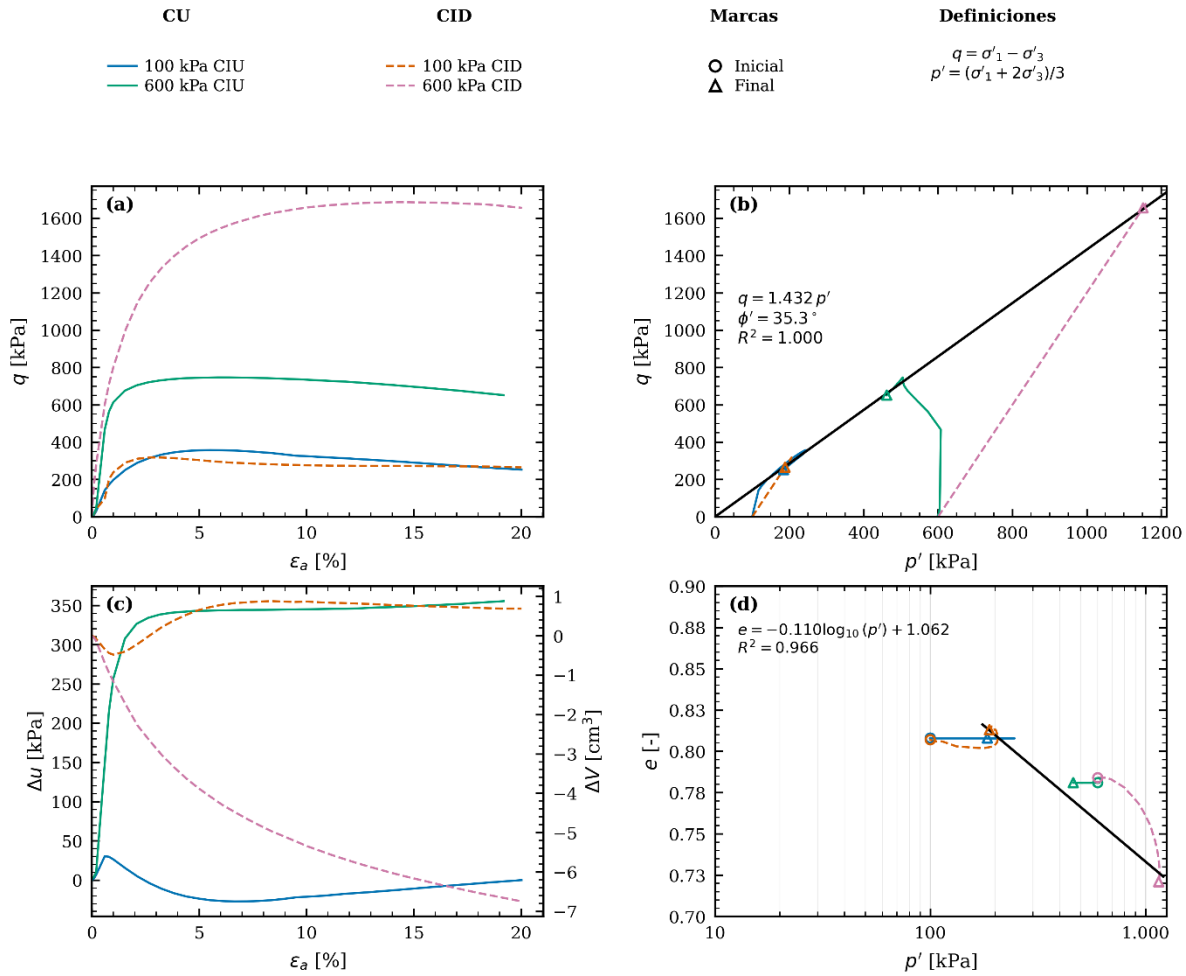


Figura 31: Resultados de los ensayos triaxiales CID y CIU realizados sobre la arena de relave cicloneada T bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa: a) esfuerzo desviador en función de la deformación axial; b) trayectorias de esfuerzos efectivos en el plano $p' - q$; c) cambio de volumen y exceso de presión de poros; y d) trayectoria de estados en el plano $e - p'$.

Mezcla R = 4

La mezcla MR4, correspondiente a $R = 4$, fue ensayada mediante dos ensayos CID y dos ensayos CIU bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa. Esta composición presenta la mayor participación relativa de WR entre las mezclas estudiadas y se encuentra por encima de la razón teórica $R_{opt} = 2,10$.

La Figura 32 muestra que la resistencia movilizada aumentó al incrementarse el confinamiento. Las curvas $q - \epsilon_a$ presentaron una respuesta estable y predominantemente de endurecimiento, sin observarse una pérdida abrupta de resistencia. Del ajuste de los estados resistentes se obtuvo:

$$\phi'_{MR4} = 40,5^{\circ}$$

Este valor es próximo al obtenido para WR y ligeramente inferior a los determinados para MR2 y MR3.

En condición drenada, la mezcla mostró una tendencia contractiva, más pronunciada en el ensayo de 600 kPa. Esta respuesta evidencia que el aumento del contenido de WR no produjo por sí solo una respuesta dilatante y que el reacomodo del esqueleto grueso continuó siendo relevante durante el corte.

En condición no drenada, el ensayo de 600 kPa generó un incremento de presión de poros mayor que el observado a 100 kPa y una reducción más marcada del esfuerzo medio efectivo. No obstante, la mezcla mantuvo una resistencia estable y no desarrolló un ablandamiento postmáximo significativo. Los resultados muestran, por tanto, una combinación de elevada resistencia friccional y tendencia contractiva creciente con el confinamiento.

Los estados terminales drenados y no drenados permitieron construir una tendencia preliminar en el plano $e - \ln p'$. Debido a la disponibilidad de solo dos niveles de confinamiento, no corresponde afirmar que la CSL de MR4 se encuentra definida de manera robusta ni interpretar diferencias pequeñas de pendiente respecto de las demás mezclas.

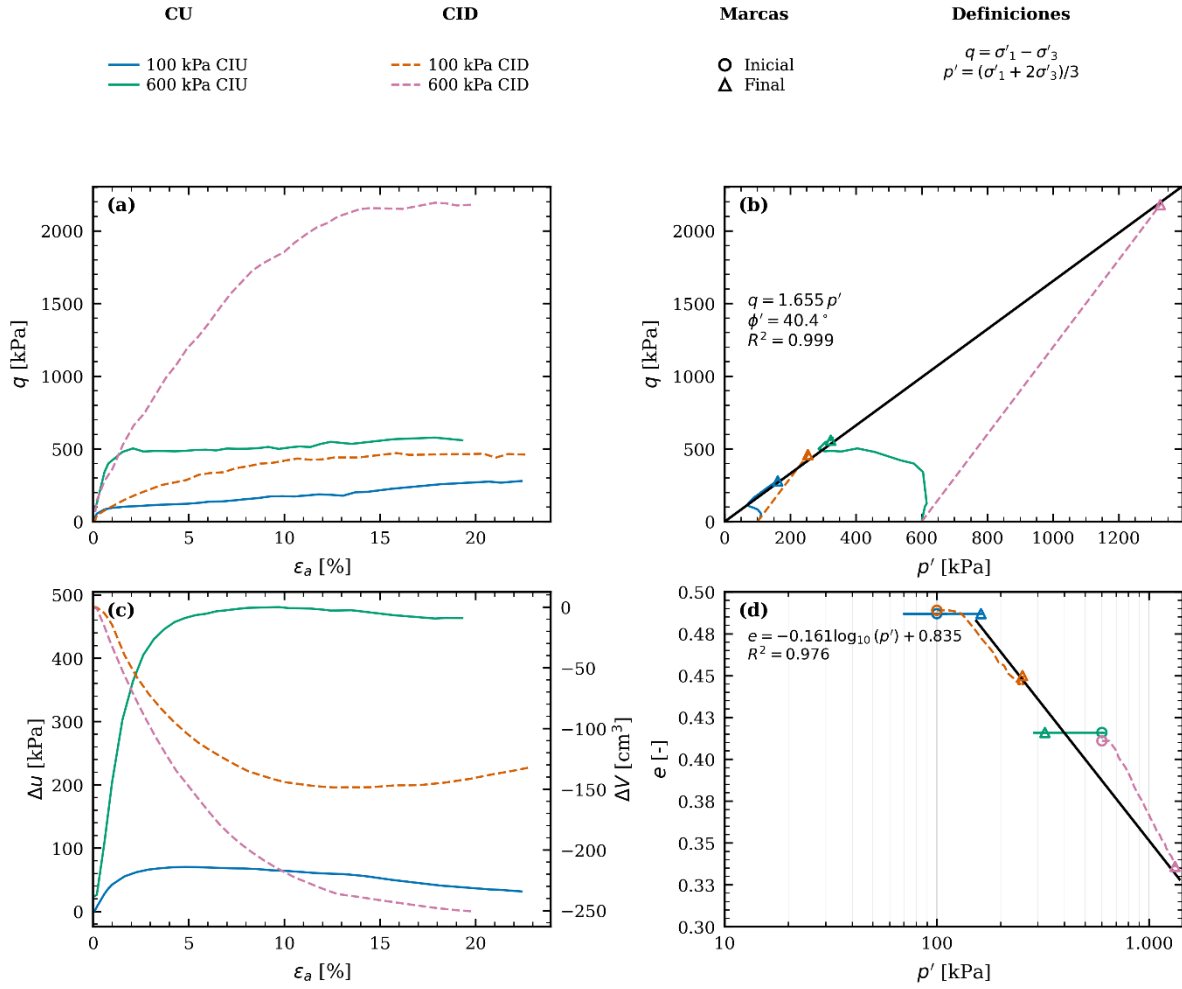


Figura 32: Resultados de los ensayos triaxiales CID y CIU realizados sobre la mezcla MR4 bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa: a) esfuerzo desviador en función de la deformación axial; b) trayectorias de esfuerzos efectivos en el plano $p' - q$; c) cambio de volumen y exceso de presión de poros; y d) trayectoria de estados en el plano $e - p'$.

Mezcla R = 3

La mezcla MR3, correspondiente a $R = 3$, fue ensayada mediante dos ensayos CID y dos ensayos CIU bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa. Esta mezcla se encuentra sobre la razón teórica de llenado justo, aunque más próxima a ella que MR4.

Las curvas presentadas en la Figura 33 muestran un aumento de la resistencia con el confinamiento y una respuesta estable durante el corte. A partir del ajuste de los estados resistentes se obtuvo:

$$\phi'_{MR3} = 41,1^\circ$$

Este valor es levemente superior al obtenido para MR4 y muy próximo al determinado para MR2. La diferencia entre MR3 y MR2 es de solo $0,4^\circ$, por lo que no debe interpretarse como evidencia concluyente de una diferencia resistente entre ambas mezclas, especialmente considerando que cada ajuste se basa únicamente en los confinamientos de 100 y 600 kPa.

En el ensayo drenado de 100 kPa se observó una respuesta menos contractiva y una mayor tendencia al desarrollo de dilatancia hacia deformaciones elevadas. En cambio, bajo 600 kPa predominó la contracción volumétrica, confirmando que el aumento del confinamiento restringe la dilatancia y favorece el reacomodo de la estructura granular.

La respuesta CIU mostró una evolución equivalente. A 100 kPa se registró una generación limitada de presión de poros y una trayectoria efectiva relativamente estable, mientras que a 600 kPa se desarrolló un incremento moderado de presión de poros y una mayor reducción de p' . A pesar de esta mayor contractividad, no se observó una pérdida pronunciada de resistencia ni un ablandamiento postmáximo significativo.

Los estados terminales de MR3 permiten definir una tendencia preliminar en el plano $e - \ln p'$. Su proximidad a la tendencia obtenida para MR2 constituye un antecedente comparativo, pero no permite demostrar que ambas mezclas poseen una misma CSL, debido a la cantidad limitada de confinamientos y a la ausencia de réplicas.

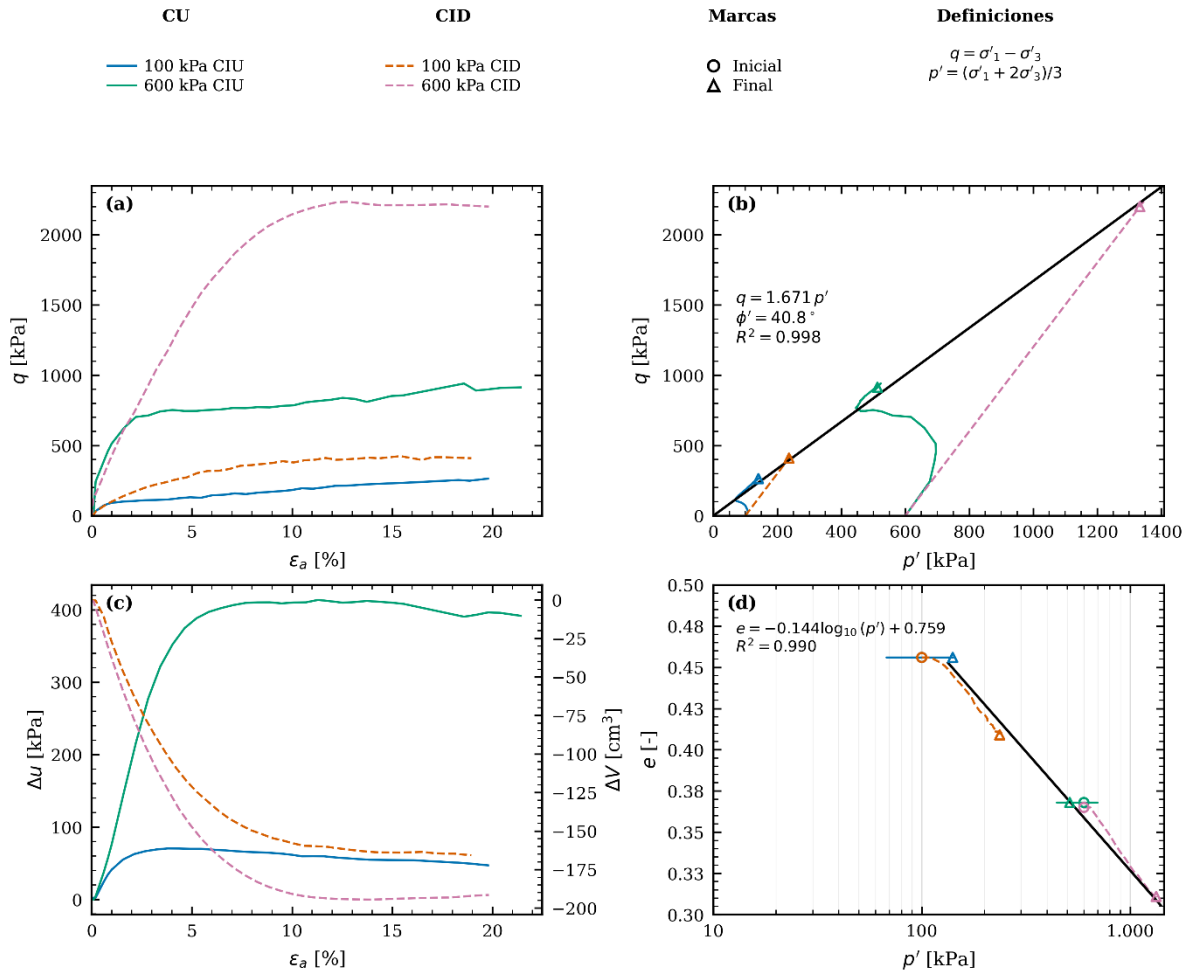


Figura 33: Resultados de los ensayos triaxiales CID y CIU realizados sobre la mezcla MR3 bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa: a) esfuerzo desviador en función de la deformación axial; b) trayectorias de esfuerzos efectivos en el plano $p' - q$; c) cambio de volumen y exceso de presión de poros; y d) trayectoria de estados en el plano $e - p'$.

Mezcla R = 2

La mezcla MR2, correspondiente a $R = 2$, fue ensayada mediante dos ensayos CID y dos ensayos CIU bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa. Esta razón se encuentra ligeramente bajo el valor teórico $R_{opt} = 2,10$ y representa la configuración más próxima al punto de llenado justo dentro de las mezclas evaluadas.

