



UNIVERSITAT POLITÈCNICA
DE CATALUNYA
BARCELONATECH

Comportamiento hidro-mecánico de agregados gruesos

por

Clara Elena Alvarado de Menéndez

ADVERTIMENT La consulta d'aquesta tesi queda condicionada a l'acceptació de les següents condicions d'ús: La difusió d'aquesta tesi per mitjà del repositori institucional UPCommons (<http://upcommons.upc.edu/tesis>) i el repositori cooperatiu TDX (<http://www.tdx.cat/>) ha estat autoritzada pels titulars dels drets de propietat intel·lectual **únicament per a usos privats** emmarcats en activitats d'investigació i docència. No s'autoritza la seva reproducció amb finalitats de lucre ni la seva difusió i posada a disposició des d'un lloc aliè al servei UPCommons o TDX. No s'autoritza la presentació del seu contingut en una finestra o marc aliè a UPCommons (*framing*). Aquesta reserva de drets afecta tant al resum de presentació de la tesi com als seus continguts. En la utilització o cita de parts de la tesi és obligat indicar el nom de la persona autora.

ADVERTENCIA La consulta de esta tesis queda condicionada a la aceptación de las siguientes condiciones de uso: La difusión de esta tesis por medio del repositorio institucional UPCommons (<http://upcommons.upc.edu/tesis>) y el repositorio cooperativo TDR (<http://www.tdx.cat/?locale-attribute=es>) ha sido autorizada por los titulares de los derechos de propiedad intelectual **únicamente para usos privados enmarcados** en actividades de investigación y docencia. No se autoriza su reproducción con finalidades de lucro ni su difusión y puesta a disposición desde un sitio ajeno al servicio UPCommons. No se autoriza la presentación de su contenido en una ventana o marco ajeno a UPCommons (*framing*). Esta reserva de derechos afecta tanto al resumen de presentación de la tesis como a sus contenidos. En la utilización o cita de partes de la tesis es obligado indicar el nombre de la persona autora.

WARNING On having consulted this thesis you're accepting the following use conditions: Spreading this thesis by the institutional repository UPCommons (<http://upcommons.upc.edu/tesis>) and the cooperative repository TDX (<http://www.tdx.cat/?locale-attribute=en>) has been authorized by the titular of the intellectual property rights **only for private uses** placed in investigation and teaching activities. Reproduction with lucrative aims is not authorized neither its spreading nor availability from a site foreign to the UPCommons service. Introducing its content in a window or frame foreign to the UPCommons service is not authorized (*framing*). These rights affect to the presentation summary of the thesis as well as to its contents. In the using or citation of parts of the thesis it's obliged to indicate the name of the author.

COMPORTAMIENTO HIDRO-MECÁNICO DE AGREGADOS GRUESOS

por

Clara Elena Alvarado de Menéndez



Tesis Doctoral

Tesis presentada para la obtención del título de Doctor por la Universitat
Politécnica de Catalunya

Sección de Ingeniería del Terreno, Cartográfica y Geofísica
Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental
E.T.S.E.C.C.P.B. Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i
Ports
UPC, Universitat Politècnica de Catalunya, BARCELONATECH

Directores:

Eduardo Alonso Pérez de Ágreda
Enrique Romero Morales

Barcelona, España, marzo de 2017

para esa energía infinita
que impulsa mis días:
mi familia

AGRADECIMIENTOS

La culminación de esta Tesis doctoral representa la sumatoria de granitos de arena, partículas de grava y hasta bloques de escollera, que fueron colocados con gran dedicación y cuidado por diferentes personas a las que estaré eternamente agradecida.

Me quedo corta al darle gracias a la Universidad de Carabobo (Venezuela) por su apoyo financiero en los primeros años de Doctorado, así como a mis antiguos colegas, alumnos y profesores que ocupan en mí un lugar especial.

Mis directores, los Profesores Eduardo Alonso y Enrique Romero, forman una combinación indescrptible y me siento privilegiada de haber sido guiada por ellos desde el inicio de esta aventura llena de aprendizajes. De Eduardo Alonso me llevo su manera de abordar los problemas geotécnicos y convertir en ciencia los resultados que en algún momento parecían inexplicables. De Enrique Romero admiro su capacidad de enfrentar de manera brillante innumerables temas complejos a la vez, aunque no tengan nada que ver uno con el otro. A Enrique le agradezco su valioso apoyo a nivel experimental y fundamental, su confianza al involucrarme en distintos proyectos que han complementado mi formación geotécnica y, por qué no... su manera de "dar caña" y tranquilizar a la vez, su forma de ver lo científico sin dejar de ver lo humano.

Mis pilares dentro del laboratorio: José Álvarez, Víctor Lozano, Tomás Pérez y Rodrigo Gómez. Sin este fabuloso equipo hubiese sido imposible llevar a cabo la fase experimental de esta Tesis. Mil gracias por su disponibilidad, su experiencia, su genialidad para resolver problemas técnicos, su trabajo, su apoyo y por encima de todo, su paciencia, humor y simpatía (herramientas de gran utilidad en el día a día dentro del laboratorio). Igualmente doy gracias a Ferrán Cortés por su gran aporte en la automatización de los equipos. En especial, quiero expresar mi más sincero reconocimiento a Tomás Pérez, por su ingenio, por esa gran energía que dedica en hacer las cosas de la mejor manera posible y por no mirar el reloj para dar una respuesta en los momentos de urgencia experimental.

Quiero agradecer igualmente a todos los compañeros de laboratorio, por estar allí y hacer los días menos duros. A los que me tendieron la mano en mis primeros pasos, a los de siempre y a los que han ido y venido.

A todos mis profesores de la UPC, a quienes admiro y aprecio, gracias por todo el conocimiento, la sabiduría, el apoyo y en muchos casos la humildad y sencillez.

Agradezco al Prof. Leonardo Guimarães por haber hecho de mi estancia en la Universidad Federal de Pernambuco una experiencia enriquecedora a todo nivel; en especial por la tutoría en las simulaciones numéricas, primero en Recife y luego a distancia. Igualmente gracias a la Prof. Analice Lima, una buena amiga que me recibió y me tendió la mano durante esta estancia.

A mis compañeros de la UPC con los que he compartido durante estos años, principalmente agradezco a: Mauricio, Rodrigo, Josbel, Tere, Kike y Dani. Intentamos

conquistar el mundo con: las reuniones de coaching, los planes académicos y no tan académicos, las tertulias científicas y no tan científicas... y la capacidad de darnos ánimo mutuamente en esta dura lucha doctoral.

Mil gracias a esos grandes amigos que se cruzaron en mi camino y que se convirtieron en mi familia en Barcelona. Y a mis amigas de siempre, las que dejé en Venezuela, en especial a mi mentora... cuánta razón tuviste Morales al decirme: “La batalla más fuerte que debes librar en tu doctorado es contigo misma”.

A mi motor: mi familia, en el cielo y en la tierra, doy gracias a la vida por haberme hecho crecer donde crecí. Los tuyos, los míos y los nuestros... mis hermanos: Marian, Dani y Eli. Mi padre, mi héroe de siempre. Mi madre, eternamente en mis recuerdos. La madre que me regaló la vida: mi abuela Tita. Mis otras madres en las buenas y malas: Elizabeth y mi tía Nora.

Finalmente, no me equivoqué al escoger a mi compañero de vida: Manuel. Mi mejor amigo, mi cómplice, mi complemento, el que aceptó cruzar el océano conmigo para vivir esta serie que nos ha enganchado más que ninguna. Gracias por la paciencia, por cuidarme, por esa lógica tan particular de estructurar las cosas, por ese humor -incomprensible para algunos- y por esperarme durante esta etapa. Gracias por estar y por ser mi soporte principal. Gracias por volverme loca y enloquecer a mi lado.

RESUMEN

Las escolleras son materiales gruesos ampliamente utilizados en obras geotécnicas como por ejemplo en presas de materiales sueltos (espaldones, bloques de cuñas, repiés), así como en pedraplenes y todo-uno de obras ferroviarias. Estas estructuras están sometidas a cambios de humedad importantes y a la acción permanente del agua durante las distintas etapas constructivas y en el comportamiento a largo plazo post-construcción. A pesar de ser materiales gruesos son muy sensibles a la acción del agua, presentando deformaciones volumétricas de colapso por humedecimiento, así como deformaciones diferidas en el tiempo, que están asociadas con la rotura de partículas (propagación sub-crítica de fisuras) y su reacomodo posterior.

Este estudio, de carácter eminentemente experimental, evalúa algunos aspectos importantes de estos agregados gruesos (gravas de pizarra de los espaldones de la presa de Lechago, Teruel) y su interacción con el agua. Particularmente se enfoca en las deformaciones volumétricas a largo plazo de estos materiales con énfasis en el tamaño de las partículas, el efecto de la historia y el valor actual de tensiones y succiones (relación de sobreconsolidación), del mismo modo que en el efecto del índice de poros (deformación volumétrica acumulada). Se han propuesto expresiones constitutivas fenomenológicas que toman en cuenta todos los aspectos anteriormente señalados y que permiten reproducir adecuadamente los resultados experimentales a largo plazo.

Como alternativa al control de la succión total a través de la humedad relativa del vapor, esta investigación ha explorado el efecto de controlar la actividad del líquido (moléculas de agua disponibles para inducir la acción ambiental sobre la propagación de fisuras) en la respuesta hidráulica y mecánica de las gravas de pizarra. Se han desarrollado protocolos experimentales que han permitido inundar al esqueleto de gravas con diferentes soluciones salinas, además de realizar ensayos de rotura de partículas (ensayos de tracción indirecta). Estos ensayos han permitido comparar la cinética y las condiciones estacionarias de la respuesta del material y de la partícula cuando se controla la humedad relativa del vapor o alternativamente la actividad del líquido. Esta parte de la investigación se ha enfocado en la compresibilidad en edómetro de las gravas de pizarra ante carga a diferentes succiones, así como en los cambios de volumen a tensión vertical constante cuando se cambia la succión. Los resultados han mostrado una mayor compresibilidad y una menor resistencia a la tracción de las partículas cuando se controlaba la succión total mediante la actividad del líquido. Con el fin de interpretar los resultados, se ha propuesto una expresión constitutiva fenomenológica que corrige la succión total asociada con la actividad del líquido mediante un coeficiente reductor que depende de dicha actividad (equivalente a una eficiencia osmótica).

La cinética de los procesos (difusión de vapor para humedad relativa y difusión de la concentración de soluto para la actividad) se ha simulado sobre una partícula cilíndrica con el programa acoplado CODE_BRIGHT, que ha incorporado una ley específica de resistencia a la tracción que varía con la succión total, así como parámetros de transporte de masa medidos en laboratorio.

Adicionalmente, con el objeto de profundizar en el estudio de la resistencia al corte y la dilatación inducida por los agregados granulares a diferentes succiones totales, se ha desarrollado una nueva célula triaxial. Este equipo permite ensayar muestras de hasta 200 x 400 mm con control de succión total y con un sistema novedoso de medidas radiales locales en dos planos ortogonales de la muestra a diferentes alturas. El equipo se ha calibrado y se presentan algunos ensayos preliminares, que servirán como base para investigaciones futuras sobre este tema.

ABSTRACT

Rockfill is a coarse material widely used in geotechnical works such as earth-fill dams (shoulders and toe drains), as well as in embankments and well-graded quarry materials for railway infrastructures. These structures are usually submitted to significant changes in water content and to the permanent action of water during the different stages of construction and along the long-term behaviour after construction. Despite being coarse materials they are very sensitive to the action of water, undergoing collapse deformations on wetting, as well as time-dependent deformations associated with particle breakage (sub-critical crack propagation) and their subsequent rearrangement.

This experimental study evaluates some important aspects of these coarse aggregates (slate gravels from Lechago dam, Teruel) in relation to their interaction with water. Particularly, it addresses the long-term volumetric deformations of the material with emphasis placed on particle size, the effect of stress history, and on the current state of stresses and suctions (overconsolidation ratio), as well as on the effect of void ratio (cumulative volumetric deformation). Different phenomenological constitutive expressions have been proposed, which take into account all the aspects mentioned above and allow properly reproducing the long-term experimental results.

As an alternative to the control of total suction through the relative humidity of vapour, this research has explored the effect of controlling the activity of the liquid (water molecules available to induce environmental action on crack propagation) on the hydraulic and mechanical response of the coarse slate aggregates. Experimental protocols have been developed that have allowed the gravel skeleton to be flooded with different saline solutions, as well as performing particle splitting tests (indirect tensile tests). These tests have allowed comparing the kinetics and steady-state conditions of the response at both particle and material scales, when controlling the relative humidity by vapour or alternatively the activity by liquid. This part of the research has focused on the compressibility of the material under oedometer conditions on loading at different suctions, as well as on the volume change behaviour induced by suction changes at constant vertical stress. The results have shown larger compressibility values and lower tensile strengths of the particles when the total suction has been controlled by the activity of the liquid. To help in the interpretation of the results, a phenomenological constitutive expression has been proposed. This expression corrects the total suction associated with the activity of the liquid by a reduction coefficient that depends on the liquid activity (equivalent to an osmotic efficiency).

The kinetics of the processes (vapour diffusion for relative humidity control and diffusion of solutes for the liquid activity) has been simulated on a cylindrical particle with the program CODE_BRIGTH. These simulations have included a specific law for tensile strength as a function of total suction, as well as mass transport parameters that have been measured in the laboratory.

In addition, a new triaxial cell has been developed to study the shear strength properties and the dilatancy induced on shearing by the coarse aggregates at different

total suctions. This equipment allows testing samples up to 200 x 400 mm with total suction control and with a novel system of local radial measurements placed on two orthogonal planes of the sample and at different heights. The equipment has been calibrated and some preliminary results have been presented, which can be used as database for future research on this topic.

CONTENIDO

RESUMEN	iii
CONTENIDO	ix
FIGURAS	xviii
LISTA DE TABLAS	xxix
SIMBOLOGÍA	xxx
1 INTRODUCCIÓN	1
1.1 Contexto de la investigación	1
1.2 Motivación de la tesis	5
1.2.1 Motivación en el marco fundamental	5
1.2.2 Motivación en el marco aplicado	6
1.2.2.1 Comportamiento dependiente del tiempo de las escolleras	6
1.2.2.2 Influencia de las condiciones ambientales	7
1.3 Objetivos y metodología	10
1.3.3 Objetivos generales	10
1.3.4 Metodología seguida en la investigación	10
1.4 Contenido de la tesis	11
1.5 Artículos publicados y en preparación	13
1.5.5 Publicaciones en congresos	13
1.5.6 Publicaciones en preparación para revistas	13
1.6 Referencias	13
2 MATERIAL, EQUIPOS Y ENSAYOS PRELIMINARES	17
2.1 Material. Caracterización	17
2.2 Condiciones actuales. Ensayos preliminares	20
2.2.1 Curva de retención de la pizarra cuarcítica de Lechago	20
2.2.2 Fabricación de probetas. Distribución granulométrica.	22
2.2.3 Resistencia a tracción	28
2.2.4 Permeabilidad saturada	31
2.2.5 Módulo de elasticidad	32
2.2.6 Difusividad de vapor en la roca	34
2.3 Equipos utilizados	36
2.3.1 Edómetro para escolleras de 300mm de diámetro con succión controlada	36
2.3.2 Sistema para el control de succión mediante el control de la HR del vapor	37
2.3.3 Edómetro de 150mm de diámetro con succión controlada	39
2.3.4 Tracción diametral entre placas con succión controlada	41
2.3.5 Triaxial para agregados gruesos de 200x400mm con succión controlada	42
2.4 Resumen y conclusiones	43

2.5	Referencias	45
3 COMPRESIBILIDAD DEPENDIENTE DEL TIEMPO DE LOS AGREGADOS GRUESOS. EFECTOS DE LA HISTORIA HIDRO-MECÁNICA Y TAMAÑO DEL AGREGADO		
3.1	Estudios previos	47
3.1.1	Observaciones de campo y experimentales	48
3.1.2	Introducción sobre la relación de sobreconsolidación OCR	51
3.2	Técnicas experimentales	53
3.2.1	Equipos desarrollados	53
3.2.2	Preparación del material y montaje de probetas	53
3.2.3	Trayectorias seguidas en los ensayos edométricos	55
3.2.3.1	Trayectorias Mecánicas	55
3.2.3.2	Trayectorias Hidráulicas	57
3.3	Resultados experimentales	59
3.3.1	Efecto de la tensión vertical y del OCR en la compresibilidad a largo plazo	59
3.3.2	Efecto de la tensión vertical, de la succión y del OCR en la compresibilidad a largo plazo	64
3.3.3	Efecto de la tensión vertical y de la historia mecánica en la compresibilidad a largo plazo	67
3.3.3.1	Estado normalmente consolidado	67
3.3.3.2	Estado sobreconsolidado	70
3.3.4	Efecto de la historia hidráulica en la compresibilidad a largo plazo	73
3.4	Rotura de partículas	78
3.5	Efecto tamaño de partícula en la compresibilidad a largo plazo	89
3.5.1	Efecto del tamaño máximo de partícula en la compresibilidad a largo plazo	89
3.5.2	Influencia de la relación d_{max}/d_{min} en la compresibilidad a largo plazo	90
3.6	Modelo para la obtención del índice de compresión secundaria en materiales granulares, incorporando el índice de poros actual (deformación volumétrica acumulada)	94
3.6.1	Formulación para el índice de compresión secundaria incorporando el concepto del índice de poros actual (deformación volumétrica acumulada)	98
3.7	Conclusiones	103
3.7.1	Compresibilidad dependiente del tiempo en función del grado de sobreconsolidación OCR	104
3.7.2	Compresibilidad dependiente del tiempo en función de la deformación volumétrica acumulada (índice de poros actual) o la estructura del material	105
3.8	Referencias	107
4 INFLUENCIA DE LA VARIACIÓN DE LA SUCCIÓN MEDIANTE VAPOR Y LA ACTIVIDAD DEL LÍQUIDO EN LA RESPUESTA MECÁNICA DE LA PIZARRA		
4.1	Conceptos básicos y aspectos a considerar para la interpretación de los fenómenos que ocurren durante el control de succión mediante líquido y vapor	110
4.1.1	Introducción	110

4.1.1.1	Control de succión y humedad relativa (conceptos generales)	111
4.1.1.2	Control de succión y actividad del líquido (conceptos generales)	112
4.1.1.3	Técnicas de humedecimiento mediante la actividad del líquido	113
4.1.2	Membrana semipermeable y eficiencia osmótica	119
4.1.2.1	Double-layer y Stern layer	119
4.1.2.2	Fenómeno de membrana y Eficiencia osmótica	120
4.1.2.3	Actividad del líquido en función de la concentración de la solución	122
4.1.2.4	Formación de membrana semipermeable dentro de la roca	124
4.2	Efecto a nivel de partícula, de la actividad del líquido y la humedad relativa, sobre la resistencia a tracción de la pizarra	128
4.2.1	Estudios previos de resistencia a tracción en escolleras	128
4.2.1.1	Introducción	128
4.2.1.2	Efecto de la humedad relativa del vapor en la resistencia a tracción indirecta de discos de pizarras	131
4.2.1.3	Efecto de la actividad del líquido en la resistencia a tracción de partículas de pizarra entre placas planas	132
4.2.1.4	Influencia de la humedad relativa en la tenacidad de la fractura de las rocas.	134
4.2.1.5	Efecto de la humedad relativa del vapor y la actividad del líquido en la velocidad de propagación subcrítica de grietas en rocas	138
4.2.1.5.1	Observaciones experimentales del efecto de la actividad del líquido y la HR del vapor en el crecimiento subcrítico de grietas en areniscas	139
4.2.1.5.2	Observaciones experimentales del efecto de la actividad del líquido en el crecimiento subcrítico de grietas en calcita	141
4.2.2	Nuevo enfoque del efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa del vapor en la velocidad de propagación subcrítica de grietas en sandstones	142
4.2.3	Ensayos de resistencia a tracción indirecta en la pizarra bajo control de humedad relativa del vapor y actividad del líquido	148
4.2.3.1	Técnicas experimentales	148
4.2.3.1.1	Equipo utilizado	148
4.2.3.1.2	Preparación del material y montaje de las probetas	148
4.2.3.1.3	Metodología seguida en los ensayos brasileños	148
4.2.3.1.3.1	Metodología del ensayo brasileño en muestras previamente equilibradas mediante vapor	150
4.2.3.1.3.2	Metodología del ensayo brasileño en muestras previamente equilibradas mediante líquido	150
4.2.3.2	Resultados experimentales	151
4.3	Comportamiento fenomenológico de la pizarra, bajo efecto de humedad relativa y actividad del líquido	153
4.3.1	Estudios previos	153
4.3.2	Ensayos fenomenológicos. Efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa en la compresibilidad de las escolleras.	155
4.3.2.1	Técnicas experimentales	155
4.3.2.1.1	Equipo utilizado	155

4.3.2.1.2	Preparación del material y montaje de probetas	155
4.3.2.1.3	Trayectorias seguidas en los ensayos edométricos	156
4.3.2.1.3.3	Trayectorias con succión controlada mediante vapor	158
4.3.2.1.3.4	Trayectorias con succión controlada mediante líquido	158
4.3.2.2	Metodología para el control de la succión por medio de vapor y líquido	159
4.3.2.2.1	Control de succión a través de la transferencia de vapor	159
4.3.2.2.2	Control de succión a través de la inundación con líquido	160
4.3.2.3	Resultados experimentales	161
4.3.2.3.1	Efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa en la compresibilidad de muestras con $d_{\max}=20$ mm	161
4.3.2.3.2	Efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa en la compresibilidad de muestras con $d_{\max}=8$ mm	164
4.3.2.3.3	Efecto del tamaño de molécula del soluto en el control de succión mediante líquido en la compresibilidad de muestras con $d_{\max}=8$ mm	168
4.3.2.3.4	Rotura de partículas en los ensayos edométricos	170
4.3.2.3.4.1	Curvas granulométricas obtenidas y cálculo de índices de rotura	170
4.3.2.3.4.2	Dependencia de la rotura de partículas con el trabajo plástico, la deformación volumétrica acumulada y la dimensión fractal	175
4.3.2.4	Compresibilidad dependiente del tiempo en ensayos edométricos	177
4.4	Interpretación de los resultados obtenidos a niveles de partícula y fenomenológico mediante la corrección de la succión osmótica	179
4.4.1	Obtención de índice de compresibilidad en ensayos fenomenológicos	180
4.4.2	Estimación de la eficiencia osmótica χ	184
4.5	Conclusiones	192
4.6	Referencias	194
5 EFECTO DEL MÉTODO DE CONTROL DE SUCCIÓN EN LA CINÉTICA DE LAS DEFORMACIONES		197
5.1	Introducción	197
5.1.1	Estudios previos	197
5.2	Efecto de la cinética del humedecimiento mediante líquido y vapor en la velocidad de las deformaciones durante la rotura diametral de discos de pizarra bajo carga constante (Nivel de partícula)	199
5.2.1	Técnicas experimentales	200
5.2.1.1	Equipo utilizado	200
5.2.1.2	Preparación del material y montaje de las probetas	201
5.2.1.3	Metodología seguida en los ensayos	202
5.2.1.3.1	Metodología del ensayo rotura diametral bajo carga constante con humedecimiento mediante vapor (Ensayo H_v)	202
5.2.1.3.2	Metodología del ensayo de rotura diametral bajo carga constante con humedecimiento mediante líquido (Ensayo H_l)	202
5.2.2	Resultados obtenidos a nivel de partícula	203
5.2.2.1	Resultados a nivel de partícula. Caso vapor	203
5.2.2.2	Resultados a nivel de partícula. Caso líquido	204

5.2.3	Importancia de la cinética de los procesos de cambio de succión en la resistencia a tracción _____	205
5.3	Efecto de la cinética de los procesos de humedecimiento a través de líquido y vapor sobre un conjunto de partículas de escollera sometidas a ensayos edométricos (Nivel fenomenológico) _____	206
5.3.1	Técnicas experimentales _____	206
5.3.1.1	<i>Equipo utilizado</i> _____	206
5.3.1.2	<i>Preparación del material y montaje de las probetas</i> _____	207
5.3.1.3	<i>Trayectorias seguidas en los ensayos</i> _____	208
5.3.1.3.1	Trayectoria de los ensayos NE_1 _____	208
5.3.1.3.2	Trayectoria de los ensayos NE_2 _____	209
5.3.2	Resultados de ensayos de la cinética de los procesos de humedecimiento a nivel fenomenológico _____	210
5.3.2.1	<i>Ensayos edométricos de incremento de tensión simultáneo a la disminución de succión (NE_1)</i> _____	210
5.3.2.2	<i>Ensayos edométricos de humedecimiento bajo carga constante (NE_2). Simulación de pruebas de rotura diametral bajo carga constante (H_I y H_v)</i> _____	211
5.3.3	Importancia de la cinética de los procesos de cambio de succión de acuerdo al método utilizado en la compresibilidad del material _____	213
5.4	Conclusiones _____	215
5.5	Referencias _____	216
6	SIMULACIONES DE ENSAYOS DE ROTURA DIAMETRAL DE PARTÍCULAS. EVOLUCIONES TEMPORALES DE PRESIONES Y ACTIVIDADES DEL LÍQUIDO _____	219
6.1	Modelo de daño isótropo _____	220
6.1.1	Introducción _____	220
6.1.2	Generalidades _____	220
6.2	Modelo de daño isótropo por tracción para simular el comportamiento de la pizarra cuarcítica de Lechago sometida a rotura diametral entre placas bajo carga con humedecimiento mediante vapor y líquido _____	222
6.2.1	Adaptación del modelo de daño por tracción para la simulación de la rotura diametral entre placas de la pizarra cuarcítica de Lechago bajo carga con humedecimiento a través de vapor y líquido _____	222
6.2.2	Datos de entrada del modelo _____	223
6.2.3	Condiciones iniciales _____	225
6.2.4	Etapas de los ensayos simulados _____	225
6.2.5	Control del tiempo y velocidad de desplazamiento _____	226
6.3	Simulaciones del efecto de la humedad relativa del vapor y la actividad del líquido en la rotura de discos de pizarra bajo carga diametral con desplazamiento constante _____	226
6.3.1	Simulación s1 _____	227
6.3.1.1	Condiciones de contorno para la simulación s1v _____	227
6.3.1.2	Condiciones de contorno para la simulación s1l _____	228

6.4	Resultados de las simulaciones de la influencia de la humedad relativa del vapor y la actividad del líquido en la rotura diametral de discos de pizarra bajo carga con desplazamiento constante	229
6.4.1	Resultados Simulación s1	230
6.5	Conclusiones	239
6.6	Referencias	241
7 DESARROLLO DE UN NUEVO EQUIPO TRIAXIAL PARA AGREGADOS GRUESOS CON SUCCIÓN CONTROLADA Y MEDICIÓN LOCAL DE DEFORMACIONES		243
7.1	Introducción	243
7.1.1	Estudios previos	244
7.2	Descripción general del equipo	250
7.2.1	Célula triaxial. Elementos mecánicos	252
7.2.2	Equipos auxiliares	254
7.3	Instrumentación	255
7.3.1	Desarrollo de sistemas de medición radial externos	255
7.3.2	Automatización del equipo	257
7.3.3	Calibración de sensores	258
7.4	Control de la succión	259
7.5	Programa experimental preliminar	259
7.5.1	Preparación de muestras	259
7.5.2	Trayectorias seguidas en los ensayos triaxiales preliminares	261
7.6	Resultados preliminares	262
7.7	Rotura de partículas	269
7.8	Efecto de dilatancia	272
7.9	Análisis de muestra seca posterior al ensayo TX2 por Tomografía Computarizada (TC)	273
7.9.1	El método de Tomografía Computarizada TC de rayos X	274
7.9.1.1	Fundamentos	274
7.9.1.2	Voxel	274
7.9.2	Efecto de volumen parcial	275
7.9.3	Preparación de la muestra para la TC	277
7.9.4	Resultados de la TC de rayos-X en la muestra post-ensayo de la trayectoria TX2	277
7.9.4.1	Post-proceso para el tratamiento de las imágenes de la TC	278
7.9.4.2	Resultados obtenidos en las secciones seleccionadas	279
7.10	Conclusiones	283
7.11	Referencias	285
8 CONCLUSIONES		287
8.1	Resumen y conclusiones	287

8.1.1	Efecto de la historia hidro-mecánica y del tamaño de grano en la compresibilidad a largo plazo de los agregados gruesos _____	287
8.1.1.1	Compresibilidad dependiente del tiempo en función del grado de sobreconsolidación OCR _____	288
8.1.1.2	Compresibilidad dependiente del tiempo en función de la deformación volumétrica acumulada o la estructura del material _____	289
8.1.2	Influencia de la variación de la succión mediante vapor y actividad del líquido en la respuesta mecánica de la pizarra _____	290
8.1.3	Efecto del método de control de succión en la cinética de las deformaciones de la pizarra _____	291
8.1.4	Simulaciones de ensayos de rotura diametral de partículas. Evoluciones temporales de presiones y actividades del líquido _____	292
8.1.5	Desarrollo de un nuevo equipo triaxial para agregados gruesos con succión controlada y medición local de deformaciones _____	293
8.2	Aportes de la tesis _____	294
8.2.1	Contribuciones experimentales _____	294
8.2.2	Contribuciones fundamentales _____	295
8.2.3	Contribuciones con implicaciones prácticas _____	295
8.3	Trabajos futuros _____	295
ANEXO A. ENSAYOS DE EFECTO TIEMPO. HISTORIA MECÁNICA _____		305
ANEXO B. ENSAYOS DE EFECTO TIEMPO. HISTORIA HIDRÁULICA _____		308
ANEXO C. CALIBRACIÓN DE SOLUCIONES PARA IMPOSICIÓN DE SUCCIÓN _____		312
ANEXO D. CORRECCIÓN DE DENSIDADES DE SOLUCIONES SALINAS _____		314
ANEXO E. MODELO DE DAÑO POR TRACCIÓN _____		316
ANEXO F. RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES DE ROTURA BAJO CARGA DIAMETRAL CON HUMEDECIMIENTO CON VAPOR Y LÍQUIDO _____		318
ANEXO G. CALIBRACIÓN DE CÉLULA DE CARGA INSTRON _____		333
ANEXO H. RESULTADOS DE LOS ANÁLISIS DE LA TOMOGRAFÍA COMPUTARIZADA DE RAYOS-X EN LA PROBETA SECA DE LA TRAYECTORIA TRIAXIAL TX-2 _____		334

LISTA DE FIGURAS

Capítulo 1

Figura 1.1 . Esquema que muestra la forma típica de las curvas de stress corrosion (Oldecop and Alonso, 2001)	3
Figura 1.2 . Registros de asentamientos en coronación de presas construidas con diferentes tipos de escollera durante el siglo XX. Nombre de la presa (altura en m) junto a cada curva (Oldecop and Alonso, 2007).....	7
Figura 1.3 . Registro de asentamientos para la presa del río Dix ubicada en Estados Unidos. Fuente: (Nobari and Duncan, 1972) citado por (Oldecop, 2000; Tapias, 2016)	8
Figura 1.4 Asentamientos en la presa de Beliche ubicada en Portugal (Alonso et al., 2005) modificado por (Tapias, 2016).....	9
Figura 1.5 Tasas de asentamiento de un terraplén de pizarra de 40 m de altura perteneciente a la línea de tren de alta velocidad entre Madrid y Sevilla y los registros de lluvias en el área. (Soriano and Sánchez, 1999).....	9

Capítulo 2

Figura 2.1 a) Pizarra cuarcítica fracturada en acopiamiento cercano a la presa de Lechago, Teruel - España. b) Distribución granulométrica del material in situ.....	18
Figura 2.2 Representación gráfica del diagrama de difracción obtenido (con las intensidades corregidas a valores de ventana de divergencia fija de 0.25°), en el que se han superpuesto los patrones de las fases identificadas.	19
Figura 2.3. Curva de retención durante la trayectoria de secado para la pizarra cuarcítica fracturada de Lechago	22
Figura 2.4. Preparación del material de grava de pizarra mediante trituración y tamizado	23
Figura 2.5. Diferentes distribuciones granulométricas de fábrica.....	24
Figura 2.6. a) Compactación dentro de celda edométrica de 150mm de diámetro. b) Compactación en molde con membrana de neopreno de 3mm de espesor sobre base de equipo triaxial de escolleras.	24
Figura 2.7. Índice de poros de la probeta para la misma energía de compactación en dependencia con: a) La relación diámetro de la probeta - tamaño máximo de la partícula. b) Diámetro del martillo - tamaño máximo de partícula	27
Figura 2.8 Distribución granulométrica de fábrica y post-compactación para tamaños máximos iniciales: a) $d_{max}=40$ mm. b) $d_{max}=20$ mm. c) $d_{max}=8$ mm	28
Figura 2.9. Fabricación de probetas en forma de disco para ensayos de resistencia a tracción indirecta: a) Bloques enteros transportados desde el acopiamiento de la presa de Lechago. b) Corte con sierra de diamante. c) Primer grupo de probetas luego del corte. d) Paso de roca por el torno. e) Probeta final de 50mm de diámetro por 25mm de espesor.....	29
Figura 2.10. Ensayo de resistencia a tracción indirecta entre placas paralelas	30
Figura 2.11. Resistencia a tracción medida en ensayo brasileño sobre un disco de pizarra de 50x25 mm, previamente sumergido en agua destilada durante 10 días	30

Figura 2.12 Permeabilidad al agua en la pizarra medida al cuarto día en equipo triaxial	32
Figura 2.13 Montaje experimental para la determinación del módulo de elasticidad de la pizarra (testigo de 84mm de diámetro por 200 mm de altura).....	33
Figura 2.14 Medición del módulo de Young del material (muestra de 84mm de diámetro por 200 mm de altura)	33
Figura 2.15 Difusividad del vapor en una muestra de pizarra. Mediciones de humedad relativa y transferencia de masa de agua en el tiempo durante el proceso de hidratación desde la HR ambiental hasta la HR=85%.....	34
Figura 2.16 Cálculo de la difusividad del vapor en la pizarra durante la hidratación a través de los datos experimentales obtenidos.....	35
Figura 2.17. Fotografía del edómetro de 300mm de diámetro desarrollado por Oldecop (2000)	37
Figura 2.18. Esquema del sistema de control de humedad relativa (Oldecop, 2000) .	38
Figura 2.19 Edómetro de 150mm de diámetro y 150mm de altura	40
Figura 2.20 Caja electrónica de edómetro de 150mm de diámetro.....	40
Figura 2.21 Tracción diametral entre placas con control de succión.....	42

Capítulo 3

Figura 3.1 Valores de α derivados de los registros de asentamientos del cross-arm a diferentes alturas del espaldón aguas abajo de las presas de Scamonden and Llyn Brianne Dams (Charles, 1989), El Infiernillo (Marsal et al., 1976) y Lechago (Oldecop and Alonso, 2013).....	49
Figura 3.2 Índice de compresibilidad dependiente del tiempo, λ_t , medido en ensayos de compresión unidimensional en la escollera de pizarra de Lechago, bajo distintas condiciones de tensión - succión total (Oldecop and Alonso, 2013)	50
Figura 3.3 Índice de compresión dependiente del tiempo, λ_t , en función del índice de compresibilidad, λ , medido en ensayos de compresión unidimensional sobre la pizarra de Lechago y la caliza de Garraf, con la misma distribución granulométrica (Oldecop and Alonso, 2013).....	51
Figura 3.4 Reducción del coeficiente de compresión secundaria observado en ensayos edométricos sobre arcilla natural (Alonso et al., 2000).....	52
Figura 3.5 Distribución granulométrica inicial y post-compactación (PC) para los 3 tamaños máximos de partícula estudiados: $d_{max}=40\text{mm}$, 20mm y 8mm	54
Figura 3.6 Trayectoria típica seguida en el espacio tensión - succión total bajo HR constante para los ensayos mecánicos de pre-compresión en estados normalmente consolidados.....	57
Figura 3.7 Trayectoria típica seguida en el espacio tensión - succión total bajo tensión constante para alcanzar el estado sobreconsolidado inducido hidráulicamente.....	59
Figura 3.8 Resultados del ensayo M1 ($d_{max}=40\text{mm}$, $\psi=0$): a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.	60
Figura 3.9 Resultados del ensayo M4 ($d_{max}=20\text{mm}$, $\psi=0$): a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.	61

Figura 3.10 Resultados del ensayo M5 ($d_{max}=20mm$, $\psi=92$ MPa): a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.	62
Figura 3.11 Comparación de los resultados de los ensayos M6 ($\psi=0$) y M8 ($\psi=160$ MPa) con $d_{max}=8mm$: a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.	63
Figura 3.12 Resultados del ensayo H4 ($d_{max}=20mm$): a) Cambio de volumen bajo una succión constante de 39 MPa en la trayectoria de carga hasta una tensión vertical de 2.0 MPa, donde se inicia la etapa de pre-humedecimiento manteniendo el nivel tensional. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado. c) Evolución temporal de la deformación vertical en estados sobreconsolidados hidráulicamente inducidos.	65
Figura 3.13 Resultados del ensayo H5 ($d_{max}=8mm$): a) Cambio de volumen bajo una succión constante de 100 MPa en la trayectoria de carga hasta una tensión vertical de 1.5 MPa, donde se inicia la etapa de pre-humedecimiento manteniendo el nivel tensional. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado. c) Evolución temporal de la deformación vertical en estados sobreconsolidados hidráulicamente inducidos.	67
Figura 3.14 Índices de compresión secundaria de muestras normalmente consolidadas en función de la tensión vertical para diferentes valores de succión total constante: a) $d_{max}=40$ mm. b) $d_{max}=20$ mm. c) $d_{max}=8$ mm.....	69
Figura 3.15 Correlación entre el índice de compresión dependiente del tiempo λ^t y el índice de compresibilidad λ para las muestras bajo estado normalmente consolidado.	70
Figura 3.16. Índice de compresión secundaria en función del OCR para diferentes succiones totales constantes. a) $d_{max}=40$ mm. C_{α} para OCR=1 calculado bajo $\sigma_v=1MPa$. b) $d_{max}=20$ mm. C_{α} para OCR=1 calculado bajo $\sigma_v=2MPa$. c) $d_{max}=8$ mm. C_{α} para OCR=1 calculado bajo $\sigma_v=1MPa$	71
Figura 3.17 Representación esquemática para el cálculo del índice de compresibilidad secundaria bajo diferentes OCRs evaluado a σ_v constante (Para d_{max} y ψ constantes).	72
Figura 3.18 Índice de compresión secundaria normalizado en función del OCR para diferentes succiones totales constantes. Tamaños máximos de partícula 40, 20 y 8mm. $C_{\alpha max}$ calculado bajo $\sigma_v=1MPa$ excepto para $d_{max}=20mm$ cuya tensión de cálculo fue $\sigma_v=2MPa$	73
Figura 3.19 Resultados de los ensayos hidráulicos H1, H2 and H3 ($d_{max}=40mm$). Índice de compresión secundaria en función de la succión total bajo una tensión vertical constante de 1 MPa. Muestras normalmente consolidadas y sobreconsolidadas después de la trayectoria de humedecimiento-secado a $\sigma_v=1$ MPa.....	74
Figura 3.20 Resultados del ensayo H4 ($d_{max}=20mm$): a) $C_{\alpha NC}$, OCR=1 (primera etapa de carga a $\psi=39MPa$ hasta el punto "A") y C_{α} para estados sobreconsolidados hidráulicamente (desde "C" hasta "D") en función de σ_v . b) $C_{\alpha NC}$, OCR=1 (puntos "A" y "B") y C_{α} para estados sobreconsolidados hidráulicamente (desde "C" hasta "D") en función de la succión total.	75
Figura 3.21 Resultados del ensayo H5 ($d_{max}=8mm$): a) $C_{\alpha NC}$, OCR=1 (primera etapa de carga a $\psi=100MPa$ hasta el punto "A") y estados sobreconsolidados	

hidráulicamente $C\alpha$ (desde "C" hasta "D") en dependencia con σ_v . b) $C\alpha_{NC}$, OCR=1 (puntos "A" y "B") y $C\alpha$ para estados sobreconsolidados hidráulicamente (desde "C" hasta "D") en función de la succión total.	76
Figura 3.22 Representación esquemática de las curvas "Loading Collapse" LC utilizadas para explicar el comportamiento de las gravas de pizarra sujetas a cambios de succión bajo tensión constante.....	77
Figura 3.23 Distribuciones granulométricas antes y después de los ensayos M1, M2, M3, H1, H2 y H3 ($d_{max}=40mm$).....	79
Figura 3.24 Rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para los ensayos M1, M2, M3, H1, H2 y H3 ($d_{max}=40mm$): a) Índice de rotura de Hardin Br. b) D_{50} . c) Coeficiente de uniformidad C_u	80
Figura 3.25 Distribución granulométrica antes y después de los ensayos M4, M5 y H4 ($d_{max}=20mm$): a) Escala semilogarítmica. b) Escala logarítmica.....	81
Figura 3.26 Rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para los ensayos M4, M5 y H4. $d_{max}=20mm$: a) Índice de rotura de Hardin, Br. b) Tamaño medio de partícula, d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u	82
Figura 3.27 Curvas de distribución granulométrica antes y después de los ensayos M6, M7, M8, H5 y H6 ($d_{max}=8mm$): a) Escala semilogarítmica. b) Escala logarítmica.....	83
Figura 3.28 Rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para los ensayos M6, M7, M8, H5 y H6 ($d_{max}=8mm$): a) Índice de rotura de Hardin, Br. b) d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u	84
Figura 3.29 Rotura de partículas en dependencia con la deformación volumétrica acumulada para todos los ensayos y todos los tamaños: a) Índice de Hardin, Br. b) d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u	85
Figura 3.30 Rotura de partículas: a) Índice de Hardin Br en función del trabajo plástico. b) Número fractal, D_{FR} vs. Trabajo plástico. c) Número fractal, D_{FR} vs. Deformación volumétrica acumulada.....	88
Figura 3.31 Dependencia del índice de compresión secundaria con la HR y el tamaño máximo de partícula bajo condiciones de $\sigma_v=1$ MPa y OCR=1.....	90
Figura 3.32 Efecto escala de las gravas de la pizarra de Lechago bajo condiciones de $\sigma_v=1$ MPa, OCR=1 y RH=100%: a) Isolíneas del índice de compresión secundaria en el plano $d_{max}/d_{min} - d_{max}$. b) Variación del índice de compresión secundaria con el efecto tamaño.....	92
Figura 3.33 Normalización del índice de compresión secundaria con el efecto tamaño ajustados con el tamaño mínimo de partícula d_{min} ($\sigma_v=1$ MPa, OCR=1, RH=100%).....	93
Figura 3.34 Esquema explicativo de la obtención los índices de compresión secundaria para $d_{max}=ctte$	96
Figura 3.35 Esquema de la estimación del OCR_M en trayectorias hidráulicas ($d_{max}=ctte$).....	97
Figura 3.36 Estimación del OCR_M para el ensayo hidráulico H4 ($d_{max}=20mm$).....	97
Figura 3.37 Índice de compresión secundaria en función de la tensión vertical y el índice de poros, usando el modelo desarrollado para el cálculo de $C\alpha$ ($\psi = ctte$ y $d_{max}=ctte=20mm$). a) $\psi = 0$. b) $\psi = 39$ MPa.....	99
Figura 3.38 Índice de compresión secundaria en función de la tensión vertical y el índice de poros, usando el modelo desarrollado para el cálculo de $C\alpha$. a) $\psi = ctte$ y $d_{max}=ctte=20mm$. b) $\psi = ctte$ y $d_{max}=ctte=8mm$	100

Figura 3.39 Índice de compresibilidad dependiente del tiempo C_α expresado como isólinas de índice de poros en función de la tensión y la succión: a) Ensayo H4, $\psi = \text{ctte}$ y $d_{\text{max}} = \text{ctte} = 20\text{mm}$. b) Ensayo H5, $\psi = \text{ctte}$ y $d_{\text{max}} = \text{ctte} = 8\text{mm}$	102
Figura 3.40 Índice de compresibilidad dependiente del tiempo C_α : Datos experimentales vs Predicciones del modelo para: a) Hydraulic test H4, $d_{\text{max}} = 20\text{mm}$. a) Hydraulic test H5, $d_{\text{max}} = 8\text{mm}$	103

Capítulo 4

Figura 4.1 Esquema explicativo del humedecimiento de muestras con vapor y con líquido, mediante diferentes procedimientos	114
Figura 4.2 (0) Estado de referencia (agua pura). (A) Componente osmótica de la succión. Partícula de roca inmersa en agua contaminada debido a las sales presentes. (B) Componente matricial de la succión. Partícula de roca no saturada, en cuyas grietas se forman meniscos con curvatura del agua condensada del vapor.	115
Figura 4.3 Efecto de la Stern layer en la concentración de cationes y el potencial double layer. (Mitchell, 1993).....	120
Figura 4.4 Eficiencia osmótica en función de la concentración de la solución y la separación entre cationes. (Bresler, 1973 citado por Mitchell, 1993).....	121
Figura 4.5 Actividad del líquido en función de la concentración de sales en la solución	124
Figura 4.6 Membrana semi-permeable generada en una grieta de una partícula de escollera bajo inmersión en solución salina	126
Figura 4.7 Ensayo de partículas de roca a compresión entre placas de acero (Mc Dowell and Bolton, 1998) citando a (Lee, 1992). a) Esquema de ensayo. b) Relación típica entre la fuerza aplicada y el desplazamiento entre placas. c) Variación de la resistencia a tracción de las partículas de roca con su tamaño.	129
Figura 4.8 Resistencia a tracción de la pizarra del Río Pancrudo en función de la succión total. Muestras previamente equilibradas mediante la transferencia de agua por difusión de vapor. (Oldecop, 2000)	132
Figura 4.9 Esquema del ensayo de resistencia a tracción mediante la compresión diametral de partículas entre placas.....	132
Figura 4.10 Resistencia a tracción de la pizarra del Río Pancrudo en función de la actividad del líquido. Datos tomados de (Romero et al., 2005).	133
Figura 4.11 Schematic illustration of Double Torsion specimen and loading configuration. (Nara et al., 2012)	135
Figura 4.12 Relations between fracture toughness and relative humidity. (a): Kumamoto andesite, (b): Oshima granite, (c): Berea sandstone, (d): Shirahama sandstone, (e): Kushiro sandstone. Nara et al (2012)	137
Figura 4.13 Influencia del efecto químico que puede modificar la propagación de la grieta. (a): La intensidad de las fuerzas superficiales de atracción o repulsión puede variar detrás del tip. b) Los fluidos corrosivos pueden incrementar la disolución, creando, una zona plástica débil delante del tip. c) La disolución química puede redondear el tip, haciéndolo más fuerte.	138
Figura 4.14 Subcritical crack growth in Shirahama sandstone at different relative humidity or liquid activity. Double Torsion test. Data: (Nara et al., 2014, 2011).	140

Figura 4.15 Subcritical crack growth in sandstone and calcite at different relative humidity or liquid activity. Double Torsion test. Data: (Nara et al., 2014, 2011) for sandstone and (Rostom et al., 2012) for calcite.	142
Figura 4.16 Obtención de n en función de la humedad relativa y la actividad del líquido impuesta	145
Figura 4.17 Curvas de velocidad de propagación de grietas en función del factor de intensidad de tensiones para diferentes HR y sus correspondientes actividades de líquido impuestas.....	147
Figura 4.18 Tensile strength as a function of total suction. Samples previously equilibrated with vapor (ψ_{tip}) and liquid (ψ_{app})	152
Figura 4.19 Time evolution of tensile stress under boundary conditions: $\psi_{app}=256$ MPa. Samples previously submitted to vapor equilibrium (RH=15%) and immersion in liquid ($a_{wapp}=0.15$).....	152
Figura 4.20 Influencia de la actividad del líquido en la compresibilidad del material. Muestras con $d_{max}=20$ mm, $C_u=3.02$ y $d_{max}/d_{min}=40$, inundadas a 1.0 MPa (Romero et al., 2005).....	154
Figura 4.21 Influencia de la actividad del líquido en la deformación de colapso del material. Muestras de tamaño máximo 20 mm. Fuente: Romero et al 2005.....	154
Figura 4.22 Curvas granulométricas iniciales fabricadas para el estudio del efecto de la actividad del líquido y humedad relativa en la compresibilidad del material.	155
Figura 4.23 Trayectorias seguidas durante los ensayos edométricos en el espacio tensión vertical – succión total aplicada	156
Figura 4.24 Toma de muestras del líquido drenado durante el reemplazo del fluido y medición de la conductividad eléctrica.	161
Figura 4.25 Curvas de compresibilidad obtenidas mediante el control de succión con líquido al inundar las muestras de $d_{max}=20$ mm con diferentes soluciones salinas desde el inicio.....	162
Figura 4.26 Curvas de compresibilidad obtenidas mediante el control de succión con vapor, comparadas con las de líquido, para $d_{max}=20$ mm.	163
Figura 4.27 Resultados de los ensayos edométricos para muestras inundadas con diferentes soluciones salinas ($d_{max}=8$ mm).	164
Figura 4.28 Comparación de los resultados de los ensayos edométricos para muestras inundadas con diferentes soluciones salinas y el reemplazo del fluido de poros ($d_{max}=8$ mm).....	165
Figura 4.29 Evolución temporal de la deformación volumétrica y la succión total aplicada durante el reemplazo del líquido.	167
Figura 4.30 Comparación de curvas de compresibilidad de ensayos con succión controlada mediante líquido y vapor.....	168
Figura 4.31 Comparación de curvas de compresibilidad de ensayos con succión controlada mediante líquido y vapor.....	169
Figura 4.32 Evidencia de rotura de partículas, mediante curvas granulométricas obtenidas antes y después de los ensayos. a) Muestras con $d_{max}=20$ mm. b) Muestras con $d_{max}=8$ mm.....	171
Figura 4.33 Evidencia de rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para $d_{max}=20$ mm, mediante: a) Índice de rotura de Hardin. b) Variación del tamaño d_{50} . c) Variación del coeficiente de uniformidad C_u . En cada punto se indica la succión ψ_v para los ensayos controlados con vapor y la ψ_l para los controlados mediante líquido. Las muestras sometidas a cambios de succión total en la etapa final	

mediante la inundación con agua pura, se identifican con $\psi_{if}=0$ (o actividad del líquido final igual a 1)	173
Figura 4.34 Evidencia de rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para $d_{max}=8$ mm, mediante: a) Índice de rotura de Hardin. b) Variación del tamaño d_{50} . c) Variación del coeficiente de uniformidad C_u . En cada punto se indica la succión ψ_v para los ensayos controlados con vapor y la ψ_l para los controlados mediante líquido. Las muestras sometidas a cambios de succión total en la etapa final mediante la inundación con agua pura, se identifican con $\psi_{if}=0$ (o actividad del líquido final igual a 1)	174
Figura 4.35 Evidencia de rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para $d_{max}=20$ mm y $d_{max}=8$ mm mediante a) Índice de rotura de Hardin. b) Variación del tamaño d_{50} . c) Variación del coeficiente de uniformidad C_u	175
Figura 4.36 Evidencia de rotura de partículas para $d_{max}=20$ mm y $d_{max}=8$ mm mediante a) Índice de rotura de Hardin con el trabajo plástico. b) Número fractal con el trabajo plástico. c) Número fractal con la deformación volumétrica acumulada.....	176
Figura 4.37 Índice de compresión secundaria para estados normalmente consolidados en función de σ_v y la succión aplicada. a) $d_{max}=20$ mm. b) $d_{max}=8$ mm	177
Figura 4.38 Correlación del índice de compresibilidad dependiente del tiempo λ_t con el índice de compresibilidad λ . a) Muestras con $d_{max}=20$ mm. b) Muestras con $d_{max}=8$ mm	178
Figura 4.39 Comparación de las compresibilidades obtenidas a igualdad de succión total $\psi=256$ MPa, controladas mediante líquido y vapor para $d_{max}=8$ mm.....	181
Figura 4.40 Compresibilidad λ en función de la tensión vertical y la succión total. a) $d_{max}=20$ mm. b) $d_{max}=8$ mm.....	183
Figura 4.41 Compressibility index as a function of total suction. Samples previously equilibrated with vapor (ψ_{tip}) and liquid (ψ_{app})	184
Figura 4.42 Esquema explicativo de la estimación de la eficiencia osmótica en función de la succión para: a) Resistencia a tracción de discos de pizarra. b) Compresibilidad del conjunto de granos de pizarra	186
Figura 4.43 Esquema explicativo de la estimación de la eficiencia osmótica en función de la actividad del líquido para: a) Resistencia a tracción de discos de pizarra. b) Compresibilidad del conjunto de granos de pizarra.....	186
Figura 4.44 Eficiencia osmótica χ obtenida para la resistencia a tracción de discos de pizarra en función de la actividad del líquido aplicada a_{wpp} calculada de datos experimentales de: a) Resistencia a tracción indirecta. b) Compresibilidad edométrica	187
Figura 4.45 Eficiencia osmótica χ obtenida para la resistencia a tracción de discos de pizarra en función de: a) La actividad del líquido a_w . b) La succión aplicada al sistema	188
Figura 4.46 Eficiencia osmótica χ obtenida para la compresibilidad del conjunto de granos de pizarra en función de: a) La actividad del líquido a_w . b) La succión aplicada al sistema.....	189
Figura 4.47 Unificación de la succión calculada en el tip, como herramienta para la obtención de una ley única de: a) Resistencia a tracción. b) Índice de compresibilidad λ para todos los tamaños estudiados	191

Capítulo 5

Figura 5.1 Compresión de una punta de roca tallada contra una superficie plana de la misma roca. a) Esquema del ensayo. b) Desplazamiento entre cabezales en función del tiempo (Clements, 1981).....	199
Figura 5.2 Montaje de ensayo de rotura diametral bajo carga constante y humedecimiento mediante: a) Humedad relativa del vapor. b) Inundación con líquido	201
Figura 5.3 Evolución temporal de la carga diametral en un disco de pizarra bajo desplazamiento constante y humedecimiento mediante la humedad relativa del vapor desde el punto "V".	204
Figura 5.4 Comparación de la evolución temporal de la carga diametral en un disco de pizarra bajo humedecimiento mediante vapor y líquido y desplazamiento constante desde los puntos "V" y "L", respectivamente	205
Figura 5.5 Montaje de ensayo edométrico con succión controlada mediante la HR del vapor.....	206
Figura 5.6 Montaje de ensayo edométrico con succión controlada mediante la actividad del líquido	207
Figura 5.7 Distribución granulométrica inicial	207
Figura 5.8 Trayectoria de ensayo edométrico NE ₁ con humedecimiento mediante vapor y líquido hasta $\psi=97$ MPa, con incremento de carga simultáneo hasta 2MPa	209
Figura 5.9 Trayectoria de ensayo edométrico NE ₂ con humedecimiento mediante vapor y líquido imponiendo como condición de borde una $\psi_{app}=93$ MPa, bajo carga constante de 2 MPa (Simulación de ensayo de rotura diametral bajo carga constante y humedecimiento, H _v y H _l).....	210
Figura 5.10 Resultados del ensayo NE ₁ . a) Evolución temporal de la deformación en la etapa de variación simultánea de tensión y succión mediante vapor (NE _{1v}) y líquido (NE _{1l}). b) Registro de la tensión vertical respecto al tiempo para ambos ensayos	211
Figura 5.11 Resultados del ensayo NE ₂ : Evolución temporal de la deformación en la etapa de carga constante de 2.0 MPa y humedecimiento a través de vapor (NE _{2v}) y líquido (NE _{2l}).....	212
Figura 5.12 Conjunto de partículas de roca bajo tensión: a) Estado inicial seco. b) Luego de humedecimiento mediante la inundación con líquido. Formación de anillo de fragilización hasta la rotura.....	214

Capítulo 6

Figura 6.1 Representación esquemática de la hipótesis de tensión efectiva (Oller, 2001).....	221
Figura 6.2 Representación esquemática del modelo de daño por tracción en discos de pizarra.....	222
Figura 6.3 Condiciones de borde en las distintas etapas de la simulación s1v con cambio de succión mediante vapor	228
Figura 6.4 Condiciones de borde en las distintas etapas de la simulación s1l con cambio de succión mediante líquido.....	229
Figura 6.5 Ubicación de coordenadas dentro del disco de pizarra de 0.05m de diámetro y 0.025m de espesor para el análisis de la evolución de las variables durante las simulaciones. Unidades en metros.	230

Figura 6.6 Simulación s1: Evolución de la variable de daño d para cambio de succión bajo carga con desplazamiento constante mediante: a) Vapor y líquido en el punto de coordenadas en metros (0, 0.02, 0). b) Vapor dentro del disco de pizarra. c) Líquido dentro del disco de pizarra.	231
Figura 6.7 Simulación s1v: Evolución de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga con desplazamiento constante mediante vapor en: a) El punto de coordenadas en metros (0,0.02,0). b) El disco de pizarra	232
Figura 6.8 Simulación s1l: Evolución de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga con desplazamiento constante mediante líquido en: a) El punto de coordenadas en metros (0,0.02,0). b) El disco de pizarra.....	233
Figura 6.9 Simulación s1: Evolución temporal de la succión total ($\psi=s+\pi$) en el punto de coordenadas en metros (0,0.02,0) para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.....	234
Figura 6.10 Simulación s1: Evolución temporal de la humedad relativa matricial RH_m para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante: a) Vapor y líquido en el punto de coordenadas en metros (0, 0.02, 0). b) Vapor dentro del disco de pizarra. c) Líquido dentro del disco de pizarra.....	235
Figura 6.11 Simulación s1: Evolución temporal de la variable de daño d en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0) para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.....	236
Figura 6.12 Simulación s1v: Evolución temporal de las succiones matricial s osmótica π para humedecimiento bajo carga a desplazamiento constante mediante vapor en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0).....	236
Figura 6.13 Simulación s1l: Evolución temporal de las succiones matricial s osmótica π para humedecimiento bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0).....	237
Figura 6.14 Simulación s1: Evolución temporal de la humedad relativa matricial RH_m en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0) para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.	238
Figura 6.15 Simulación s1: Evolución temporal de la succión total ($\psi=s+\pi$) en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0) para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.....	238

Capítulo 7

Figura 7.1 Distribución granulométrica de la pizarra de la presa de Lechago y la caliza dura ensayados en el triaxial de escolleras con control de succión (Alonso et al., 2016)	244
Figura 7.2 Triaxial cell scheme (Chávez et al., 2009).....	245
Figura 7.3 Trayectorias seguidas en las muestras de gravas de caliza bien graduadas en el espacio (p, q, s) (Alonso et al., 2016)	246
Figura 7.4 Ensayos triaxiales con succión controlada en muestras bien graduadas de caliza bajo tensión de confinamiento: a) $\sigma_3=0.3\text{MPa}$. b) $\sigma_3=0.5\text{MPa}$. c) $\sigma_3=1.0\text{MPa}$ (Alonso et al., 2016).....	248

Figura 7.5 Ensayos triaxiales con succión controlada en muestras de la pizarra de Lechago bajo tensión de confinamiento: a) $\sigma_3=0.3\text{MPa}$. b) $\sigma_3=0.5\text{MPa}$. c) $\sigma_3=0.8\text{MPa}$ (Alonso et al., 2016).....	249
Figura 7.6 Dilatancia en los ensayos triaxiales de muestras saturadas de la pizarra de Lechago (Alonso et al., 2016).....	250
Figura 7.7 Esquema general del nuevo equipo triaxial para escolleras con control de succión y medidas de deformación local.....	251
Figura 7.8 Esquema de la nueva célula triaxial para escolleras con control de succión y medidas de deformación local, sobre la base de los planos dibujados por Tomás Pérez (2014) del Laboratorio de Geotecnia de la UPC.....	253
Figura 7.9 Nuevo equipo triaxial de escolleras con control de succión y sistema de palpadores para medición de deformación radial: a) Vista de planta del montaje sin la tapa. b) Montaje completo del equipo cerrado dentro del marco de la prensa.....	254
Figura 7.10 Palpadores para medir la deformación radial de la probeta.....	255
Figura 7.11 Caja electrónica de triaxial para escolleras de 200x400mm.....	257
Figura 7.12 Compactación en molde con membrana de neopreno de 3mm de espesor sobre base de equipo triaxial de escolleras.....	260
Figura 7.13 Distribución granulométrica de fábrica y después de la compactación...	261
Figura 7.14 Trayectorias de los ensayos triaxiales preliminares en el espacio p-q-s.	262
Figura 7.15 Resultados del ensayo TX1a: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial.....	263
Figura 7.16 Resultados del ensayo TX1b: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial.....	264
Figura 7.17 Resultados del ensayo TX2: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial.....	265
Figura 7.18 Comparación de los resultados triaxiales: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial.....	266
Figura 7.19 Comparación de los resultados triaxiales secos $d_{\text{max}}=8\text{mm}$ con los obtenidos por (Chávez, 2004) para $d_{\text{max}}=40\text{mm}$: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial.....	267
Figura 7.20 Comparación de los resultados triaxiales saturados $d_{\text{max}}=8\text{mm}$ con los obtenidos por (Chávez, 2004) para $d_{\text{max}}=40\text{mm}$: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial.....	268
Figura 7.21 Visualización de rotura de partículas posterior al ensayo triaxial seco ...	269
Figura 7.22 Preparación del material para las granulometrías posteriores a los ensayos triaxiales.....	269
Figura 7.23 Comparación de curvas granulométricas antes y después de los ensayos triaxiales.....	270
Figura 7.24 La deformación volumétrica acumulada como variable independiente de: a) Índice de rotura de Hardin, Br. b) Tamaño medio de grano, d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u	271

Figura 7.25. Índice de dilatación calculado en ensayos triaxiales sobre la pizarra de Lechago realizados a: a) $d_{\max}=8\text{mm}$, $p=0.3\text{MPa}$, $\text{HR}=50\%$. b) $d_{\max}=40\text{mm}$, $p=0.1, 0.3, 0.5$ y 0.8MPa , $\text{HR}=36\%$ (Alonso et al., 2016).....	272
Figura 7.26 Distribución del CT-value en el material de granito (Otani, 2006). a) Tamaño medio de partícula: 2.0 - 4.25 mm. b) Tamaño medio de partícula: 75 - 106 micras	276
Figura 7.27 Relación entre el CT-value y el tamaño de grano (Otani, 2006)	276
Figura 7.28 Muestra post-ensayo de la trayectoria TX2.....	277
Figura 7.29 Topograma de la probeta post-ensayo de la trayectoria TX2	278
Figura 7.30 Algunas de las secciones transversales seleccionadas sobre el topograma de la probeta.....	279
Figura 7.31 Slice 1/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) CT-values en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y CT-value promedio.....	280
Figura 7.32 Slice 101/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) CT-values en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y CT-value promedio	281
Figura 7.33 Slice 120/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) CT-values en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y CT-value promedio	282
Figura 7.34. Ubicación de los puntos con menor desviación estándar por slide sobre el topograma de la probeta.....	283

LISTA DE TABLAS

Capítulo 2

Tabla 2.1 Propiedades de la pizarra del Pancrudo.....	20
Tabla 2.2 Compactación de probetas por cada tipo de ensayo realizado.....	25
Tabla 2.3 Relaciones granulométricas con diámetros de célula y martillo por cada tipo de ensayo realizado.....	26

Capítulo 3

Tabla 3.1 Descripción del programa de ensayos mecánicos (pre-compresión) realizado para los diferentes tamaños máximos de grano.....	56
Tabla 3.2 Descripción del programa de ensayos hidráulicos (pre-humedecimiento) realizado para los diferentes tamaños máximos de grano.....	58
Tabla 3.3 Indices for the evaluation of the evolution of grain size distribution. Particle breakage.....	78
Tabla 3.4 Parámetros del modelo para la formulación de C_{α}	91
Tabla 3.5 Parámetros del modelo para la ley de compresión elastoplástica.....	95

Capítulo 4

Tabla 4.1 Preparación de soluciones salinas saturadas para la obtención de la succión total deseada, con datos tomados de (Romero, 1999).....	146
Tabla 4.2 Preparación de soluciones salinas saturadas para la obtención de la succión total deseada, con datos tomados de (Romero, 1999).....	149
Tabla 4.3 Description of the oedometer tests program performed for different maximum grain size.	157
Tabla 4.4 Preparación de soluciones salinas para la obtención de la succión total deseada.....	159
Tabla 4.5 Tamaño de cationes hidratados.....	169
Tabla 4.6. Indices for the evaluation of the evolution of grain size distribution. Particle breakage.....	172
Tabla 4.7. Parameters of tensile strength and compressibility as a function of total suction for vapor and liquid control.....	185
Tabla 4.8. Proposed models for osmotic efficiency, χ	188

Capítulo 6

Tabla 6.1 Datos y parámetros de entrada del modelo.....	225
Tabla 6.2 Datos y parámetros de entrada del modelo para la simulación s1.....	227
Tabla 6.3 Condiciones de contorno para la simulación s1v.....	228
Tabla 6.4 Condiciones de contorno para la simulación s1l (Líquido).	229
Tabla 7.1 Compactación de probetas para ensayos triaxiales.....	260

SIMBOLOGÍA

Símbolo		Apartado/Capítulo
A	Sección transversal de la probeta	2.2.4
A	Parámetro para la obtención del índice de poros de la Ec. 3.13	3.6
A	Parámetro para la obtención de χ en función de a_{wapp} ; Tabla 4.8	4.4.2
a	Parámetro de la ley para la obtención de C_{aNC} ; Ec. 3.6	3.3.3.1
a_1	Parámetro para la obtención del parámetro a ; Ec. 3.6	3.3.3.1
a_2	Parámetro para la obtención del parámetro a ; Ec. 3.6	3.3.3.1
a_3	Parámetro para la obtención del parámetro a ; Ec. 3.6	3.3.3.1
a_4	Parámetro constante del modelo de efecto escala; Ec.3.10	3.5.2
a_5	Parámetro de ajuste para la obtención de n ; Ec. 4.36	4.2.2
a_6	Parámetro de ajuste para la obtención de n ; Ec. 4.37	4.2.2
a_w	Actividad del agua o actividad del líquido; Ec. 4.4	4.1.1.2, 4, 5
a_{wapp}	Actividad del líquido aplicada como condición de borde	4.1.2.4; 4; 5; 6
a_{wtip}	Actividad del líquido que actúa en la punta de la grieta o <i>tip</i> ; Ec. 4.27; Fig. 4.6	4.1.2.4; 4; 5; 6
B	Parámetro para la obtención del índice de poros de la Ec. 3.13	3.6
B	Parámetro para la obtención de χ en función de a_{wapp} ; Tabla 4.8	4.4.2
b	Parámetro para obtención de la resistencia a tracción; Ec. 4.30	4.2.1.1
b	Intercepto re-escalado para obtención del CT-value; Ec. 7.4	7.9.4
b_1	Parámetro de ajuste para la obtención de n ; Ec. 4.36	4.2.2
b_2	Parámetro de ajuste para la obtención de n ; Ec. 4.37	4.2.2
Bg	Índice de rotura de Marsal	3.4; 4.3.2.3.4; 7.7
Br	Índice de rotura de Hardin	3.4; 4.3.2.3.4; 7.7
C	Tensor elástico de cuarto orden	6.1.2
CT-value	Coefficiente basado en la atenuación de rayos X respecto al agua; Ec. 7.3 y 7.4	7.9.1; 7.9.4