La Figura 34 muestra que MR2 desarrolló elevados esfuerzos desviadores en ambas condiciones de confinamiento. Del ajuste de los estados resistentes se obtuvo:

$$\phi'_{MR2} = 41,5^\circ$$

Este corresponde al mayor valor nominal obtenido entre MR2, MR3 y MR4. Sin embargo, la diferencia respecto de MR3 es reducida y no permite afirmar que MR2 constituya un máximo resistente único. Los resultados permiten concluir únicamente que MR2 y MR3 presentan ángulos de fricción efectiva muy similares y ligeramente superiores al obtenido para MR4.

La respuesta volumétrica dependió marcadamente del confinamiento. En el ensayo CID de 100 kPa se observó una mayor tendencia dilatante o una contractividad inicial seguida de estabilización volumétrica. En contraste, el ensayo de 600 kPa presentó una respuesta parcialmente contractiva, mostrando que la proximidad al punto de llenado justo no evita la contracción cuando aumenta el nivel de esfuerzo.

Una evolución equivalente se observó en los ensayos CIU. Bajo 100 kPa, la generación de presión de poros fue limitada y la trayectoria efectiva se mantuvo relativamente estable. Bajo 600 kPa, la mezcla desarrolló una mayor presión de poros positiva y una reducción de p' , aunque sin evidenciar una pérdida abrupta de resistencia.

Estos resultados muestran que MR2 combina una resistencia friccional elevada con una respuesta no drenada estable dentro del rango ensayado. No obstante, su comportamiento favorable es más evidente a bajo confinamiento, mientras que a 600 kPa se observa una transición hacia una respuesta parcialmente contractiva. Por consiguiente, no corresponde extrapolar una condición dilatante o “geoestable” a esfuerzos superiores a 600 kPa a partir de estos ensayos.

Los estados terminales drenados y no drenados permiten definir una tendencia preliminar de estado crítico. Al igual que para T, MR3 y MR4, esta estimación se basa únicamente en ensayos ejecutados a 100 y 600 kPa y no permite verificar de manera robusta la pendiente o la unicidad de la CSL. Su utilización posterior para calcular el parámetro de estado debe acompañarse de esta limitación.

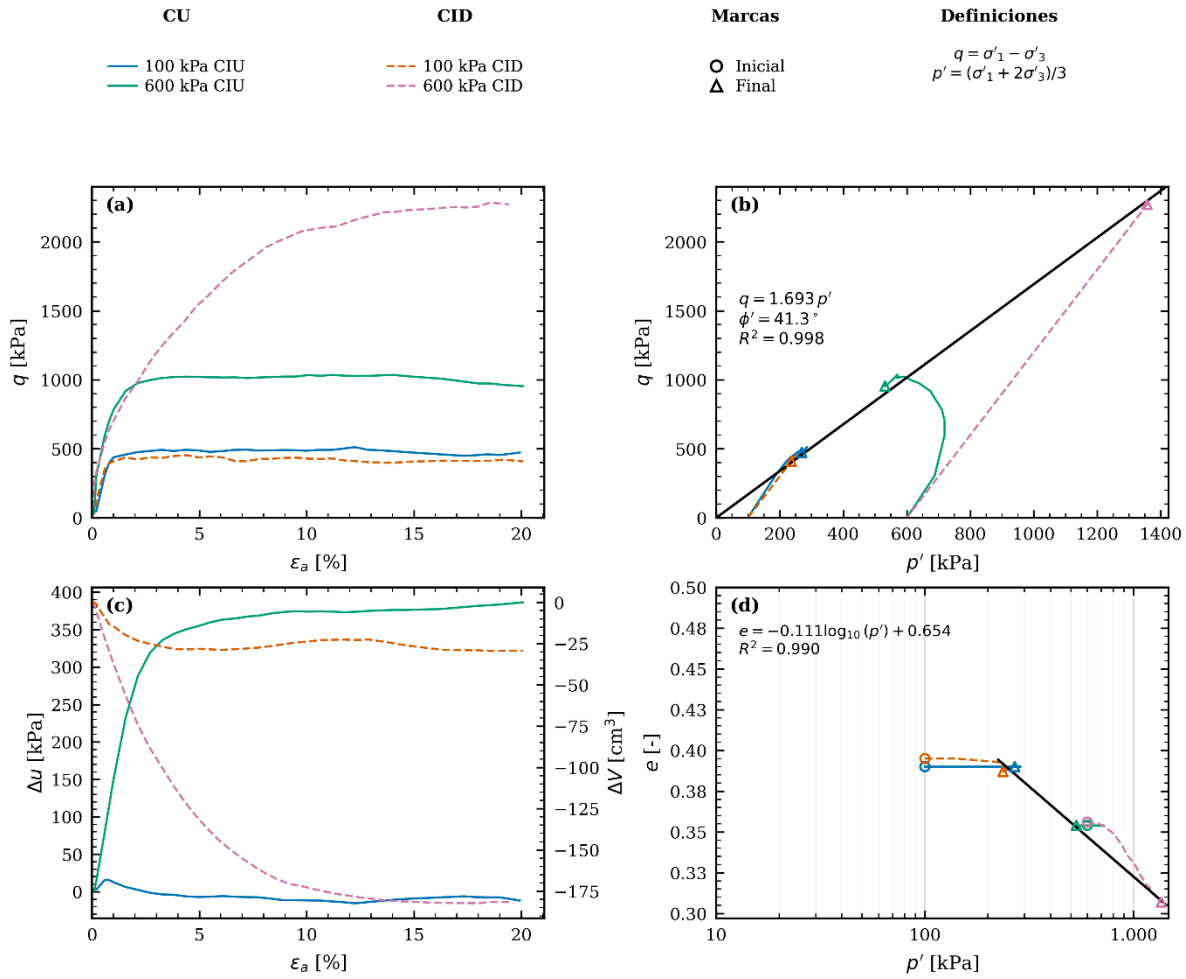


Figura 34: Resultados de los ensayos triaxiales CID y CIU realizados sobre la mezcla MR2 bajo confinamientos efectivos de 100 y 600 kPa: a) esfuerzo desviador en función de la deformación axial; b) trayectorias de esfuerzos efectivos en el plano $p' - q$; c) cambio de volumen y exceso de presión de poros; y d) trayectoria de estados en el plano $e - p'$.

En síntesis, la presentación individual de los resultados evidencia que todos los materiales desarrollaron una respuesta resistente estable dentro del intervalo de confinamiento estudiado, aunque con diferencias relevantes en la evolución volumétrica y en la generación de presión de poros. El WR presentó elevada resistencia friccional, pero una contractividad creciente con el confinamiento; T mostró una resistencia menor, coherente con su naturaleza predominantemente arenosa; y las mezclas MR2, MR3 y MR4 alcanzaron ángulos de fricción efectiva próximos entre sí, junto con una transición desde respuestas menos contractivas a 100 kPa hacia comportamientos parcialmente contractivos a 600 kPa. Estas tendencias se integran en la sección siguiente para evaluar de manera comparativa la influencia de la razón de mezcla sobre la respuesta drenada y no drenada del sistema WR–T.

Análisis Comparativo del Comportamiento Resistente

El análisis comparativo integra la resistencia friccional, la resistencia no drenada normalizada, las trayectorias de tensiones efectivas y la posición de los estados iniciales respecto de las líneas de estado crítico. Esta evaluación conjunta resulta necesaria, debido a que una elevada resistencia máxima no implica por sí sola un comportamiento no drenado favorable. La estabilidad de la respuesta depende también de la generación de presión de poros, de la evolución del esfuerzo medio efectivo y de la existencia o ausencia de ablandamiento durante el corte.

La Figura 35 presenta la variación del ángulo de fricción efectiva con la razón de mezcla. La arena de relave cicloneada T exhibe el menor valor, cercano a $36,0^\circ$, mientras que las mezclas MR4, MR3 y MR2 alcanzan valores aproximados de $40,5^\circ$, $41,1^\circ$ y $41,5^\circ$, respectivamente. Para el WR se adopta un ángulo de fricción efectiva drenado de $40,6^\circ$, obtenido a partir de los estados aproximadamente estabilizados de los ensayos CID ejecutados a 100 y 200 kPa. Los ensayos drenados de 400 y 600 kPa no fueron incorporados en ese ajuste, debido a que su resistencia continuaba aumentando al término del corte y no se había alcanzado una condición equivalente de estabilización.

Los resultados muestran que la incorporación de WR produce un incremento importante de la resistencia friccional respecto de T. Sin embargo, las diferencias entre MR2, MR3 y MR4 son reducidas, inferiores a aproximadamente 1° , por lo que no resulta adecuado interpretar el valor de MR2 como un máximo resistente inequívoco. Más bien, las tres mezclas desarrollan resistencias friccionales semejantes, mientras que MR2 presenta nominalmente el mayor valor dentro de la dispersión y resolución del programa experimental. Esta respuesta indica que, desde $R = 2$, existe una red de contactos entre partículas gruesas capaz de movilizar una resistencia cercana a la del WR, aun cuando la fracción T continúe ocupando una proporción importante de los vacíos.

La proximidad de MR2 a la razón teórica de llenado justo, $R_{opt} = 2,10$, permite asociar su elevada resistencia a una configuración en la cual la fracción T rellena gran parte de los vacíos, mientras el esqueleto de WR conserva contactos interparticulares. No obstante, la Figura 35 no demuestra por sí sola la existencia de un óptimo resistente en $R = 2$, debido a

que no se ensayaron mezclas en el intervalo $0 < R < 2$ y las diferencias entre las mezclas estudiadas son relativamente pequeñas.

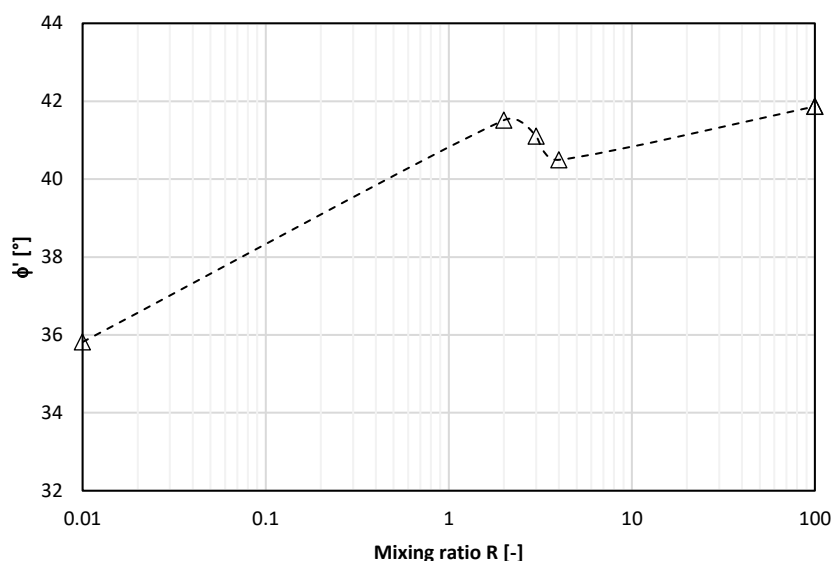


Figura 35: Ángulo de fricción efectiva en función de la razón de mezcla.

La Figura 36 complementa este análisis mediante la resistencia no drenada normalizada. La arena cicloneada T presenta valores del orden de 0,6, mientras que el WR alcanza valores cercanos a 0,45. Las mezclas MR2 y MR3 exhiben las mayores resistencias normalizadas, próximas a 0,8, evidenciando que la incorporación conjunta de ambas fracciones genera una respuesta no drenada que no corresponde a una simple interpolación entre los materiales extremos.

La elevada resistencia normalizada de MR2 puede relacionarse con la coexistencia de dos mecanismos. Por una parte, el esqueleto grueso proporciona una red de contactos resistente y restringe el acomodamiento global de la probeta. Por otra, la fracción T rellena los vacíos y modifica la evolución de la presión de poros durante el corte. La combinación de estos mecanismos permite que MR2 movilice esfuerzos desviadores elevados, particularmente bajo el confinamiento de 600 kPa. Sin embargo, el valor de S_u/p' debe analizarse junto con las trayectorias efectivas, porque una resistencia normalizada alta no permite definir por sí sola si la respuesta es contractiva o dilatante.

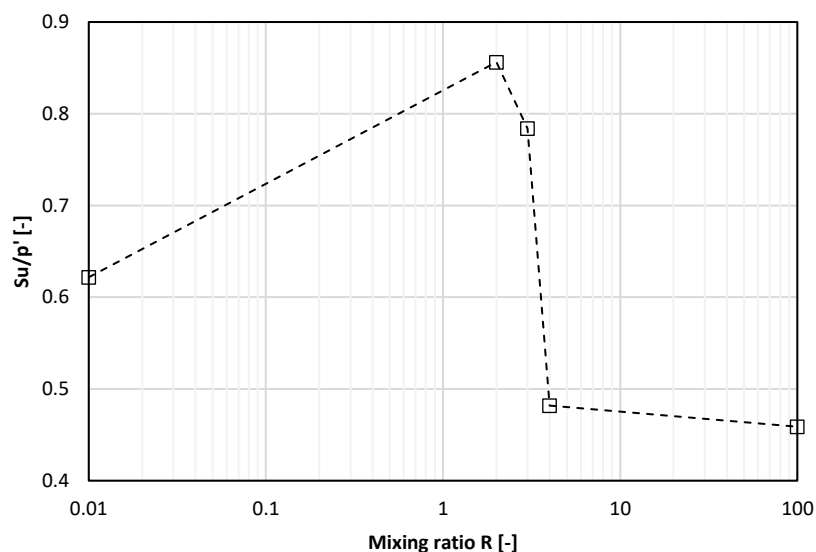


Figura 36: Resistencia no drenada normalizada (S_u/p') en función de la razón de mezcla.

En la Figura 37 se comparan las trayectorias de tensiones efectivas de T, MR2 y WR para confinamientos iniciales de 100 y 600 kPa. Bajo el confinamiento de 100 kPa, MR2 y WR desarrollan una respuesta predominantemente dilatante, evidenciada por la generación de presión de poros negativa y el desplazamiento de sus trayectorias hacia valores de p' superiores al confinamiento efectivo inicial. En ambos materiales, el incremento del esfuerzo medio efectivo favorece una respuesta de endurecimiento y permite movilizar resistencias considerablemente mayores que las alcanzadas por T.

La arena cicloneada T presenta a 100 kPa una respuesta más compleja. Durante las primeras etapas del corte desarrolla una tendencia contractiva, seguida de una etapa dilatante en torno a la resistencia máxima. Posteriormente experimenta un cierto ablandamiento y termina próxima a una condición de presión de poros neutra. Por consiguiente, T no debe describirse como completamente contractiva ni completamente dilatante bajo este confinamiento, sino como un material de respuesta mixta, cuya resistencia es inferior a la de MR2 y WR y cuya estabilidad postmáxima resulta comparativamente menos favorable.

A 600 kPa, las diferencias entre los materiales se vuelven más evidentes. Tanto T como WR generan presión de poros positiva y sus trayectorias se desplazan hacia menores valores de

p' , indicando una respuesta contractiva. En el WR, esta condición puede relacionarse con el estado relativamente suelto de preparación, el reacomodo del esqueleto grueso y la posible degradación localizada de partículas o asperezas. Esta última interpretación corresponde a un mecanismo posible, ya que no se realizaron granulometrías postensayo triaxial que permitan cuantificar directamente la rotura durante el corte.