C_u	Coeficiente de uniformidad	2.2.2; 3
C_α	Índice de compresibilidad secundaria; Ec. 3.4	3; 4.3.2.4
$C_{\alpha NC}$	Índice de compresibilidad secundaria en estados normalmente consolidados; Ec. 3.4 y Ec. 3.5	3
c_1	Parámetro para la obtención de K_c en función de HR; Ec. 4.38	4.2.2
D	Índice de dilatación; Ec. 7.1	7.1.1; 7.8
DF_R	Dimensión o número fractal	3.4; 4.3.2.3.4; 7.7
D_w	Coeficiente de difusividad del vapor; Ec. 3.5	2.2.6
d	Tamaño de grano en la distribución granulométrica	2.2.2; 3.5.1
d	Variable de daño	6.1.2
d_1	Parámetro para la obtención de K_c en función de HR; Ec. 4.38	4.2.2
d_l	Dispersividad longitudinal del soluto; Tabla 6.1	6.2.2
d_m	Dimensión promedio de la partícula; Ec. 4.28	4.2.1.1
d_{max}	Tamaño máximo de grano	2.2.2; 3.2.2; 3.5
d_{min}	Tamaño mínimo de grano	2.2.2; 3.2.2; 3.5
d_{ref}	Diámetro de partícula de referencia; Ec. 3.6	3.3.3.1
d_t	Dispersividad transversal del soluto; Tabla 6.1	6.2.2
$d_{\sigma y}$	Parámetro para obtener la resistencia a tracción en función de ψ ; Ec. 6.4 y 6.5	6.2.2
E	Módulo de elasticidad, Módulo de Young	2.2.5
e	Índice de poros en función de σ_v ; Ec. 3.13	3.6
e_0	Índice de poros uncial o de fábrica	2; 3; 4; 7
F_f	Carga de rotura	2.2.3
f	Fugacidad o la tendencia de escape de un componente en una mezcla; Ec. 4.3	4.1.1.2
f_0	Tendencia de escape del componente puro; Ec. 4.3	4.1.1.2
G_f	Energía de fractura	6.2.1
H	Altura del relleno	3.1.1
HR	Humedad relativa del vapor	2.3.2; 4.1.1.1
HR_m	HR concerniente únicamente al cambio en la succión matricial	4.1.1.3

HR_{π}	HR vinculada únicamente al cambio en la succión osmótica	4.1.1.3
h	Espesor de la muestra	2.2.3
h	Espesor del elemento finito; Tabla 6.1	6.2.2
I	Intensidad de rayos X atenuado; Ec. 7.2	7.9.1
I_0	Intensidad de rayos X existente; Ec. 7.2	7.9.1
i	Gradiente hidráulico	2.2.4
i	Nº de constituyentes en los que la molécula se separa bajo disolución; Ec. 4.18	4.1.1.3
K	Factor de intensidad de tensiones	1.1; 4.2.2
K_c	Tenacidad o Factor de intensidad de tensiones crítico	1.1; 4.2.2
k	Parámetro para la obtención de σ_t en función de ψ ; Ec. 4.41 y 4.42	4.2.3.2
k	Permeabilidad intrínseca; Tabla 6.1	6.2.2
k_w	Coefficiente de permeabilidad saturada; Ec. 2.4	2.2.4
\underline{k}	Parámetro para la obtención de λ en función de ψ ; Ec. 4.44 y 4.45	4.4.1
L	Longitud de drenaje	2.2.6
M	Masa acumulada de partículas para el cálculo fractal, Ec. 3.8	3.4
M_1	Masa molecular del soluto	4.1.2.3
M_T	Masa total de partículas	3.4
M_w	Masa molar del agua	4.1.1.3
$M_w(t)$	Cantidad de masa de agua intruida/extraída en un período de tiempo	2.2.6
M_{w0}	Masa total de agua transferida en una etapa de succión	2.2.6
m	Parámetro del Modelo de van Genutchen (1980)	2.2.1
m	Molalidad	4.1.2.3
m	Parámetro para la obtención de σ_t en función de ψ ; Ec. 4.41 y 4.42	4.2.3.2
m	Pendiente re-escalada para obtención del CT-value; Ec. 7.4	7.9.4
\underline{m}	Parámetro para la obtención de λ en función de ψ ; Ec. 4.44 y 4.45	4.4.1
m^*	Molalidad sobre 1 mol/kg; Ec. 4.23	4.1.2.3
N	Parámetro para la obtención de χ en función de ψ_{app} ; Tabla 4.8	4.4.2

n	Número de Charles; Ec. 1.1, 4.36 y 4.37	1.1; 4.2.2
n	Parámetro del Modelo de van Genutchen (1980)	2.2.1
OCR	Grado de sobreconsolidación	3
OCR _M	Grado de sobreconsolidación mecánico; Ec. 3.14	3.6
P _a	Carga de rotura en kg; Ec. 4.28	4.2.1.1
PEG	Polietilenglicol	4.1.2.4; 4.3.2.3.3
p	Parámetro de la curva de retención; Tabla 6.1	6.2.2
p	Tensión media; Fig. 7.14	7
p _l	Presión del líquido	6.3.1.1
Q	Caudal	2.2.4
q	Variable interna de tensión que controla el daño; Ec.6.3	6.1.2
q	Tensión desviadora; Fig. 7.14	7
R	Radio de una partícula	3.4
R	Constante de los gases; Ec. 4.1	4.1.1.1
RH	Humedad relativa del vapor	1 - 8
R	Relación de tamaño del elemento finito; Tabla 6.1	6.2.2
R	Relación de tensiones	7.1.1; 7.8
r	Tamaño de abertura de tamiz	3.4
r	Variable interna de deformación que controla el daño; Ec.6.3	6.1.2
r	Radio de la muestra en forma de disco; Tabla 6.1	6.2.2
r _L	Tamaño máximo de partícula definido por el tamiz de mayor abertura	3.4
\bar{S}	Entropía molar; Ec. 4.9	4.1.1.3
S _r	Grado de saturación efectivo; Ec. 2.1	2.2.1
SV	Desviación estándar, valor de almacenamiento o <i>gray value</i> , para obtención del CT-value; Ec. 7.4	7.9.4
s	Succión matricial	2.2.1; 4.1
s	Asentamiento acumulado en un período de tiempo; Ec. 3.1	3.1.1
T	Temperatura absoluta; Ec. 4.1	4.1.1.1
TC	Tomografía computarizada	7.9
t	Tiempo	2; 3; 4; 5; 6
t ^f	Tiempo de referencia	3.1.1
u _{da}	Presión de aire seco; Fig. 4.2	4.1.1.3
u _v	Presión parcial del vapor de agua; Ec. 4.1	4.1.1.1
u _{v0}	Presión de vapor del agua pura; Ec. 4.1	4.1.1.1

u_w	Presión de agua; Fig. 4.2	4.1.1.3
V	Velocidad de propagación subcrítica de grietas; Ec. 1.1	1.1; 4.2.2
V_0	Velocidad de referencia de propagación subcrítica de grietas	1.1; 4.2.2
\bar{V}_v	Volumen molar del vapor; Ec. 4.9	4.1.1.3
\bar{V}_w	Volumen molar del agua; Ec. 4.1	4.1.1.1
W_p	Trabajo plástico disipado por unidad de volumen	3.4; 4.3.2.3.4
x	Parámetro para obtener a_w en función de ω^* ; Ec. 4.24	4.1.2.3
Y	Parámetro para la obtención de χ en función de ψ_{app} ; Tabla 4.8	4.4.2
Z	Parámetro para la obtención de χ en función de a_{wapp} ; Tabla 4.8	4.4.2
α	Parámetro del Modelo de van Genutchen (1980)	2.2.1
α	Parámetro utilizado para la variación de C_α con el OCR; Ec. 3.7	3.3.3.2
α	Parámetro para la obtención de χ en función de a_{wapp} ; Tabla 4.8	4.4.2
α	Coefficiente de correlación de la carga de rotura; Ec. 4.28	4.2.1.1
α'	Parámetro para el cálculo del asentamiento acumulado; Ec. 3.1	3.1.1
β	Parámetro utilizado para la variación de C_α con el OCR; Ec. 3.7	3.3.3.2
γ	Constante de la Ecuación de Morse; Ec. 4.21	4.1.2.3
γ	Parámetro constante del modelo de efecto escala; Ec.3.10	3.5.2
γ_d	Densidad seca del material	2; 3; 4; 7
Δh	Diferencia de potencial entre dos puntos	2.2.4
ΔL	Longitud de recorrido en la dirección del flujo entre 2 puntos	2.2.4
ε	Deformación en el espacio real; Ec. 6.2	6.1.2
ε	Deformación	3.1.1
ε_a	Deformación axial	7
$\dot{\varepsilon}_a^p$	Tasa de deformación axial plástica; Ec. 7.1; Fig. 7.25	7.1.1; 7.8
ε_p	Deformación volumétrica	7
$\dot{\varepsilon}_p^p$	Tasa de deformación volumétrica plástica; Ec. 7.1; Fig. 7.25	7.1.1; 7.8

ε^r	Deformación de referencia a un tiempo de referencia t^r	3.1.1
ε_v	Deformación volumétrica acumulada	3.4; 3.6; 4.3.2.3.4; 7.7
ε_v	Deformación volumétrica -en edómetros-	3; 4
ε_v^p	Deformación volumétrica plástica	3.4
η	Coefficiente de correlación de la carga de rotura; Ec. 4.28	4.2.1.1
θ	Parámetro constante del modelo de efecto escala; Ec.3.10	3.5.2
θ_1	Parámetro para el ajuste de la densidad de la solución; Ec. 4.25	4.1.2.3
κ	Constante para la obtención del CT-value; Ec. 7.3	7.9.1
λ	Parámetro de la curva de retención; Tabla 6.1	6.2.2
$\underline{\lambda}$	Índice de compresibilidad, Ec. 4.43	4.4.1
λ	Índice de compresibilidad; $\lambda=d(\ln \varepsilon)/d\sigma$	3; 4
λ^t	Índice de compresibilidad dependiente del tiempo; $\lambda^t=d\varepsilon/d(\ln t)$	3; 4
μ	Coefficiente de atenuación de un rayo X; Ec. 7.2	7.9.1
μ	Potencial químico de un sistema; Ec. 4.3	4.1.1.2
μ_0	Potencial químico del material puro a una temperatura dada; Ec. 4.3	4.1.1.2
μ_t	Coefficiente de atenuación de un rayos X de la muestra; Ec. 7.3	7.9.1
μ_w	Coefficiente de atenuación de un rayos X con respecto al agua; Ec. 7.3	7.9.1
μ_w^g	Potencial químico del líquido; Ec. 4.9	4.1.1.3
μ_w^l	Potencial químico del gas; Ec. 4.8	4.1.1.3
ν	Número de iones de sales disueltas; Ec. 4.20	4.1.2.3
ξ	Parámetro para la obtención de a_w en función de la concentración; Ec. 4.22	4.1.2.3
ξ_1	Parámetro para la obtención de a_w en función de la concentración; Ec. 4.23	4.1.2.3
π	Succión osmótica; Ec. 4.1	4.1.1.1; 4; 5; 6
ρ_{sol}	Densidad del la solución; Ec. 4.25	4.1.2.3
ρ_v	Densidad del vapor	4.1.1.3
ρ_w	Densidad del agua	4.1.1.3
$\bar{\sigma}$	Tensión elástica que actúa únicamente en el suelo intacto; Ec. 6.2	6.1.2
σ	Tensión nominal (fuerza por unidad de tensión transversal total); Ec. 6.1	6.1.2

σ_1	Tensión axial en ensayos triaxiales	7.1.1; 7
σ_3	Tensión de cámara en ensayos triaxiales	7.1.1; 7
σ_{ref}	Parámetro de la ley para la obtención de $C_{\alpha NC}$	3.3.3.1
σ_t	Resistencia a tracción; Ec. 2.3 y 4.31	2.2.3; 4.2.1.1
σ_y	Parámetro para obtener la resistencia a tracción en función de ψ ; Ec. 6.4 y 6.5	6.2.2
σ_v	Tensión vertical	3; 4
σ_{vmax}	Tensión vertical máxima	3.3.3.2; 3.6
ϕ	Diámetro de la muestra	2.2.3
ϕ_{cell}	Diámetro de la célula	2.2.2
ϕ_{hammer}	Diámetro de la base del martillo de compactación	2.2.2
χ	Eficiencia osmótica; Ec. 4.27 y 4.46; Fig. 4.6 y 4.44	4.1.2.4; 4.2.2
ψ	Succión total	3; 4
ψ_{app}	Succión total aplicada como condición de borde; Ec. 4.26 y 4.27; Fig. 4.6	4.1.2.4; 4; 5; 6
ψ_{tip}	Succión total que actúa en la punta de la grieta o <i>tip</i> ; Ec. 4.26 y 4.27; Fig. 4.6	4.1.2.4; 4; 5; 6
ω	Fracción molar del soluto; Fig. 4.5	4.1.2.3
ω^*	Fracción másica del soluto; Ec. 4.22; Fig. 4.5	4.1.2.3
ω_0	Contenido de humedad uncial o de fábrica	2; 3; 4; 7
ζ	Factor de escala de compresibilidad	3.4

1 INTRODUCCIÓN

A continuación se detalla el contexto de la investigación, su motivación, objetivos, metodología y contenido, así como los artículos publicados y en preparación.

1.1 Contexto de la investigación

El desarrollo de esta tesis se encuentra enmarcado dentro de la línea de investigación que estudia el comportamiento de las escolleras y agregados granulares gruesos, perteneciente a la Sección de Ingeniería del Terreno, Cartográfica y Geofísica del Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental de la UPC.

A lo largo de los últimos años, varios artículos de revista han sido publicados y desarrollados en la Sección de Ingeniería del Terreno sobre la base de las siguientes tesis doctorales:

(Oldecop, 2000): Relacionó la deformación volumétrica de una escollera ante cambios de humedad con el efecto de la humedad relativa en la rotura de partículas. Desarrolló un equipo edométrico de grandes dimensiones con control de succión total mediante la humedad relativa del vapor. Realizó un trabajo experimental sobre gravas de pizarra y propuso un modelo constitutivo de deformación volumétrica de escolleras teniendo en cuenta el efecto de la humedad relativa.

(Chávez, 2004): Se enfocó en investigar experimentalmente el efecto de la humedad relativa sobre la resistencia al corte y la dilatancia de gravas de pizarra, que le permitió extender el modelo constitutivo de (Oldecop, 2000) hacia estados más generalizados de tensiones. Desarrolló un equipo triaxial de grandes dimensiones con control de succión y medida local / global de deformaciones radial.

(Ortega, 2008): Extendió los estudios previos sobre gravas de pizarra considerando un nuevo material más resistente (gravas de caliza). Realizó ensayos de compresibilidad en edómetro y ensayos triaxiales para estudiar la resistencia al corte y la dilatancia a diferentes humedades relativas y tamaños de partículas. Realizó simulaciones con condiciones de contorno de las trayectorias de corte que experimentaban saturación en una etapa intermedia.

(Tapias, 2016): Su objetivo general estuvo dirigido a simular el comportamiento mecánico de las escolleras y gravas mediante el desarrollo de un modelo discreto (DEM), tomando en cuenta el efecto de la humedad relativa que rodea las partículas y su tamaño, reproduciendo además, la respuesta dependiente del tiempo en el conjunto de granos.

Por otra parte, dentro del estudio del comportamiento de las escolleras -entendido a un nivel de escalado de tamaño tipo grava- se han llevado a cabo un grupo de tesinas de máster y final de carrera como los de (Cañavate, 2011; Gonçalves, 2014; Hueso, 2003; Montobbio, 2001; Ramon, 2006).

El término escollera o rockfill se refiere a los bloques de roca utilizados generalmente en la construcción de obras importantes como presas y pedraplenes para vías ferroviarias, además de instalaciones de uso minero y obras marítimas. El tamaño de los fragmentos de roca en campo suelen variar entre 0.5 y 2.0 m.

El comportamiento de las escolleras en obras de ingeniería depende de muchos factores, en forma general se destacan: su origen geológico, resistencia, compactación, estado de tensiones, humedad relativa, así como tamaño y forma de las partículas. Como se ha demostrado en los trabajos previos, la saturación parcial o total de este material produce grandes deformaciones de colapso y diferidas en el tiempo, que se encuentran estrechamente relacionadas con dos mecanismos de deformación: la rotura de partículas y su reacomodo.

La rotura de un grano se produce debido a la propagación de defectos o fisuras en un mecanismo estudiado dentro de la mecánica de fracturas. La velocidad de propagación de esas grietas depende de la dimensión inicial del defecto, de la intensidad y configuración de las cargas que recibe la partícula, de la humedad relativa del ambiente y del tipo de roca. Mientras que el reacomodamiento de las partículas se produce como consecuencia de la inestabilidad introducida en la estructura granular cada vez que se rompe una de ellas.

Por su parte, las grietas de las rocas son concentradoras de tensiones. Como se explica en (Oldecop and Alonso, 2013), el *stress corrosion* consiste en que un agente corrosivo interactúa con el estado de tensiones en la punta de la grieta o *tip*, siendo la acción combinada de ambos factores la que produce la propagación de la fisura. Esta zona cercana al *tip*, donde se encuentran fuertemente tensionadas las moléculas de las sustancias que componen la roca (sean minerales o no), son más fácilmente atacadas por el agente corrosivo que el resto del material. Durante el proceso de corrosión, los nuevos componentes presentes sufren una debilitación, causando su rotura bajo un estado de tensiones inferior al que hubiese podido soportar el material en su estado original. Con la propagación de la grieta se expone un nuevo *tip* y el proceso vuelve a iniciarse.

(Oldecop and Alonso, 2001) propusieron un modelo micromecánico conceptual que permite explicar, tanto las deformaciones diferidas, como las de colapso y la influencia que tiene humedad relativa en estos fenómenos de *stress corrosion* que explica la propagación subcrítica de grietas y la rotura de partículas.

La sustancia de mayor poder corrosivo y que a su vez tiene mayor presencia en la naturaleza es el agua pura. La disponibilidad del agua para crear la reacción química en un compuesto puede ser medida por su potencial químico o su actividad, asumiendo ciertas simplificaciones. El potencial químico de la especie agua está relacionado con la humedad relativa del vapor HR, o alternativamente con la actividad

del líquido a_w . Por otro lado, la ley psicrométrica (Coussy, 1995) relaciona esta concentración efectiva de la especie agua con la succión total.

Los resultados típicos de experimentos de *stress corrosion* indican que los efectos causantes del incremento de la velocidad de propagación sub-crítica de grietas pueden ser:

- de origen mecánico, a través de un crecimiento en el factor de intensidad de tensiones.
- de origen hidráulico, mediante el incremento de la HR del ambiente que rodea el material o de la a_w , si éste se encuentra sumergido en líquido.

Los resultados típicos de velocidad de propagación de fisuras en partículas han sido graficados esquemáticamente en la Figura 1.1 por (Oldecop and Alonso, 2001), y permiten explicar en un medio de partículas gruesas las deformaciones instantáneas y diferidas por incrementos de tensión, así como las deformaciones de colapso debido a incrementos de humedad.

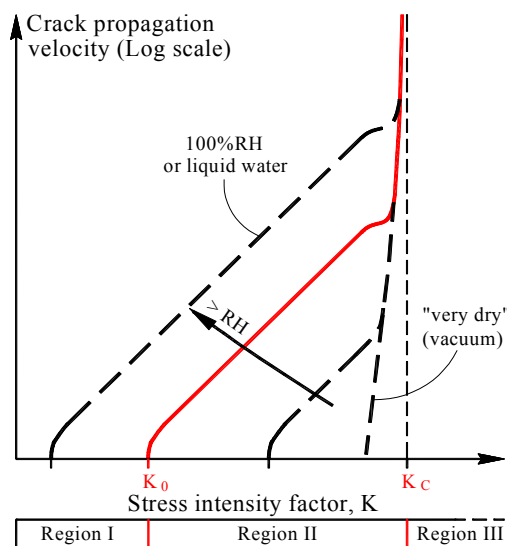


Figura 1.1 . Esquema que muestra la forma típica de las curvas de *stress corrosion* (Oldecop and Alonso, 2001)

Donde K representa el factor de intensidad de tensiones, K_c es el factor de intensidad de tensiones crítico o tenacidad del material y K_0 es el factor de intensidad de tensiones subcrítico. El valor de K se encuentra en función de la tensión actuante, la geometría de la partícula y el tamaño del defecto o grieta.

(Charles, 1958) propuso la siguiente expresión matemática para la obtención de la velocidad de propagación de fisuras V :

$$V = V_0 \left(\frac{K}{K_c} \right)^n \quad (1.1)$$

Donde V_0 y n representan parámetros del modelo conseguidos del ajuste de datos experimentales, usualmente realizado en un plano logarítmico.

A pesar de que distintos autores han publicado modelos para reproducir el comportamiento de las escolleras, a continuación se resumen las características principales de los que se han propuesto dentro de la línea de investigación de la UPC, partiendo de las consideraciones planteadas en el contexto de la mecánica de fractura:

- Modelo de compresibilidad de escolleras (Oldecop, 2000; Oldecop and Alonso, 2001): Consiste en un modelo constitutivo elastoplástico que describe el comportamiento tensión-deformación de la escollera, donde la deformación permanente causada por incrementos de carga y por procesos de mojado, se relacionan mediante una superficie de fluencia formulada en el espacio tensión-succión total. Junto con esta superficie se propone una ley de endurecimiento por deformación. Con el modelo se demostró que el parámetro que controla esta influencia del agua en las deformaciones de colapso y diferidas en el tiempo, es la succión total (relacionada con la humedad relativa), lo cual fue confirmado mediante las observaciones experimentales realizadas.
- Modelo constitutivo elastoplástico de agregados granulares para reproducir trayectorias triaxiales incluyendo el efecto de la succión (Chávez, 2004; Chávez and Alonso, 2003): Plantea dos superficies de fluencia sobre la base de que la dinámica entre las partículas es diferente cuando se somete un material granular a deformaciones de corte y volumétricas. En el caso de deformaciones de corte, se presenta un movimiento de partículas en la dirección general del corte, que involucra: fricción, obstrucción, rotación, dilatancia, rotura de partículas y reacomodo. Referente al caso volumétrico, se desarrolla una contracción, que involucra: fricción, reacomodo y rotura de partículas. Una de las superficies reproduce el comportamiento de corte del material y la otra el volumétrico, con parámetros de endurecimiento independientes. La superficie de fluencia de corte depende de las deformaciones de corte, las volumétricas, el trabajo plástico efectivo y la succión. La superficie de fluencia volumétrica depende de las deformaciones plásticas volumétricas y la succión. Para la variación del parámetro de endurecimiento de la superficie de fluencia de corte se utiliza un parámetro de estado con el fin de normalizar la resistencia adicional producida por la dilatancia. Por otro lado, se asume que el material puede alcanzar el estado crítico, siendo la línea de estados críticos es una recta en el plano volumen específico-tensión media, cuya posición depende de la succión.
- Modelo de propagación de grietas para reproducir el comportamiento tiempo-dependiente de la escollera (Oldecop and Alonso, 2007): Define un modelo de propagación de fisuras en partículas con forma de disco, con el propósito de explicar la naturaleza de la rotura de partículas y su relación con el tiempo, la tensión macroscópica y la succión total. Mediante esta propuesta se interpretan algunas observaciones experimentales, como la existencia de un umbral de tensiones que marca el comienzo de las deformaciones secundarias. Específicamente, se encontró una simple relación que vincula el coeficiente de deformación secundaria con el coeficiente de compresibilidad y el parámetro n de la Ecuación (1.1) que describe la tasa de propagación de las fisuras.

- Modelo de partícula DEM para agregados granulares que incluye los efectos de tamaño, succión y tiempo (Tapias, 2016): Presenta un enfoque novedoso que combina una solución de forma cerrada para la distribución de tensiones dentro de las partículas y los conceptos de propagación de fisuras derivados de la mecánica de la fractura. El modelo simula un fragmento de roca como una macropartícula que consta de un montaje de esferas en forma piramidal; sus principales parámetros son: la rigidez de los contactos, el coeficiente de fricción y la tenacidad de la partícula. La calibración de estos parámetros se realizó mediante un análisis de sensibilidad sobre la base de datos experimentales de edómetros tomando en cuenta la compresibilidad del material y la evolución de la distribución granulométrica. El modelo se utilizó para simular ensayos edométricos y triaxiales en una grava de caliza muy dura. Adicionalmente se estudió el efecto tamaño en el comportamiento de las escolleras bajo diferentes condiciones de humedad relativa, así como el efecto tiempo.

1.2 Motivación de la tesis

Existen varios hechos que han logrado impulsar el desarrollo de esta tesis desde su inicio. Para describirlos con mayor claridad se ha considerado dividirlos en dos ramas principales: la primera es de tipo fundamental y la segunda es más aplicada.

1.2.1 Motivación en el marco fundamental

En general, los estudios realizados en escolleras dejan abierta una variedad de temas de investigación que aún merecen atención, entre ellos se encuentran:

- Dentro del marco del modelo micromecánico conceptual de propagación subcrítica de fisuras desarrollado, se hace necesario estudiar mejor el efecto del tiempo en la deformación de las escolleras en combinación con los cambios de succión. Adicionalmente con la finalidad de mejorar el conocimiento de la respuesta hidro-mecánica de este tipo de material es muy importante la definición de una tenacidad de fractura dependiente de las condiciones de HR o de la actividad del líquido en que se encuentre.
- Las dificultades encontradas para obtener e interpretar resultados representativos a escala en laboratorio, llevaron a hacer grandes esfuerzos en la construcción de nuevos equipos y obtención de modelos en los que se incluyera el tamaño de las partículas. No obstante, se requiere extender el estudio de la influencia del tamaño de partícula y la uniformidad de la distribución granulométrica del conjunto de granos en la deformación dependiente del tiempo.
- Además de la técnica experimental de control de succión mediante la HR del vapor en gravas de roca, se requiere explorar otras alternativas que permitan una aplicación más directa de la succión en los ensayos mediante la disminución del tiempo empleado durante esta fase, la optimización del espacio del montaje experimental y la disminución de posibles errores debido a

cambios de temperatura y mediciones continuas con higrómetros. Dentro de este contexto, se considera de gran interés poder interpretar y comparar la cinética de los procesos que intervienen en la activación de las fisuras del material cuando es sometido a control de succión a través de vapor respecto a las nuevas técnicas propuestas.

- Dentro de las respuestas más resaltantes de los ensayos triaxiales realizados a diversos tipos de agregados gruesos, se encuentra la sensibilidad existente a los cambios de humedad relativa (Alonso et al., 2016), además del comportamiento de dilatación (expansión) que se genera en los estados más secos y que parece no estabilizarse aún cuando se alcancen valores cercanos al 20% de la deformación axial; por lo cual se hace difícil concluir la llegada a un estado crítico. Estos estudios se llevaron a cabo en una célula triaxial de grandes dimensiones con instrumentación interna cuyo manejo se complica debido a su tamaño y a lo delicado de los sensores utilizados.

1.2.2 Motivación en el marco aplicado

El uso de las escolleras en la construcción de obras importantes como presas y pedraplenes para ferrocarriles se ha vuelto cada vez más común con el paso de los años. Los rellenos formados con escollera, son extremadamente sensibles a los cambios ambientales referentes a la humedad; cuando el entorno en el que se encuentran se humedece, este tipo de material presenta dos características singulares: se producen deformaciones de colapso y deformaciones diferidas en el tiempo.

1.2.2.1 Comportamiento dependiente del tiempo de las escolleras

En Figura 1.2, tomada de (Oldecop and Alonso, 2007), se han recopilado evidencias de los problemas que se han generado durante el siglo XX, en coronación de presas construidas con diferentes tipos de escollera. El factor común en todos estos datos, radica en que el proceso de deformación continúa por muchos años.

Los asentamientos posteriores a la construcción en presas de escollera, usualmente no supone una amenaza real para la estructura, ni presenta problemas para su operatividad; excepto casos patológicos aislados como la presa de Ataturk en Turquía (Cetin et al., 2000), que perdió casi todo su borde libre proyectado en los primeros cinco años, después de su llenado.

Por otra parte, la operatividad y seguridad de las vías de ferrocarriles imponen límites ajustados para los asentamientos posteriores a la construcción de los pedraplenes de soporte (particularmente los que soportan trenes de alta velocidad), por lo que se hace estrictamente necesaria una investigación al respecto. En tal sentido, en el pasado se han propuesto varios modelos constitutivos que permiten que el comportamiento tiempo-dependiente de la escollera, sea tomado en cuenta (E. E. Alonso et al., 2011; Charles, 1989; Oldecop and Alonso, 2007; Sowers et al., 1965). Muchos de ellos utilizan relaciones logarítmicas entre el tiempo y el componente de la deformación a largo plazo, no obstante, la mayoría de estos estudios son puramente

fenomenológicos, por lo tanto no proveen una visión de la naturaleza del comportamiento de la escollera dependiente del tiempo.

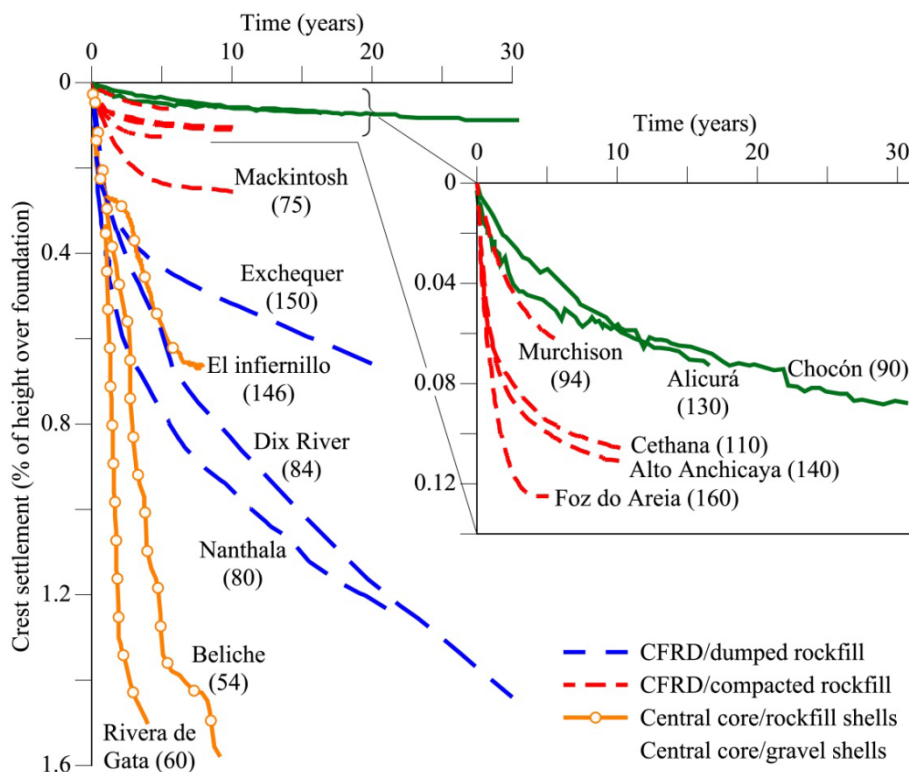


Figura 1.2 . Registros de asentamientos en coronación de presas construidas con diferentes tipos de escollera durante el siglo XX. Nombre de la presa (altura en m) junto a cada curva (Oldecop and Alonso, 2007)

1.2.2.2 Influencia de las condiciones ambientales

Como se ha mencionado anteriormente, se ha demostrado que las condiciones ambientales de humedad conforman una variable clave a tomar en cuenta en el análisis de la respuesta mecánica de las escolleras.

Observaciones en campo han revelado que las estructuras construidas con escolleras como los pedraplenes y presas presentan deformaciones de colapso cuando son sumergidas en agua, un fenómeno que ocurre por ejemplo, durante el llenado de los embalses de las presas cuando se sumerge el espaldón aguas arriba o cuando se incrementa la humedad producida por las lluvias en construcciones a base de este material. Esta respuesta es similar a la que ocurre en suelos colapsables desde un punto de vista fenomenológico.

En la Figura 1.3 se reflejan los registros de asentamientos en los puntos de control A, B y C ubicados en la cresta de la presa Dix River (EEUU) (Nobari and Duncan, 1972), donde puede observarse la deformación de colapso causada por una crecida que inundó el tercio inferior del cuerpo de la presa durante su construcción.

Un ejemplo de colapso de presas producido por lluvias se plantea en la Figura 1.4 en la presa de Beliche (Portugal) que fue terminada en 1985, cuyos espaldones constan de una escollera de esquistos y grauvacas. Los registros topográficos de uno de los puntos aguas abajo de la presa junto con las lluvias producidas, demuestran deformaciones de colapso producidas por los distintos períodos de incrementos de humedad debido a las lluvias.

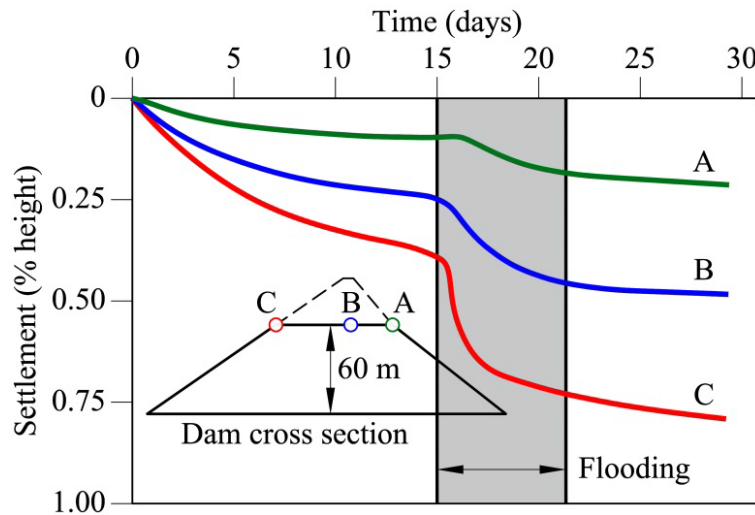


Figura 1.3 . Registro de asentamientos para la presa del río Dix ubicada en Estados Unidos.
Fuente: (Nobari and Duncan, 1972) citado por (Oldecop, 2000; Tapias, 2016)

(Soriano and Sánchez, 1999) han descrito el comportamiento después de la construcción de varios terraplenes de pizarras y esquistos pertenecientes a la línea férrea de alta velocidad que conecta Madrid y Sevilla, en España. Uno de esos casos describe un terraplén de escollera de 40 m de altura, mostrado en la Figura 1.5, donde se nota la existencia de una clara correlación entre la intensidad de las lluvias y la tasa de asentamiento durante el período de 1993 – 1998. Es interesante notar, que las lluvias al final de 1997, teniendo una intensidad similar a las registradas a finales de 1996, no resultaron en asentamientos adicionales, pues la mayoría del colapso se había desarrollado con anterioridad.

Finalmente, cabe destacar la importancia de la salinidad del medio al que se encuentran sometidas las construcciones de estructuras de escolleras, puesto que se hace presente la interacción físico-química que pueda existir entre medios de distinta salinidad, por ejemplo, entre el agua de lluvia o ríos con baja concentración de sales y aguas marinas.

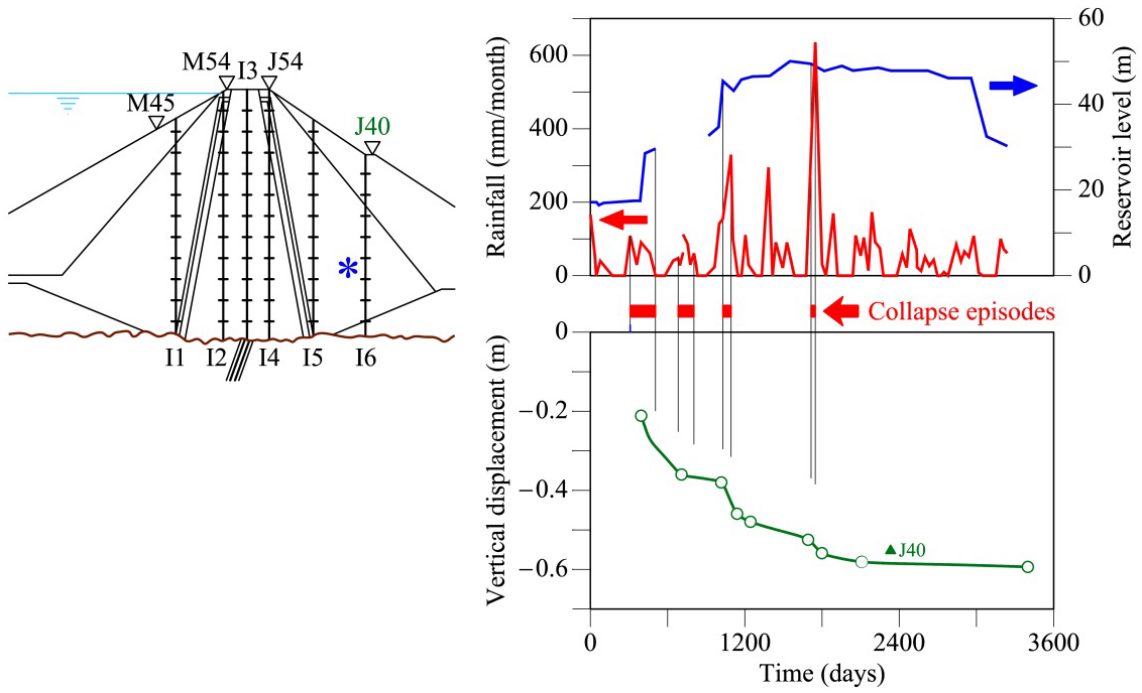


Figura 1.4 Asentamientos en la presa de Beliche ubicada en Portugal (Alonso et al., 2005) modificado por (Tapias, 2016)

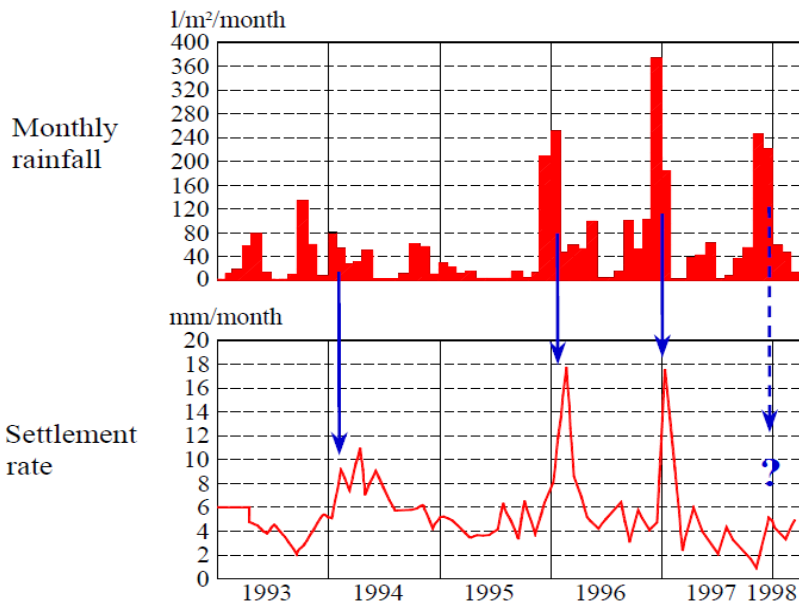


Figura 1.5 Tasas de asentamiento de un terraplén de pizarra de 40 m de altura perteneciente a la línea de tren de alta velocidad entre Madrid y Sevilla y los registros de lluvias en el área. (Soriano and Sánchez, 1999)

1.3 Objetivos y metodología

La presente investigación se encuentra dentro de un marco principalmente experimental, cuyo propósito radica en avanzar en los conocimientos del comportamiento hidro-mecánico de los agregados granulares, centrándose en los objetivos que se detallan a continuación:

1.3.3 Objetivos generales

- Evaluar sistemáticamente la compresibilidad dependiente del tiempo de los agregados granulares, con énfasis en los efectos de escala (tamaño de partículas), historia de tensiones y succión, y de la deformación volumétrica acumulada.
- Desarrollar leyes constitutivas fenomenológicas para la interpretación de los resultados de compresibilidad diferida en agregados granulares, considerando la relación de sobreconsolidación OCR y la deformación volumétrica acumulada o índice de poros. Paralelamente proponer expresiones que incluyan la influencia del efecto del tamaño de grano.
- Explorar el efecto del control de succión mediante la actividad del líquido como alternativa al control a través de la humedad relativa del vapor en el comportamiento hidro-mecánico de gravas de pizarra, desde dos puntos de vista: fenomenológico y de partícula. Desarrollar protocolos experimentales que permitan la ejecución de esta técnica.
- Proponer una expresión constitutiva fenomenológica para la corrección de la succión aplicada cuando se utiliza el control de la actividad del líquido, que permita la interpretación de los resultados experimentales.
- Profundizar en el estudio de la dilatancia de agregados granulares durante trayectorias de incremento de tensión desviadora y evaluar el efecto del tamaño de partículas.
- Desarrollar un nuevo equipo triaxial con control de succión de dimensiones 200x400 mm y medidas locales de deformación.

1.3.4 Metodología seguida en la investigación

Con la finalidad de alcanzar los objetivos planteados, la tesis ha sido planificada mediante las siguientes actividades:

- Ajuste, mejora, calibración, automatización y puesta en marcha de equipos de laboratorio para ensayos fenomenológicos de la compresibilidad secundaria de agregados granulares.
- Desarrollo de diferentes campañas experimentales que permitan la evaluación sistemática de la compresibilidad diferida de agregados granulares con énfasis en los efectos de escala, historia de tensiones y succión, así como de la deformación volumétrica acumulada.

- Interpretación de los resultados experimentales de la compresibilidad diferida mediante la propuesta de leyes constitutivas fenomenológicas que la relacionen con la historia de tensiones y succión dentro del concepto OCR, el estado actual de la estructura del conjunto de granos entendido como el índice de poros o deformación volumétrica acumulada y el efecto del tamaño de partícula.
- Ajuste, mejora, calibración, automatización y puesta en marcha de equipos de laboratorio para ensayos a nivel de partícula -tipo brasileño- y fenomenológicos -edométricos- que permitan el control eficiente de succión mediante la actividad del líquido y la humedad relativa del vapor.
- Definición del control de succión mediante la actividad del líquido dentro del marco experimental y conceptual. Planteamiento de una ley constitutiva fenomenológica para la corrección de la succión aplicada impuesta por la actividad del líquido con el fin de interpretar los resultados experimentales y avanzar en el entendimiento de los fenómenos presentados.
- Evaluación de la influencia de la ubicación de los defectos dentro de las partículas y la cinética de la penetración del agente corrosivo en forma de vapor (difusión de vapor) o líquido con concentración salina en la respuesta a la rotura diametral del material.
- Simulación de la cinética de penetración de vapor y líquido con concentración salina en partículas de pizarra sometida a fuerza de compresión constante mediante el modelo de daño por tracción de (Sánchez et al., 2014).
- Diseño, construcción, calibración y puesta en marcha de un nuevo equipo triaxial (200 mm de diámetro y 400 mm de altura) para agregados gruesos con control de succión y medición de deformación radial local mediante palpadores ubicados en contacto con la muestra.
- Realización de ensayos de compresión triaxial preliminares para evaluar la dilatancia (expansión) durante el incremento de tensión desviadora mediante el uso de materiales con tamaño de grano menores a los utilizados en estudios previos.

1.4 Contenido de la tesis

El presente documento se ha organizado en siete capítulos y ocho anexos. A continuación se hace un breve resumen cada uno de ellos:

El Capítulo 1 introduce los temas a tratar en la tesis a través del contexto de la investigación, la motivación, los objetivos y metodología, y finalmente el contenido de los diferentes capítulos y anexos.

El Capítulo 2 presenta la caracterización del material con el que se realizan las distintas campañas experimentales, los ensayos preliminares y la descripción de los equipos de laboratorio utilizados.

El Capítulo 3 estudia la compresibilidad a largo plazo de los agregados granulares bajo los efectos de succión, tamaño e historia mecánica e hidráulica; mediante una amplia

campana experimental realizada sobre distintas distribuciones granulométricas de un mismo material.

El Capítulo 4 se enfoca en la influencia de la variación de la succión mediante vapor y líquido en la respuesta mecánica de la pizarra estudiada, mediante un enfoque experimental llevado a cabo tanto a nivel fenomenológico, como de partícula; sobre una base conceptual propuesta enmarcada en la propagación subcrítica de grietas.

El Capítulo 5 profundiza en el efecto del método de control de succión en la cinética de las deformaciones, a través de experimentos de disminución de succión bajo compresión diametral.

El Capítulo 6 presenta las simulaciones del efecto del método de control de succión en la cinética de las deformaciones de discos de pizarra en la rotura diametral.

El Capítulo 7 muestra el diseño, construcción y puesta en marcha de una nueva célula triaxial para agregados granulares con succión controlada que registra deformaciones que mide deformaciones radiales localmente con instrumentación ubicada externamente.

El Anexo A consiste en parte de los resultados de los ensayos mecánicos de compresibilidad dependiente del tiempo del Capítulo 3.

El Anexo B se refiere a algunos de los resultados de los ensayos hidráulicos de compresibilidad dependiente del tiempo del Capítulo 3.

El Anexo C muestra las calibraciones de algunas soluciones utilizadas en el control de succión en el Capítulo 4.

El Anexo D refleja la corrección de las densidades de algunas soluciones utilizadas en el control de succión en el Capítulo 4, en función de la concentración de la sal.

El Anexo E describe el modelo de daño por tracción utilizado para las simulaciones del efecto del método de control de succión en la cinética de las deformaciones de discos de pizarra en la rotura diametral.

El Anexo F presenta los resultados de las simulaciones del efecto del método de control de succión en la cinética de las deformaciones de discos de pizarra durante la rotura diametral.

El Anexo G muestra la calibración de la célula de carga del nuevo equipo triaxial.

El Anexo H consiste en los resultados de la tomografía axial computarizada llevada a cabo en uno de los ensayos triaxiales del Capítulo 7.

1.5 Artículos publicados y en preparación

1.5.5 Publicaciones en congresos

- Romero, E., Alonso, E.E., Alvarado, C., Wacker, F., 2012. Effect of loading history on time dependent deformation of rockfill, 2nd European Conference on Unsaturated Soils, Naples. In: *Unsaturated Soils: Research and Applications* (C. Mancuso, C. Jommi and F. D'Onza eds.). Springer, Heidelberg, pp. 419–424. doi:10.1007/978-3-642-31116-1_57
- Romero, E., Alvarado, C., Alonso, E.E., 2013. Effect of loading and suction history on time dependent deformation of coarse crushed slate, 1st Pan-American Conference on Unsaturated Soils, Cartagena de Indias, Colombia. In: *Advances in Unsaturated Soils* (B. Caicedo ed.). Taylor & Francis Group, London, pp. 451–454.
- Romero, E., Alvarado, C., Alonso, E.E., 2013. Effect of loading and suction history on time dependent deformation of crushed granular aggregates. *International Workshop Advances in Multiphysical Testing of Soils and Shales, Lausanne (2012)*. In: *Multiphysical Testing of Soils and Shales* (L. Laloui and A. Ferrari eds.). Springer Series in Geomechanics & Geoenvironment, Springer-Verlag, Berlin, Pp. 99–104. doi:10.1007/978-3-642-32492-5_9
- Romero, E., Alvarado, C., Alonso, E.E., 2016. Chemical loading effects on rockfill behaviour, 17th International Conference on Experimental Mechanics (ICEM 17), Rhodes, Greece. *Proceedings of the conference (CD of abstracts)*. Track 3T1. *Rock and Soil Mechanics*, pp. 1-2.

1.5.6 Publicaciones en preparación para revistas

- Alvarado, C., Romero, E., Alonso, E.E.. Time dependent behaviour of crushable aggregates including size effects and loading and suction history. Se piensa enviar a *Géotechnique*.
- Alvarado, C., Romero, E., Alonso, E.E.. Chemical loading effects on hydromechanical behaviour of rockfill. Se piensa enviar a *Acta Geotechnica* o *Canadian Geotechnical Journal*.
- Alvarado, C., Guimarães, L.J.N, Romero, E., Alonso, E.E.. Chemical loading effects on particle crushing. Experimental and numerical results. Se piensa enviar a *Computers and Geotechnics*.
- Alvarado, C., Romero, E., Alonso, E., 2017. A new rockfill triaxial cell with suction control and local measurements. Se piensa enviar a *Geotechnical Testing Journal*.

1.6 Referencias

- Alonso, E.E., Olivella, S., Pinyol, N.M., 2005. A review of Beliche Dam. *Geotechnique* 55, 267–285.

- Alonso, E.E., Olivella, S., Soriano, A., Pinyol, N.M., Esteban, F., 2011. Modelling the response of Lechago earth and rockfill dam. *Géotechnique* 61, 387–407. doi:10.1680/geot.SIP11.P.013
- Alonso, E.E., Romero, E.E., Ortega, E., 2016. Yielding of rockfill in relative humidity-controlled triaxial experiments. *Acta Geotech.* 11, 455–477. doi:10.1007/s11440-016-0437-9
- Cañavate, A., 2011. Influencia de la forma de las partículas en la compresibilidad de las escolleras. Master thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Cetin, H., Laman, M., Ertunç, A., 2000. Settlement and slaking problems in the world's fourth largest rock-fill dam, the Ataturk Dam in Turkey. *Eng. Geol.* 56, 225–242.
- Charles, J.A., 1989. Geotechnical properties of coarse grained soils, in: 12th Int Conf on Soil Mechanics and Foundation Engineering, General Report, Discussion Session 8. pp. 2495–2519.
- Charles, R.J., 1958. Static fatigue of glass. *J. Appl. Phys.* 29, 1549–1560.
- Chávez, C., 2004. Estudio del Comportamiento Triaxial de Materiales Granulares de Tamaño Medio con Énfasis en la Influencia de la Succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Chávez, C., Alonso, E., 2003. A constitutive model for crushed granular aggregates wich includes suction effects. *Soils Found.* 43, 215–227.
- Coussy, O., 1995. *Mechanics of porous continua*. John Wiley Sons Ltd. Chichester.
- Gonçaves, J., 2014. Time-dependent behaviour of rockfill material. Master Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Hueso, O., 2003. Compresibilidad de escolleras : Influencia de la humedad relativa. Final work of undergraduated course. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Montobbio, D., 2001. Efecto de la granulometría en la compresibilidad de escolleras. (Final work of undergraduated course). Universitat de Barcelona, Facultat de Geologia; Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Nobari, E.S., Duncan, J.M., 1972. Effect of reservoir filling on stresses and movements in earth and rockfill dams. Report TE-72-1. University of California. Department of Civil Engineering. California.
- Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.
- Oldecop, L.A., Alonso, E.E., 2001. A model for rockfill compressibility. *Géotechnique* 51, 127–139.
- Oldecop, L. a, Alonso, E.E., 2013. Rockfill mechanics, in: *Advances in Unsaturated Soils* (B. Caicedo ed.). Taylor & Francis Group, L. (Ed.), 1st Pan-American Conference on Unsaturated Soils. Cartagena de Indias, Colombia., pp. 61–86.

- Oldecop, L., Alonso, E., 2007. Theoretical investigation of the time-dependent behaviour of rockfill. *Géotechnique* 58, 765–769.
- Ortega, E., 2008. Comportamiento de materiales granulares gruesos. Efecto de la succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Ramon, A., 2006. Efecte de la granulometria en el comportament d'esculleres. Final work of undergraduated course. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Sánchez, M., Manzoli, O.L., Guimarães, L.J.N., 2014. Modeling 3-D desiccation soil crack networks using a mesh fragmentation technique. *Comput. Geotech.* 62, 27–39. doi:10.1016/j.compgeo.2014.06.009
- Soriano, A., Sánchez, F.J., 1999. Settlements of railroad high embankments, in: *European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering*. Netherlands.
- Sowers, G.F., Williams, R.C., Wallace, T.S., 1965. Compressibility of broken rock and settlement of rockfills. *Proc. 6th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng., Montr.* 2, 561–565.
- Tapias, M., 2016. Particle model for crushable aggregates which included size, time and relative humidity effects. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.

2

MATERIAL, EQUIPOS Y ENSAYOS PRELIMINARES

Dentro de la presente investigación experimental, se hizo necesaria la planificación y definición desde el inicio, de asuntos tan importantes como:

- la selección del material a estudiar y su caracterización
- el diseño, construcción y/o puesta a punto de los equipos de laboratorio de los que pueda conseguirse la mayor cantidad y calidad de resultados en un tiempo y rango de costos razonable, y
- la obtención de parámetros claves que permitan interpretar la respuesta del material dentro de un marco constitutivo

Por este motivo, este capítulo está dedicado a aportar las bases mencionadas, sobre las que más adelante se diseñarán las campañas experimentales para la evaluación del comportamiento hidro-mecánico de las escolleras, de manera poder lograr su interpretación desde un punto de vista fundamental.

Con el objeto de alcanzar las metas planteadas, las campañas experimentales fueron diseñadas partiendo de dos visiones: una fenomenológica o macroscópica referida al comportamiento del conjunto de granos y otra a nivel de partícula o microscópica.

2.1 Material. Caracterización

El material seleccionado para este estudio, consiste en una pizarra cuarcítica fracturada de origen cámbrico, que proviene del afloramiento del río Pancrudo en la afluencia con el río Jiloca, localizado en la provincia de Teruel, España; el cual se utilizó como cantera para construir, mediante compactación *in situ*, los espaldones de escollera de la presa de Lechago de 40 m de altura, que posee un núcleo central de arcilla.

El comportamiento de esta pizarra bajo condiciones de laboratorio controladas ha sido estudiada por diversos autores en la Universidad Politécnica de Cataluña (Chávez, 2004; Chávez et al., 2009; Chávez and Alonso, 2003; Oldecop, 2000; Oldecop and Alonso, 2001, 2007, 2004; Romero et al., 2005)

Para el momento en que se iniciaron los estudios de este material, las muestras fueron extraídas mediante la acción de una pala mecánica directamente del afloramiento rocoso del río Pancrudo (Oldecop, 2000), de donde resultaron trozos de una dimensión máxima entre 200 y 400mm, que posteriormente fueron triturados manualmente con martillo para fabricar la granulometría deseada.

Por otra parte, se realizaron algunos sondeos, de los que se obtuvieron testigos de roca de 84mm de diámetro, con los que se prepararon probetas utilizadas posteriormente en distintos ensayos de laboratorio.

Cinco años después se efectuó un segundo muestreo con la misma metodología que el primero, con el objeto de continuar la investigación experimental (Chávez, 2004). En la cual se observó una deformación volumétrica mayor a la resultante en los ensayos realizados a las muestras anteriores. Esta marcada diferencia fue atribuida a la forma de las partículas, debido a que se comprobó, mediante la determinación del índice de lajas (UNE-EN 933-3:2012, 2012), que presentaban mayor lajosidad, las provenientes del último acopio.

Al momento de iniciar la presente investigación, la presa de Lechago ya estaba construida y la muestra utilizada fue extraída de un acopiamiento cercano a su construcción (Figura 2.1a). El tamaño máximo de la muestra de escollera tomada es aproximadamente 300mm.

En la Figura 2.1b se presenta la curva reconstruida de la distribución granulométrica del material *in situ* a partir de la curva de laboratorio, cuyo ensayo se llevó a cabo dejando de lado los bloques de diámetros superiores a 76.1mm que corresponde al tamiz de 3". Posteriormente la muestra fue triturada mecánicamente y separada por tamaños, mediante un tamizado mecánico y seguidamente fue sometida a una serie de ensayos de laboratorio para su caracterización.

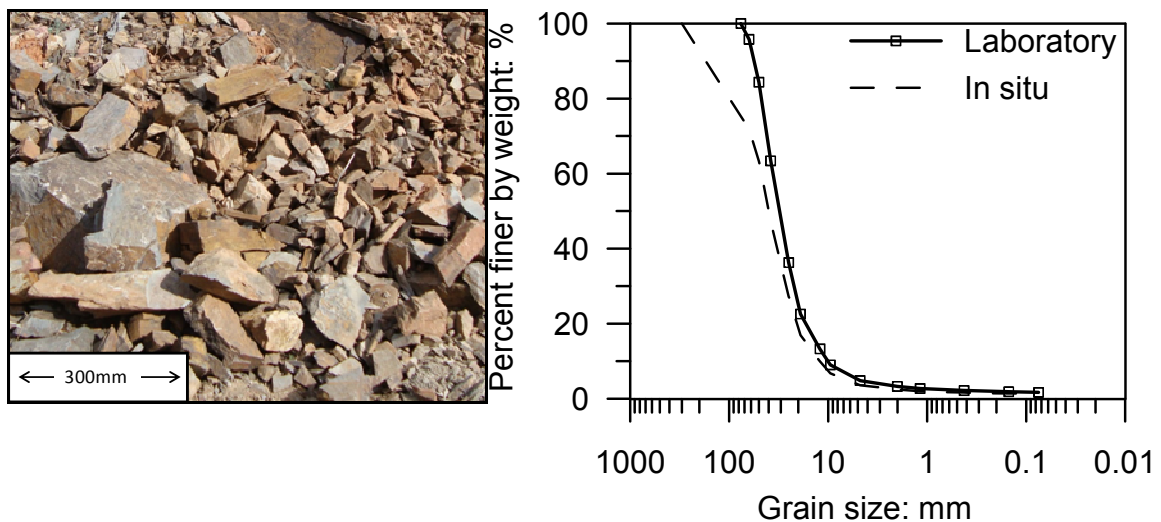


Figura 2.1 a) Pizarra cuarcítica fracturada en acopiamiento cercano a la presa de Lechago, Teruel - España. b) Distribución granulométrica del material *in situ*

La composición mineralógica del material se obtuvo a partir del análisis cualitativo de fases cristalinas por difracción de rayos X por el método de polvo; resultando la presencia de las siguientes fases cristalinas en orden de intensidad, según la Figura 2.2: cuarzo, arcilla tipo Illita o Mica en la representación una *Moscovita*, arcilla tipo Clorita en la representación un *Clinocloro*, *Calcita* y *Dolomita*. Su color es gris, con superficies de foliación de color marrón.

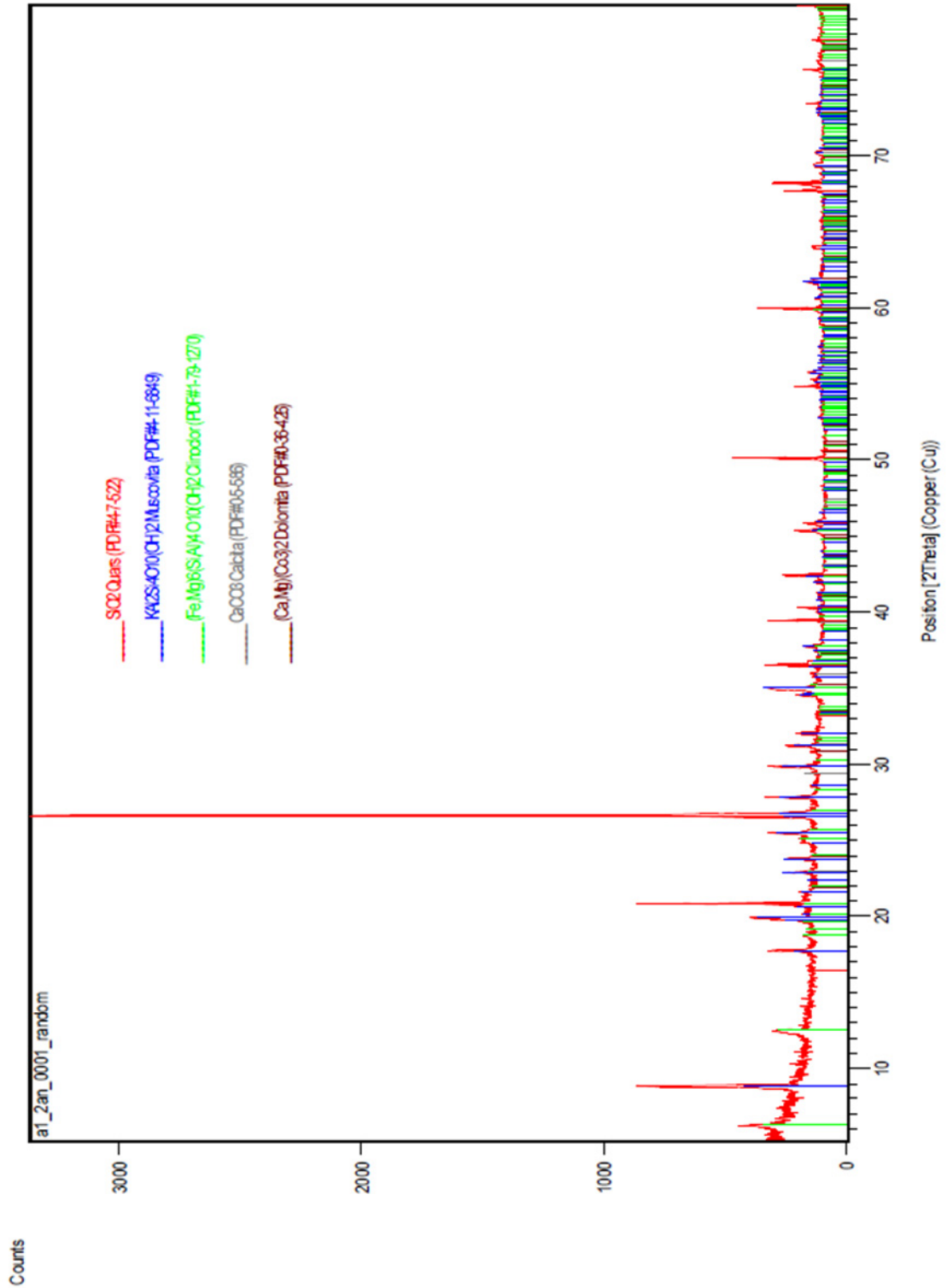


Figura 2.2 Representación gráfica del diagrama de difracción obtenido (con las intensidades corregidas a valores de ventana de divergencia fija de 0.25°), en el que se han superpuesto los patrones de las fases identificadas.

Con el propósito de obtener la caracterización del material a estudiar, se realizaron una serie de ensayos, complementando así los realizados en las investigaciones anteriores. En la Tabla 2.1 se resumen las propiedades la pizarra; algunas de ellas

fueron obtenidas en investigaciones previas, tal y como se indica; en estos casos se ha hecho una verificación experimental para su debida actualización.

Gracias a la obtención de una buena curva de retención para la pizarra, cuyos resultados se muestran y se comentan en el siguiente apartado, se logró deducir el valor de absorción de agua de 2.9% al momento de la saturación. De igual forma, el índice de poros $e=0.081$ fue obtenido mediante el ensayo de porosimetría de mercurio *MIP*.

Tabla 2.1 Propiedades de la pizarra del Pancrudo

Property	Value
Uniaxial compression strength*	14.2-31.9 MPa
Tensile strength (saturated core specimen: $\varphi=50\text{mm}$; $h=25\text{mm}$)	5.9 MPa
Density of solids*	2.75 Mg/m ³
Water absorption (saturation)	2.9%
Void ratio (mercury intrusion porosimetry)	0.081
Slake durability (5th cycle) (ASTM D4644)	96.5%
Flakiness index	19%

* Oldecop & Alonso 2001, Chávez & Alonso 2003

En referencia al índice de lajas, *Flakiness index*, cabe destacar que se obtuvo un 19% en promedio de los dos muestreos realizados para la presente investigación; que es el mismo valor obtenido por (Chávez, 2004) en la primera de las muestras tomadas in situ. Sin embargo, como se mencionó anteriormente, los resultados de las deformaciones volumétricas de las probetas preparadas con la muestra del segundo acopio fueron mayores, diferencia que le fue atribuida a la variación en el índice de lajas, que para este otro caso reportó un valor de 39%.

2.2 Condiciones actuales. Ensayos preliminares

2.2.1 Curva de retención de la pizarra cuarcítica de Lechago

La determinación de la curva de retención constituye una clave fundamental para la interpretación de los ensayos con control de succión, debido a que relaciona la cantidad de agua que un material logra almacenar, con la succión a la cual está sometido. A su vez, la succión total se relaciona directamente con la humedad relativa a través de la ley psicrométrica (Coussy, 1995).

La curva de retención en trayectoria de secado de la pizarra del río Pancrudo se muestra en la Figura 2.3. A continuación se describen las técnicas experimentales utilizadas:

- **Altas succiones ≥ 1.0 MPa:** Se utilizó un psicrómetro de punto de rocío ó psicrómetro de espejo, modelo WP4-T, con el que se consiguen directamente valores de succión total en un rango de trabajo entre 1 y 100 MPa. Detalles sobre el funcionamiento de este equipo y la técnica de medida son descritos en (Cardoso et al., 2007). La muestra empleada consistió en una partícula de geometría lo más regular posible, de 10 mm de altura para no sobrepasar el porta muestra donde posteriormente debía almacenarse. Partiendo de la base de que el objetivo era realizar una trayectoria de secado, se inició el procedimiento mediante la saturación de la muestra con agua destilada y en ese estado inicial se tomó el contenido de humedad gravimétrica inicial y la medida de succión en el WP4. Posteriormente se sometió al proceso de secado al aire del laboratorio con humedad relativa controlada de aproximadamente 40% durante períodos de tiempo definidos. Cada vez que se variaba la humedad, la muestra se dejaba cerrada herméticamente dentro del porta muestra, en equilibrio durante 24 horas, antes de realizar la siguiente lectura dentro del equipo. El contenido de humedad se determina mediante la diferencia de peso en la muestra entre dos mediciones consecutivas; en este caso, debido al secado, sólo existe pérdida de peso por la evaporación de las partículas de agua, además de que la masa de sólido se mantiene constante a lo largo del ensayo.

Los resultados experimentales fueron comparados con los obtenidos por (Oldecop and Alonso, 2001) a partir de la técnica de equilibrio de vapor, siendo bastante similares como se muestra en la Figura 2.3, aunque en general, para contenidos de agua mayores a 1.5% aproximadamente, la curva obtenida en este estudio se encuentra ligeramente por encima, reportando valores de succión algo mayores.

- **Bajas succiones < 1.0 MPa:** Se realizaron ensayos de porosimetría de mercurio *MIP*, el cual permite estudiar el volumen de poros interconectados del material y su distribución por tamaño. Sin embargo, para la determinación de la curva de retención a partir de los datos obtenidos, es fundamental generar los parámetros hidráulicos del suelo por retro-análisis. Para llegar a ello fue necesario emplear diferentes correlaciones, publicadas por (Romero et al., 1999). La muestra utilizada consistió en una partícula lo más aproximada a una forma cúbica de 10mm de arista. Para la interpretación de los resultados del ensayo, se asume que los poros presentes en el suelo se encuentran interconectados entre sí, que son de forma cilíndrica y de diferente diámetro.

El grado de saturación efectivo se calcula como una función de la succión matricial a un valor constante de índice de poros, mediante el modelo de (van Genuchten, 1980), como se describe en la Ecuación (2.1). Donde, s es la succión matricial y α , m y n son parámetros del modelo, cuya determinación bajo índice de poros constante está descrita en el trabajo de (Romero et al., 1999).

$$S_r = \left[\frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right]^m \quad (2.1)$$

Esta ley puede observarse gráficamente en la Figura 2.3, resultando un buen ajuste respecto a los datos experimentales que combinan las dos técnicas utilizadas, siendo los parámetros que mejor se ajustan: $\alpha=0.51$, $m=0.28$ y $n=1.39$.

De la forma de la curva de retención, cabe destacar que este tipo de material (roca), sufre una pérdida de saturación a una velocidad muy rápida y a un contenido de humedad gravimétrico bajo (no alcanza el 3.0%), comparado por ejemplo con los suelos.