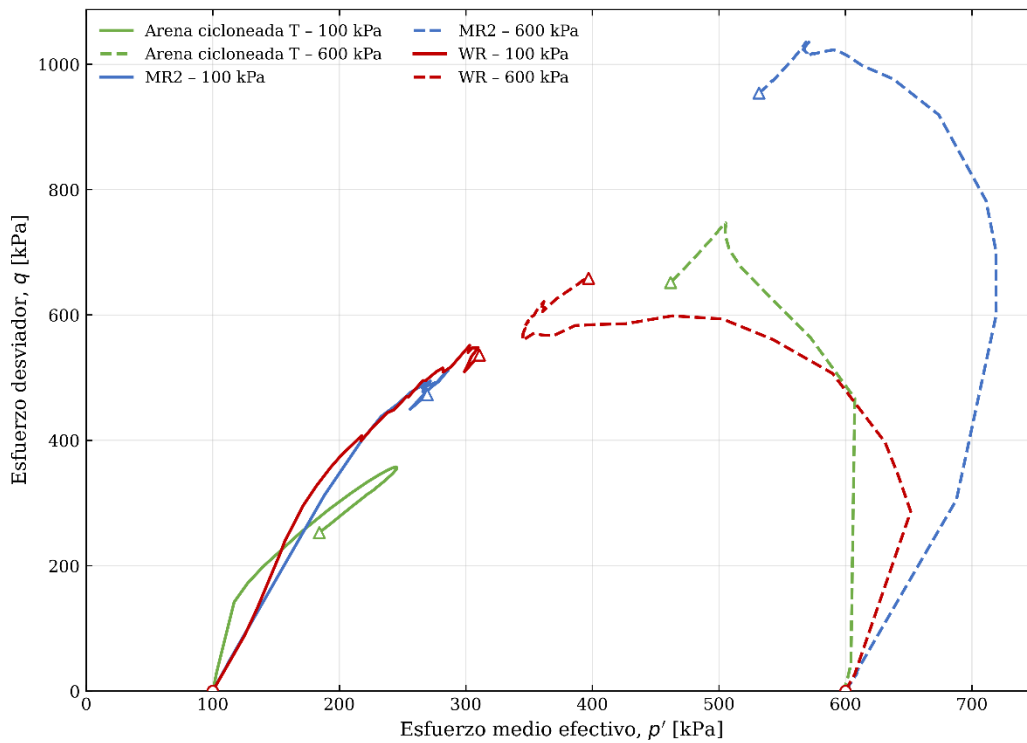


Figura 37: Trayectorias de tensiones efectivas de los ensayos CIU realizados sobre T, MR2 y WR bajo confinamientos iniciales de 100 y 600 kPa..

La interpretación anterior se confirma mediante la Figura 38 y la Tabla 11. El parámetro de estado fue calculado como:

$$\psi = e_{\text{pre-corte}} - e_{\text{CSL}}(p'_0)$$

adoptándose una banda de $|\psi| \leq 0,010$ para representar condiciones próximas a la CSL. A 100 kPa, los tres materiales se ubican por debajo de sus respectivas líneas, con valores de $\psi = -0,035$ para T, $-0,043$ para MR2 y $-0,066$ para WR. En consecuencia, los tres presentan una tendencia dilatante según el criterio de estado, aunque el WR posee el valor más negativo. Por esta razón, no corresponde señalar que MR2 es el material que más dilata

a bajo confinamiento; su principal ventaja se observa al comparar la evolución de la respuesta con el incremento de presión.

A 600 kPa, T y WR se ubican por encima de sus líneas de estado crítico, con $\psi = +0,023$ y $\psi = +0,042$, respectivamente. Ambos materiales se clasifican, por tanto, como contractivos. En contraste, MR2 presenta $\psi = +0,007$, valor incluido dentro de la banda adoptada para condiciones próximas a la CSL. Esta posición indica que MR2 no es claramente dilatante ni contractiva en términos del parámetro de estado, sino que se encuentra en una condición transicional o prácticamente neutra.

Este resultado constituye uno de los aspectos más relevantes del análisis comparativo. MR2 pasa desde una condición dilatante a 100 kPa hacia una condición cercana al estado crítico a 600 kPa, mientras que T y WR evolucionan hacia estados contractivos más definidos. La ventaja de MR2 no radica, por consiguiente, en presentar la mayor dilatancia bajo todas las condiciones, sino en conservar una posición favorable respecto de su CSL al aumentar el confinamiento, manteniendo simultáneamente una resistencia elevada y sin desarrollar una pérdida pronunciada de resistencia.

Tabla 11: Relaciones de vacíos pre-corte y parámetros de estado de los ensayos CIU realizados sobre T, MR2 y WR.

Material	Ensayo	$e_{\text{pre-corte}}$	$e_{\text{CSL}}(p'_0)$	ψ	Comportamiento esperado
T	100CIU	0,808	0,843	-0,035	Dilatante
T	600CIU	0,781	0,758	+0,023	Contractivo
MR2	100CIU	0,390	0,433	-0,043	Dilatante
MR2	600CIU	0,354	0,347	+0,007	Próximo a la CSL
WR	100CIU	0,698	0,764	-0,066	Dilatante
WR	600CIU	0,684	0,642	+0,042	Contractivo

Las líneas mostradas en la Figura 38 deben interpretarse como tendencias preliminares. Para T y MR2, su estimación se basa en estados terminales correspondientes únicamente a confinamientos iniciales de 100 y 600 kPa. En el caso del WR se dispone de un mayor número de ensayos, aunque los CID de 400 y 600 kPa no alcanzaron una estabilización completa. Por ello, las líneas permiten comparar la posición relativa de los estados iniciales,

pero no verificar de manera robusta su pendiente, curvatura o unicidad. Esta limitación ya se encuentra reconocida en la definición del programa y debe conservarse en la discusión.

En síntesis, la respuesta resistente del sistema WR–T no varía monótonamente desde T hacia WR. La incorporación de WR aumenta sustancialmente el ángulo de fricción respecto de T, pero las mezclas MR2, MR3 y MR4 presentan valores próximos entre sí. En condición no drenada, MR2 alcanza simultáneamente una elevada resistencia normalizada y la respuesta más favorable frente al aumento del confinamiento. A 100 kPa se comporta de manera dilatante, mientras que a 600 kPa permanece próxima a su CSL, sin desarrollar la contractividad más marcada observada en T y WR. Estos resultados respaldan la relevancia geomecánica de la condición cercana al llenado justo para el sistema estudiado, aunque no permiten afirmar la existencia de un óptimo universal ni extrapolar el comportamiento más allá de los confinamientos y razones de mezcla evaluados. La versión actual ya reconoce que las líneas de T y de las mezclas son tendencias preliminares debido al número limitado de confinamientos.

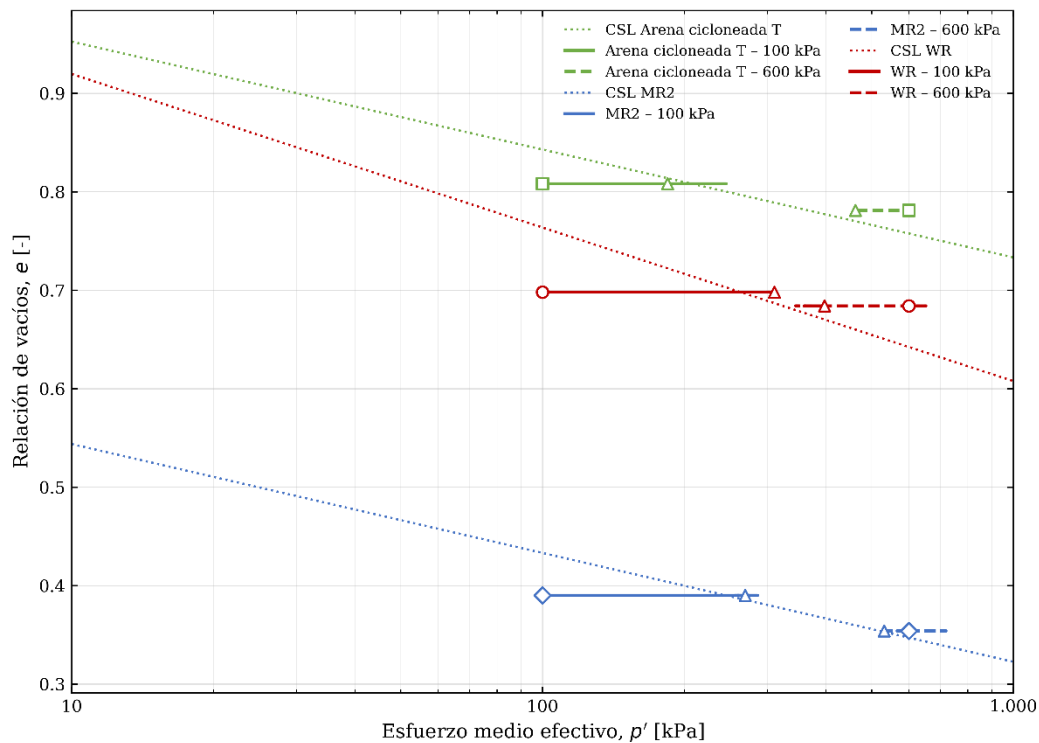


Figura 38: Líneas preliminares de estado crítico de T, MR2 y WR en el plano $e - p'$.

Compresibilidad Unidimensional

Deformación edométrica

Los ensayos de consolidación unidimensional desarrollados de acuerdo con las especificaciones técnicas y procedimientos experimentales descritos en capítulos previos permitieron obtener las curvas de compresión presentadas en la Figura 39. En términos generales, todos los materiales estudiados presentan inicialmente pendientes relativamente bajas bajo niveles reducidos de confinamiento, indicando que las deformaciones iniciales están dominadas principalmente por cierre de vacíos y reacomodo progresivo de partículas. Sin embargo, a medida que el confinamiento aumenta, las relaciones de vacíos disminuyen considerablemente, particularmente en el caso del estéril y de la mezcla MR=4, donde se observa un incremento importante de la deformabilidad bajo altos niveles de esfuerzo vertical. En contraste, las mezclas MR=2 y MR=3 presentan curvas considerablemente más estables y menores reducciones volumétricas durante todo el rango de confinamientos evaluado.

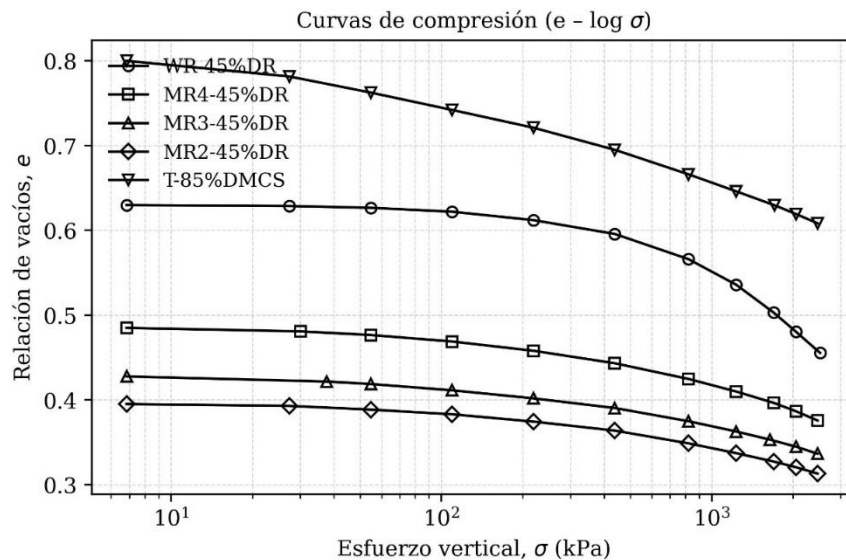


Figura 39: Curvas de compresión unidimensional para distintas razones de mezcla.

La evolución de las relaciones de vacíos iniciales y finales respecto a la razón de mezcla se presenta en la Figura 40. Los resultados muestran que tanto la relación de vacíos inicial (e_0) como final (e_f) alcanzan sus valores mínimos para mezclas cercanas a la condición óptima

($R \approx 2 - 3$), evidenciando una configuración estructural más eficiente desde el punto de vista volumétrico. Este comportamiento confirma experimentalmente que, en torno al *just-filled point*, los finos del relave rellenan gran parte de los vacíos del esqueleto granular grueso, generando una estructura densamente empaquetada y mecánicamente más estable. En contraste, tanto el relave como el estéril presentan mayores relaciones de vacíos debido a mecanismos distintos: en el caso del relave, asociados a la naturaleza relativamente uniforme y compresible de la matriz fina, y en el caso del estéril, relacionados con la existencia de macrovacíos y contactos localizados entre partículas gruesas.

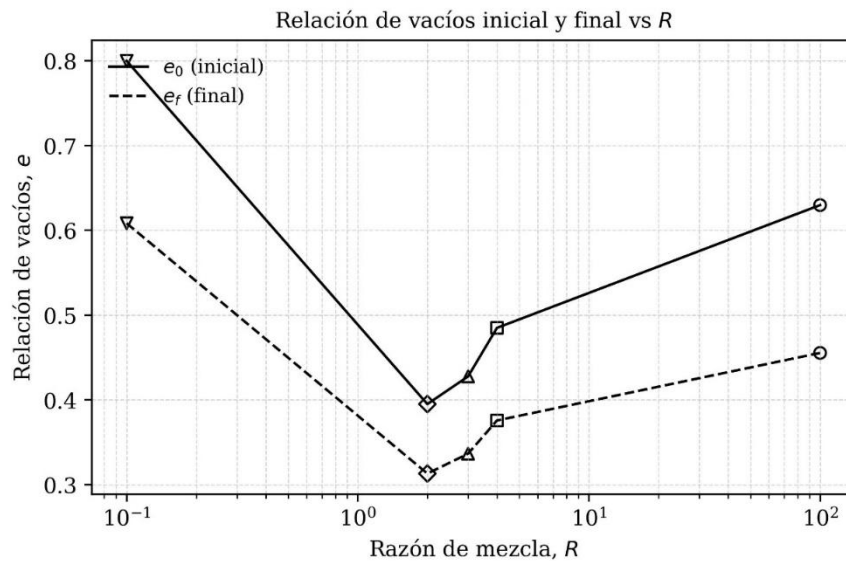


Figura 40: Evolución de la relación de vacíos inicial y final respecto a la razón de mezcla.

Índice de compresibilidad de los materiales

Posteriormente, en la Figura 41 se presenta la evolución del índice de compresibilidad local (C_c) en función del confinamiento medio aplicado. El mayor incremento de compresibilidad corresponde al estéril, seguido por la mezcla MR=4, observándose un aumento significativo de C_c a elevados niveles de confinamiento. Este comportamiento sugiere la aparición progresiva de mecanismos de rotura de partículas, colapso de macrovacíos y redistribución localizada de tensiones dentro de la estructura granular. Por otra parte, el relave presenta una evolución relativamente continua y estable del índice de compresibilidad, indicando una deformación dominada principalmente por reacomodo

gradual de partículas finas y reducción progresiva de vacíos. En contraste, la mezcla MR=2 presenta los menores valores de C_c incluso bajo altos niveles de confinamiento, evidenciando una menor susceptibilidad a deformaciones volumétricas y una estructura interna considerablemente más eficiente.

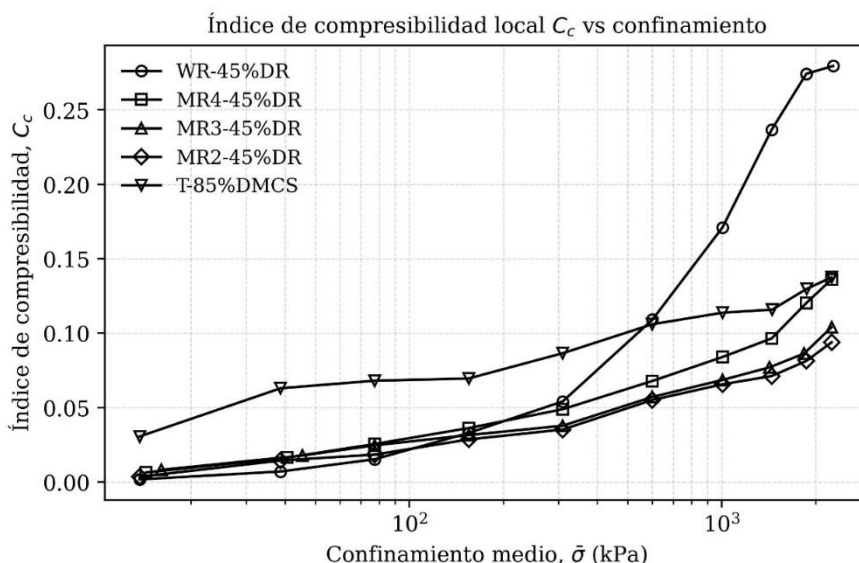


Figura 41: Evolución del índice de compresibilidad local (C_c) en función del confinamiento medio.