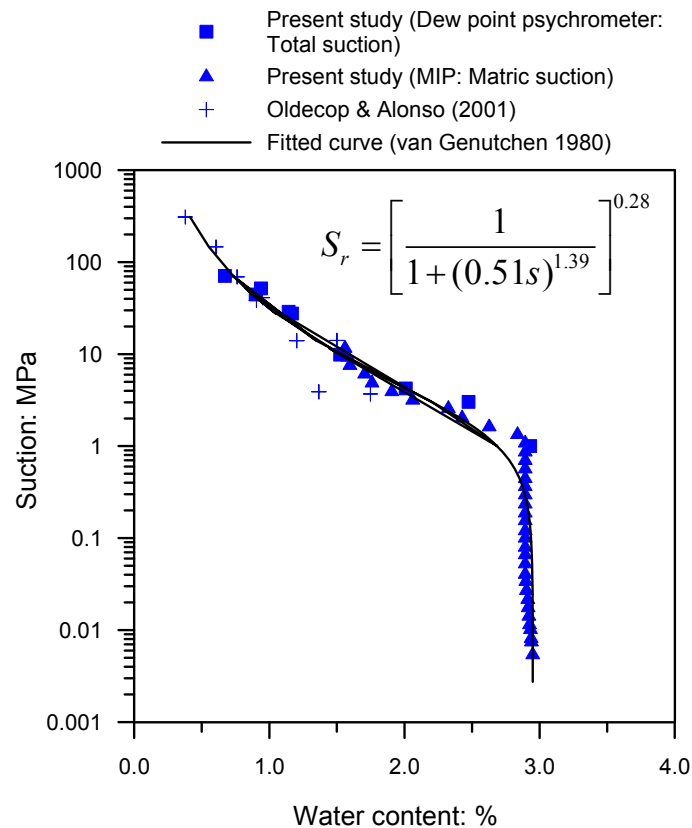


Figura 2.3. Curva de retención durante la trayectoria de secado para la pizarra cuarcítica fracturada de Lechago

2.2.2 Fabricación de probetas. Distribución granulométrica.

Con la finalidad de llevar a cabo los ensayos de tipo fenomenológico, que se refieren al "conjunto de granos", la muestra tomada inicialmente en campo, pasa por una trituración mecánica en el laboratorio y posteriormente se separa por tamaños con la finalidad de obtener la distribución granulométrica de fábrica que se requiere. En la siguiente fotografía, se ha recopilado parte del proceso de rotura inicial, cuarteo y tamizado que prepara el material para ser utilizado en los experimentos diseñados.



Figura 2.4. Preparación del material de grava de pizarra mediante trituración y tamizado

Las muestras fueron fabricadas con tres distribuciones granulométricas diferentes, cuyas curvas se presentan en la Figura 2.5, donde adicionalmente se muestran los coeficientes de uniformidad C_u calculados como d_{60}/d_{10} y la relación entre los tamaños máximo y mínimo de partícula d_{max}/d_{min} . El primer grupo, que contiene las partículas de mayor dimensión, consta de un tamaño máximo $d_{max}=40\text{mm}$, fue preparada con una granulometría igual a la empleada por (Oldecop, 2000). Para la curvas granulométricas del segundo y tercer grupo, se utilizó la expresión de *Fuller* modificada por (Hoffmann Jauge, 2005), la cual reduce notablemente la segregación del material fino:

$$p(D) = \frac{\sqrt{d/d_{max}} - \sqrt{d_{min}/d_{max}}}{1 - \sqrt{d_{min}/d_{max}}} \quad (2.2)$$

Los tamaños máximos y mínimos fueron fijados en $d_{max}=20\text{mm}$ y $d_{min}=6.29\text{mm}$ y $d_{max}=8\text{mm}$ y $d_{min}=2\text{mm}$, para los grupos segundo y tercero, respectivamente; garantizando un coeficiente de uniformidad muy similar, por razones comparativas que facilitarán el estudio del efecto escala, lo cual será explicado detalladamente en el Capítulo 3.

La compactación de las probetas para los ensayos edométricos fue realizada con una energía muy cercana a la del Próctor Estándar, registrándose un valor 576 kJ/m^3 , mientras que para los triaxiales fue empleada una energía mayor con el objetivo de alcanzar la densidad seca e índice de poros obtenidos en ensayos previos sobre el mismo material y poder hacer un análisis comparativo de los resultados.

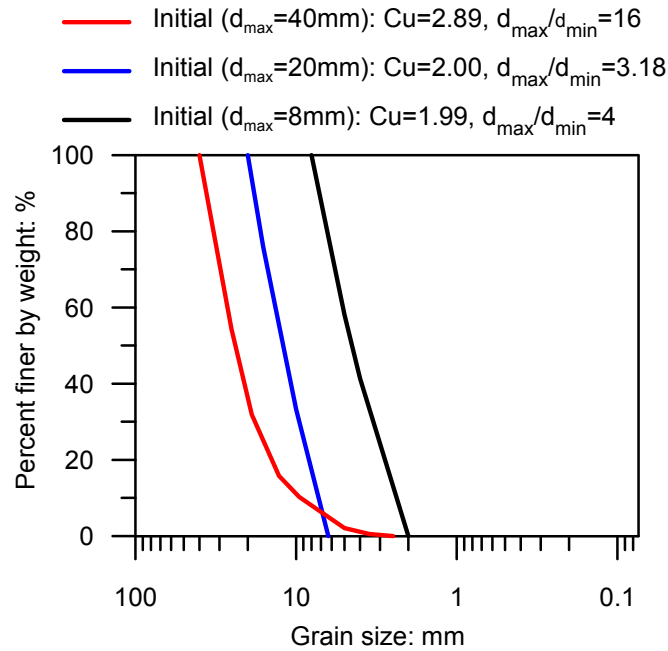


Figura 2.5. Diferentes distribuciones granulométricas de fábrica

A fin de preparar el material para las pruebas edométricas, la compactación de las probetas fue realizada dentro de las propias celdas de los equipos como se muestra en la Figura 2.6a, tomando la precaución de colocar una capa de polietileno fijada con grasa entre las paredes de la celda y el material, evitando así la fricción entre ambos. En cuanto a los ensayos triaxiales (Figura 2.6b), la muestra fue compactada sobre la base del equipo, confinada por una membrana de caucho anti-abrasivo sin empalmes, fabricada con una formulación especial de goma resistente al corte y al desgaste de 3mm de espesor y un molde de acero de 200mm de diámetro.

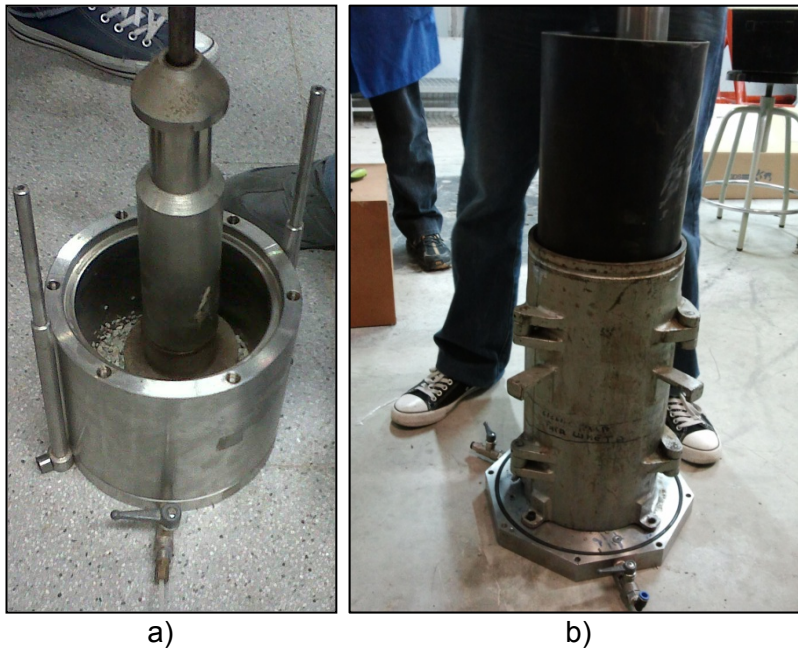


Figura 2.6. a) Compactación dentro de celda edométrica de 150mm de diámetro. b) Compactación en molde con membrana de neopreno de 3mm de espesor sobre base de equipo triaxial de escolleras.

La membrana se cortaba luego de colocar el cabezal, dejando un espacio suficiente para fijar la brida de cierre membrana - cabezal. Más adelante, se explicarán al detalle las partes de este equipo.

En la Tabla 2.2 se describen las características de las compactaciones realizadas en cada caso y los resultados de índice de poros e_0 obtenidos, a manera de comparación. El martillo Marshall utilizado en todos los casos posee una base de zapata fija de 10mm de diámetro, que transmite al material un esfuerzo mejor distribuido, evitando un exceso de rotura de partículas en la superficie de cada capa. Con la finalidad de mantener la energía de compactación en valores próximos al del Próctor Estándar en los ensayos edométricos, dependiendo del equipo empleado, se controlaron factores como: la altura de caída del martillo, el número de capas y el número de golpes por capa. Respecto a la compactación en el triaxial, únicamente se tomaron en cuenta estas variables para alcanzar un índice de poros aproximadamente igual a los reportados en ensayos previos de otros autores como (Chávez, 2004).

Es de hacer notar que en el caso de los ensayos edométricos, a pesar de haber aplicado la misma energía, existen diferencias en los resultados de índice de poros e_0 y por consiguiente de las densidades secas γ_d obtenidas al final; adicionalmente, humedad higroscópica inicial es igual en todos los casos (el material fue almacenado en el laboratorio de humedad relativa y temperatura controlada durante 30 días, antes de proceder con cada ensayo, con el objeto de que alcanzara el equilibrio termodinámico con el ambiente, logrando una HR entre 40 y 50% en una temperatura aproximada de 22°C). Buscando una explicación a este comportamiento, se empezó por analizar la relación entre diámetro de probeta y tamaño máximo de partícula, como se señala a continuación.

Tabla 2.2 Compactación de probetas por cada tipo de ensayo realizado

	$d_{\max}=40\text{mm}$	$d_{\max}=20\text{mm}$	$d_{\max}=8\text{mm}$	$d_{\max}=8\text{mm}$
Mold	Oedometric cell ($\phi=300\text{mm}$)	Oedometric cell ($\phi=150\text{mm}$)	Oedometric cell ($\phi=150\text{mm}$)	Triaxial mold ($\phi=200\text{mm}$) + membrane
Energy (kJ/m^3)	576	576	576	690
Hammer	Marshall	Marshall	Marshall	Marshall
Hammer fall (mm)	457	170	170	457
Nº Layers	4	2	2	4
Nº blows/layer	101	35	35	100
e_0	0.55 ± 0.03	0.63 ± 0.03	0.70 ± 0.03	0.54 ± 0.03
ω_0 (%)	0.6 ± 0.1	0.6 ± 0.1	0.6 ± 0.1	0.6 ± 0.1
γ_d (Mg/m^3)	1.75	1.70	1.60	1.78

Algunos autores recomiendan mantener una relación de 6:1 entre el diámetro de la probeta y el tamaño máximo de la partícula (Marachi et al., 1969), sin embargo en estos experimentos se decidió variar esas condiciones, debido a que resultaría imposible estudiar tópicos tan importantes como el efecto tamaño de partícula.

En la Tabla 2.3 se reportan valores interesantes como los tamaños máximos de grano (d_{max}), la relación d_{max}/d_{min} , el coeficiente de uniformidad C_u y las relaciones entre diámetro del martillo con el tamaño máximo de partícula (ϕ_{cell}/d_{max}) y paralelamente la del diámetro de la célula con dicho tamaño (ϕ_{hammer}/d_{max}); todos ellos calculados para la granulometría inicial de fábrica -que son los que se pueden controlar- y para la curva que resulta luego de la compactación.

Dentro de este contexto, un aspecto importante a considerar, es que el tamaño máximo de partícula se mantiene aproximadamente constante antes y después de la compactación, por lo que los cambios en la relación d_{max}/d_{min} están sujetas únicamente a las variaciones sufridas en el d_{min} durante la rotura de partículas asociada.

En Figura 2.7a, se puede observar que no existe una tendencia clara entre ϕ_{cell}/d_{max} y el índice de poros. Se pensó entonces que una relación de diámetro del martillo con el tamaño máximo de partícula sería lo que en realidad podría estar gobernando este comportamiento, debido a que el esfuerzo que genera la base del martillo aplicado sobre una partícula de gran tamaño, produce roturas diferentes, comparado con el que pueda generar en varias partículas de menor tamaño.

Como resultado, en la Figura 2.7b sí se puede observar una tendencia definida, donde a mayor ϕ_{hammer}/d_{max} se incrementa el índice de poros en forma logarítmica. Es de hacer notar, que las gráficas presentadas reflejan los resultados únicamente en las compactaciones llevadas a cabo bajo igualdad de energía.

Las muestras de ensayos triaxiales fueron compactadas con mayor energía dentro del molde con la membrana de confinamiento, debido a que ésta no permite a la escollera absorber esa energía en su totalidad. En cualquier caso, cabe destacar que la energía de compactación aplicada es absorbida por este tipo de material de dos formas: una porción en rotura de granos y otra en el reacomodo de dichos granos; dentro de la porción que sufre la fractura, existe una fracción de ella conocida como *splitting*, que consiste en una división del grano aproximadamente por la mitad y otra rotura más local denominada *comminution* o trituración que produce partículas significativamente más pequeñas que la original (Tapias et al., 2015). Sería interesante lograr contabilizar los dos tipos de rotura durante los ensayos en trabajos futuros de investigación y así lograr complementar lo presentado en esta tesis.

Tabla 2.3 Relaciones granulométricas con diámetros de célula y martillo por cada tipo de ensayo realizado

Test	d_{max} initial	d_{max}/d_{min} initial	d_{max}/d_{min} * As- compacted	C_u initial	C_u As- compacted	Φ_{hammer} / d_{max}	$\Phi_{cell}/$ d_{max}
Oedom.	40	16	100	2.89	4.20	2.50	7.5
Oedom.	20	3.18	270.27	2.00	1.85	5.00	7.5
Oedom.	8	4	108.11	1.99	2.60	12.5	19
Triaxial	8	4	108.11	1.99	2.38	12.5	25

*Changes due to changes in d_{min}

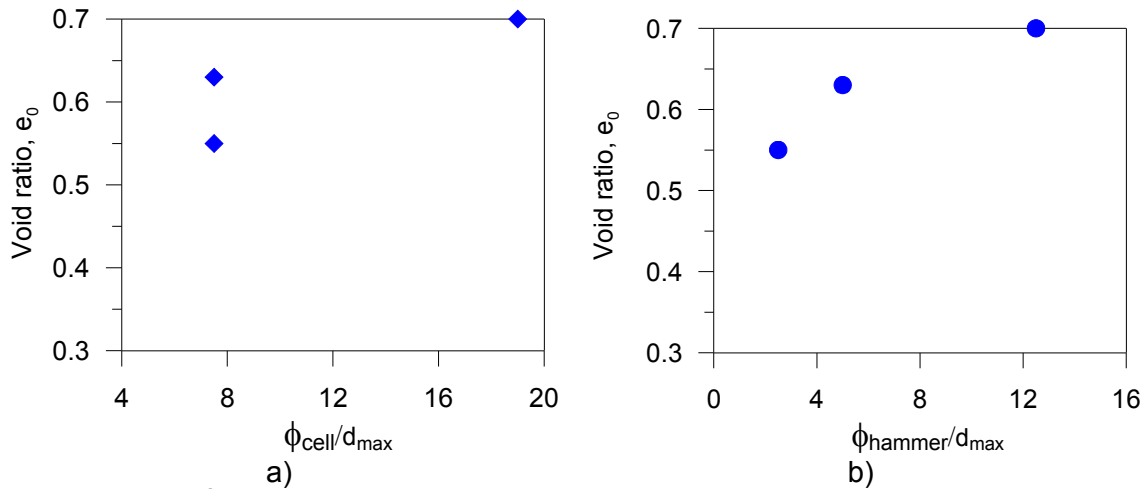


Figura 2.7. Índice de poros de la probeta para la misma energía de compactación en dependencia con: a) La relación diámetro de la probeta - tamaño máximo de la partícula. b) Diámetro del martillo - tamaño máximo de partícula

A continuación se muestra gráficamente una comparación de las distribuciones granulométricas antes y después de la compactación (Figura 2.8), donde para cada tamaño máximo inicial estudiado se observa la cantidad de rotura de partículas durante este proceso, lo cual se analizará con más detalle en el Capítulo 3.

Como puede observarse cada una de las curvas, una vez realizada la compactación, la fragmentación de los granos generada es tal, que debería considerarse un nuevo estado inicial de la escollera en conjunto, en el que se presenta un mayor número de contactos entre granos como consecuencia del incremento en su cantidad, posterior a la rotura. No obstante, para efectos de la presente investigación se ha decidido tomar como referencia la granulometría inicial de fábrica debido a las incertidumbres que reflejan los procesos de compactación para los distintos casos, donde se observó una variedad de factores importantes involucrados, entre otros: las relaciones entre diámetro de la célula y tamaño máximo de partícula, y diámetro del martillo y tamaño máximo de grano. Sin embargo, se considera interesante poder realizar más adelante una campaña de nuevos ensayos tomando como base las granulometrías post-compactación, siempre y cuando se diseñe un método sistemático para normalizar el proceso con el objeto de obtener resultados lo más representativos posible.

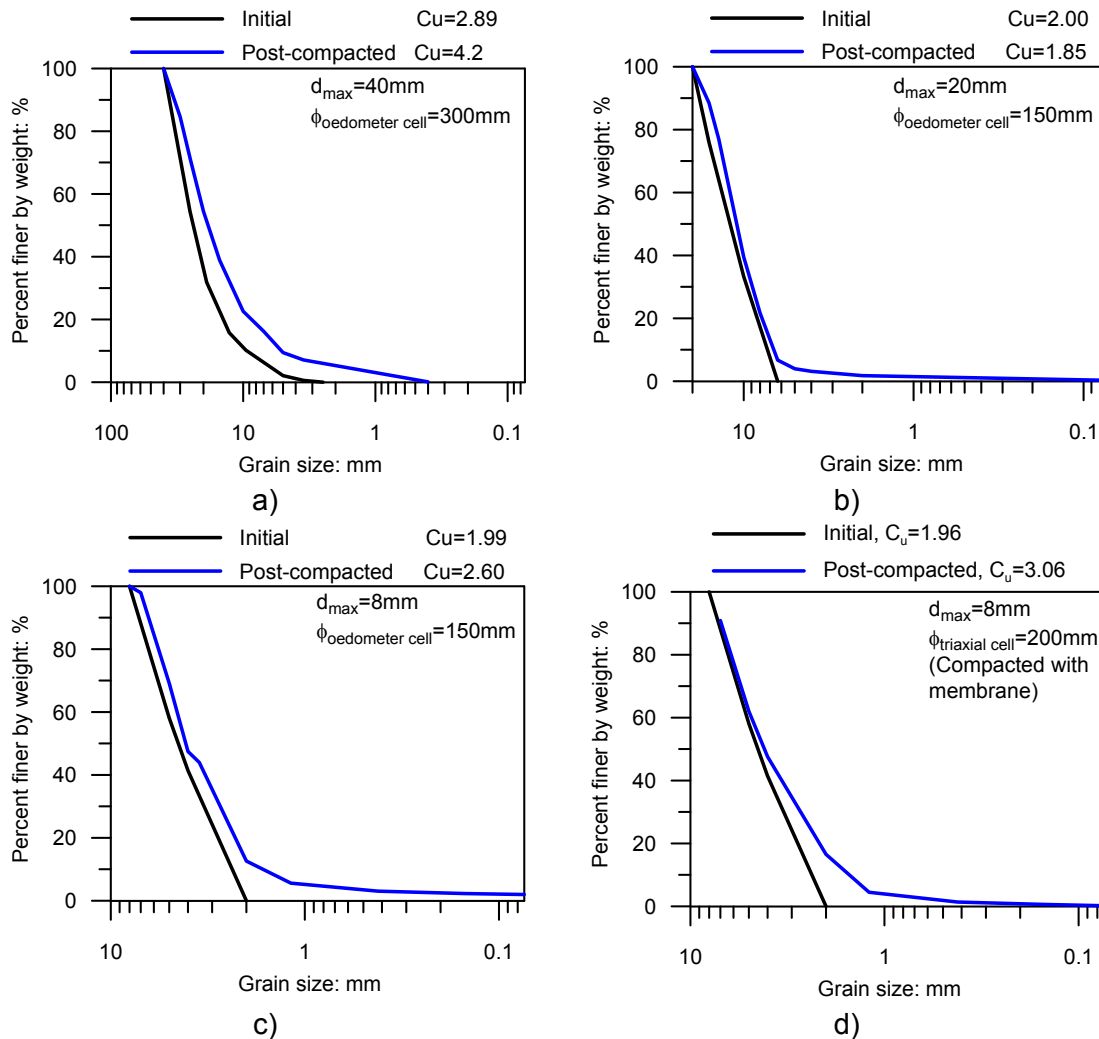


Figura 2.8 Distribución granulométrica de fábrica y post-compactación para tamaños máximos iniciales: a) $d_{\max}=40$ mm. b) $d_{\max}=20$ mm. c) $d_{\max}=8$ mm

2.2.3 Resistencia a tracción

El otro tipo de campaña experimental propuesta en la presente investigación, se refiere a ensayos a nivel de partícula, mediante la rotura diametral entre placas paralelas de discos de pizarra, evaluando el efecto de la humedad relativa y la actividad del líquido en el comportamiento del material. En los Capítulos 4 y 5 se explica detalladamente el procedimiento y los resultados obtenidos. Sin embargo, la idea de este apartado es mostrar la fabricación de las probetas y uno de los resultados más representativos, a manera de caracterización de la pizarra estudiada.

Las muestras en forma de disco fueron fabricadas a partir de los mismos trozos de pizarra que se transportaron desde el acopiamiento cercano hacia la presa de Lechago, manteniendo la relación espesor/diámetro requerida para este tipo de ensayos, que según la norma (ASTM:D3967-95a, 1995) debe estar entre 0.2 y 0.75, preferiblemente, 0.5. Se optó por una dimensión del disco de 50x25mm; los trozos de roca fueron seleccionados y cortados con sierra de diamante y posteriormente perfilados con un torno. El procedimiento se muestra paso a paso en la Figura 2.9.

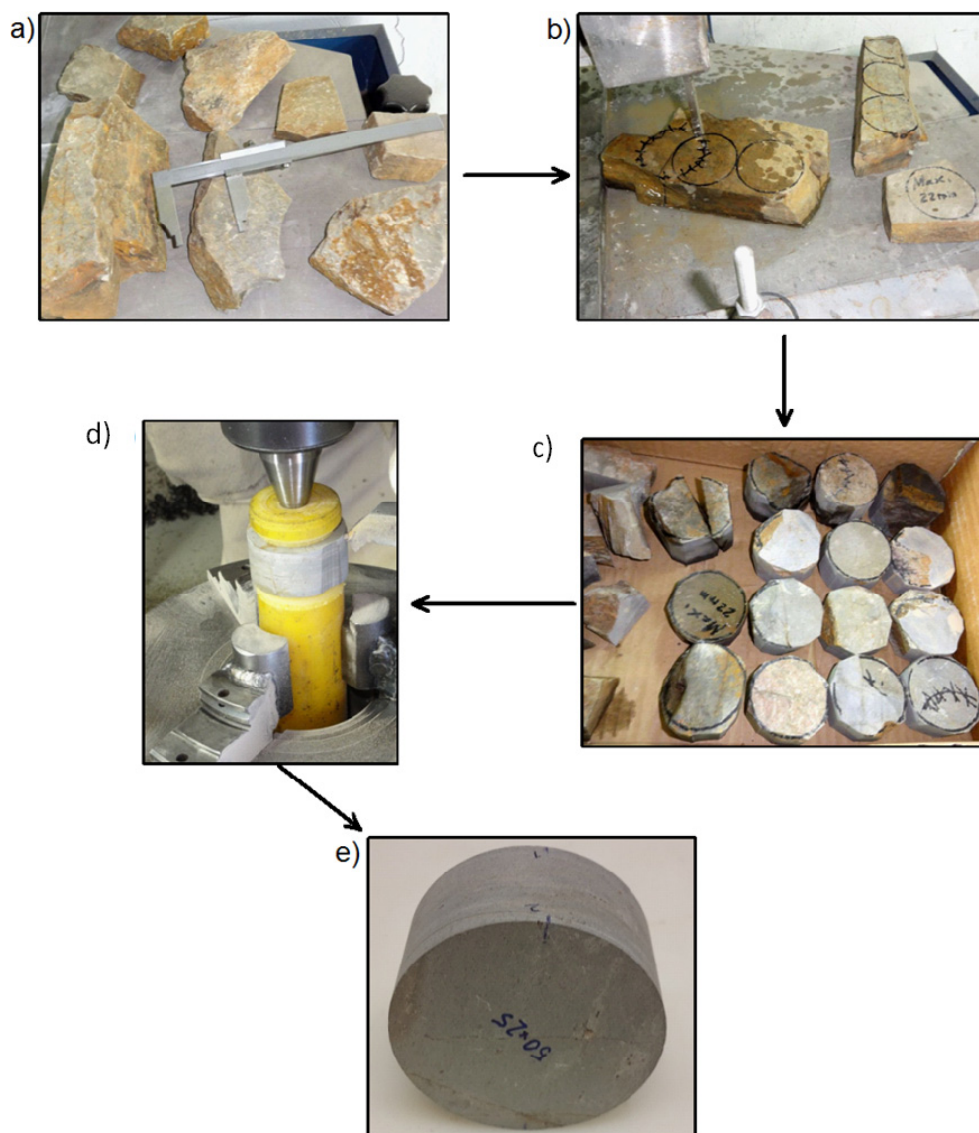


Figura 2.9. Fabricación de probetas en forma de disco para ensayos de resistencia a tracción indirecta: a) Bloques enteros transportados desde el acopiamiento de la presa de Lechago. b) Corte con sierra de diamante. c) Primer grupo de probetas luego del corte. d) Paso de roca por el torno. e) Probeta final de 50mm de diámetro por 25mm de espesor

Como puede observarse en las fotografías, los bloques de roca se encuentran muy fracturados y presentan grandes dificultades para lograr los cortes requeridos debido a que se quiebra en forma de lascas, por lo cual, se dedicó mucho tiempo a esta fase del trabajo y se perdió una cantidad importante de material.

Las probetas se cargaron hasta la rotura entre dos placas de acero dotadas de un sistema de guías que ayudan a mantener las superficies de carga paralelas, como se observa en la Figura 2.10. La velocidad de carga se fijó en 1 mm/min en una prensa ELE con control de desplazamiento de 5 Ton de capacidad. Las medidas de carga y desplazamiento fueron tomadas mediante una célula de carga y un LVDT respectivamente.

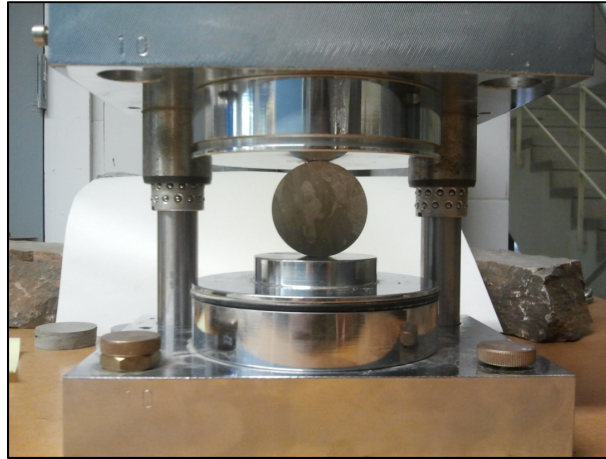


Figura 2.10. Ensayo de resistencia a tracción indirecta entre placas paralelas

En la Figura 2.11 se muestra el resultado de un ensayo realizado a una muestra de pizarra de 50mm de diámetro por 25mm de espesor. El disco de roca fue previamente sumergido en agua destilada durante un período de 10 días, considerándose como completamente saturado al inicio del ensayo.

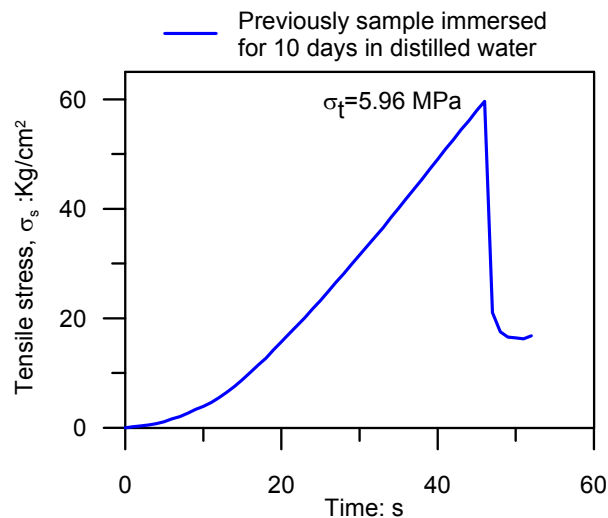


Figura 2.11. Resistencia a tracción medida en ensayo brasileño sobre un disco de pizarra de 50x25 mm, previamente sumergido en agua destilada durante 10 días

La resistencia a tracción σ_t fue calculada mediante la Ecuación (2.3) (ISRM, 1978):

$$\sigma_t = \frac{2F_f}{\pi \cdot \phi \cdot h} \quad (2.3)$$

Donde F_f es la carga de rotura, ϕ es el diámetro de la muestra y h su altura.

En este ensayo se obtuvo un valor de resistencia a tracción de 5.96 MPa, para muestra totalmente saturada. La rotura ocurrió a los 45 segundos de haber iniciado el incremento de carga. Oldecop (2000) registró valores entre 0.6 y 0.8 MPa para

probetas de este mismo material, pero de dimensiones mayores (84x50mm) equilibradas con vapor de agua. Es evidente que el efecto escala tiene gran importancia en este tipo de pruebas, aunado al tipo de material con el que se está trabajando, que al estar muy fracturado, mientras mayor sea su tamaño, mayor cantidad de defectos posee y por ende, menor resistencia a tracción.

2.2.4 Permeabilidad saturada

Con la finalidad de tener una medida física de la permeabilidad saturada al agua k_w dentro de la roca de pizarra, se realizó un ensayo en un equipo triaxial automatizado con 2 controladores de presión GDS que regulan la presión de cámara y la presión de agua que se le inyecta a la muestra. La probeta que se utilizó consistió en un disco de 38mm de diámetro por 10 mm de altura previamente sumergido en agua durante 10 días.

La probeta se mantuvo confinada mediante una presión de cámara que se fijó en 300 kPa, garantizando que el agua no circulara entre la membrana y la probeta. La permeabilidad se determinó en la dirección vertical, para ello, la presión de entrada de agua en la muestra se mantuvo en 200 kPa durante todo el ensayo por la base de la probeta, mientras la parte superior se mantuvo a presión atmosférica, garantizando la saturación desde la base y la expulsión del aire por el extremo superior.

La medición del caudal de agua que circulaba por la probeta se tomó a los 4 días de haber iniciado el ensayo, asegurando que la k_w posteriormente calculada, se determinara bajo condiciones estacionarias de gradiente controlado.

Mediante la Ecuación (2.4), se determinó el coeficiente de permeabilidad saturada al agua k_w .

$$k_w = \frac{[\Delta V / \Delta t] / A}{i}; i = \frac{\Delta h}{\Delta L} \quad (2.4)$$

Donde $\Delta V/\Delta t$ representa el caudal Q medido entre intervalos de tiempo fijos, A se refiere a la sección transversal de la probeta, i es el gradiente hidráulico, Δh es la diferencia de potencial entre dos puntos y ΔL mide la longitud de recorrido en la dirección del flujo entre esos dos puntos.

La evolución del volumen respecto al tiempo se muestra en la Figura 2.12, resultando una $k_w=1.97 \times 10^{-11}$ m/s, calculada en la zona indicada. El valor obtenido se encuentra en el límite superior del rango especificado en (Hudson and Harrison, 2007) para rocas de este tipo ($10^{-13} < k(\text{m/s}) < 10^{-11}$).

Aunque se intentó seleccionar la muestra sin defectos apreciables a simple vista, existe la posibilidad de que la permeabilidad esté un poco sobre-estimada por tratarse de una roca de pizarra originalmente fracturada.