Finalmente, la Figura 42 resume la evolución del índice de compresibilidad bajo bajos y altos niveles de confinamiento para cada material en función de la razón de mezcla. Los resultados muestran claramente que el estéril presenta la mayor diferencia entre los valores iniciales y finales de C_c , reflejando una elevada sensibilidad al incremento de confinamiento y una fuerte influencia de procesos de trituración de partículas. En contraste, la mezcla MR=2 presenta simultáneamente los menores valores de compresibilidad inicial y final, confirmando experimentalmente que las mezclas cercanas a la condición *just-filled* representan la configuración estructural más eficiente desde el punto de vista mecánico y volumétrico. Los resultados demuestran que la compresibilidad de mezclas relave-estéril no depende únicamente de la proporción de material grueso y fino, sino principalmente de la estructura interna desarrollada dentro de la mezcla y de su capacidad para redistribuir tensiones sin inducir procesos significativos de rotura de partículas bajo altos niveles de confinamiento.

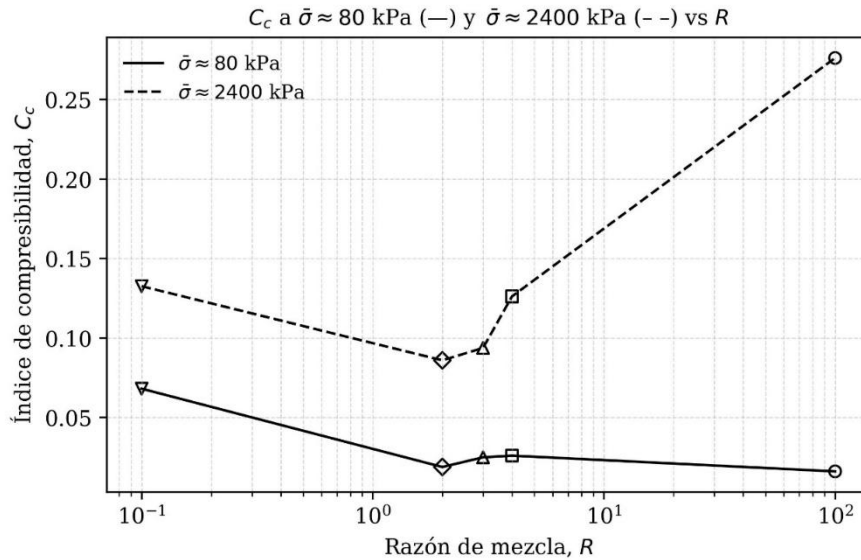


Figura 42: Índices de compresibilidad a bajos y altos niveles de confinamiento en función de la razón de mezcla.

Rotura de partículas

Con el fin de complementar el análisis de compresibilidad unidimensional, se evaluó la rotura de partículas desarrollada durante los ensayos edométricos. Este análisis resulta especialmente relevante considerando que, en los resultados previos, el estéril de mina (WR) y, en menor medida, la mezcla MR4, presentaron un incremento importante de compresibilidad bajo altos niveles de confinamiento, lo que sugiere la participación de mecanismos de degradación granular.

Para ello, se compararon las curvas granulométricas iniciales de los materiales con las curvas granulométricas obtenidas sobre el material extraído al término de cada ensayo edométrico. Las distribuciones iniciales ya se encontraban disponibles a partir de la caracterización previa de los materiales, mientras que las distribuciones finales se determinaron a partir del análisis granulométrico realizado sobre la totalidad del material recuperado desde el cilindro de carga al finalizar cada ensayo, correspondiente aproximadamente a 20 kg por muestra. De esta forma, fue posible comparar directamente la distribución de tamaños antes y después de la consolidación unidimensional.

La **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** presenta las curvas granulométricas pre y post consolidación unidimensional para el WR y las mezclas MR2,

MR3 y MR4. En dicha figura, las curvas continuas representan la condición inicial, mientras que las curvas segmentadas corresponden a la condición post edómetro. En términos generales, se observa que las curvas post ensayo tienden a desplazarse hacia arriba respecto de las iniciales, lo que indica que, para un mismo porcentaje que pasa, el tamaño de partícula característico resulta menor después del ensayo. En otras palabras, el material post consolidación presenta una proporción relativamente mayor de partículas finas, lo que es consistente con la ocurrencia de rotura de partículas durante la aplicación de carga vertical.

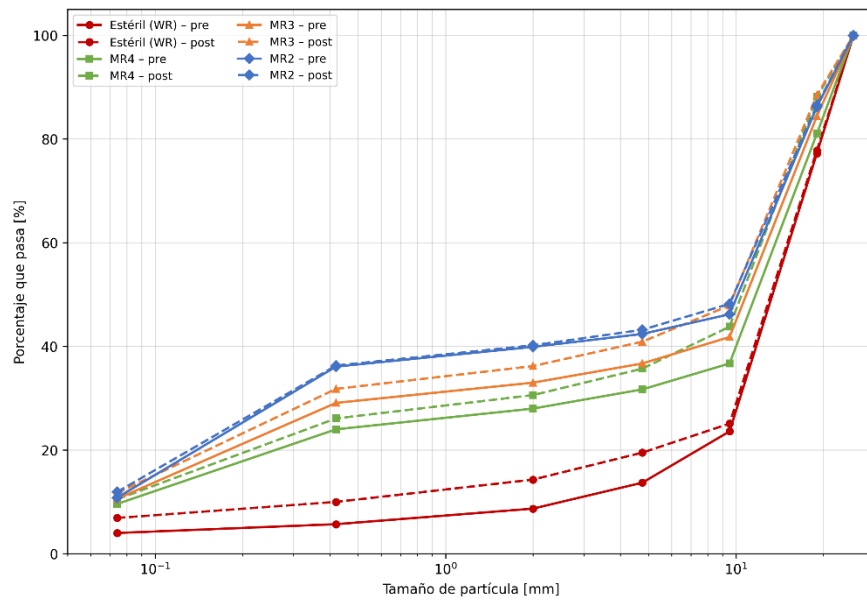


Figura 43: Comparación de las distribuciones granulométricas antes y después de los ensayos de consolidación unidimensional para WR, MR2, MR3 y MR4.

Con el propósito de cuantificar este fenómeno, se utilizó el parámetro de rotura B_{10} , definido a partir de la variación del tamaño correspondiente al 10 % que pasa, según:

$$B_{10} = 1 - \frac{D_{10,post}}{D_{10,pre}}$$

donde $D_{10,pre}$ y $D_{10,post}$ corresponden, respectivamente, a los diámetros asociados al 10 % que pasa antes y después del ensayo. Valores mayores de B_{10} indican una mayor reducción del tamaño característico y, por lo tanto, un mayor grado de rotura.

La Tabla 12 resume los valores de razón de mezcla antes y después del ensayo, junto con los diámetros D_{10} y el índice de rotura calculado para cada material. A partir de estos resultados, se observa que el WR presenta el mayor nivel de rotura, con un valor de $B_{10} = 83,2 \%$, muy por sobre las mezclas MR4, MR3 y MR2, cuyos valores corresponden a $9,9 \%$, $8,7 \%$ y $7,7 \%$, respectivamente. Esta diferencia confirma que el estéril puro es el material más susceptible a degradación bajo consolidación unidimensional, mientras que la incorporación de arena de relave cicloneada dentro de los vacíos del esqueleto granular tiende a reducir este efecto.

Tabla 12: Parámetros granulométricos e índice de rotura B_{10} de las muestras ensayadas en consolidación unidimensional.

Material	R_{pre}	R_{post}	$D_{10(pre)} [mm]$	$D_{10(post)} [mm]$	$B_{10} [\%]$
WR	9.3	6.8	2.506	0.420	83.2
MR4	3.4	2.8	0.078	0.070	9.9
MR3	2.7	2.3	0.070	0.064	8.7
MR2	2.0	2.0	0.070	0.065	7.7

La Figura 44 muestra la evolución del índice de rotura en función de la razón de mezcla. De manera consistente con lo observado en los índices de compresibilidad, se aprecia que la rotura de partículas disminuye al reducir la razón de mezcla desde WR hacia MR4, MR3 y MR2, es decir, al acercarse a una condición próxima al llenado justo. Este comportamiento sugiere que, en mezclas cercanas a la condición óptima, la fracción fina alojada en los vacíos del material grueso contribuye a distribuir mejor las tensiones de contacto y a disminuir la concentración de esfuerzos entre partículas de estéril, limitando así la rotura.

En términos ingenieriles, este resultado es relevante porque refuerza la interpretación previamente obtenida a partir de la compresibilidad: las mezclas cercanas a R_{opt} no solo presentan menores cambios volumétricos bajo carga, sino que además desarrollan un menor nivel de degradación granular que el estéril puro. Esto permite inferir que parte de la mejora observada en el comportamiento compresible de MR2 y MR3 se encuentra asociada a una estructura interna más eficiente y menos propensa a la fractura o trituración de partículas gruesas.

No obstante, este análisis también presenta limitaciones que deben ser explicitadas. En primer lugar, no se cuenta con resultados equivalentes para la arena de relave cicloneada T, por lo que no es posible extender la tendencia hacia el extremo fino del sistema. En segundo lugar, para algunos materiales, en particular MR3, MR2 y el valor post ensayo de MR4, el cálculo de D_{10} requirió una extrapolación semilogarítmica bajo el menor tamaño medido, debido a que el porcentaje que pasa por el tamiz de 0,074 mm resultó superior al 10 %. Por ello, los valores de B_{10} deben interpretarse principalmente como indicadores comparativos de tendencia, más que como magnitudes absolutas exentas de incertidumbre.

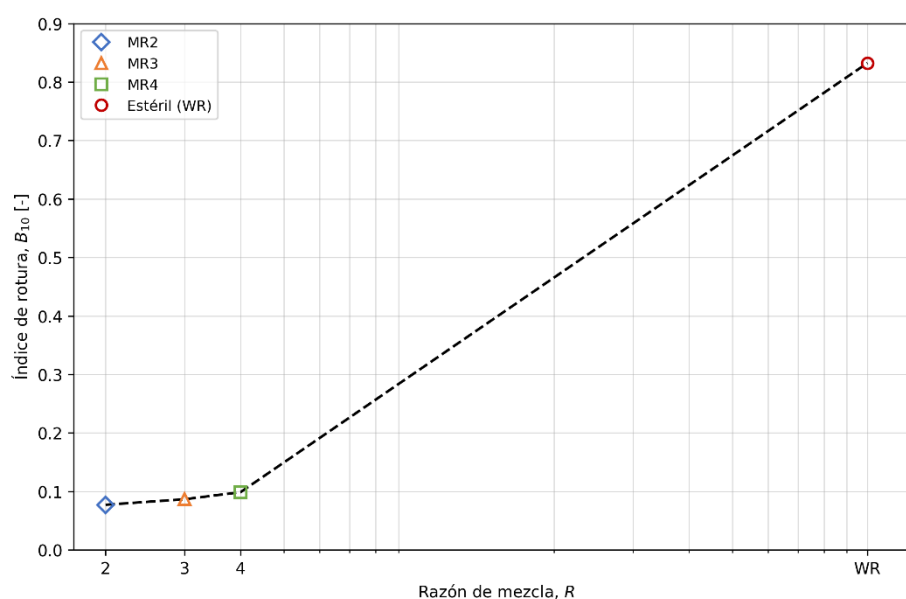


Figura 44: Índice de rotura de partículas B_{10} respecto de la razón de mezcla para WR, MR2, MR3 y MR4.

Compresibilidad Isotrópica

La compresibilidad isotrópica de los materiales se evaluó mediante probetas cilíndricas de 150 mm de diámetro y 300 mm de altura, considerando la arena de relave cicloneado, el estéril de mina y las mezclas MR2, MR3 y MR4. Las probetas fueron preparadas según las condiciones de densificación definidas previamente: 85% del Proctor Modificado para el relave y 45% de densidad relativa para el estéril y las mezclas. Los ensayos consideraron incrementos de confinamiento isotrópico de 100, 200, 400 y 600 kPa.

La Tabla 9 resume las condiciones iniciales de preparación de las probetas utilizadas en los ensayos de consolidación isotrópica. Posteriormente, la Figura 45 presenta la evolución de la relación de vacíos en función del confinamiento efectivo, observándose una tendencia aproximadamente semilogarítmica de disminución de (e) con el incremento de (p'). Este comportamiento refleja el reacomodo progresivo de partículas y la reducción de vacíos internos bajo confinamiento isotrópico.

La Figura 46 muestra la evolución del índice de compresión isotrópica en función del confinamiento efectivo. Los resultados permiten comparar la sensibilidad volumétrica de los materiales frente al aumento de presión confinante, identificando diferencias entre la respuesta del relave, del estéril y de las mezclas. En particular, las mezclas cercanas a la condición de llenado justo presentan una respuesta más estable, mientras que las configuraciones con mayor contenido de estéril evidencian una mayor influencia del reacomodo granular y de posibles procesos de rotura de partículas.

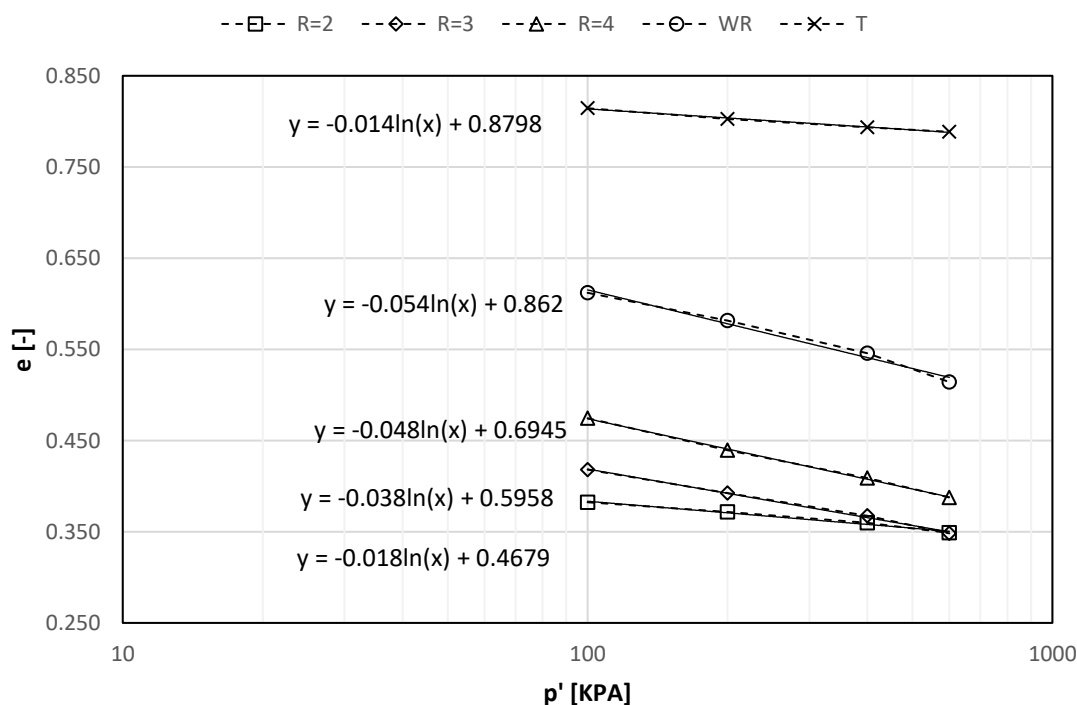


Figura 45: Curvas de consolidación isotrópica para materiales puros y mezclas MR2–MR4. La figura muestra la evolución de la relación de vacíos, e , en función del confinamiento efectivo, p' , evidenciando una reducción progresiva de vacíos con el incremento de presión isotrópica.

Índice de Compresión

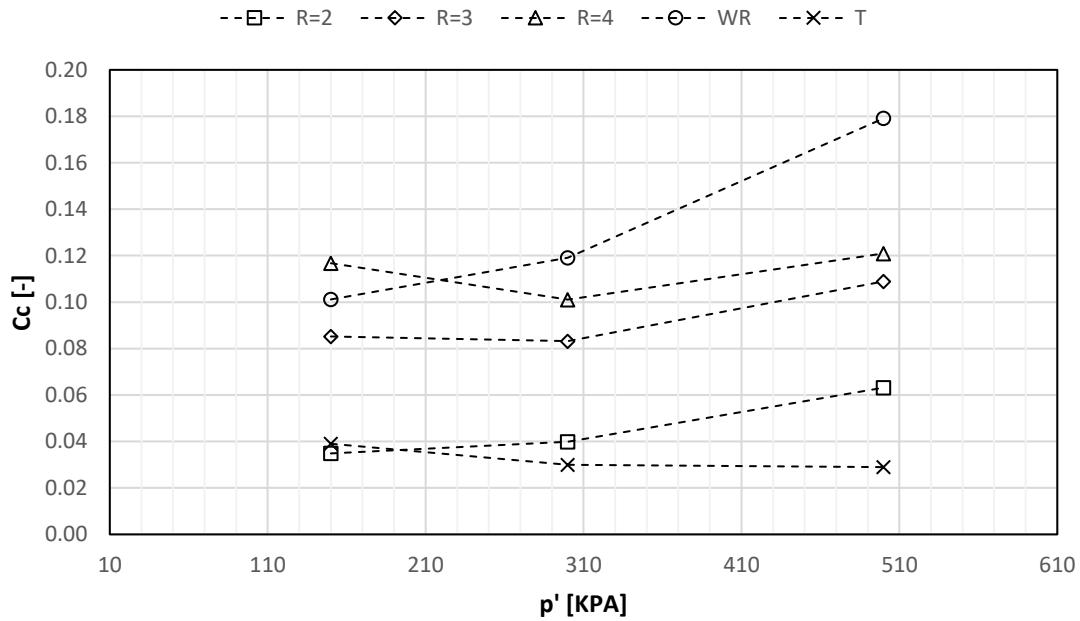


Figura 46: Evolución del índice de compresión isotrópica en función del confinamiento efectivo para materiales puros y mezclas MR2–MR4. Los resultados permiten comparar la sensibilidad volumétrica de cada material frente al aumento de presión confinante.

Conductividad Hidráulica

Los resultados de conductividad hidráulica saturada presentados en la Figura 47 muestran que el WR posee una conductividad aproximadamente tres órdenes de magnitud mayor que la del material T. En las mezclas MR2, MR3 y MR4, la conductividad aumenta con la razón de mezcla R , reflejando la mayor participación y conectividad del esqueleto grueso. Como se observa en la Figura 47, MR2, ubicada próxima a la condición teórica de llenado justo, presenta la menor conductividad hidráulica del conjunto estudiado, incluso inferior a la del material T. Este comportamiento se atribuye al mayor grado de empaquetamiento y al relleno más eficiente de los vacíos del WR por parte de la fracción fina, lo que reduce la continuidad de los caminos preferenciales de flujo.

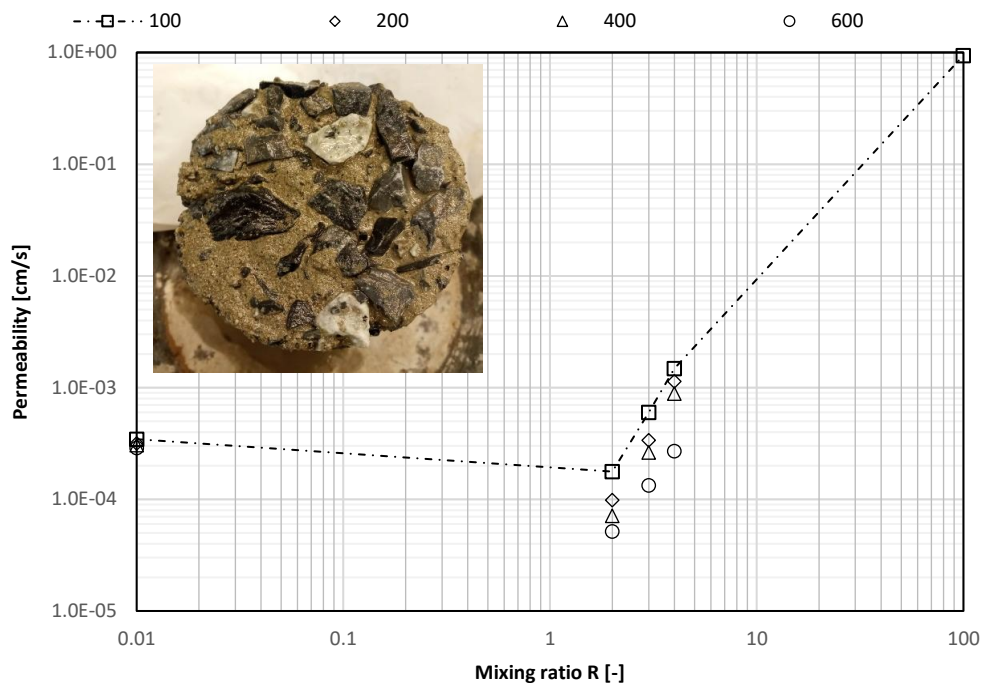


Figura 47: Conductividad hidráulica saturada en función de la razón de mezcla R para los niveles de confinamiento evaluados. Los resultados muestran el efecto de la proporción $WR-T$ y de la proximidad al punto de llenado justo sobre la conectividad hidráulica del sistema.

Por su parte, las curvas de retención de agua mostradas en la Figura 48 presentan valores de entrada de aire inferiores a 1 kPa y contenidos de humedad residual prácticamente nulos para todos los materiales. Estos resultados son coherentes con su naturaleza granular y no plástica, pero indican que el valor de entrada de aire no permite discriminar significativamente entre el WR , el material T y las mezclas $MR2-MR4$.

Las principales diferencias observadas en la Figura 48 en la pendiente inicial de las curvas. $MR2$ presenta una disminución algo más gradual del contenido de agua, mientras que $MR3$ y $MR4$ muestran una pérdida más rápida de humedad al aumentar la succión. Figura 48

En consecuencia, los resultados de la Figura 47 constituyen la evidencia más concluyente para evaluar el efecto de la razón de mezcla sobre el comportamiento hidráulico. La proximidad al punto de llenado justo reduce significativamente la conectividad hidráulica, mientras que el aumento de R favorece la formación de caminos de flujo asociados al esqueleto grueso. Las curvas de la Figura 48 complementan esta interpretación, aunque su capacidad para diferenciar las mezclas es limitada.

Desde una perspectiva de ingeniería, la baja conductividad hidráulica de MR2 puede limitar la infiltración y el transporte advectivo de solutos. No obstante, también puede disminuir la capacidad de drenaje y retrasar la disipación de presiones de poros, por lo que su evaluación debe realizarse conjuntamente con la respuesta mecánica y compresible. Asimismo, cualquier relación con el drenaje ácido debe interpretarse de manera indirecta, ya que los ensayos realizados no permiten evaluar la generación de acidez ni el transporte de oxígeno.

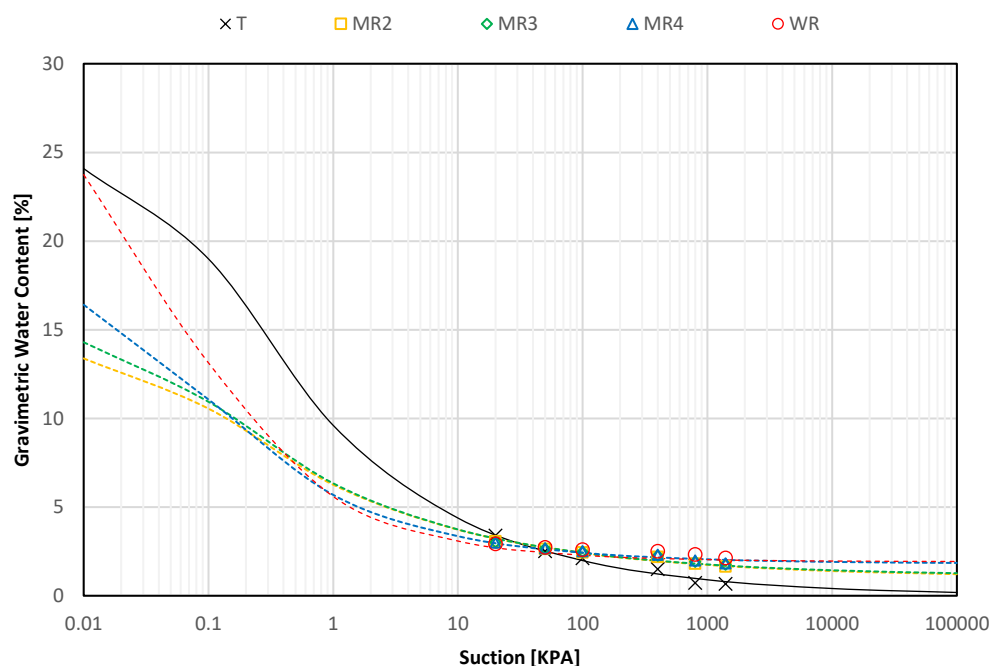


Figura 48: Curvas de retención de agua de los materiales puros y mezclas MR2–MR4. Las curvas muestran la variación del contenido de humedad gravimétrica en función de la succión y permiten comparar la capacidad de retención y la respuesta hidráulica no saturada del sistema WR–T.

ANALISIS GLOBAL DE RESULTADOS

Estudios utilizados para comparación

El análisis comparativo de resultados busca contrastar las tendencias experimentales de esta investigación con antecedentes reportados en la literatura para mezclas relave–roca, mezclas tipo *commingling* y materiales granulares gruesos sometidos a distintos niveles de confinamiento. Esta comparación permite evaluar si la respuesta observada para el sistema WR–T estudiado es coherente con los mecanismos previamente descritos para mezclas

granulares bimodales, particularmente en torno a la condición de llenado justo o *just-filled point*.

La Figura 49 presenta las curvas granulométricas de los materiales utilizados en los estudios considerados para la comparación. Esta figura permite contextualizar las diferencias entre los programas experimentales analizados, ya que cada estudio emplea materiales con distinta distribución de tamaños, tamaño máximo de partícula, contenido de finos y separación granulométrica entre la fracción fina y la fracción gruesa. Estas diferencias influyen directamente en la estimación de la razón de mezcla óptima, R_{opt} , en la eficiencia del relleno de vacíos y en la evolución de propiedades como resistencia al corte, compresibilidad y conductividad hidráulica.

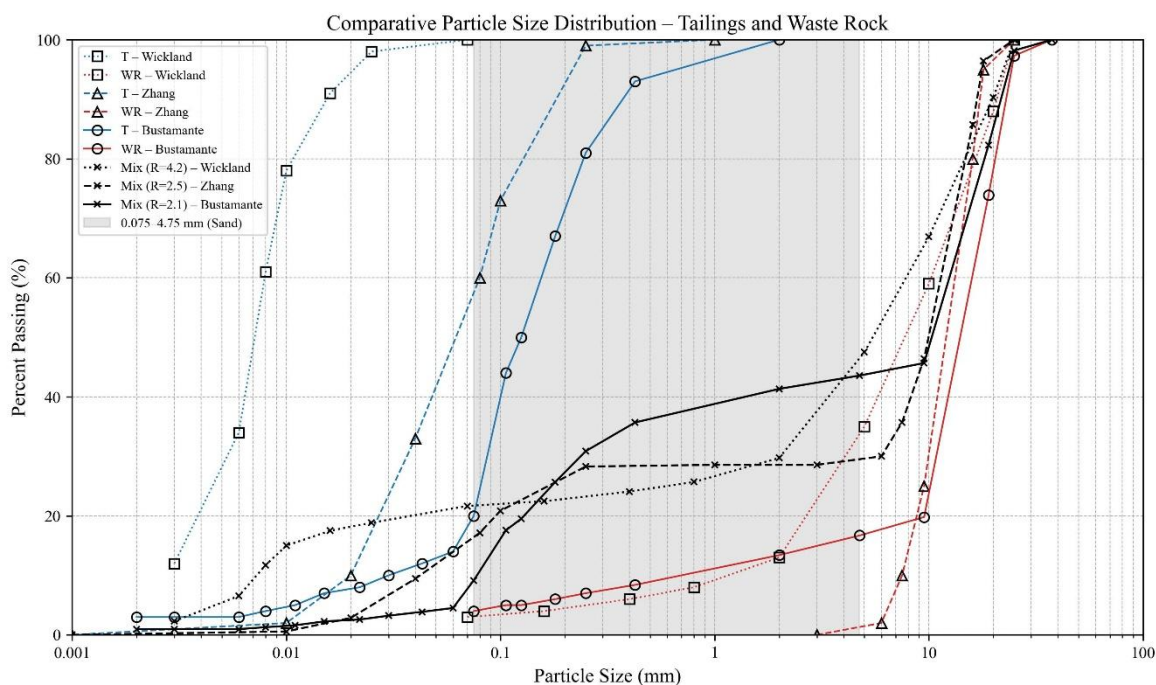


Figura 49: Comparación de distribuciones granulométricas de los materiales utilizados en los estudios considerados para el análisis comparativo. Las curvas permiten visualizar las diferencias de tamaño de partícula entre las fracciones finas y gruesas empleadas en cada investigación, evidenciando el carácter heterométrico y bimodal de los sistemas relave-roca y WR-T analizados.

A partir de los antecedentes recopilados, se observa que las mezclas utilizadas para la comparación corresponden, en general, a configuraciones cercanas al punto de llenado justo definido en cada estudio. En términos aproximados, los contenidos de finos asociados a dichas mezclas se ubican en un rango cercano a 6%–29%, considerando los resultados de Bustamante et al., Zhang et al. y Wickland et al., respectivamente. Esta variabilidad

confirma que el valor de R_{opt} no corresponde a un valor único universal, sino que depende de la granulometría de los materiales, del contenido de finos, de la relación de tamaños entre ambas fracciones, de la gravedad específica de sólidos y del método de preparación o depositación utilizado.

Por esta razón, la comparación desarrollada en este capítulo no debe interpretarse como una equivalencia directa entre valores absolutos obtenidos en distintos estudios, sino como una comparación de tendencias en función de la razón de mezcla. Bajo este enfoque, la Figura 49 y la Tabla 13. Antecedentes experimentales utilizados para la comparación de resultados. Tabla 13 permiten establecer una base común para interpretar la transición entre mezclas dominadas por la matriz fina y mezclas controladas por el esqueleto granular grueso.

Tabla 13. Antecedentes experimentales utilizados para la comparación de resultados.

Autor	Material / sistema estudiado	Ensayos principales	Parámetro comparado
Khalili et al. (2010)	Mezclas relave–roca tipo <i>paste rock</i>	Ensayos triaxiales monotónicos	Resistencia al corte, dilatación y trayectoria tensional
Wickland et al. (2006, 2010)	Mezclas relave–waste rock	Consolidación, permeabilidad y SWRC	Densidad, compresibilidad, conductividad hidráulica y retención de agua
Zhang et al. (2020)	Mezclas relave–roca con distinto contenido de material grueso	Ensayos de resistencia y permeabilidad	Efecto del contenido de roca sobre resistencia y (k_{sat})
Bard et al. (2000)	Waste rock bajo altos confinamientos	Ensayos triaxiales y análisis granulométrico	Rotura de partículas y evolución granulométrica

Los antecedentes comparados muestran que la respuesta hidromecánica de mezclas relave–roca no evoluciona de forma lineal con la razón de mezcla. Por el contrario, se identifica una zona de transición cercana a R_{opt} , donde se produce una interacción eficiente entre la fracción fina y la fracción gruesa. En esta condición, los finos ocupan parte importante de los vacíos del esqueleto granular grueso, mientras que la fracción gruesa comienza a desarrollar una red de contactos capaz de transmitir esfuerzos de manera friccional.