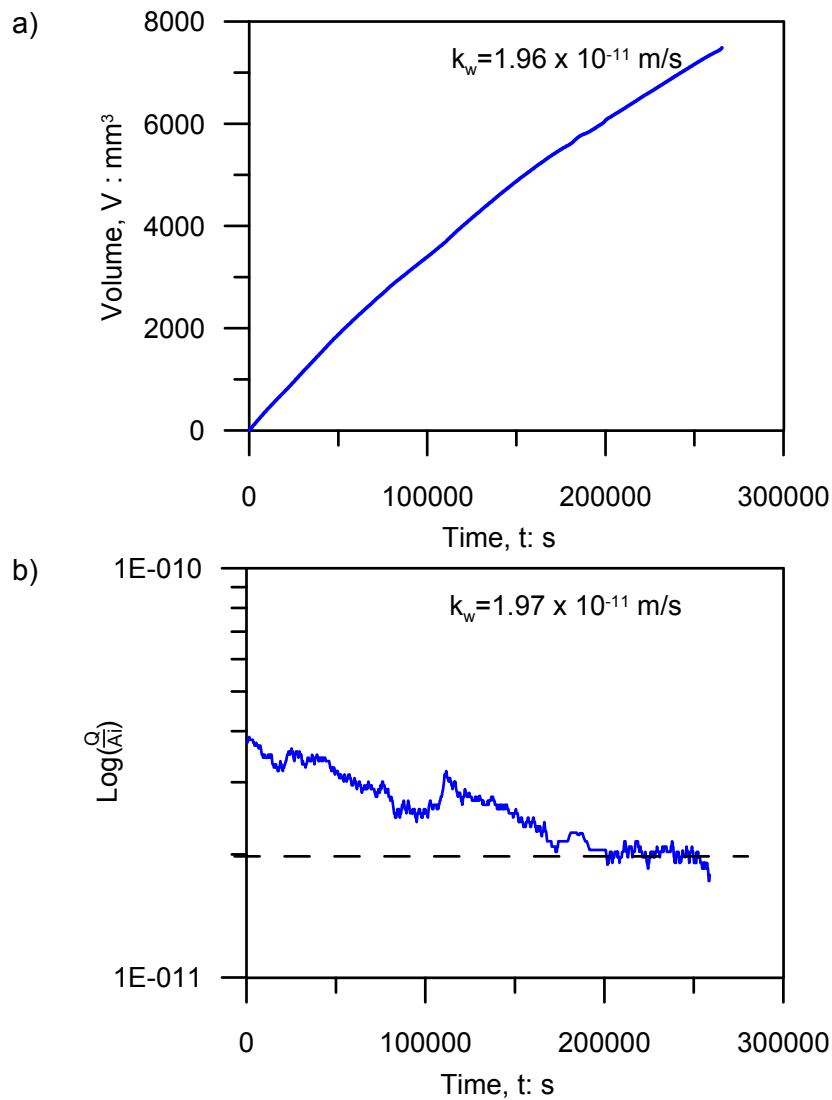


Figura 2.12 Permeabilidad al agua en la pizarra medida al cuarto día en equipo triaxial

2.2.5 Módulo de elasticidad

El módulo de elasticidad, representado como módulo de Young E , fue obtenido al someter probetas cilíndricas a ciclos de carga y descarga, en dirección axial, en una prensa con control de deformación a una velocidad de 0.5 mm/min, registrando valores de deformación y carga en el tiempo, a través de un LVDT y una célula de carga, respectivamente. Las muestras de la pizarra en estudio, presentan unas dimensiones de 84 x 200 mm y fueron previamente equilibradas en el laboratorio de humedad relativa y temperatura controlada, logrando una HR entre 40 y 50% en una temperatura aproximada de 22°C. El montaje experimental se muestra en la Figura 2.13.



Figura 2.13 Montaje experimental para la determinación del módulo de elasticidad de la pizarra (testigo de 84mm de diámetro por 200 mm de altura)

El módulo de Young ha sido calculado a partir del ensayo más representativo durante el primer ciclo de descarga, como se indica en la Figura 2.14, resultando $E=2157$ MPa. Aunque parezca un valor un poco bajo para este tipo de roca, es importante recordar que se trata de una pizarra cuarcítica en estado fracturado y son esos defectos o grietas las que afectan sus propiedades en comparación con un material sano, en este caso, reduciendo la elasticidad. A modo de comparación, la compresibilidad de un material de grava más rígido (la caliza de Garraf) que la pizarra en estudio, fue modelado satisfactoriamente por (Tapias, 2016) con un $E=6800$ MPa.

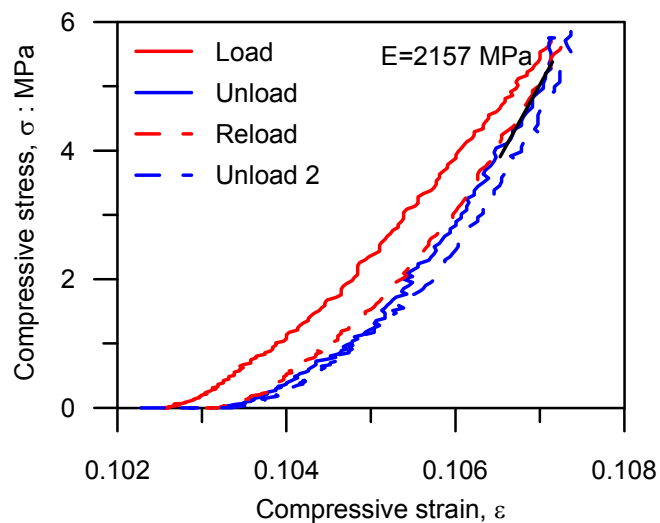


Figura 2.14 Medición del módulo de Young del material (muestra de 84mm de diámetro por 200 mm de altura)

2.2.6 Difusividad de vapor en la roca

Con la finalidad de conocer cómo ocurre físicamente la transferencia de vapor y líquido en el material en estudio, se determinó el coeficiente de difusividad de vapor D_w , realizando un experimento con control de humedad relativa en una muestra del material objeto de esta investigación con la misma granulometría usada en los ensayos edométricos $d_{max}=8\text{mm}$, previamente compactada dentro de la célula edométrica de 150mm de diámetro.

La prueba consistió en incrementar la humedad relativa existente en la roca desde aproximadamente 40% hasta el valor obtenido mediante una solución de NaCl calibrada para alcanzar una HR=85% (Romero, 2001). Este procedimiento se realizó mediante la técnica de transferencia de vapor, según el montaje propuesto por (Oldecop, 2000) que se explicará al detalle en el siguiente apartado.

La Figura 2.15 ilustra la evolución temporal de la humedad relativa y la masa de agua transferida durante el ensayo realizado. En este caso, se muestran los valores a partir de 3 días de haber iniciado la circulación de vapor, debido a que fue el momento en el que se empezaron a notar cambios apreciables de incremento en la humedad relativa.

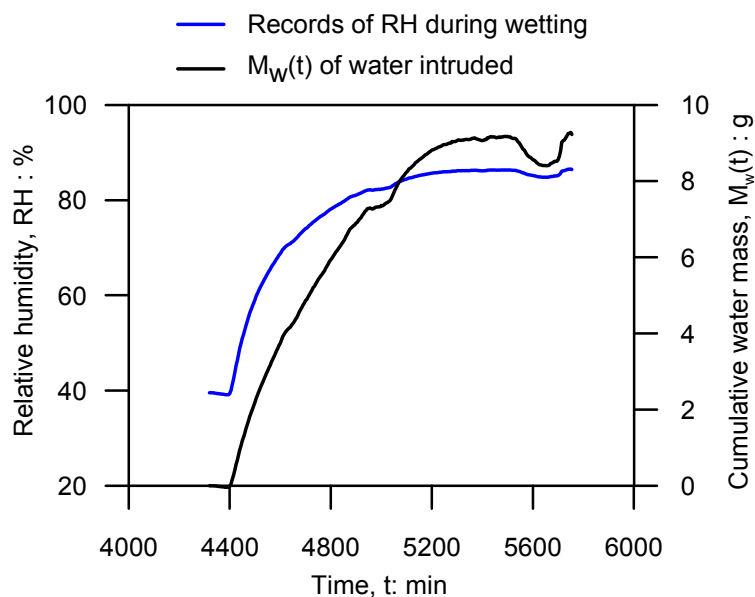


Figura 2.15 Difusividad del vapor en una muestra de pizarra. Mediciones de humedad relativa y transferencia de masa de agua en el tiempo durante el proceso de hidratación desde la HR ambiental hasta la HR=85%

Para el cálculo del coeficiente de difusividad, en este apartado se ha acudido a la interpretación de datos experimentales a través de la teoría de flujo unidimensional en suelos no saturados, específicamente mediante la ecuación derivada de (Gardner, 1956), en la que se asume una permeabilidad no saturada constante durante las etapas de variación de succión. La cantidad de masa de agua instruida/extraída, $M_w(t)$, a un tiempo determinado t se expresa de la siguiente manera:

$$M_w(t) \approx M_{w0} \left[1 - \frac{8}{\pi^2} \exp\left(-\frac{\pi^2 D_w t}{4L^2}\right) \right] \quad (3.5)$$

Donde M_{w0} es la masa total de agua transferida en una etapa de succión y L es la longitud de drenaje. Para mayores detalles remitirse a (Gardner, 1956; Vicol, 1990).

En este caso, no se logró un ajuste satisfactorio de los datos experimentales con el modelo, por lo cual se decidió obtener D_w de la pendiente que mejor ajustara la curva de la evolución temporal de $\ln[(1-M_w(t)/M_{w0})\pi^2/8]$, graficada con los datos obtenidos, como se muestra en la Figura 2.16. De esta forma, el coeficiente de difusividad para la muestra de pizarra, en etapa de humedecimiento, D_w , resultó igual a $5.7 \times 10^{-8} \text{m}^2/\text{s}$.

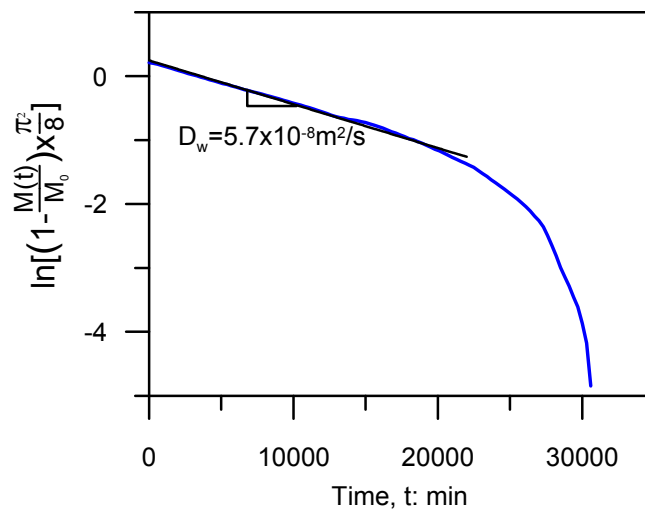


Figura 2.16 Cálculo de la difusividad del vapor en la pizarra durante la hidratación a través de los datos experimentales obtenidos

De manera similar al procedimiento descrito para la obtención de la difusividad de vapor durante el humedecimiento del material, se obtuvo el D_w para una trayectoria de secado, partiendo desde la saturación completa del material; resultando un valor más alto que el correspondiente al proceso de humedecimiento, lo cual es consistente con los registros reportados por otros autores como (Pineda et al., 2014), donde se refleja que durante el secado la difusividad de vapor es más eficiente que en la hidratación.

2.3 Equipos utilizados

En este apartado se dan a conocer los equipos de laboratorio que fueron diseñados y construidos, o bien, mejorados, automatizados y puestos a punto, para llevar a cabo la fase experimental más importante de la presente investigación.

Los dos equipos edométricos que se presentan junto con la nueva célula triaxial desarrollada, conforman la herramienta principal para el estudio del comportamiento del material a nivel fenomenológico (conjunto de granos); mientras que el equipo tipo brasileño se emplea en la investigación de la respuesta del material a nivel de partícula. En ambos casos, el control de la succión es fundamental, y se realiza mediante vapor o líquido.

2.3.1 Edómetro para escolleras de 300mm de diámetro con succión controlada

El edómetro de 300mm de diámetro desarrollado por (Oldecop, 2000) ha sido empleado en este estudio, para investigar la compresibilidad dependiente del tiempo de las escolleras y los efectos de la historia hidro-mecánica y del tamaño del agregado (Capítulo 3), específicamente en las trayectorias que involucran granulometrías de partículas de mayor tamaño máximo ($d_{\max}=40\text{mm}$).

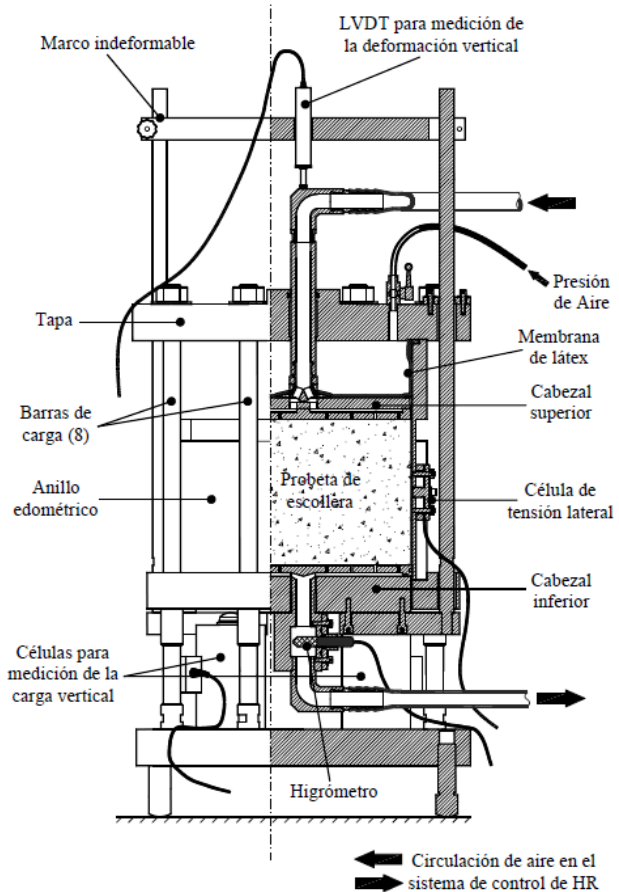
En la Figura 2.17a se muestra una fotografía del edómetro en marcha, para un ensayo saturado. El equipo está completamente automatizado, como se detalla en el esquema de la Figura 2.17b, la carga vertical se aplica a través de una entrada de aire comprimido en el cabezal superior y se puede adquirir una descripción completa del estado de tensiones dentro de la muestra mediante 3 células de carga de 70 kN colocadas su base, obteniéndose la diferencia de carga entre los extremos de la probeta. Las medidas de deformación vertical se realizan a través de un LVDT.

La célula cuenta con dos células de tensión lateral formadas por un puente de Wheatstone compuesto de cuatro galgas extensométricas, mediante las cuales se pueden obtener registros de las tensiones laterales radiales entre la probeta y la pared de la célula edométrica.

Por otra parte, el sistema para el control de succión se contempla a través del control de la Humedad relativa del vapor, donde las medidas son registradas a través de un higrómetro colocado en la salida de vapor de la muestra, tal y como se explica a continuación.



a)



b)

Figura 2.17. Fotografía del edómetro de 300mm de diámetro desarrollado por Oldecop (2000)

2.3.2 Sistema para el control de succión mediante el control de la HR del vapor

Este sistema fue diseñado por (Oldecop, 2000) para la celda edométrica presentada anteriormente y su técnica ha sido utilizada durante la presente investigación para adicionar control de succión mediante HR en distintos tipos de equipos y experimentos.

Como se ha explicado previamente, una de las técnicas desarrolladas para el ensayo de suelos no saturados (con bajo grado de saturación) consiste en el equilibrio de vapor o control de la humedad relativa, que toma como base que la presión parcial de vapor y la succión total pueden relacionarse a través de la ley psicrométrica (Coussy, 1995), siempre que se le permita al agua contenida en el poro del suelo alcanzar el equilibrio termodinámico con su vapor. Por lo tanto, es imprescindible contar con una solución de control calibrada que aporte la humedad relativa deseada al sistema; durante esta investigación, se ha trabajado con soluciones salinas de distinto tipo que han sido colocadas en un contenedor, que a su vez forma parte del circuito cerrado del montaje experimental.

La instalación consiste en una bomba de aire que impulsa el vapor presente en un envase que contiene la solución salina de control, desde la entrada del equipo hasta su salida por medio de un circuito exterior; este flujo de vapor se hace circular a través de la muestra, según el esquema de la Figura 2.18. En la salida del equipo se encuentra instalado un higrómetro cuya función es registrar la evolución temporal de la HR y temperatura.

(Oldecop, 2000) plantea las escolleras como un material de doble porosidad. Un primer conjunto de grandes vacíos queda determinado por los espacios entre partículas de roca y el segundo se refiere a los poros existentes en los granos de roca, de los cuales se tomarán en cuenta, para efectos de este contexto, únicamente los que se encuentren conectados con el primer grupo. Durante el funcionamiento del sistema de control de succión mediante HR, el transporte de vapor ocurre por advección en los vacíos de la escollera y por difusión en los poros de la roca (Figura 2.18).

En una trayectoria de mojado, dentro de la roca, el vapor de agua se condensa en los lugares en que el ancho del poro es menor que aproximadamente el doble del radio de curvatura de equilibrio de la interfase líquido-gas, como se observa en el esquema. Haciendo una analogía con los suelos, la curvatura de la interfase está relacionada con la succión matricial y ésta a su vez con la HR a través de la ley psicrométrica. Por el contrario, si se impone una trayectoria de secado, la solución salina debe presentar una HR menor que la existente en los poros de la roca.

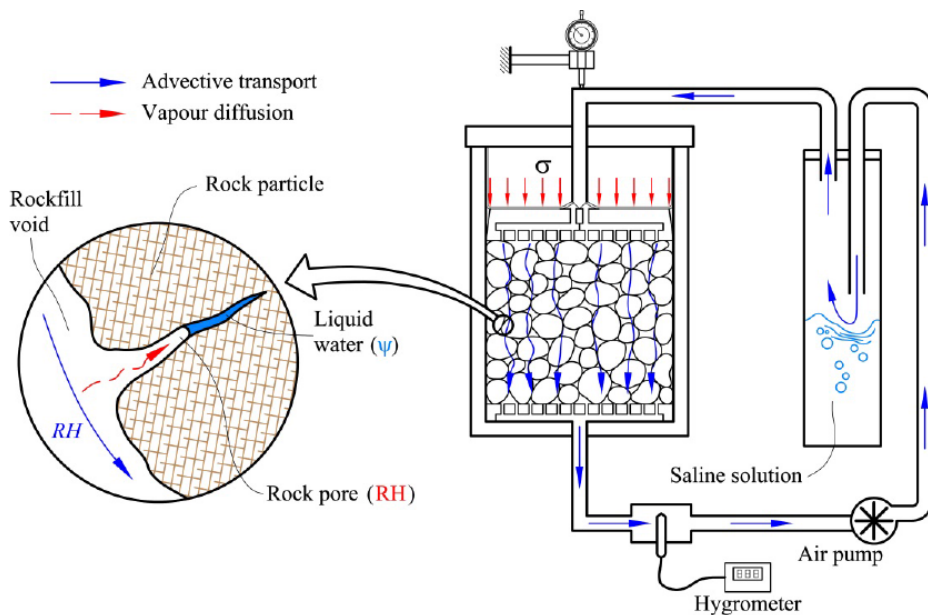


Figura 2.18. Esquema del sistema de control de humedad relativa (Oldecop, 2000)

En el momento en que se alcanza el equilibrio termodinámico, la HR es igual en todos los puntos de la fase gaseosa del sistema, razón por la que ya no puede ocurrir ningún transporte de vapor adicional. Por otra parte, durante el equilibrio, la succión total y la HR quedan relacionadas biunívocamente mediante la ley psicrométrica y pueden ser utilizadas de forma intercambiable como variables para medir el efecto del agua en el

comportamiento mecánico de la escollera. Los detalles adicionales pueden encontrarse en (Oldecop and Alonso, 2004).

2.3.3 Edómetro de 150mm de diámetro con succión controlada

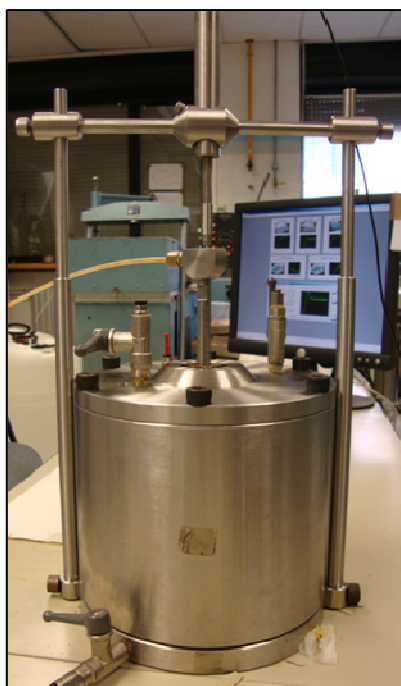
La mayor parte del programa experimental llevado a cabo en esta tesis se ejecutó en edómetros de 150 mm de diámetro, específicamente los ensayos correspondientes a muestras de granulometrías con tamaño máximo de grano $d_{\max}=20\text{mm}$ y $d_{\max}=8\text{mm}$. Las celdas existentes en el laboratorio pasaron por un proceso de revisión, automatización y puesta a punto, como se describe a continuación. Paralelamente, se construyeron 2 equipos adicionales con las mismas características, con el objeto de lograr generar una mayor cantidad de resultados, en un tiempo razonable.

El equipo está fabricado principalmente en acero inoxidable y en líneas generales consta de (Figura 2.19) un anillo edométrico de 150mm de diámetro, tapa y base del equipo edométrico, base y cabezal de la muestra con disco poroso para facilitar el flujo de agua/aire, un marco indeformable que funciona de soporte del transductor de desplazamiento (LVDT), un vástago vertical que además de desplazarse con la deformación de la probeta funciona como drenaje debido a que aloja en su interior una cavidad de comunicación entre la muestra y el exterior, y una membrana de caucho que funciona como receptora de la presión de aire aplicada y la transmite al cabezal superior de la muestra.

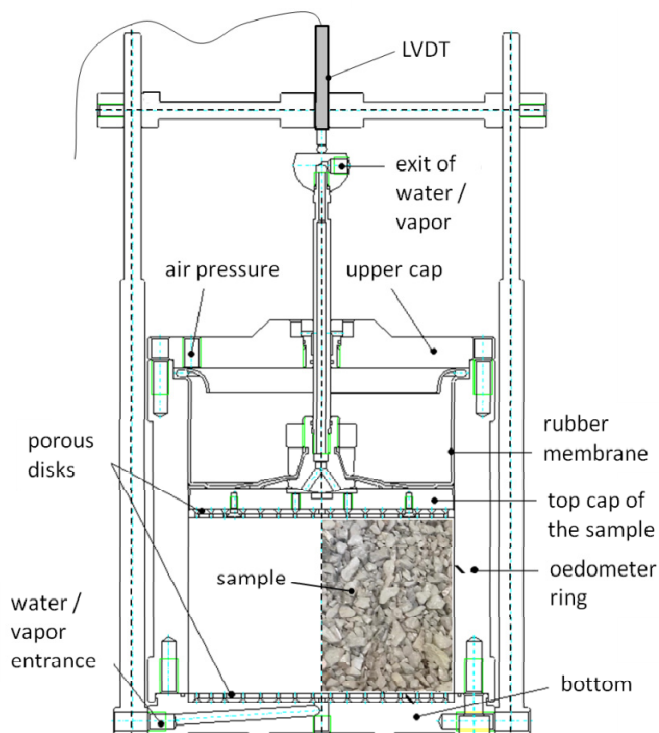
La carga vertical es aplicada mediante la línea de alta presión del sistema de aire comprimido del Laboratorio de Geotecnia de la UPC de 40MPa de capacidad, que pasa por un regulador de presión eléctrico *Proportion Air* que permite controlar la presión durante los ensayos; el flujo de aire se introduce en la célula a través de una conexión en la tapa del equipo e infla la membrana de caucho, que posteriormente aplica la presión deseada sobre el cabezal de la muestra; de esta manera se transmite la carga a la probeta.

El cabezal superior de la muestra se desplaza a medida que ocurre la deformación de la probeta, la cual se mide mediante el vástago vertical que sale al exterior de la célula y entra en contacto con el LVDT que se encarga de registrar los desplazamientos ocurridos durante las trayectorias. La parte inferior del vástago siempre se mantiene apoyada en el centro del cabezal, ya que forma parte del sistema de la membrana para la aplicación de la carga.

El equipo posee una entrada de flujo de líquido o vapor en la parte inferior de la base y una salida a través del extremo superior del vástago de desplazamiento vertical, por lo que, junto con los discos porosos superior e inferior, se logra crear un espacio destinado al control de succión mediante la HR del vapor, formando parte del circuito cerrado que se planteó en el esquema de la Figura 2.18. De igual forma, se puede realizar control de la succión mediante líquido, si se utilizan los canales de drenaje para la inundación.



a)



b)

Figura 2.19 Edómetro de 150mm de diámetro y 150mm de altura

Durante la presente investigación, se desarrolló la automatización completa del equipo, elaborando un software para controlar los ensayos y realizar la adquisición de datos, por lo que fue necesario diseñar y construir la caja electrónica y ensamblar todos los componentes para obtener el registro de los datos de forma óptima. En la Figura 2.20 se muestra la fotografía de la caja electrónica incluyendo todos los componentes necesarios, entre ellos: una tarjeta de adquisición de datos de *National Instruments*, modelo NI USB-6009 14 Bits de 8 canales y una fuente de alimentación de 24Vdc-1.3A.

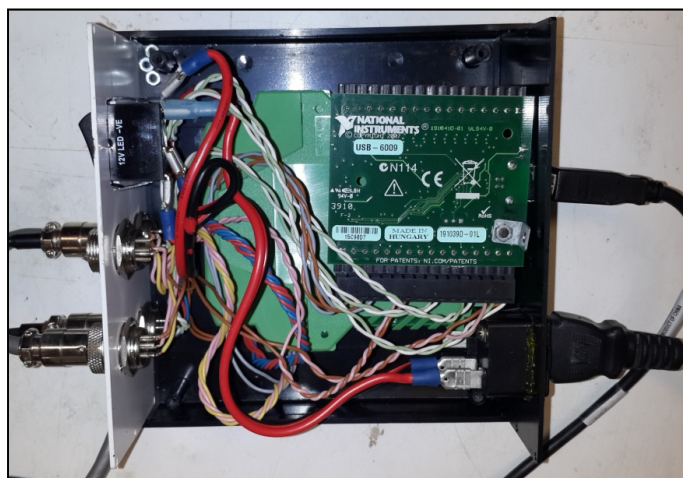


Figura 2.20 Caja electrónica de edómetro de 150mm de diámetro

La instrumentación consiste de 3 LVDTs de recorrido +/- 15 mm y un regulador de presión eléctrico *Proportion-Air* con rango entre 0 y 2.1 MPa y una precisión de 0.5% F.S. Este regulador eléctrico de presión de aire, tiene la ventaja de que es capaz de ir aumentando ó disminuyendo la presión a una velocidad controlada a través del software diseñado, por lo cual permite realizar ensayos con control de presión. En este sentido, las cargas pueden ser aplicadas por rampas y no únicamente en escalones, como ocurre en los ensayos edométricos convencionales.

Considerando indispensable lograr controlar la succión en la muestra, mediante líquido o vapor, se adquirió un higrómetro *vaisala*, para monitorizar continuamente la humedad relativa y temperatura durante los ensayos con control de humedad relativa. En cuanto al control de la succión por medio de la actividad del líquido, se explicará detalladamente en el Capítulo 4.

2.3.4 Tracción diametral entre placas con succión controlada

Con la finalidad de complementar el estudio del efecto de la humedad relativa y la actividad del líquido en el comportamiento de la pizarra, se realizaron ensayos a nivel de partícula, entre ellos, los de tracción diametral entre placas.

El equipo utilizado es el mismo que se emplea en los ensayos de tipo brasileño, con algunas adaptaciones añadidas con el fin de poder controlar la succión en la probeta. Como se muestra en la Figura 2.21. La pieza principal adicional es una cámara de metacrilato con 2 válvulas, que pueden funcionar como entrada y/o salida de vapor o líquido; de esta manera se permite el control de succión mediante la HR del vapor o la actividad del líquido. Más adelante, en los Capítulos 4 y 5 se explicará con más detalles el funcionamiento del nuevo sistema y los distintos tipos de trayectorias aplicadas y se mostrarán esquemas más completos. En la fotografía se observa el ensayo preparado para control de humedad relativa, donde ésta es impuesta por la solución salina contenida en el recipiente conectado a la entrada del equipo. El vapor es impulsado por una bomba y la humedad relativa es medida por un higrómetro a la salida de la cámara, completando el sistema de la Figura 2.18

Todos los ensayos se realizaron en una prensa con control de desplazamiento de 5 Ton de capacidad y se utilizó un programa de adquisición de datos para la obtención de los registros en tiempo real; a su vez, las medidas de carga y desplazamiento fueron tomadas mediante una célula de carga y un LVDT respectivamente, mientras que la humedad relativa y temperatura fueron medidas mediante un higrómetro.

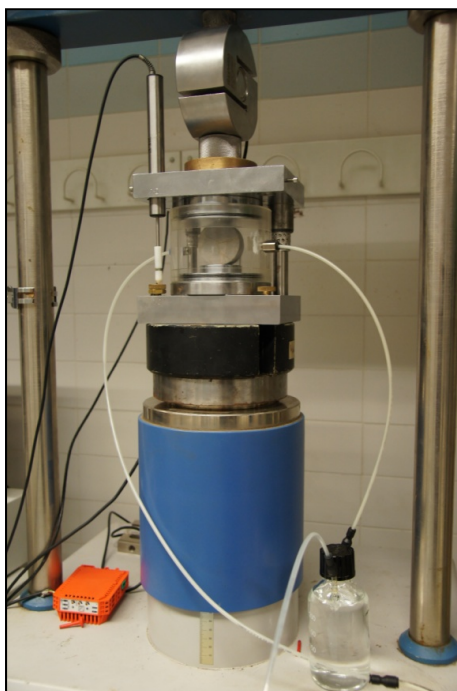


Figura 2.21 Tracción diametral entre placas con control de succión

2.3.5 Triaxial para agregados gruesos de 200x400mm con succión controlada

A lo largo de los últimos años se ha hecho un gran esfuerzo por estudiar el comportamiento del material de escollera, escalado como grava, dentro del Laboratorio de Geotecnia de la UPC. En cuanto a la respuesta triaxial bajo succión controlada se cuenta con un equipo muy completo construido para tal fin durante las investigaciones de (Chávez, 2004; Chávez et al., 2009). La célula triaxial desarrollada generó buenos resultados y logró sacar adelante importantes investigaciones sobre distintos materiales como la caliza de Garraf (Ortega, 2008) y la pizarra de Lechago, objeto de este trabajo. Sin embargo, el equipo resultaba poco práctico en cuanto a su manipulación y montaje debido a su tamaño, al recurso humano necesario y a la instrumentación interna utilizada; haciendo complicada la elaboración de los ensayos, la interpretación de los resultados y su planificación en el tiempo.

Una parte importante enmarcada dentro de la presente investigación, consistió en diseñar y construir un equipo triaxial para escolleras con capacidad de alcanzar una presión de cámara hasta 4 MPa, con unas dimensiones de probeta de 200x400mm, que a su vez fuera manejable en cuanto a su tamaño y practicidad y que permitiese la posibilidad de obtener la mayor cantidad de información posible de la muestra durante el ensayo, sin necesidad de invertir una cantidad excesiva de tiempo, ni espacio dentro del equipo mediante el uso de instrumentación interna. Sin estar dispuestos a renunciar a una buena calidad en los resultados a obtener, surgió la propuesta de utilizar un sistema de palpadores radiales para medir la deformación de la muestra. Este novedoso sistema, implementado por primera vez por (Mora, 2016) para muestras de arcilla en un equipo isotrópico mucho más pequeño, consiste en una serie

de instrumentos en contacto directo con la membrana de neopreno que confina el material, cuyo objetivo es transmitir los desplazamientos generados durante los ensayos a unos LVDTs ubicados externamente. En este caso, las mediciones se toman en 12 puntos de la probeta ubicados en 3 anillos diametrales que se encuentran a distintas alturas.

Los detalles del equipo junto con esquemas y fotografías serán explicados en el Capítulo 7, que está dedicado específicamente a todo lo relacionado con este tema, desde su inicio hasta los resultados alcanzados.

El proyecto del nuevo triaxial para agregados gruesos, fue llevado a cabo durante esta tesis. El equipo fue terminado y puesto en marcha, generando muy buenos resultados y cumpliendo con los objetivos iniciales propuestos.

El control de succión se realiza a través de líquido o vapor; el primero mediante la inundación de la muestra con distintas soluciones salinas (ver Capítulo 4) y el segundo de acuerdo con la técnica de control de HR del esquema de la Figura 2.18.

La carga vertical se aplica por medio de una prensa Instron de una capacidad de 200 Ton, que permite tanto el control de deformación, como de carga. La presión de cámara es suministrada por el sistema de aire comprimido del Laboratorio de Geotecnia de la UPC y controlado por un regulador de presión eléctrico *Proportion Air*. Paralelamente, se cuenta con la automatización del sistema, en el que se cuenta con una serie de sensores que registran mediciones de presión, carga, deformación radial medida en 12 puntos de la muestra, deformación vertical y humedad relativa.

2.4 Resumen y conclusiones

Con la finalidad de estudiar el comportamiento hidro-mecánico de las escolleras a nivel fenomenológico y de partícula, se seleccionó como material de ensayo la pizarra cuarcítica fracturada utilizada para la construcción de los espaldones de la Presa de Lechago. Una de las razones de esta elección, radica en que se cuenta con un conocimiento previo de su caracterización y respuestas edométrica y triaxial, publicado por otros autores de la UPC.

Se llevaron a cabo una serie de ensayos de caracterización de la roca con el objeto de complementar la información preliminar recopilada y medir físicamente distintos parámetros mecánicos e hidráulicos necesarios para el avance en la interpretación de su comportamiento, entre los más importantes se destacan: resistencia a tracción en discos saturados, curva de retención, porosimetría de mercurio MIP, permeabilidad saturada, módulo de elasticidad y difusividad de vapor.

Se explicó la metodología seguida en la fabricación de probetas empleadas para los ensayos fenomenológicos (edométricos y triaxiales), sus distintas distribuciones granulométricas y la forma de compactarlas y prepararlas; de la misma manera, se elaboró la descripción de la fabricación de las muestras en forma de disco, utilizadas en ensayos a nivel de partícula (resistencia a tracción).

Se demostró la importancia de la rotura de partículas durante la compactación inicial de las probetas y a pesar de ello, se consideró que para efectos de la presente investigación, será tomado como referencia la granulometría inicial de fábrica. Esta decisión fue tomada debido a las incertidumbres que reflejaron los procesos de compactación para los distintos casos, donde se observó la influencia de una serie de factores que podrían estar afectando los resultados, entre ellos: las relaciones entre diámetro de la célula y tamaño máximo de partícula, y diámetro del martillo y tamaño máximo de grano. Dentro de este contexto, se plantea para futuras investigaciones la elaboración de un plan sistemático de fabricación de probetas que reduzca considerablemente la variabilidad de los datos, con el fin de estudiar la rotura de granos a partir del nuevo estado post-compactación.