Resistencia al corte

La Figura 50 presenta la comparación del ángulo de fricción efectiva, ϕ' , en función de la razón de mezcla R , considerando los resultados de esta investigación y los antecedentes disponibles en la literatura. En términos generales, la resistencia drenada aumenta a medida que se incrementa la participación del WR, evolucionando desde una respuesta controlada por la matriz fina hacia otra dominada por los contactos entre partículas gruesas.

En el presente estudio, MR2 y MR3 alcanzan ángulos de fricción efectiva cercanos a $41,5^\circ$ y $41,1^\circ$, respectivamente. La diferencia de $0,4^\circ$ es menor que la resolución que puede atribuirse a envolventes definidas con solo dos niveles de confinamiento y sin ensayos replicados. Por ello, no es posible afirmar que MR2 represente un máximo de ϕ' . Los resultados muestran más bien que la resistencia friccional tiende a aumentar hacia el comportamiento del WR, sin evidenciar un óptimo drenado claramente definido en torno a R_{opt} .

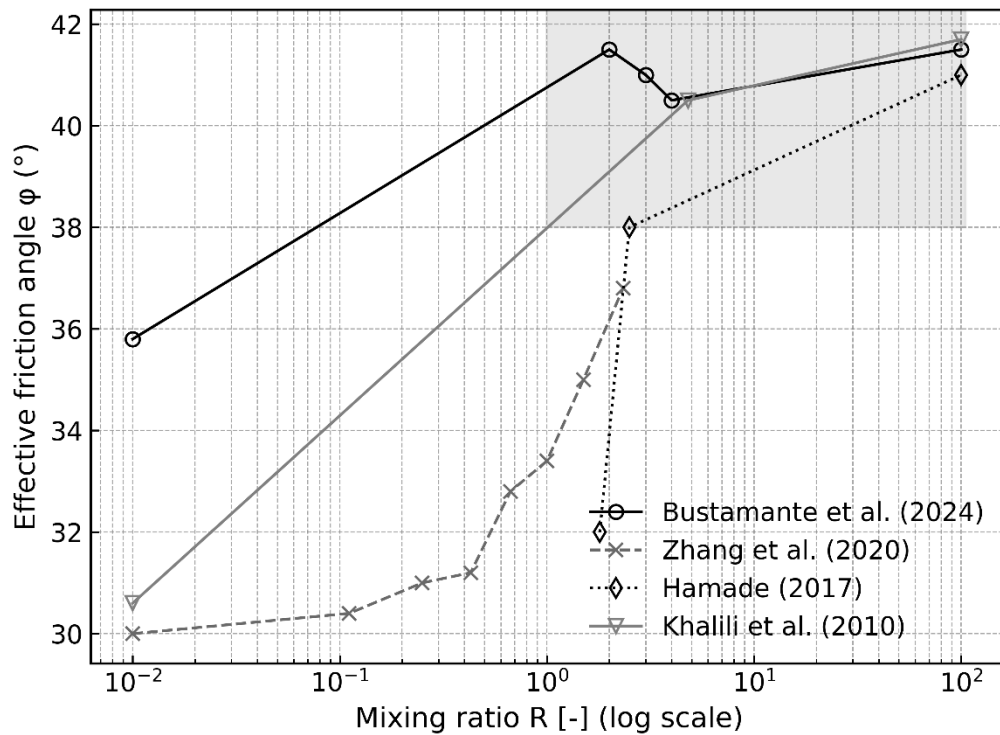


Figura 50: Comparación del ángulo de fricción efectiva, ϕ' , en función de la razón de mezcla, (R), para mezclas relave-roca y WR-T reportadas en distintos estudios experimentales.

La principal ventaja mecánica de las mezclas cercanas a R_{opt} se observa en la respuesta no drenada. MR2 y MR3 presentan los mayores valores de resistencia no drenada normalizada, S_u/p' , junto con una respuesta dilatante o parcialmente dilatante y sin ablandamiento posterior al máximo de magnitud relevante. En consecuencia, los resultados sugieren un intervalo mecánicamente favorable próximo a $R = 2-3$, pero no permiten resolver con precisión la posición de un máximo único.

Debe considerarse, además, que MR2 corresponde al límite inferior de las mezclas ensayadas y que no se evaluaron configuraciones entre $R = 0$ y $R = 2$. Por tanto, la posición del óptimo no se encuentra acotada experimentalmente por ambos lados. Para verificar su localización sería necesario incorporar al menos una mezcla con una razón aproximada entre $R = 1,3$ y $R = 1,7$.

En consecuencia, la incorporación de WR mejora progresivamente la resistencia drenada, mientras que las ventajas cercanas al punto de llenado justo se manifiestan principalmente en la resistencia no drenada normalizada y en la estabilidad de la respuesta durante el corte. Estas tendencias deben interpretarse para el intervalo estudiado y no como evidencia de un máximo exacto en MR2.

Compresibilidad

La Figura 51 presenta la comparación del índice de compresión, C_c , en función de la razón de mezcla, (R). Los resultados muestran que tanto Wickland et al. como el presente estudio identifican una disminución de la compresibilidad en mezclas cercanas al punto de llenado justo. Esta tendencia es coherente con el concepto de eficiencia de empaquetamiento, ya que en torno a R_{opt} los vacíos generados por el esqueleto granular grueso se encuentran ocupados por la fracción fina, reduciendo la relación de vacíos global y limitando la capacidad de reacomodo volumétrico durante la carga.

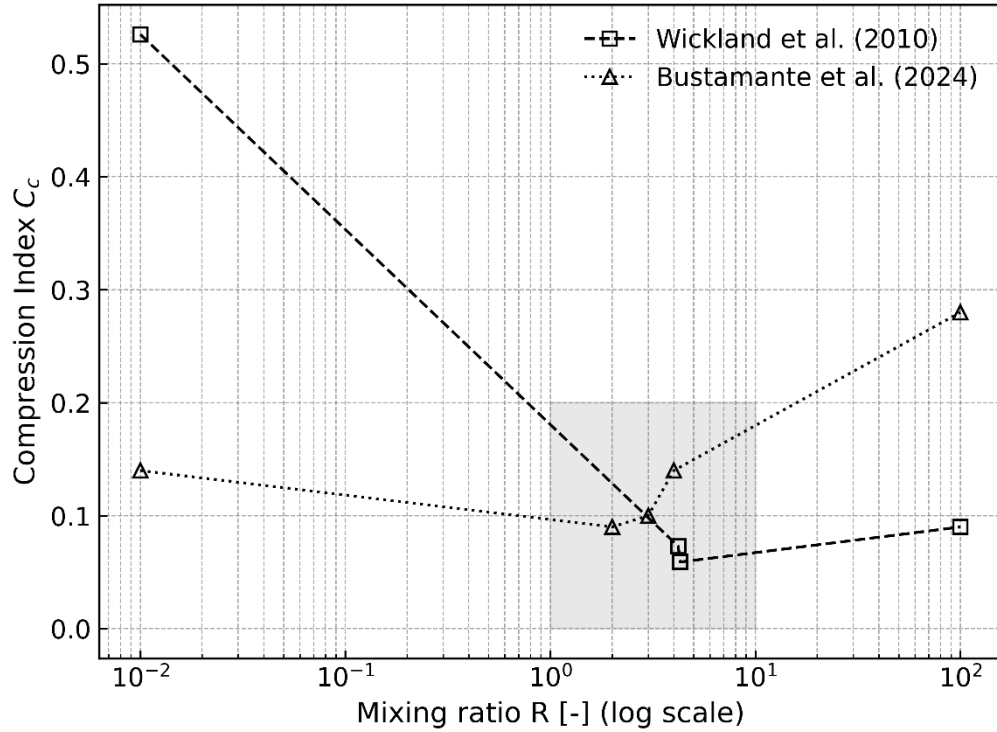


Figura 51: Comparación del índice de compresión, C_c , en función de la razón de mezcla, (R), para mezclas relave-roca y WR-T reportadas en distintos estudios experimentales.

En el presente estudio, las mezclas MR2 y MR3 presentan los menores índices de compresibilidad, mientras que el estéril y la mezcla MR4 exhiben mayor deformabilidad bajo altos niveles de confinamiento. Este comportamiento se interpreta como consecuencia de la estructura interna desarrollada en cada mezcla. En MR2 y MR3, la presencia de finos dentro de los vacíos del esqueleto grueso restringe el reacomodo de partículas, reduce la magnitud de los macrovacíos disponibles y distribuye de mejor manera los esfuerzos de contacto. Como resultado, la mezcla presenta menor deformación volumétrica y menor variación del índice de vacíos con el incremento del confinamiento.

Este mismo mecanismo permite explicar la minimización relativa de la rotura de partículas gruesas en mezclas cercanas a R_{opt} . Cuando los vacíos del esqueleto granular se encuentran parcialmente rellenos por material fino, las partículas gruesas tienen menor libertad para reacomodarse, rotar o concentrar esfuerzos en contactos localizados. En consecuencia, la matriz fina actúa como un material de confinamiento interno que limita el colapso de macrovacíos y reduce la probabilidad de trituración progresiva bajo carga. Por el contrario,

en mezclas con mayor contenido de WR, como MR4, o en el estéril puro, la estructura granular presenta mayores vacíos, contactos más localizados y mayor capacidad de reacomodo, lo que favorece la rotura de partículas y el aumento de compresibilidad a altos confinamientos.

La comparación con Wickland et al. confirma que la condición cercana al punto de llenado justo puede representar un mínimo relativo de compresibilidad dentro del sistema relave-roca. Esta respuesta resulta relevante para el diseño de depósitos *commingling*, ya que una menor compresibilidad implica menores asentamientos diferenciales, menor evolución volumétrica durante el incremento de esfuerzos y una estructura más estable frente a cambios de confinamiento.

Conductividad Hidráulica

La Figura 52 presenta la comparación de la conductividad hidráulica saturada en función de la razón de mezcla, (R), para los estudios considerados. En términos generales, los resultados muestran que la conductividad hidráulica tampoco evoluciona linealmente con (R). Por el contrario, en los estudios de Wickland et al. y en el presente estudio se observa un mínimo de conductividad hidráulica en torno al punto de llenado justo, mientras que Zhang et al. no reporta un mínimo tan marcado, sino una tendencia de incremento de permeabilidad al aumentar el contenido de material grueso.

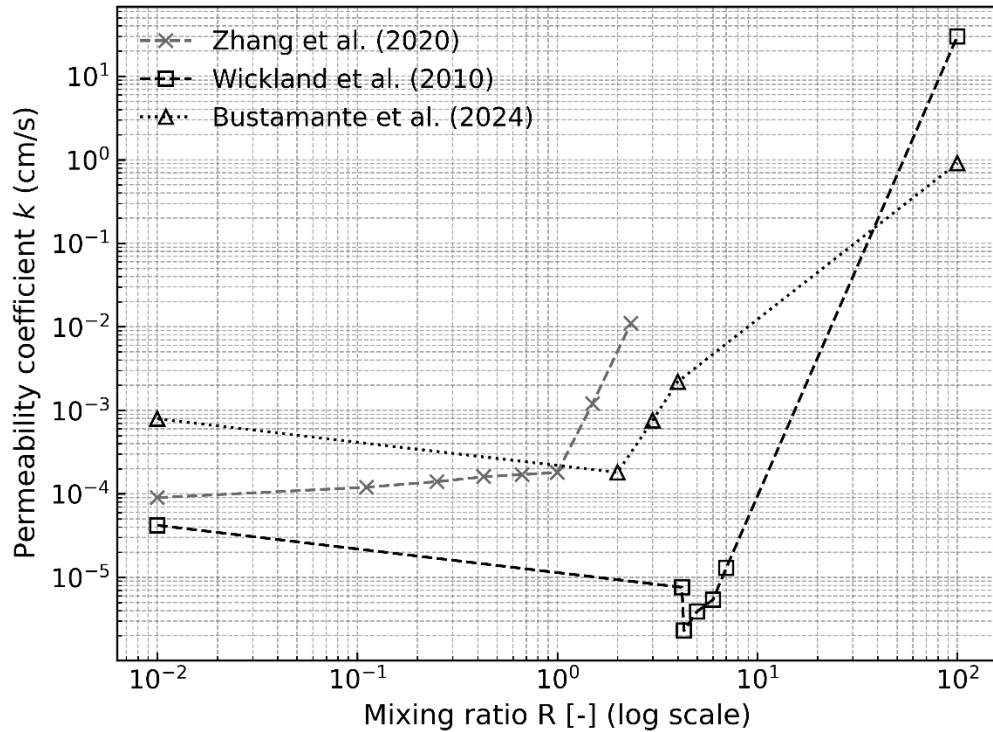


Figura 52: Comparación de la conductividad hidráulica saturada en función de la razón de mezcla, (R), para mezclas relave-roca y WR-T reportadas en distintos estudios experimentales.

En el presente estudio, la mezcla MR2 presenta una conductividad hidráulica particularmente baja, incluso inferior a la observada para el relave en ciertas condiciones de confinamiento. Esta respuesta se atribuye al mayor grado de empaquetamiento alcanzado cerca de R_{opt} , donde la fracción fina ocupa de manera eficiente los vacíos del esqueleto granular grueso, reduciendo la relación de vacíos, la conectividad hidráulica y el área efectiva disponible para el flujo.

La Figura 53 permite interpretar físicamente este comportamiento a partir de la sección transversal de una probeta cercana a R_{opt} . En esta configuración, el flujo de agua no ocurre a través de toda el área transversal de la muestra, sino principalmente por los canales interconectados que permanecen disponibles entre partículas. Las zonas ocupadas por partículas gruesas de WR no contribuyen directamente al flujo, de modo que el área efectiva hidráulicamente activa se reduce. Al mismo tiempo, los espacios intergranulares disponibles se encuentran parcialmente rellenos por la fracción fina, lo que disminuye la permeabilidad efectiva del sistema.



Figura 53: Sección transversal de una probeta de conductividad hidráulica correspondiente a una mezcla WR-T cercana a la razón de mezcla óptima. La imagen evidencia la reducción del área efectiva de flujo debido a la presencia de partículas gruesas y al relleno de vacíos por parte de la fracción fina.

Desde un punto de vista conceptual, esta respuesta puede interpretarse mediante una analogía de flujo efectivo en paralelo, donde la permeabilidad global depende de la proporción de sección transversal realmente disponible para el flujo y de la permeabilidad de la fase fina que rellena los vacíos. Bajo esta interpretación, la permeabilidad efectiva de la mezcla resulta proporcional a la permeabilidad del material fino, pero reducida por la menor área hidráulicamente activa generada por la presencia de partículas gruesas. Por ello, una mezcla cercana a R_{opt} puede alcanzar una conductividad hidráulica menor que la del relave puro, siempre que la fracción fina se distribuya de manera suficientemente homogénea y logre reducir la conectividad de los poros principales.

La diferencia entre los resultados de Zhang et al. y los observados por Wickland et al. y Bustamante et al. puede explicarse por diferencias granulométricas, contenidos de finos, método de preparación, tamaño máximo de partículas y grado de homogeneidad alcanzado durante la mezcla. En particular, si la fracción fina no logra ocupar eficientemente los vacíos del material grueso, o si la mezcla presenta segregación, el sistema puede desarrollar trayectorias preferenciales de flujo y no evidenciar un mínimo claro de conductividad hidráulica en torno a R_{opt} .

En consecuencia, la conductividad hidráulica mínima observada en mezclas cercanas al punto de llenado justo no debe entenderse únicamente como consecuencia de incorporar material fino, sino como resultado de una configuración estructural específica: alta densidad global, baja relación de vacíos, reducción del área efectiva de flujo y menor conectividad de macroporos. Esta condición tiene implicancias directas para el diseño de depósitos *commingling*, ya que puede contribuir al control de infiltración, al manejo de flujo interno y a la reducción del ingreso de oxígeno o agua hacia zonas potencialmente reactivas.

Segregación fracción fina

Durante los ensayos de conductividad hidráulica en pared rígida y las pruebas realizadas en cilindros acrílicos se observó migración de la fracción fina en mezclas con $R > R_{opt}$. Como se muestra en la Figura 54, el fenómeno se produjo durante la saturación y el flujo incluso bajo un gradiente hidráulico ascendente ($i \approx 2$), lo que evidencia que la estructura inicialmente homogénea no necesariamente permanece estable al establecerse circulación de agua.

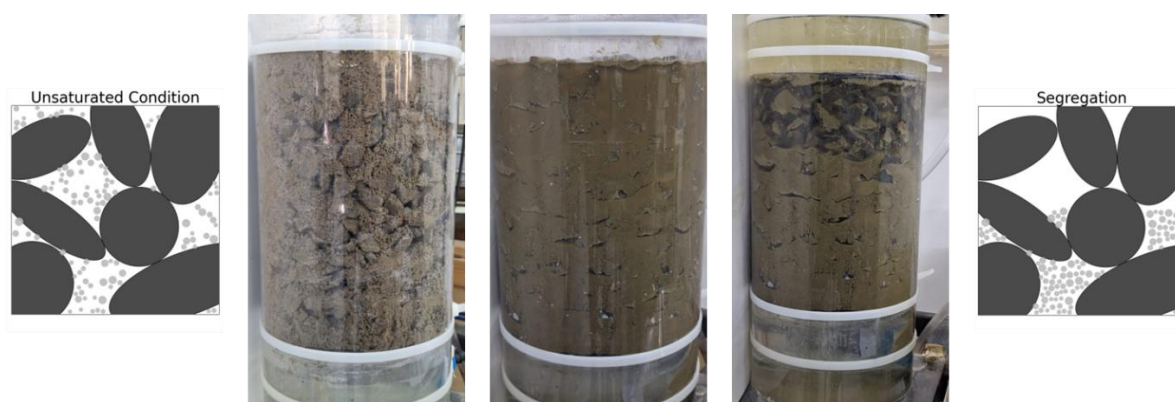


Figura 54: Evidencia visual del fenómeno de segregación y migración de la fracción fina en mezclas WR-T con razones de mezcla superiores a R_{opt} . La secuencia muestra la redistribución espacial del relave dentro del esqueleto granular grueso bajo condiciones de saturación y flujo.

Este resultado implica que la razón de mezcla global no garantiza una razón de mezcla uniforme a escala local. La migración de finos genera simultáneamente una zona enriquecida en material T y otra empobrecida en finos. La primera podría alcanzar una estructura más densa y de menor conductividad, mientras que la segunda queda

progresivamente dominada por el WR, desarrollando mayor macroporosidad y trayectorias preferenciales de flujo.

Por ello, no resulta suficiente señalar que la zona de acumulación puede aproximarse localmente al punto de llenado justo. La formación de esa zona implica necesariamente la generación de otro sector con menor contenido de finos, mayor conductividad hidráulica y una respuesta no drenada que no puede garantizarse a partir de los resultados obtenidos en probetas inicialmente homogéneas.

La segregación constituye, por tanto, una limitación central para la aplicación del concepto de *just-filled point* a escala de depósito. Una mezcla definida inicialmente mediante una razón global R puede evolucionar hacia una distribución espacial heterogénea al saturarse o quedar sometida a flujo. En estas condiciones, las propiedades mecánicas e hidráulicas dejan de estar controladas únicamente por la proporción inicial y pasan a depender de la razón de mezcla local.

Los ensayos realizados permitieron identificar cualitativamente el fenómeno, pero no cuantificaron el perfil de contenido de finos con la altura ni el gradiente hidráulico crítico de inicio de la migración. Por ello, no es posible establecer un criterio de estabilidad interna a partir de la campaña actual.

Desde el punto de vista del diseño, estos resultados indican la necesidad de evaluar configuraciones con $R \approx R_{\text{opt}}$, en las cuales la mayor continuidad de la matriz fina podría favorecer la retención interna de partículas, o bien implementar medidas de control constructivo orientadas a limitar la segregación durante la mezcla, transporte, depositación, saturación y operación. Esta recomendación debe verificarse mediante ensayos específicos de estabilidad interna y no entenderse como una solución ya demostrada.

Modelo conceptual de botaderos commingling

A partir de los resultados obtenidos, y particularmente de la migración de finos observada bajo condiciones de saturación y flujo, se propone interpretar el comportamiento de los depósitos *commingling* mediante los dos esquemas conceptuales presentados en la Figura

55. Cuando la razón de mezcla es superior a la condición de llenado justo, la fracción fina puede migrar por efecto combinado del flujo y la gravedad, generando una zona inferior enriquecida en relave y próxima a R_{opt} , junto con una zona superior empobrecida en finos y progresivamente dominada por el WR. En este caso, la razón de mezcla global deja de representar adecuadamente las propiedades locales del depósito.

Para describir esta condición se define una altura equivalente H_{eq} , correspondiente a la zona inferior cercana al llenado justo, respecto de la altura total H :

$$\eta = \frac{H_{eq}}{H}$$

De esta manera, el depósito segregado puede idealizarse como un sistema de dos materiales: una fracción inferior con propiedades representativas de una mezcla cercana a MR2 y una fracción superior con propiedades próximas a las del WR. Esta simplificación permite asignar a cada zona valores diferenciados de conductividad hidráulica, compresibilidad y parámetros resistentes, facilitando su incorporación en modelos hidrogeotécnicos.

Para un flujo vertical que atraviese sucesivamente ambas zonas, la conductividad hidráulica equivalente puede estimarse mediante una disposición en serie:

$$\frac{1}{k_{eq}} = \frac{\eta}{k_{opt}} + \frac{1 - \eta}{k_{WR}}$$

donde k_{opt} representa la conductividad de la zona cercana al llenado justo y k_{WR} la conductividad de la zona dominada por el estéril. Conociendo k_{eq} , k_{WR} y k_{opt} , puede estimarse la proporción de altura asociada a cada material. Esta formulación resulta especialmente útil debido a la diferencia de varios órdenes de magnitud observada entre la conductividad del WR y la de las mezclas cercanas a R_{opt} .

El mismo concepto puede aplicarse al análisis de compresibilidad, considerando separadamente la deformación de la zona inferior, más densa y menos compresible, y la de la zona superior dominada por WR, donde existe una mayor posibilidad de reacomodo y

rotura de partículas. En cambio, la resistencia al corte no debería obtenerse mediante una ponderación directa entre ambos materiales, ya que la respuesta global dependerá de la orientación de la superficie de falla, del estado inicial de cada zona y de la posible presencia de una interfaz entre ellas. Para modelos numéricos resulta más apropiado asignar un conjunto de parámetros constitutivos a cada sector.

La configuración homogénea mostrada a la derecha de la Figura 55 representa el caso en que el depósito se construye con una mezcla cercana al punto de llenado justo. Bajo esta condición, la menor disponibilidad de vacíos sin rellenar podría limitar la migración de finos y permitir una distribución más uniforme de las propiedades. Dentro del intervalo estudiado, esta alternativa presenta el comportamiento más favorable en términos de empaquetamiento, baja compresibilidad, reducida conductividad hidráulica y respuesta no drenada estable. Sin embargo, su aplicación dependerá de la disponibilidad relativa de WR y relave, así como del control alcanzado durante la mezcla, transporte y depositación.

El esquema propuesto también puede utilizarse como base para un procedimiento experimental complementario. Primero se determina la conductividad hidráulica del WR; posteriormente, se prepara en una columna transparente una mezcla cercana o superior a R_{opt} , se somete a saturación y flujo, y se registra la altura de la zona segregada. Al finalizar el ensayo, ambas zonas pueden separarse para determinar su granulometría, contenido de finos y razón de mezcla local. Esto permitiría contrastar la posición del llenado justo mediante observación directa, balance de masas y conductividad equivalente. No obstante, este procedimiento debe entenderse como una metodología propuesta a partir de los resultados del estudio y requiere validación mediante ensayos adicionales.

En síntesis, la Figura 55 permite representar dos escenarios de diseño: una configuración homogénea cercana al llenado justo y una configuración estratificada producto de la segregación. La primera constituye la condición preferible dentro del sistema estudiado, mientras que la segunda proporciona una forma simplificada de interpretar y modelar

depósitos en los que la segregación no pueda evitarse completamente.

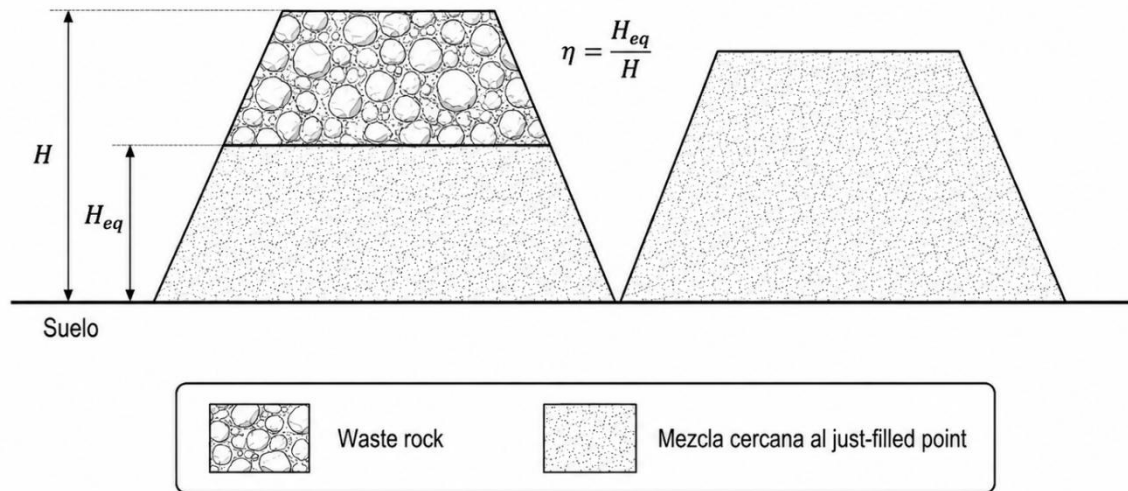


Figura 55: Modelo conceptual de depósitos commingling con y sin segregación. En la configuración segregada, H_{eq} representa la altura equivalente de la zona enriquecida en finos y cercana al punto de llenado justo, mientras que la zona superior presenta un comportamiento progresivamente dominado por el WR.

CONCLUSIONES

La presente investigación evaluó experimentalmente la influencia de la razón de mezcla sobre el comportamiento hidromeccánico de un sistema compuesto por estéril de mina, denominado WR, y arena de relave cicloneada, denominada T, provenientes de una operación minera ubicada en Perú. Los resultados corresponden a un estudio de caso definido por las propiedades granulométricas, densidades, estados iniciales y procedimientos de preparación particulares del sistema WR–T. Por consiguiente, las tendencias identificadas no deben interpretarse como relaciones universales para todas las mezclas o depósitos construidos mediante commingling.

La aplicación de la teoría de mezclas permitió estimar una razón de llenado justo de $R_{opt} = 2,10$, asociada a una densidad seca teórica máxima cercana a $2,37 \text{ t/m}^3$. La mezcla MR2 alcanzó una densidad seca máxima de aproximadamente $2,34 \text{ t/m}^3$, equivalente a una diferencia cercana al 1,3 % respecto del máximo teórico. La proximidad entre ambos resultados, junto con la evolución de las densidades de MR2, MR3 y MR4, muestra que el modelo reproduce satisfactoriamente la posición aproximada del máximo dentro del intervalo estudiado. No obstante, esta validación es parcial, debido a que no se confeccionaron mezclas con $0 < R < 2$, por lo que el máximo experimental no quedó acotado por ambos lados.

Los resultados de resistencia al corte muestran que la condición cercana al llenado justo no produce un máximo claramente definido del ángulo de fricción efectiva. La arena cicloneada T presentó un valor cercano a $36,0^\circ$, mientras que MR4, MR3 y MR2 alcanzaron aproximadamente $40,5^\circ$, $41,1^\circ$ y $41,5^\circ$, respectivamente. Para el WR se obtuvo un ángulo de fricción drenado $\phi'_{CID} = 40,6^\circ$, determinado utilizando los ensayos CID de 100 y 200 kPa, cuyos estados terminales alcanzaron una condición aproximadamente estabilizada. De manera independiente, los estados efectivos de los ensayos CIU entregaron un valor próximo a $41,9^\circ$.

Las diferencias entre MR2, MR3, MR4 y WR son relativamente pequeñas y comparables con la incertidumbre experimental asociada a la preparación de probetas granulares de gran

escala. Por ello, no resulta defendible afirmar que MR2 corresponde a un máximo inequívoco del ángulo de fricción. Sin embargo, sí puede concluirse que las mezclas cercanas al llenado justo conservan una resistencia friccional del mismo orden que el WR, aun cuando contienen una proporción significativa de arena cicloneada dentro de los vacíos del esqueleto grueso.

La principal ventaja resistente de MR2 se manifestó bajo condición no drenada. MR2 y MR3 presentaron valores de resistencia no drenada normalizada S_u/p'_0 cercanos a 0,8, superiores a los valores aproximados obtenidos para T y WR, del orden de 0,6 y 0,45, respectivamente. Esto demuestra que la respuesta resistente de una mezcla WR-T no corresponde a una interpolación lineal entre sus materiales constituyentes, sino que depende de la estructura interna desarrollada y de la interacción entre la red de contactos gruesos y la fracción T alojada dentro de los vacíos.

El análisis mediante el parámetro de estado permitió evaluar la evolución de la tendencia contractiva o dilatante con el confinamiento. A 100 kPa, T, MR2 y WR presentaron valores negativos de ψ , iguales a $-0,035$, $-0,043$ y $-0,066$, respectivamente, clasificándose como materiales con tendencia dilatante. Por lo tanto, MR2 no fue el material más dilatante bajo este confinamiento; el WR presentó la posición más densa respecto de su propia línea de estado crítico.

A 600 kPa, T y WR se ubicaron sobre sus respectivas líneas de estado crítico, con $\psi = +0,023$ y $\psi = +0,042$, evidenciando una respuesta contractiva. En contraste, MR2 obtuvo $\psi = +0,007$, valor inferior a la banda adoptada de $|\psi| = 0,010$, por lo que su estado se clasificó como próximo a la CSL o transicional. De esta manera, MR2 evolucionó desde una respuesta dilatante a 100 kPa hacia una condición prácticamente neutra a 600 kPa, mientras los materiales extremos desarrollaron una contractividad más marcada.

La condición de MR2 cercana a la CSL a 600 kPa estuvo acompañada por una elevada resistencia y por la ausencia de una pérdida abrupta de resistencia durante el corte. Aunque la curva presentó variaciones posteriores al máximo y generó presión de poros positiva, no desarrolló el ablandamiento pronunciado observado en la arena cicloneada T. Estos resultados representan una respuesta monotónica no drenada favorable y una menor

tendencia relativa a la contractividad respecto de T y WR bajo el confinamiento más elevado.

No obstante, los ensayos realizados no permiten concluir directamente que MR2 sea inmune a la licuefacción ni cuantificar una reducción absoluta de su susceptibilidad. Para ello sería necesario complementar los resultados con ensayos cíclicos, determinaciones robustas de resistencia residual o de estado estable y comparaciones con el esfuerzo cortante estático actuante. La conclusión defendible es que MR2 presentó, dentro de las condiciones monotónicas ensayadas, una respuesta no drenada más estable y menos contractiva que los materiales extremos a 600 kPa.

Las curvas triaxiales de MR2 alcanzaron estados terminales más definidos dentro del intervalo de deformación aplicado. En contraste, los ensayos CID del WR realizados a 400 y 600 kPa mantuvieron una tendencia de endurecimiento al término del corte, sin alcanzar una estabilización equivalente a la observada en los ensayos de menor confinamiento. Esto evidencia que el WR aún presentaba capacidad de reacomodo y deformación progresiva, mientras MR2 alcanzaba una resistencia aproximadamente estable con una menor evolución estructural durante el intervalo ensayado.