Se presentaron los distintos equipos de laboratorio empleados en el transcurso de esta investigación, aunque quedó señalado que las técnicas experimentales adoptadas se explican con mayor detalle en el capítulo que corresponda, así como la profundización en la descripción y funcionamiento del nuevo equipo triaxial (Capítulo 7). Dichos equipos se resumen en: edómetros para agregados gruesos de 300mm y 150mm de diámetro, triaxial de escolleras para muestras de 200x400mm y equipo brasileño; todos ellos con control de succión.

Como método principal para controlar la succión, se optó por el uso del control de la humedad relativa del vapor planteado por (Oldecop, 2000), que posteriormente se compara con el control de succión mediante líquido, que se explica detalladamente en el Capítulo 4.

2.5 Referencias

- ASTM:D3967-95a, 1995. Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens, Annual Book of ASTM Standards. West Conshohocken. doi:10.1520/D3967-95A
- Cardoso, R., Romero, E., Lima, A., Ferrari, A., 2007. A Comparative Study of Soil Suction Measurement Using Two Different High-Range Psychrometers. *Exp. Unsaturated Soil Mech. Springer Proc. Phys.* 112, 79–93.
- Chávez, C., 2004. Estudio del Comportamiento Triaxial de Materiales Granulares de Tamaño Medio con Énfasis en la Influencia de la Succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Chávez, C., Alonso, E., 2003. A constitutive model for crushed granular aggregates wich includes suction effects. *Soils Found.* 43, 215–227.
- Chávez, C., Romero, E., Alonso, E.E., 2009. A Rockfill Triaxial Cell with Suction Control. *Geotech. Test. J.* 32, 101590. doi:10.1520/GTJ101590
- Coussy, O., 1995. *Mechanics of porous continua.* John Wiley Sons Ltd. Chichester.
- Gardner, W.R., 1956. Calculation of capillary conductivity from pressure plate flow data. *Soil Sci. Soc. Am. Proc.* 20 3, 317–320.
- Hoffmann Jauge, C.A., 2005. Caracterización hidromecánica de mezclas de pellets de bentonita. Estudio experimental y constitutivo. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya.
- Hudson, J.A., Harrison, J.P., 2007. *Engineering Rock Mechanics: An Introduction to the Principles.*
- ISRM, 1978. Suggested methods for determining tensile strength of rock materials. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech.* 15.
- Marachi, D., Chan, C.K., Bolton, S.H., Duncan, J.M., 1969. Strength and deformation characteristics of rockfill materials. Rep. No. TE-69-5. Berkeley, CA, USA.
- Mora, R., 2016. Efectos de la microestructura en el comportamiento hidromecánico de suelos compactados. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.
- Oldecop, L.A., Alonso, E.E., 2001. A model for rockfill compressibility. *Géotechnique* 51, 127–139.
- Oldecop, L., Alonso, E., 2007. Theoretical investigation of the time-dependent behaviour of rockfill. *Géotechnique* 58, 765–769.
- Oldecop, L., Alonso, E., 2004. Testing rockfill under relative humidity control. *ASTM Geotech. Test. J.* 27, 11847.
- Ortega, E., 2008. Comportamiento de materiales granulares gruesos. Efecto de la succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica

Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.

- Pineda, J., Alonso, E.E., Romero, E., 2014. Environmental degradation of claystones. *Géotechnique* 64, 64–82. doi:10.1680/geot.13.P.056
- Romero, E., 2001. Controlled suction techniques, in: W.Y.Y. Gehling & F.Schaid (Ed.), 4^o Simpósio Brasileiro de Solos Naô Saturados. Porto Alegre, Brasil, pp. 535–542.
- Romero, E., Alonso, E.E., Hueso, O., 2005. Effect of water composition on rockfill compressibility. *Proc. 16th Int. Conf. Soil Mech. Geotech. Eng. 3*, 1913–1916.
- Romero, E., Gens, A., Lloret, A., 1999. Water permeability, water retention and microstructure of unsaturated compacted Boom clay. *Eng. Geol.* 54, 117–127.
- Tapias, M., 2016. Particle model for crushable aggregates which included size, time and relative humidity effects. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Tapias, M., Alonso, E.E., Gili, J.A., 2015. A particle model for rockfill behaviour. *Géotechnique* 65, 975–994.
- UNE-EN 933-3:2012, 2012. Ensayos para determinar las propiedades geométricas de los áridos. Parte 3: Determinación de la forma de las partículas. Índice de lajas.
- van Genuchten, M.T.T., 1980. A Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils¹. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 44, 892. doi:10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x
- Vicol, T., 1990. Comportement hydraulique et mécanique d'un solfin non saturé: Application à la modélisation. PhD Thesis. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France (in French).

3

COMPRESIBILIDAD DEPENDIENTE DEL TIEMPO DE LOS AGREGADOS GRUESOS. EFECTOS DE LA HISTORIA HIDRO-MECÁNICA Y TAMAÑO DEL AGREGADO

Una de las dificultades más relevantes en el estudio del comportamiento de las escolleras radica en la incapacidad de realizar ensayos de laboratorio o campo en muestras de tamaño original. Aunque muchos han sido los esfuerzos en construir equipos de gran tamaño, con el tiempo se ha desistido de la idea, considerándola poco factible. A pesar de las limitaciones señaladas, (Oldecop and Alonso, 2013) explican que las investigaciones de laboratorio han permitido profundizar en el entendimiento, al menos cualitativamente, de los fenómenos físicos y químicos que influyen en la mecánica de las escolleras.

Como se ha explicado anteriormente, el comportamiento mecánico de este material puede resumirse en dos características de gran relevancia: las deformaciones de colapso bajo incrementos de humedad y las deformaciones a largo plazo. En ambos casos, se ha podido constatar experimentalmente la gran influencia de la rotura de partículas, además de su reacomodo.

El presente capítulo se centra en el estudio del proceso de deformación dependiente del tiempo percibido desde un punto de vista macroscópico, sobre la base teórica que explica, a nivel microscópico, cómo la propagación de grietas genera una sucesión de roturas de granos produciendo pequeños incrementos de deformación.

Específicamente, esta fase de la investigación surge de la necesidad de evaluar más sistemáticamente la compresibilidad dependiente del tiempo de los agregados gruesos, enfocándose en los efectos de escala e historia de tensiones y succión, considerados para este caso como una relación de sobreconsolidación, OCR.

3.1 Estudios previos

El comportamiento dependiente del tiempo de las escolleras ha sido investigado en campo y laboratorio desde hace años. (Oldecop and Alonso, 2013) hicieron una recopilación de varios de estos estudios y agregaron los aportes realizados dentro de la Universidad Politécnica de Cataluña en esta materia, donde se ha trabajado principalmente con el material de pizarra proveniente de la presa de Lechago, iniciándose con (Oldecop, 2000) y continuando hasta la actualidad, con la presente investigación.

A continuación se resume lo expuesto por (Oldecop and Alonso, 2013) respecto a las observaciones de campo y experimentales y por otra parte, se realiza una breve introducción comparativa sobre la relación de sobreconsolidación OCR en suelos y en escolleras.

3.1.1 Observaciones de campo y experimentales

Las deformaciones dependientes del tiempo constituyen un tema de gran importancia en problemas geotécnicos, donde el comportamiento a largo plazo posee particular interés, tanto en el diseño y construcción de presas de escollera como en pedraplenes. Estas estructuras presentan deformaciones diferidas, que tienden a depender linealmente del logaritmo del tiempo, quedando representado mediante la forma (Charles, 1989; Sowers et al., 1965):

$$s = \alpha' H \text{Log} \left(\frac{t}{t_r} \right) \quad (3.1)$$

donde s es el asentamiento acumulado entre los instantes t' y t , H es la altura del relleno y α' es un parámetro. En (Oldecop and Alonso, 2013) se explica que el origen del tiempo para la Ecuación (3.1) no tiene significado físico, así que el tiempo inicial ha sido adoptado de maneras diferentes dependiendo de cada autor. Por ejemplo, (Charles, 1989) ha utilizado la fecha de finalización de construcción y ha determinado los valores de α para los registros de asentamientos desde diferentes alturas de *cross-arm* hasta el espaldón aguas abajo de dos presas de escollera de Reino Unido y los ha representado gráficamente en función de la tensión vertical (Figura 3.1).

La presa de Scammonden fue construida con escollera de arenisca y la de Llyn Brianne con escollera de lutolita, ambas con compactación pesada. Adicionalmente se muestran los registros de las presas de El Infiernillo, en México y Lechago, en España. La composición de la escollera de El Infiernillo consiste en un conglomerado de diorita con sílice y fue moderadamente compactada, mientras que la de Lechago, se refiere a una escollera de pizarra con partículas altamente triturables que fue colocada mediante compactación pesada.

Lo que puede concluirse de la Figura 3.1 es que para todos los casos, existe una tendencia de crecimiento del parámetro α con respecto a la tensión vertical efectiva.

Una expresión similar a la Ecuación (3.1) que describe el comportamiento observado experimentalmente en ensayos edométricos bajo tensión vertical constante, fue descrita por (Oldecop and Alonso, 2001):

$$\varepsilon = \lambda^t \text{Ln} \left(\frac{t}{t_r} \right) + \varepsilon^r \quad (3.2)$$

donde ε es la deformación vertical, λ^t es el índice de compresibilidad dependiente del tiempo calculado como $\lambda^t = d\varepsilon/d(\text{Ln } t)$ y ε^r es la deformación de referencia a un tiempo de referencia t' .

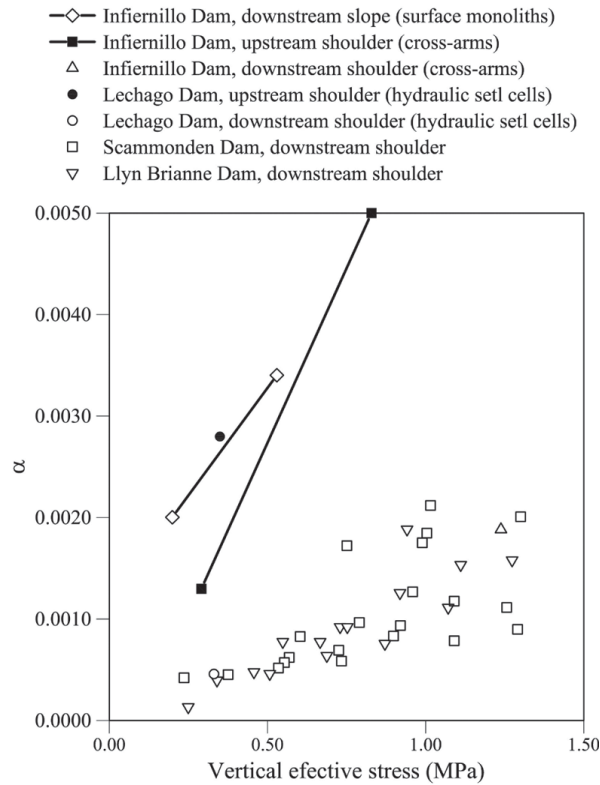


Figura 3.1 Valores de α derivados de los registros de asentamientos del *cross-arm* a diferentes alturas del espaldón aguas abajo de las presas de Scammonden and Llyn Brianne Dams (Charles, 1989), El Infiernillo (Marsal et al., 1976) y Lechago (Oldecop and Alonso, 2013)

Si se asume que los ensayos de laboratorio son representativos del comportamiento de campo, la Ecuación (3.1) podría ser relacionada con la Ecuación (1.1) por integración de la altura del relleno y α y λ^t obteniéndose la siguiente expresión:

$$\alpha = \frac{2.303}{H} \int_0^H \lambda^t dh \tag{3.3}$$

tomando como tiempo inicial, el instante en el cual es aplicado cada escalón de carga. Sin embargo, se ha observado un comportamiento diferente en la etapa inicial de la deformación, aproximadamente en las dos primeras horas después de la aplicación de la carga. (Oldecop and Alonso, 2001) nombraron *transient creep* a la primera fase y *normal creep* a la segunda.

Durante la etapa de *normal creep* el índice λ^t depende tanto de la tensión como de la succión total. Además, estudios experimentales sugieren que la línea de $\varepsilon-Lnt$ en la etapa de *normal creep* para cada pareja de valores de tensión-succión parece ser única, es decir, independiente de la historia del material (Oldecop and Alonso, 2001). La Figura 3.2 muestra la manera en que λ^t aumenta con la tensión y la fuerte dependencia de la pendiente de esta relación con la succión total, mediante datos experimentales recopilados de ensayos edométricos con control de humedad relativa. A succiones menores, mayor es el incremento de λ^t con la tensión.

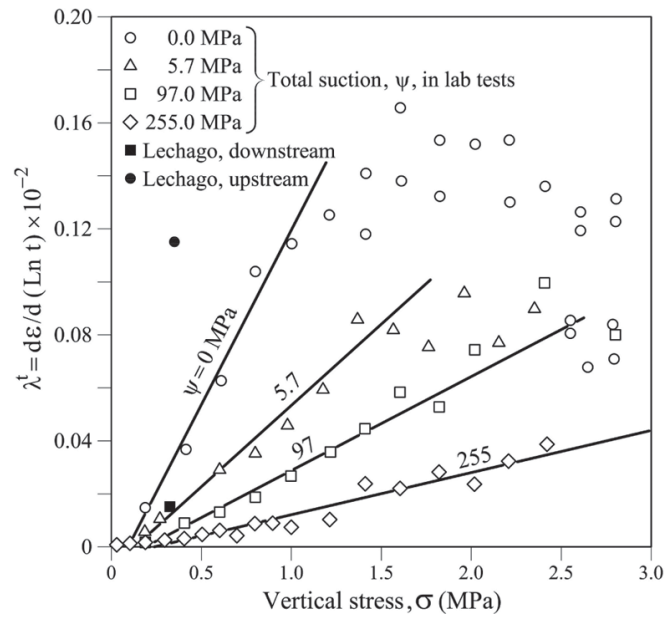


Figura 3.2 Índice de compresibilidad dependiente del tiempo, λ^t , medido en ensayos de compresión unidimensional en la escollera de pizarra de Lechago, bajo distintas condiciones de tensión - succión total (Oldecop and Alonso, 2013)

En cuanto a la fase de *transient creep*, el comportamiento depende también de la tensión aplicada y la succión, pero además de la historia del material. Dicha historia está condensada en la deformación volumétrica acumulada por el tiempo de aplicación del escalón de carga actual.

Los puntos correspondientes a la Presa de Lechago de la Figura 3.1, fueron incluidos en la Figura 3.2 (como 2.303 veces α). Es probable que el punto del espaldón aguas abajo estuviese en un estado más seco que el de aguas arriba. A pesar de que el llenado del embalse no estuvo completo al momento de las mediciones, el nivel freático aguas arriba se encontraba ubicado cerca del nivel de instrumentación. Los registros de campo, al igual que los de laboratorio, indican que el material es muy sensible a la humedad.

(Mesri et al., 1990) observaron un comportamiento interesante de la relación λ^t/λ para una variedad de materiales geotécnicos, que se ajusta en un rango notablemente estrecho de valores. En la Figura 3.3 se presenta esta relación para la pizarra de Lechago y adicionalmente para otro tipo de escollera con la misma distribución granulométrica, pero cuyo material corresponde a calizas, con partículas mucho más resistentes a la rotura, ensayadas en laboratorio por (Ortega, 2008). Ambos tipos de material presentan la misma tendencia; en ambos casos los especímenes más secos tienen una relación λ^t/λ que se aleja de la mayoría de los datos, siendo significativamente menores que los obtenidos con el material a bajas succiones. Lo cual es consistente con la idea de que existe una conexión entre las deformaciones dependientes del tiempo y el fenómeno de rotura de partículas, como se ha propuesto en el pasado por investigadores como (Sowers et al., 1965).

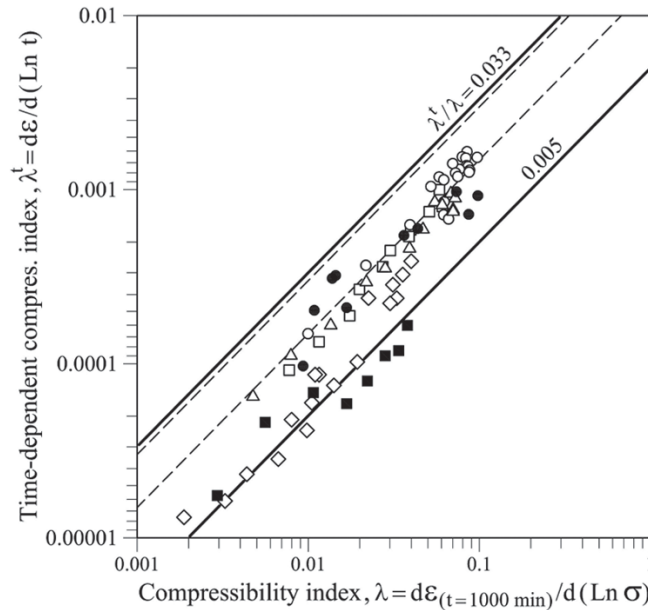


Figura 3.3 Índice de compresión dependiente del tiempo, λt , en función del índice de compresibilidad, λ , medido en ensayos de compresión unidimensional sobre la pizarra de Lechago y la caliza de Garraf, con la misma distribución granulométrica (Oldecop and Alonso, 2013)

3.1.2 Introducción sobre la relación de sobreconsolidación OCR

En lo que se refiere a los suelos, a través de la teoría de mecánica de suelos, se ha logrado explicar el comportamiento observado en campo, donde los estados normalmente consolidados presentan una mayor magnitud de asentamientos continuos en el tiempo que los estados sobre-consolidados.

Estudios tanto experimentales, como de campo, han demostrado que incluso pequeños incrementos en la relación de sobre-consolidación, OCR, son capaces de reducir significativamente las deformaciones dependientes del tiempo; como se señala en (Alonso et al., 2000). La Figura 3.4 muestra los resultados de varios ensayos experimentales realizados sobre arcilla natural en dicha investigación, en términos de la relación entre el índice de compresión secundaria C_α en estado sobreconsolidado y el valor de C_α en estado normalmente consolidado. Adicionalmente se comparan con los resultados obtenidos por (Ladd, 1971), encontrándose dentro del mismo rango de valores. Esta reducción de las deformaciones diferidas en las arcillas es una consecuencia de la disminución en la porosidad del suelo, lo cual obedece al rearrreglo de las partículas a una configuración más estable.

La dependencia de los asentamientos a largo plazo con el OCR es de ninguna manera una cuestión únicamente académica, ya que tiene una clara aplicación en el diseño mediante la pre-compresión como una técnica de mejoramiento del suelo.

En relación a las escolleras, las grandes estructuras construidas con este tipo de material, como son las presas, también experimentan asentamientos continuos en el tiempo que deben preverse en el proyecto. Sin embargo, estos movimientos lentos tienen un origen diferente al de los suelos, basándose en la rotura de las "partículas" (arena

gruesa, gravas y gravillas, bloques) de la escollera compactada. La cantidad de rotura de partículas se incrementa con la duración de la carga. De hecho, las deformaciones de colapso y diferidas de las partículas gruesas, comparten un mecanismo físico común destacable, que es el fenómeno de propagación sub-crítica de grietas en ambientes corrosivos (Oldecop and Alonso, 2001), estudiado por la mecánica de fracturas. La velocidad de propagación de fracturas depende de la dimensión inicial del defecto, de la intensidad y configuración de las cargas que recibe la partícula dentro del pedraplén, de la humedad relativa del ambiente y del tipo de roca. La dimensión inicial del defecto introduce un aspecto importante: el efecto escala. En efecto, la deformación diferida aumenta con el tamaño de las partículas.

A pesar de su relevancia práctica, se le ha prestado poca atención a las deformaciones dependientes del tiempo en los materiales granulares (escolleras), particularmente cuando se trata de los efectos del OCR. Este capítulo surge de la necesidad de evaluar más sistemáticamente la compresibilidad dependiente del tiempo de los agregados gruesos, enfocándose en los efectos de escala e historia de tensiones, considerados, para este caso, como una relación de sobreconsolidación, OCR. La pizarra cuarcítica triturada, fabricada con diferentes distribuciones granulométricas, fue sometida a ensayos edométricos con control de humedad relativa HR (o succión total) en dos equipos de grandes dimensiones, dependiendo del tamaño máximo de las probetas.

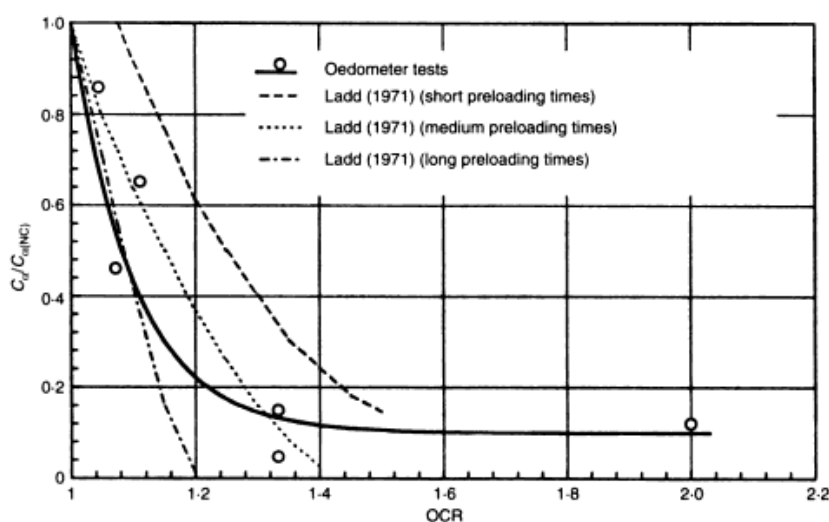


Figura 3.4 Reducción del coeficiente de compresión secundaria observado en ensayos edométricos sobre arcilla natural (Alonso et al., 2000)

3.2 Técnicas experimentales

3.2.1 Equipos desarrollados

Se ha llevado a cabo un programa de ensayos edométricos en dos equipos de diferente escala, dependiendo del tamaño máximo de partícula definido para cada muestra.

Las dimensiones de las células son de 300mm y 150mm de diámetro (para una explicación más detallada, remitirse al Capítulo 2). Las probetas fabricadas con $d_{\max}=40\text{mm}$ se ensayaron en la celda de 300mm de diámetro y aquellas con $d_{\max}=20\text{mm}$ y $d_{\max}=8\text{mm}$ en la celda de 150mm de diámetro.

Ambos equipos poseen un sistema de control de humedad relativa que utiliza la técnica de transferencia de vapor, impulsado por medio de una bomba de aire, según esquema propuesto por (Oldecop and Alonso, 2001), explicado en el capítulo anterior.

3.2.2 Preparación del material y montaje de probetas

El material utilizado en esta etapa de la investigación corresponde a la pizarra cuarcítica fracturada de origen cámbrico, utilizada para construir la presa de Lechago, cuya caracterización fue descrita en el capítulo anterior. La muestra fue extraída de un acopio cercano a la presa. Posteriormente, el material obtenido fue triturado mecánicamente en el laboratorio mediante trituradoras de mandíbulas de dos tamaños diferentes, para poder escalar los tamaños iniciales encontrados en campo.

Con el objeto de investigar el efecto tamaño, las probetas fueron fabricadas con tres distribuciones granulométricas diferentes. Los tamaños máximos de partícula fueron fijados en 40mm, 20mm y 8mm. En la Figura 3.5 se presentan las curvas de distribución granulométrica de fábrica y luego de la compactación y sus principales características, evidenciándose para las distribuciones iniciales, que la curva de $d_{\max}=40\text{mm}$ con $C_u=2.89 > 2$ es menos uniforme que las de $d_{\max}=20\text{mm}$ y $d_{\max}=8\text{mm}$, las cuales son prácticamente paralelas entre sí. Adicionalmente, la granulometría $d_{\max}=40\text{mm}$ tiene la mayor relación d_{\max}/d_{\min} de todos los especímenes ensayados ($d_{\max}/d_{\min}=16$), lo cual representa aproximadamente cuatro veces el d_{\max}/d_{\min} de las otras granulometrías.

La pizarra triturada posee un contenido de humedad inicial para todas las muestras se encuentra alrededor de $w=0.6\pm 0.1\%$ en equilibrio con la humedad relativa presente en condiciones de laboratorio ($\approx 50\%$) y fue compactada estáticamente en cuatro capas para el $d_{\max}=40\text{mm}$ dentro del anillo edométrico de 300mm de diámetro y en dos capas para las otras muestras dentro de la celda de 150mm de diámetro, usando un martillo Marshall con la finalidad de prevenir una rotura de partículas de gran magnitud durante los golpes.

En el capítulo anterior se presentó el resumen las características de las compactaciones realizadas según los tipos de ensayos y las propiedades de las muestras obtenidas al final. La energía de compactación aplicada fue aproximadamente la utilizada en el ensayo Proctor Estándar (584.3 kJ/m³). El índice de poros resultante fue $e_0=0.55\pm 0.03$ para $d_{max}=40\text{mm}$; $e_0=0.63\pm 0.03$ y $e_0=0.70\pm 0.03$ para $d_{max}=20\text{mm}$ y 8mm respectivamente.

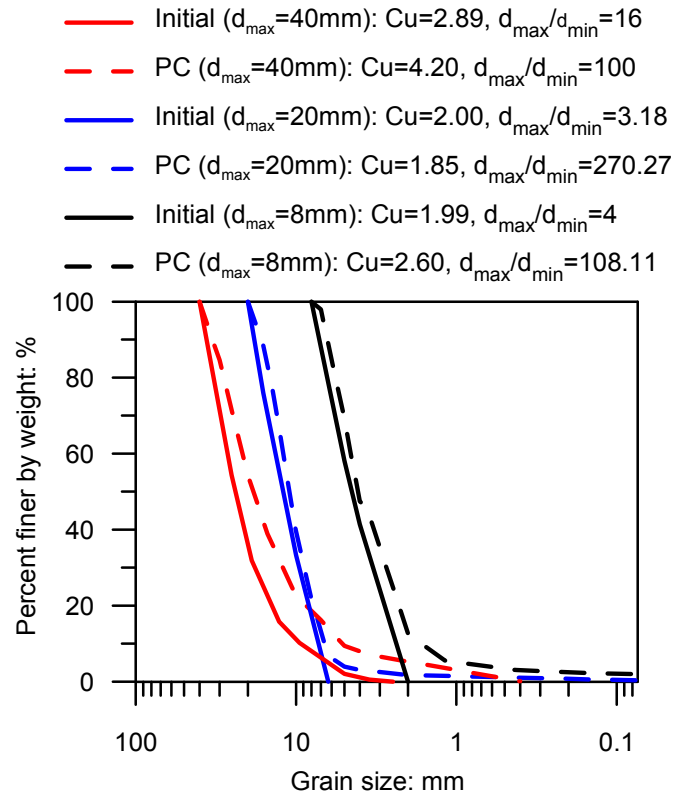


Figura 3.5 Distribución granulométrica inicial y post-compactación (PC) para los 3 tamaños máximos de partícula estudiados: $d_{max}=40\text{mm}$, 20mm y 8mm

Las curvas granulométricas post-compactación mostradas la Figura 3.5 reportan una gran rotura de partículas. Cabe recordar que la energía de compactación aplicada es absorbida por este tipo de material de dos formas: una porción en rotura de granos y otra en el reacomodo de dichos granos. Más adelante se analizarán los índices de rotura de partículas de todos los ensayos y el comportamiento fractal. Sin embargo, para aportar una explicación preliminar respecto a la rotura que ocurre durante la compactación, se empezó por analizar la relación entre diámetro de probeta y tamaño máximo de partícula y entre el diámetro de martillo y tamaño máximo de grano (Capítulo 2); siendo ésta última relación la que resultó establecer que el e se incrementa de forma logarítmica a medida que $\phi_{martillo}/d_{max}$ crece.

Se considera de gran importancia destacar dentro de este contexto, que la escollera pasa por varios estados de rotura, comenzando desde el momento en que se selecciona el material en campo y continuando con los procesos de trituración, compactación y finalmente los ensayos realizados en el laboratorio.

En la presente investigación se decidió referir las respuestas experimentales a conceptos granulométricos escogiendo como referencia la granulometría inicial de fábrica, de manera de hacer el estudio más sistemático y con menor incertidumbre que si se refiriera a la distribución post-compactación; a pesar de que se sabe que se genera una rotura de partículas importante durante esta fase. El principal motivo de esta decisión radica en que se ha demostrado la existencia de una gran cantidad de factores que influyen en la rotura de granos durante la compactación, como los diámetros de la célula, el martillo y las partículas, así como la relación entre ellos (Capítulo 2); y por lo tanto no se puede afirmar que sea un proceso controlado. Es por ello, que se ha trabajado normalizando las respuestas con la granulometría inicial de fábrica y no con la posterior a la compactación. En futuros trabajos sería interesante evaluarlo desde el momento de la post-compactación, siempre y cuando se ejecute una normalización adecuada del proceso en laboratorio, con el fin de evitar la variabilidad de los datos.

3.2.3 Trayectorias seguidas en los ensayos edométricos

El programa experimental se ha llevado a cabo en los dos tipos de celdas edométricas con control de succión, explicadas anteriormente y ha sido dividido en: ensayos mecánicos, identificados con la letra "M" y ensayos hidráulicos, con la letra "H".

3.2.3.1 Trayectorias Mecánicas

Los ensayos mecánicos involucran trayectorias de carga-descarga en estado saturado y a humedad relativa constante. La descripción de estas trayectorias se presentan en la Tabla 3.1 y se han graficado esquemáticamente en la Figura 3.6. Para cada ensayo, las condiciones iniciales de tensión y succión están representadas por el punto "0". Desde "0" hasta el punto "A" la succión total se ha impuesto mediante el sistema de control de humedad relativa o bien, inundando la muestra con agua pura.

La etapa de carga se desarrolla a succión constante desde el punto "A" hasta el punto "B" (tensión vertical máxima). En esta fase la muestra se encuentra en estado normalmente consolidado. La etapa de descarga (estado sobreconsolidado) se encuentra representada por el segmento "BC".

El programa seguido consistió en escalones de carga con un máximo de duración de 72 horas para los estados sobreconsolidados (etapas de descarga después de la pre-compresión) y 24 horas para condiciones normalmente consolidadas (etapas de carga).

Tabla 3.1 Descripción del programa de ensayos mecánicos (pre-compresión) realizado para los diferentes tamaños máximos de grano

Particle size (mm)	Test	Suction - vertical stress paths		
		Point Fig. 3.6	σ_v (MPa)	ψ (MPa)
40	M1	0	0.05	100
		A	0.05	0
		B	1	0
		C	0.25	0
	M2	0	0	100
		A	0	39
		B	1	39
		C	0.25	39
	M3	0	0	100
		A	0	160
		B	1	160
		C	0.25	160
20	M4	0	0	100
		A	0	0
		B	2.0	0
		C	0.5	0
	M5	0	0	100
		A	0	92
		B	2.0	92
		C	0.5	92
8	M6	0	0	100
		A	0.07	0
		B	2.0	0
		C	0.5	0
	M7	0	0	100
		A	0.07	39
		B	2.5	39
		C	0.5	39
	M8	0	0	100
		A	0.07	160
		B	2.5	160
		C	0.5	160

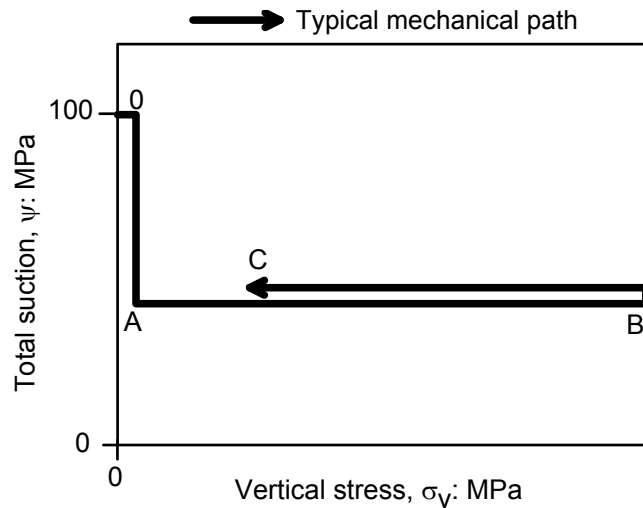


Figura 3.6 Trayectoria típica seguida en el espacio tensión - succión total bajo HR constante para los ensayos mecánicos de pre-compresion en estados normalmente consolidados.

3.2.3.2 Trayectorias Hidráulicas

Los ensayos hidráulicos han sido asociados con trayectorias de humedecimiento y secado a tensión vertical constante y se encuentran descritos en la Tabla 3.2 y representados esquemáticamente en la Figura 3.7. El punto "0" indica las condiciones iniciales del material (succión total, ψ y tensión vertical, σ). La trayectoria "0A" ilustra la etapa de carga bajo succión total constante en estado normalmente consolidado. Desde el punto "A" se inician los ciclos de humedecimiento y secado de la muestra a tensión vertical constante. Durante el humedecimiento "AB", se desarrollan grandes deformaciones de compresión (colapso) debido a la importante rotura de partículas que se genera al nivel de tensión ensayado. Cada etapa de estos ciclos toma al menos 72 horas. En el caso del camino de secado, desde "B" hasta "C" el período de tiempo es mucho más largo debido a que involucra, en primer lugar, el drenaje del agua que se encuentra dentro de la muestra, seguido de una fase de secado mediante el sistema de control de humedad relativa explicado anteriormente, en el cual una bomba de aire transfiere el vapor en un circuito cerrado desde un recipiente con una solución salina que impone la HR deseada hasta el interior de la muestra. El mínimo tiempo para que se cumpla este requerimiento, según los niveles de succión estudiados en esta investigación, resultó ser de 7 días.

Posteriormente, el espécimen se mantiene a HR constante durante otras 72 horas, con el objeto de llegar a una estabilización de la pendiente de la deformación vertical con el logaritmo del tiempo y lograr, de esta manera, comparar los resultados de la compresión secundaria con los de las otras condiciones.