Los ensayos de consolidación unidimensional mostraron que MR2 y, en menor medida, MR3 presentan las menores relaciones de vacíos y los menores índices de compresibilidad entre las mezclas evaluadas. Bajo confinamientos elevados, MR2 mantuvo una respuesta comparativamente estable, mientras que MR4 y especialmente el WR desarrollaron un aumento marcado de la compresibilidad. Por tanto, la incorporación de T próxima al llenado justo permite conservar una resistencia similar a la del WR y, simultáneamente, disminuir la deformación asociada al reacomodo del esqueleto granular.

La comparación granulométrica pre y post consolidación confirmó que parte del aumento de compresibilidad del WR se encuentra asociado a la degradación granular. El índice de rotura B_{10} alcanzó un valor de 83,2 % para WR, mientras que MR4, MR3 y MR2 presentaron valores considerablemente menores, iguales a 9,9 %, 8,7 % y 7,7 %, respectivamente. Estos resultados evidencian que la presencia de T dentro de los vacíos

reduce la concentración de esfuerzos en los contactos entre partículas gruesas y limita la rotura durante la carga unidimensional.

Los valores de B_{10} de MR2, MR3 y parcialmente MR4 deben considerarse aproximados, debido a que algunos valores de D_{10} fueron obtenidos mediante extrapolación semilogarítmica bajo el menor tamaño medido. No obstante, la diferencia de magnitud respecto del WR es suficientemente amplia para concluir que la mezcla cercana al llenado justo experimentó una degradación granular considerablemente menor.

La corrección por penetración de membrana resultó indispensable para interpretar los cambios volumétricos y las relaciones de vacíos de las probetas triaxiales con partículas gruesas. La magnitud de este efecto aumentó con el confinamiento y fue especialmente relevante a 400 y 600 kPa. No aplicar la corrección habría atribuido al suelo una contracción que correspondía parcialmente a la penetración de la membrana dentro de los vacíos superficiales, afectando además la posición de los estados iniciales en el plano $e - p'$ y el cálculo del parámetro de estado.

La conductividad hidráulica saturada presentó una variación fuertemente no lineal con la razón de mezcla. El WR exhibió la mayor capacidad de flujo debido a la continuidad de sus macroporos. En cambio, MR2 presentó la menor conductividad hidráulica del conjunto estudiado, incluso inferior a T bajo algunas condiciones. Este comportamiento se atribuye a la elevada eficiencia de empaquetamiento y a la disminución del área transversal hidráulicamente activa: las partículas de WR ocupan una fracción importante de la sección, mientras los espacios disponibles para el flujo permanecen rellenos por T y conectados mediante poros de menor tamaño.

Al aumentar la razón de mezcla desde MR2 hacia MR3, MR4 y WR, la reducción del contenido de T restablece progresivamente la continuidad de los macroporos y aumenta la conductividad hidráulica. En consecuencia, el esqueleto grueso puede controlar la resistencia, mientras la fracción de menor tamaño controla el flujo, demostrando que las propiedades mecánicas e hidráulicas no necesariamente son gobernadas por la misma fase.

Las curvas de retención de agua mostraron valores de entrada de aire inferiores a 1 kPa y contenidos de humedad residual reducidos para todos los materiales. Se observó una posible tendencia de las mezclas próximas al llenado justo a conservar una cantidad ligeramente mayor de agua; sin embargo, las diferencias fueron pequeñas y no permitieron establecer una conclusión robusta. Por ello, la retención hídrica debe considerarse menos concluyente que la conductividad hidráulica saturada y requiere ensayos adicionales con mayor resolución para confirmar cualquier efecto asociado a la razón de mezcla.

Uno de los resultados más relevantes para la aplicación del commingling fue la segregación observada durante la saturación y el flujo en permeámetros de pared rígida y cilindros acrílicos. En las mezclas con $R > R_{opt}$, la fracción T se movilizó incluso bajo un gradiente hidráulico ascendente cercano a $i = 2$, evidenciando que una estructura inicialmente homogénea no necesariamente permanece estable una vez establecida la circulación de agua.

La segregación implica que una razón de mezcla global no garantiza una razón uniforme a escala local. La migración de T genera simultáneamente una zona enriquecida en finos, de menor conductividad y potencialmente cercana al llenado justo, y una zona empobrecida en finos, progresivamente dominada por WR, con mayor conectividad hidráulica, mayor capacidad de reacomodo y una respuesta no drenada que no puede suponerse equivalente a la de la mezcla homogénea. Este fenómeno constituye una limitación central para extrapolar directamente los resultados de probetas homogéneas a depósitos de gran escala.

Por ello, la selección de la razón de mezcla debe acompañarse de controles sobre la homogeneidad, el procedimiento de mezclado, el transporte, la depositación, la saturación y el régimen de flujo. Para razones superiores a R_{opt} , debe verificarse especialmente la capacidad de la estructura para retener la fracción T, debido a que la segregación puede anular localmente los beneficios previstos a partir de la razón global.

La utilización de columnas transparentes constituye una herramienta promisorio para evaluar este fenómeno. Estas columnas permiten observar la evolución de la zona segregada, medir su altura equivalente, recuperar muestras por estratos y determinar granulometría, contenido de finos y razón de mezcla local. Bajo condiciones de flujo

saturado unidimensional y estacionario, esta información podría combinarse con las conductividades conocidas de los materiales extremos y con un modelo de resistencias hidráulicas en serie para estimar la conductividad de las zonas resultantes.

En términos integrados, MR2 representa la condición más favorable dentro del intervalo evaluado. Esta mezcla combina una densidad elevada y una relación de vacíos reducida, una resistencia friccional del mismo orden que la del WR, la mayor resistencia no drenada normalizada, una respuesta próxima a la línea de estado crítico a 600 kPa, menor compresibilidad, menor rotura de partículas y una conductividad hidráulica reducida. Su principal ventaja no corresponde a maximizar una propiedad aislada, sino a alcanzar un equilibrio favorable entre resistencia, estabilidad volumétrica y control hidráulico.

No obstante, MR2 no debe denominarse un óptimo universal. El punto de llenado justo y el desempeño asociado dependen de las granulometrías, gravedades específicas, relación de tamaños, densidad de preparación, contenido de finos, método de mezcla y condiciones de depositación de cada sistema. Asimismo, la razón que maximiza la densidad no necesariamente coincide exactamente con la que maximiza la resistencia o minimiza la conductividad hidráulica.

Finalmente, la investigación no incluyó caracterización mineralógica o geoquímica, balances ácido-base, mediciones de pH, sulfatos, metales disueltos ni transporte o consumo de oxígeno. En consecuencia, la menor conductividad hidráulica y la posible mayor retención de agua cerca del llenado justo representan condiciones hidrogeotécnicas potencialmente favorables, pero no demuestran una reducción de la generación de drenaje ácido de roca.

Como continuidad de esta investigación, se recomienda incorporar mezclas con $R < 2$, particularmente en torno a $R = 1,5$, para acotar experimentalmente el punto de llenado justo por ambos lados; agregar confinamientos de 200 y 400 kPa para robustecer las líneas de estado crítico de T y las mezclas; realizar ensayos cíclicos y determinaciones de resistencia residual; efectuar granulometrías posteriores a los ensayos triaxiales; repetir las curvas de retención de agua con mayor resolución; y cuantificar la segregación mediante perfiles granulométricos, balances de masa y mediciones de razón de mezcla local.

BIBLIOGRAFIA

Ali S, Pyrah I, Anderson W (1995), "A novel technique for the evaluation of membrane penetration". *Geotechnique*, Vol. 45 No. 3 pp. 545–548, doi: <https://doi.org/10.1680/geot.1995.45.3.545>

Akcil, A., & Koldas, S. (2006). Acid mine drainage (AMD): Causes, treatment and case studies. *Journal of Cleaner Production*, 14(12–13), 1139–1145. <https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2004.09.006>

Baldi, G., & Nova, R. (1984). Membrane penetration effects in triaxial testing. *Journal of Geotechnical Engineering*, 110(3), 403–420. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9410\(1984\)110:3\(403\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1984)110:3(403))

Bard, E., Anabalón, M. E., & Campaña, J. (2011). Waste rock behavior at high pressures: Dimensioning high waste rock dumps. En P.-Y. Hicher (Ed.), *Multiscale geomechanics: From soil to engineering projects* (pp. 83–112). Wiley-ISTE. <https://doi.org/10.1002/9781118601433.ch4>

Been, K., & Jefferies, M. G. (2015). *Soil liquefaction: A critical state approach* (2.^a ed.). CRC Press.

Burden, R., & Wilson, G. W. (2023). Commingling of waste rock and tailings to improve “dry stack” performance: Design and evaluation of mixtures. *Minerals*, 13(2), Article 295. <https://doi.org/10.3390/min13020295>

Consejo Minero. (2019). *Informe sobre gestión ambiental en minería*. <https://www.consejominero.cl/informes/drenaje-acido>

Fines, P., Wilson, G. W., Landriault, D., Langetine, L., & Hulett, L. (2003). Co-mixing of tailings, waste rock and slag to produce barrier cover systems. En *Proceedings of the 6th International Conference on Acid Rock Drainage* (pp. 1019–1022). Australasian Institute of Mining and Metallurgy.

Graton, L. C., & Fraser, H. J. (1935). Systematic packing of spheres: With particular relation to porosity and permeability. *The Journal of Geology*, 43(8, Part 1), 785–909. <https://doi.org/10.1086/624386>

Hardin, B. O. (1985). Crushing of soil particles. *Journal of Geotechnical Engineering*, 111(10), 1177–1192. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9410\(1985\)111:10\(1177\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1985)111:10(1177))

International Council on Mining and Metals, United Nations Environment Programme, & Principles for Responsible Investment. (2020). *Global industry standard on tailings management*. <https://globaltailingsreview.org/wp-content/uploads/2020/08/global-industry-standard-on-tailings-management.pdf>

Jehring, M. M., & Bareither, C. A. (2016). Tailings composition effects on shear strength behavior of co-mixed mine waste rock and tailings. *Acta Geotechnica*, 11(5), 1147–1166. <https://doi.org/10.1007/s11440-015-0429-1>

Khalili, A., & Wijewickreme, D. (2008). New slurry displacement method for reconstitution of highly gap-graded specimens for laboratory element testing. *Geotechnical Testing Journal*, 31(5), 424–432. <https://doi.org/10.1520/GTJ101373>

Khalili, A., Wijewickreme, D., & Wilson, G. W. (2010). Mechanical response of highly gap-graded mixtures of waste rock and tailings. Part I: Monotonic shear response. *Canadian Geotechnical Journal*, 47(5), 552–565. <https://doi.org/10.1139/T09-126>

Kossoff, D., Dubbin, W. E., Alfredsson, M., Edwards, S. J., Macklin, M. G., & Hudson-Edwards, K. A. (2014). Mine tailings dams: Characteristics, failure, environmental impacts, and remediation. *Applied Geochemistry*, 51, 229–245. <https://doi.org/10.1016/j.apgeochem.2014.09.010>

Lade, P. V., Yamamuro, J. A., & Bopp, P. A. (1996). Significance of particle crushing in granular materials. *Journal of Geotechnical Engineering*, 122(4), 309–316. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9410\(1996\)122:4\(309\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9410(1996)122:4(309))

Lottermoser, B. G. (2010). *Mine wastes: Characterization, treatment and environmental impacts* (3.^a ed.). Springer.

Marsal, R. J. (1967). Large-scale testing of rockfill materials. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 93(2), 27–43. <https://doi.org/10.1061/JSFEAQ.0000958>

Melo, H. (2018, agosto). *Diseño geotécnico y operación de depósitos de lixiviación y botadero de ripios*. SRK Consulting. <https://www.srk.com/es/publicaciones/disenogeotecnico-y-operacion-de-depositos-de-lixiviacion-y-botadero-de-ripios>

Ministerio de Minería. (2007, 11 de abril). *Decreto Supremo N.º 248: Reglamento para la aprobación de proyectos de diseño, construcción, operación y cierre de los depósitos de relaves*. Diario Oficial de la República de Chile. <https://www.bcn.cl/leychile/navegar?idNorma=259901>

Montano, Y., Tapia, P. M., Quispe, C., & Fuentealba, B. (2022). *El drenaje ácido de roca y sus potenciales impactos ambientales* [Folleto]. Instituto Nacional de Investigación en Glaciares y Ecosistemas de Montaña.

Muñoz, C., Verdugo, S., Garay, V., & Gamboa, P. (2023). *Proyección de la producción esperada de cobre en Chile 2023–2034*. Comisión Chilena del Cobre. https://www.cochilco.cl/Mercado%20de%20Metales/Proyecci%C3%B3n%20de%20la%20producci%C3%B3n%20esperada%20de%20cobre%202023-2034_Vfinal2.pdf

National Academies of Sciences, Engineering, and Medicine. (2021). *State of the art and practice in the assessment of earthquake-induced soil liquefaction and its consequences*. The National Academies Press. <https://doi.org/10.17226/23474>

País Minero. (2022, 19 de diciembre). *Soluciones en relleno de roca cementada [CRF] para minado sublevel stoping en minería subterránea*. <https://www.paisminero.com/mineria-y-petroleo/25618-soluciones-en-relleno-de-roca-cementada-crf-para-minado-sublevel-stoping-en-mineria-subterranea>

Quiroz, C., Ángeles, F., & Cabrera, O. (s. f.). *Integración del commingling en la planificación estratégica del desmonte en la mina Antamina* [Presentación técnica no publicada]. Compañía Minera Antamina.

Rahimi, B., Sharifzadeh, M., & Feng, X.-T. (2020). Ground behaviour analysis, support system design and construction strategies in deep hard rock mining—Justified in Western Australian's mines. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 12(1), 1–20. <https://doi.org/10.1016/j.jrmge.2019.01.006>

Rico, M., Benito, G., Salgueiro, A. R., Díez-Herrero, A., & Pereira, H. G. (2008). Reported tailings dam failures: A review of the European incidents in the worldwide context. *Journal of Hazardous Materials*, 152(2), 846–852. <https://doi.org/10.1016/j.jhazmat.2007.07.050>

Robertson, P. K., de Melo, L., Williams, D. J., & Wilson, G. W. (2019). *Report of the Expert Panel on the technical causes of the failure of Feijão Dam I*. <https://www.b1technicalinvestigation.com/>

Sociedad Nacional de Minería. (2020). *Manejo de mineral y residuos mineros*. <https://www.sonami.cl/documentos/manejo-mineral-residuos>

Verdugo, R., & Ishihara, K. (1996). The steady state of sandy soils. *Soils and Foundations*, 36(2), 81–91.

Wickland, B. E. (2006). Volume change and permeability of mixtures of waste rock and fine tailings (Doctoral dissertation, University of British Columbia).

Wickland, B. E., Wilson, G. W., Fredlund, D. G., & Wijewickreme, D. (2006). Unsaturated properties of mixtures of waste rock and tailings. En S. L. Houston, G. A. Miller, D. G. Fredlund, & C. E. Zapata (Eds.), *Unsaturated soils 2006: Proceedings of the 4th International Conference on Unsaturated Soils* (pp. 883–893). American Society of Civil Engineers. [https://doi.org/10.1061/40802\(189\)70](https://doi.org/10.1061/40802(189)70)

Wickland, B. E., Wilson, G. W., & Wijewickreme, D. (2010). Hydraulic conductivity and consolidation response of mixtures of mine waste rock and tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 47(4), 472–485. <https://doi.org/10.1139/T09-115>

Wickland, B. E., Wilson, G. W., Wijewickreme, D., & Klein, B. (2006). Design and evaluation of mixtures of mine waste rock and tailings. *Canadian Geotechnical Journal*, 43(9), 928–945. <https://doi.org/10.1139/T06-058>

Wilson, G. W., Plewes, H. D., Williams, D., & Robertson, J. (2003). Concepts for co-mixing of tailings and waste rock. En *Proceedings of the 6th International Conference on Acid Rock Drainage* (pp. 437–444). Australasian Institute of Mining and Metallurgy.

Zhang, C., Ma, C., Chen, Q., Liu, H., Wu, S., Pan, Z., & Zhang, L. (2021). Influence of rock percentage on strength and permeability of tailing-waste rock mixtures. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 80, 399–411. <https://doi.org/10.1007/s10064-020-01911-x>