Al culminar el proceso de secado mediante la técnica de transferencia de vapor, llegando a diferentes succiones totales, dependiendo del ensayo (entre 39 MPa y 256 MPa), el material se encuentra en un estado sobreconsolidado que ha sido inducido hidráulicamente (punto "C").

Tabla 3.2 Descripción del programa de ensayos hidráulicos (pre-humedecimiento) realizado para los diferentes tamaños máximos de grano

Particle size (mm)	Test	Suction - vertical stress paths		
		Point Fig. 3.7	σ_v (MPa)	ψ (MPa)
40	H1	0	0	160
		A	1	160
		B	1	0
		C	1	160
	H2	0	0	160
		A	1	160
		B	1	0
		C	1	39
	H3	0	0	160
		A	1	160
		B	1	0
		C	1	91
20	H4	0	0	100
		A	0	39
		B	2	39
		C	2	0
		D	2	39
		E	2	0
		F	2.5	0
8	H5	0	0	100
		A	2.0	100
		B	2.0	0
		C	2.0	100
		D	2.0	0
	H6	0	0	100
		A	0	256
		B	1.5	256
		C	1.5	0
		D	1.5	256

En el caso de los ensayos H4 y H5, las muestras fueron inundadas nuevamente con agua destilada con el propósito de observar si la deformación de colapso desarrollada era similar a la obtenida por primera vez, alcanzando el punto "D". Adicionalmente, para el ensayo H4 fue aplicado un escalón de carga de 2.5 MPa, excediendo la carga constante de 2.0 MPa a la cual se llevaron a cabo los ciclos de humedecimiento y secado.

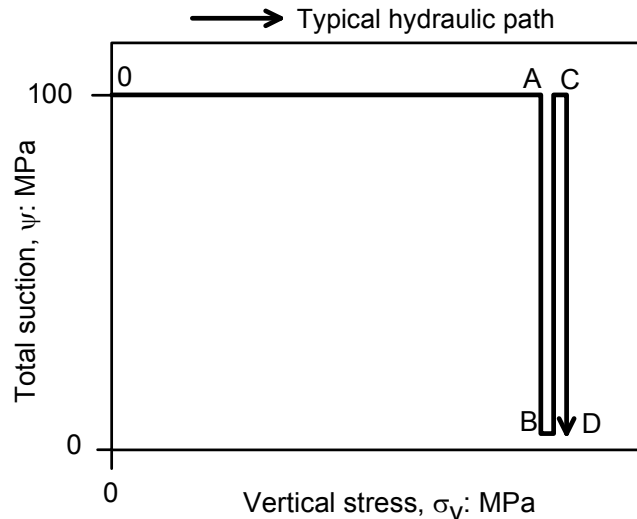


Figura 3.7 Trayectoria típica seguida en el espacio tensión - succión total bajo tensión constante para alcanzar el estado sobreconsolidado inducido hidráulicamente

3.3 Resultados experimentales

3.3.1 Efecto de la tensión vertical y del OCR en la compresibilidad a largo plazo

En lo concerniente a los ensayos de tipo mecánico, para cada distribución granulométrica estudiada, se han representado las curvas de compresibilidad, con sus respectivas evoluciones temporales de la deformación (bajo condiciones normalmente consolidadas), en las Figura 3.8, Figura 3.9, Figura 3.10 y Figura 3.11 se presentan los resultados de los ensayos: M1, M4, M5, M6 y M8; mientras que el resto se encuentra en el Anexo A.

La duración máxima por escalón en la fase de descarga se ha establecido de 72 horas y en la etapa de carga de 24 horas. La Figura 3.8a muestra la deformación volumétrica en función de la tensión para el ensayo M1, en el cual el espécimen con $d_{max}=40\text{mm}$ y $d_{max}/d_{min}=16$, fue saturado con agua destilada hasta alcanzar el punto "A" (Tabla 3.1 y Figura 3.6). La evolución temporal del cambio de volumen bajo un estado normalmente consolidado y saturado se presenta en la Figura 3.8b, donde la deformación que se produce inmediatamente luego de aplicar un incremento de carga, constituye la mayor parte de la deformación desarrollada durante el escalón de carga, que tiende a decrecer con la tensión de confinamiento, como se observa a continuación. Estas deformaciones instantáneas son seguidas por una deformación diferida sin una estabilización aparente. Un tipo de comportamiento similar ha sido observado por otros (Marsal, 1973; Montobbio, 2001; Nobari and Duncan, 1972; Oldecop and Alonso, 2013, 2007; Ramon et al., 2008; Sowers et al., 1965). A mayor tensión vertical se observa una compresibilidad dependiente del tiempo más elevada (los diferentes escalones de carga están indicados en la figura).

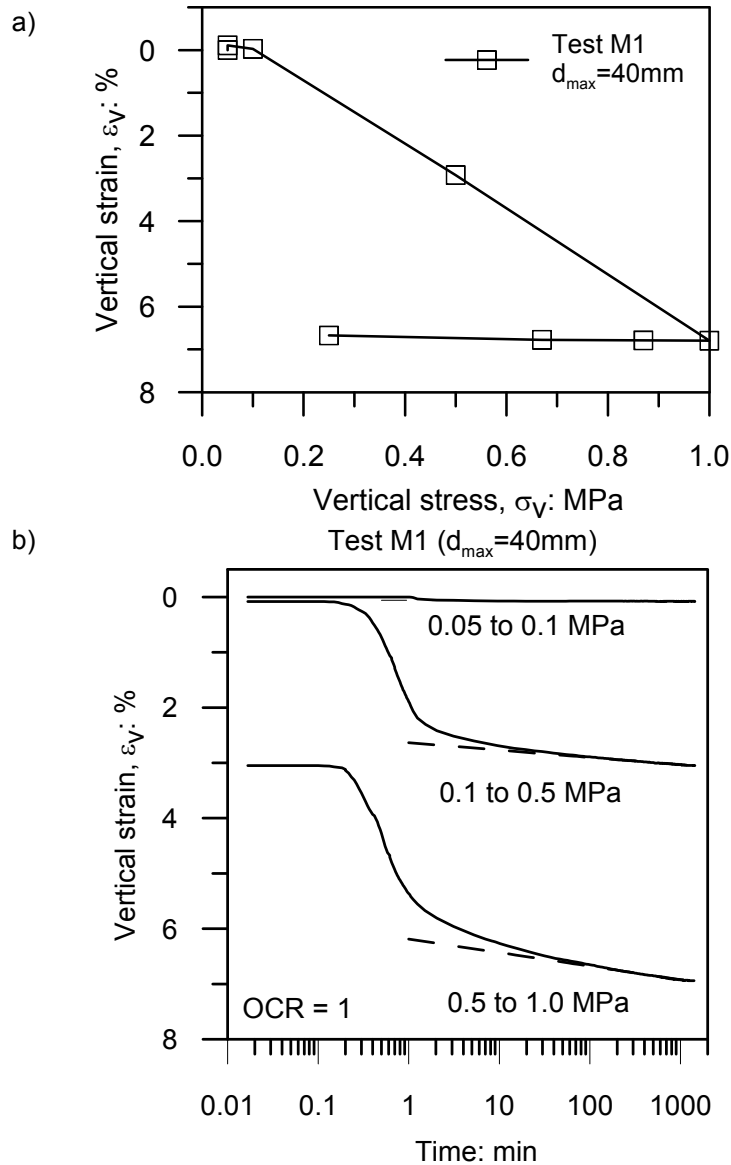


Figura 3.8 Resultados del ensayo M1 ($d_{max}=40\text{mm}$, $\psi=0$): a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.

La pendiente de la deformación volumétrica (ε_v) – log tiempo provee información para la determinación del índice de compresibilidad secundaria (dependiente del tiempo) conforme a la Ecuación (3.4), el cual fue calculado bajo condiciones normalmente consolidadas $C_{\alpha NC}$ y a diferentes succiones totales, para tiempos de referencia superiores a 100 min, desde el momento de aplicación de la carga.

$$C_{\alpha} = \frac{\Delta \varepsilon_v (1 + e_o)}{\Delta \log t} = - \frac{\Delta e}{\Delta \log t} \quad (3.4)$$

Paralelamente, la Figura 3.9a ilustra el comportamiento tensión-deformación para el ensayo M4, donde la muestra con $d_{max}=20\text{mm}$ y $d_{max}/d_{min}= 3.18$ fue saturada desde el inicio bajo una tensión vertical de 0.07MPa. En este caso, las descargas fueron realizadas con menores diferenciales de tensión con el propósito de estudiar la relación del índice de compresión secundaria C_{α} con el OCR.

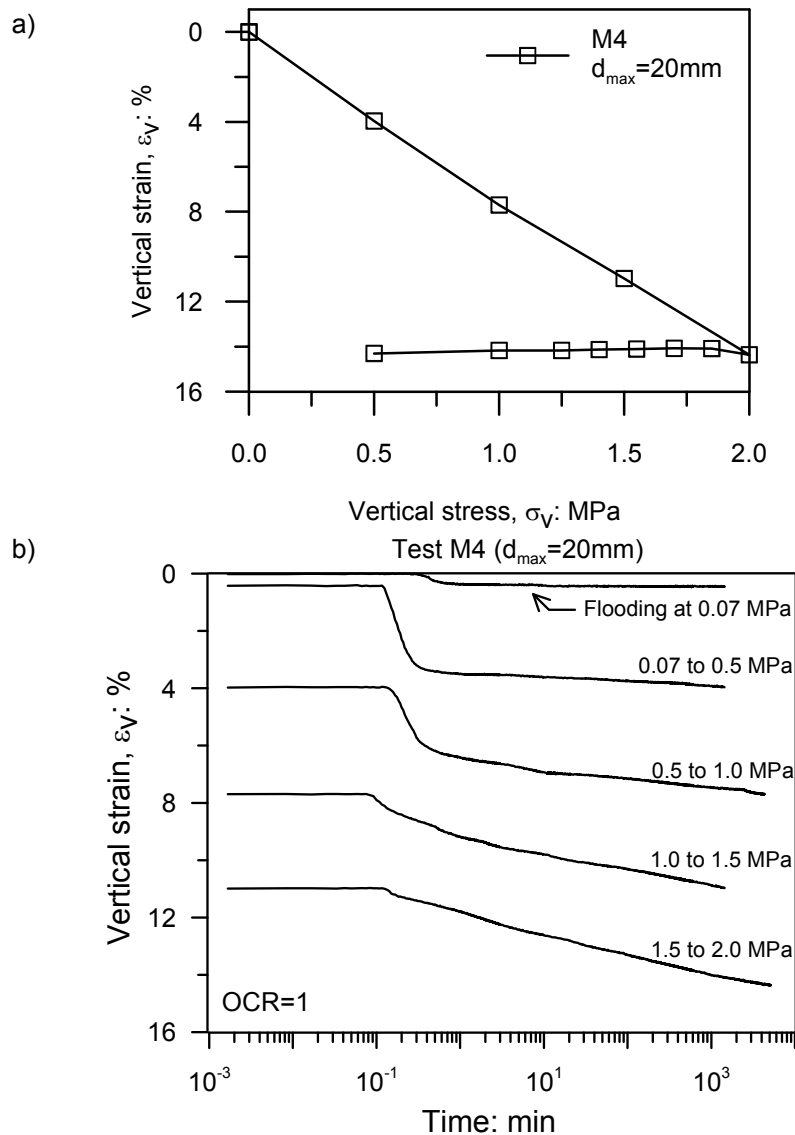


Figura 3.9 Resultados del ensayo M4 ($d_{\max}=20\text{mm}$, $\psi=0$): a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.

La evolución temporal de la deformación volumétrica correspondiente al ensayo M4 se muestran en la Figura 3.9b para $\text{OCR}=1$, donde se observa que las deformaciones instantáneas tienden a decrecer cuando la tensión de confinamiento se incrementa ($\geq \sigma_v = 1\text{MPa}$) y el comportamiento dependiente del tiempo se asemeja al obtenido del ensayo M1. Esta tendencia se mantiene para el resto de los resultados de los ensayos mecánicos.

Las principales características granulométricas del espécimen usado para el ensayo M5 son $d_{\max}=20\text{mm}$ and $d_{\max}/d_{\min}= 3.18$. La curva de compresibilidad se muestra en la Figura 3.10a. Desde el inicio del ensayo, la HR de la muestra se llevó al 50% (correspondiente a una succión total de 92 MPa) mediante el sistema control de HR por transferencia de vapor.

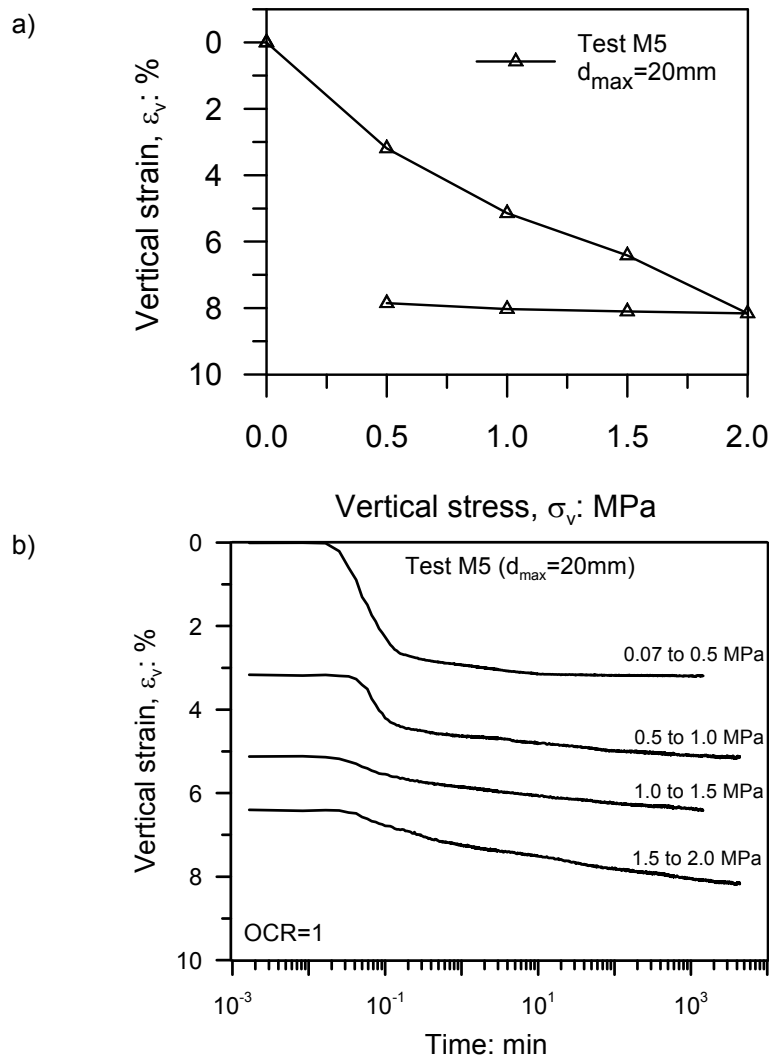


Figura 3.10 Resultados del ensayo M5 ($d_{max}=20mm$, $\psi=92$ MPa): a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.

Una vez alcanzado el equilibrio termodinámico, se iniciaron los incrementos de carga por escalones hasta llegar a un máximo de 2.0 MPa y posteriormente se llevó a cabo la etapa de descarga, manteniendo en todo momento la succión constante. La Figura 3.10b refleja los registros temporales de la deformación para el ensayo M5.

En lo que se refiere a tamaños menores de partícula, se cuenta los resultados obtenidos en los ensayos realizados a las muestras con granulometría $d_{max}=8mm$ y $d_{max}/d_{min}=4$. En la Figura 3.11 se puede observar una comparación entre el comportamiento registrado durante las pruebas M6 y M8, donde la principal diferencia radica en la succión bajo la cual fueron realizadas las trayectorias de carga y descarga (constante para cada ensayo) y la tensión máxima que se alcanzó en cada caso. En el ensayo M6 la muestra fue inundada desde el inicio con agua destilada, manteniéndose durante todo el ensayo una succión total $\psi=0$, equivalente a una HR=100%. En M8 se comienza equilibrando la HR a 30% ($\psi=160MPa$) y se mantiene constante durante todo el proceso.

En la Figura 3.11a se puede notar que la succión juega un papel fundamental en la compresibilidad del material, alcanzando valores mucho mayores cuando la muestra

ha sido saturada desde el inicio, M6, que en el caso donde la muestra se encuentra en un estado más seco, M8. Esta respuesta es consistente con una mayor velocidad de propagación subcrítica de grietas producidas en ambientes más corrosivos (donde existe una humedad relativa mayor), causando una mayor rotura de partículas; lo cual se traduce en una compresibilidad más alta a succiones menores.

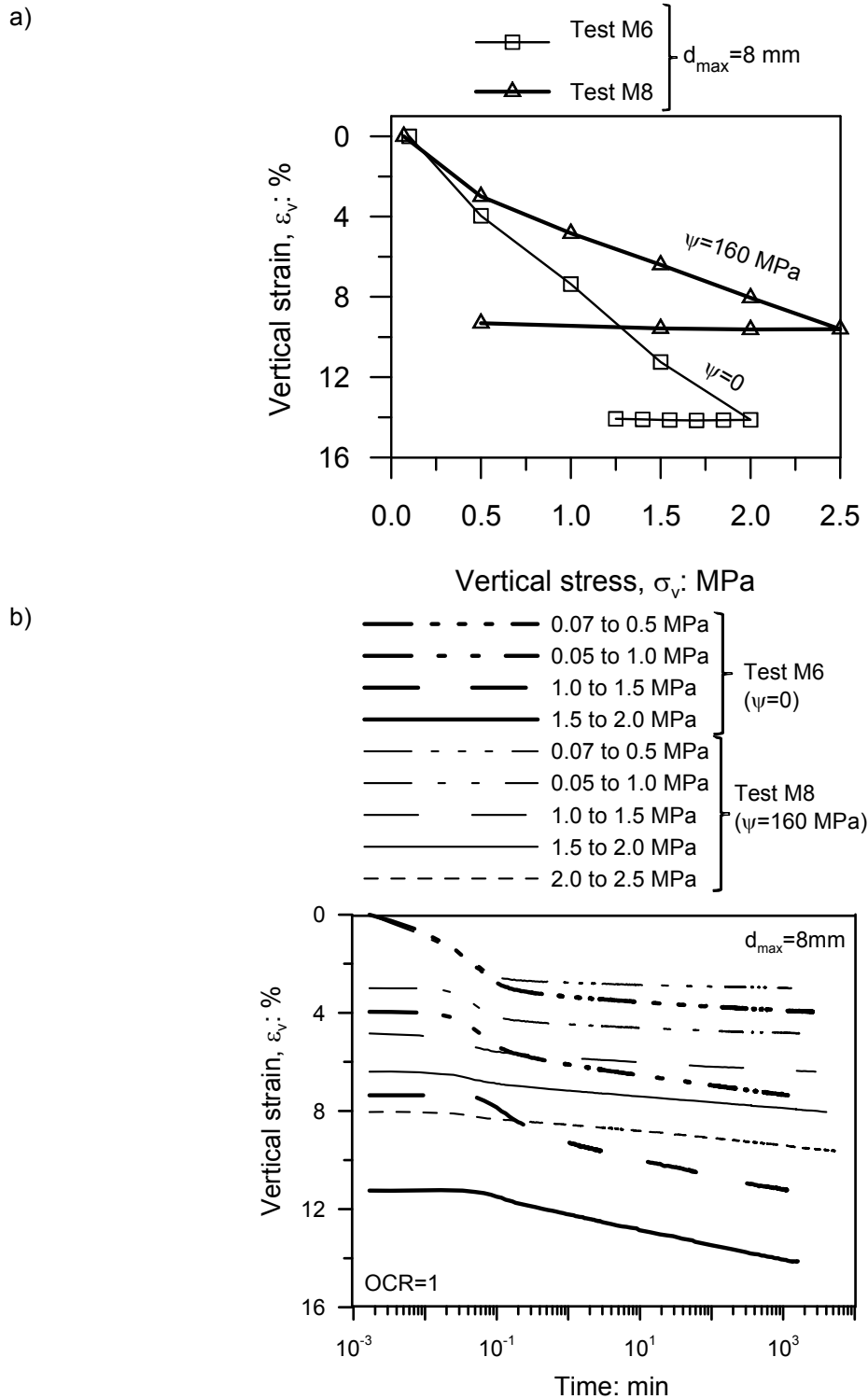


Figura 3.11 Comparación de los resultados de los ensayos M6 ($\psi=0$) y M8 ($\psi=160$ MPa) con $d_{max}=8$ mm: a) Cambio de volumen bajo condiciones saturadas en la trayectoria de carga-descarga. b) Evolución temporal de la deformación vertical en muestras saturadas normalmente consolidadas.

La comparación del cambio de deformación volumétrica en el tiempo entre los ensayos M6 y M8 puede observarse en la Figura 3.11b, donde igualmente se mantiene la tendencia antes mencionada; para cada escalón de carga, se observa que las pendientes son mayores en el caso saturado que en el seco, aunque cuando la carga es baja, la diferencia es menor y va creciendo a medida que ésta se incrementa. Igualmente sucede con la deformación instantánea; inmediatamente después de haber aplicado la carga, ambas deformaciones son muy similares, sin importar la succión a la cual estén sometidas y después de un período de tiempo (aproximadamente 6 segundos) es que inicia la separación de las deformaciones como (Oldecop, 2000).

3.3.2 Efecto de la tensión vertical, de la succión y del OCR en la compresibilidad a largo plazo

En lo que se refiere a los ensayos de tipo hidráulico, a continuación se ilustran los resultados de los ensayos H4 y H5 que se consideran los más completos; el resto se encuentra en el Anexo B.

La curva de compresibilidad del ensayo H4 se presenta en la Figura 3.12a con su respectivas evoluciones temporales de la deformación (bajo condiciones normalmente consolidadas) en las Figura 3.12b y c; donde se refleja la existencia de una etapa de compresión previa de carga por escalones bajo una succión constante de 39 MPa hasta alcanzar una tensión de 2 MPa, seguido de un colapso de $\Delta\varepsilon_v \approx 4\%$ durante el primer ciclo de humedecimiento bajo tensión constante en el que la muestra fue inundada con agua pura; esta importante deformación por compresión se debe al reacomodo de partículas y al incremento de la propagación de la velocidad subcrítica de grietas por el efecto corrosivo del agua que conlleva a la rotura de los granos. Hasta este momento se considera que el material se encuentra en estado normalmente consolidado. Posteriormente, durante el secado (desde $\psi=0$ hasta $\psi=39$ MPa) la muestra sufre una pequeña retracción volumétrica, alcanzando un estado sobreconsolidado hidráulicamente inducido.

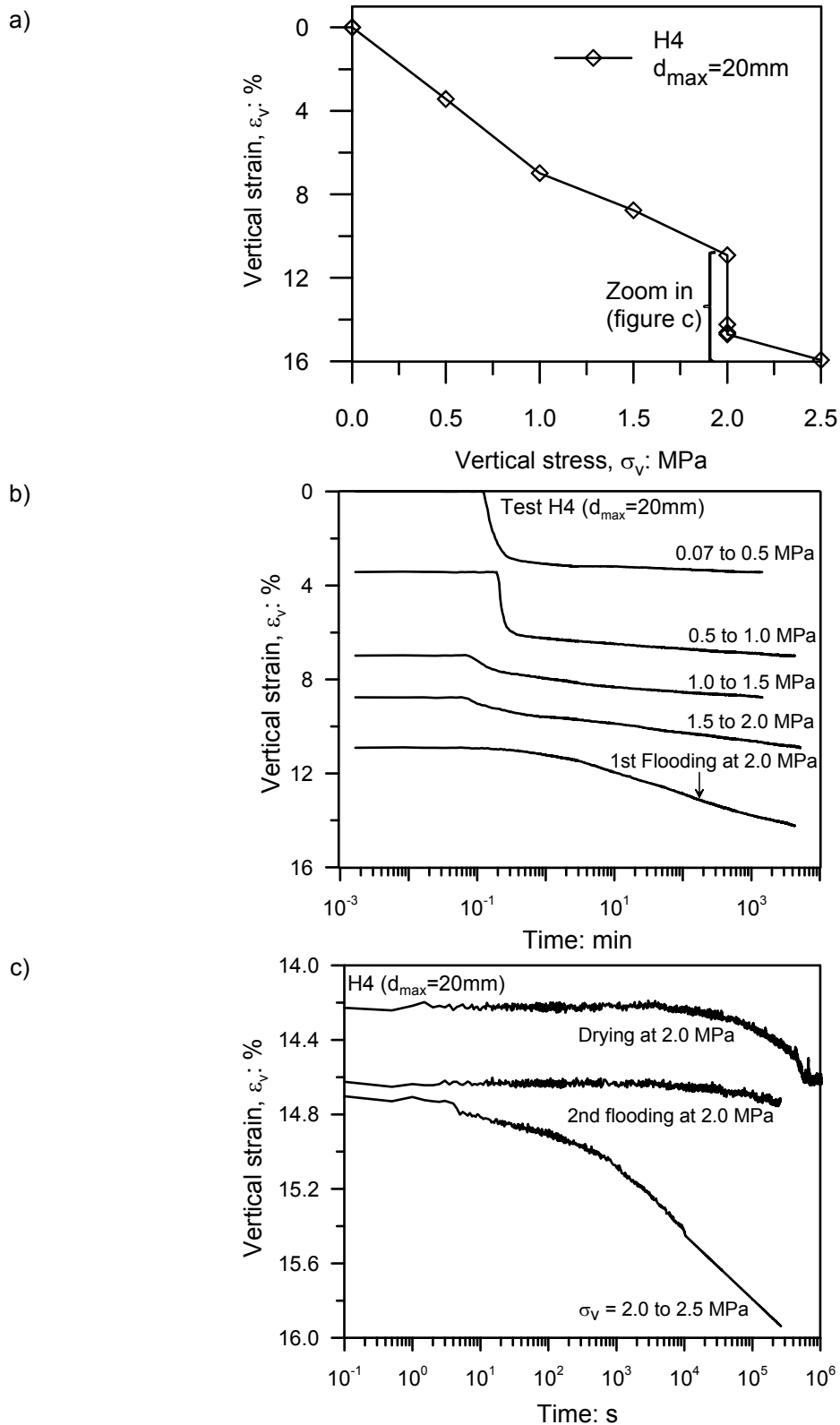


Figura 3.12 Resultados del ensayo H4 ($d_{max}=20mm$): a) Cambio de volumen bajo una succión constante de 39 MPa en la trayectoria de carga hasta una tensión vertical de 2.0 MPa, donde se inicia la etapa de pre-humedecimiento manteniendo el nivel tensional. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado. c) Evolución temporal de la deformación vertical en estados sobreconsolidados hidráulicamente inducidos.

El zoom de las deformaciones de las últimas etapas del ensayo que incluye los ciclos de humedecimiento y secado (Figura 3.12c), ayuda a detallar con mayor claridad la

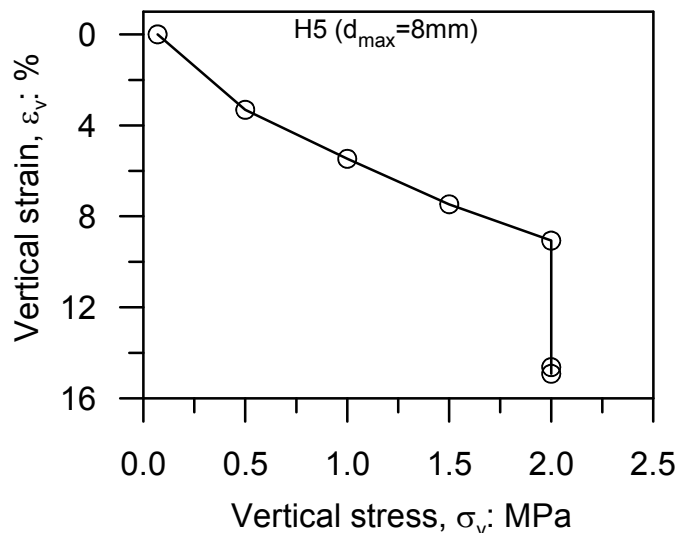
respuesta del material, en la que una nueva inundación con agua pura genera una mínima reacción, indicando que los granos han alcanzado un estado de rotura máximo en el que ya no puede seguirse induciendo propagación de fisuras mediante cambios de succión bajo la tensión constante de 2.0 MPa; sin embargo, al efectuar una acción mecánica adicional aumentando la tensión a 2.5 MPa, el material se comprime nuevamente en mucho menor grado que durante las etapas iniciales $\Delta\varepsilon_v < 1\%$, sugiriendo que la acción mecánica prevalece ante la hidráulica.

De la misma manera, para $d_{\max}=8\text{mm}$, el ensayo H5 se ilustra en la Figura 3.13, donde la respuesta del material es muy similar al caso anterior, tomando en cuenta la diferencia existente entre los tamaños de grano y los niveles de succión controlados. En este caso la precompresión mecánica se inicia bajo una succión total de 100 MPa que se mantiene hasta alcanzar una tensión máxima de 2.0 MPa, donde la trayectoria se complementa con ciclos de humedecimiento ($\psi=0$) y secado ($\psi=100$ MPa, HR=50%) bajo tensión constante.

Durante la primera etapa el material se encuentra normalmente consolidado (OCR=1) incluyendo el momento de la inundación, donde se produce un colapso importante de casi 5% de incremento en la deformación volumétrica; posteriormente se obtiene un estado sobreconsolidado hidráulicamente (OCR>1) inducido a través del secado que generó una sutil contracción de $\Delta\varepsilon_v \approx 0.25\%$ y finalmente se alcanza un OCR \approx 1 mediante la segunda inundación con agua pura en la que el material presenta una deformación menor que la previa ($\Delta\varepsilon_v \approx 0.20\%$).

Al igual que en el ensayo H4, la segunda inundación genera un mínimo cambio volumétrico de contracción, dando a entender que se ha llegado a un umbral de rotura máximo de partículas para las condiciones definidas en el que ya no es posible continuar activando la propagación de fisuras a través de nuevos ciclos de humedecimiento y secado bajo una tensión constante de 2.0 MPa. Esta trayectoria no se completó con un incremento adicional de la tensión, debido a que fue realizada en las primeras etapas de la campaña de ensayos donde aún no se había analizado en conjunto el efecto de la historia de tensión y succión en el comportamiento del material; no obstante, sería interesante plantearlo para futuras pruebas.

a)



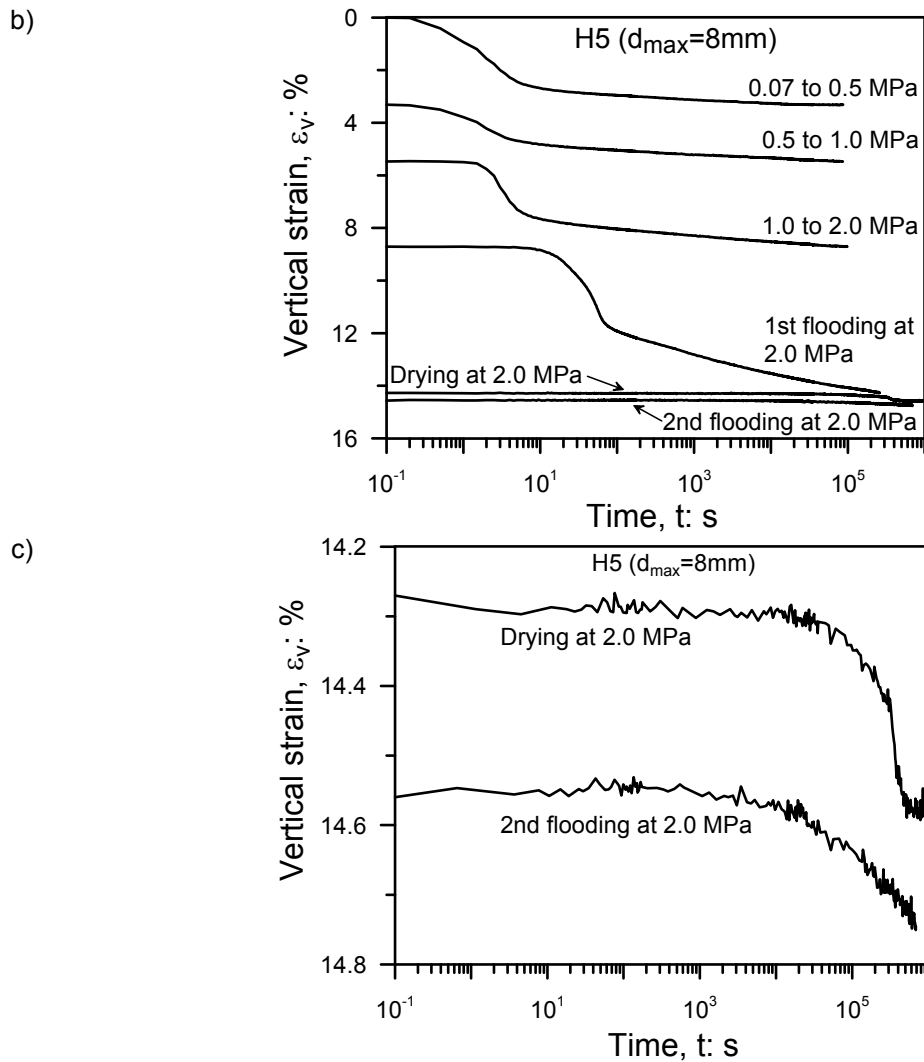


Figura 3.13 Resultados del ensayo H5 ($d_{\max}=8\text{mm}$): a) Cambio de volumen bajo una succión constante de 100 MPa en la trayectoria de carga hasta una tensión vertical de 1.5 MPa, donde se inicia la etapa de pre-humedecimiento manteniendo el nivel tensional. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado. c) Evolución temporal de la deformación vertical en estados sobreconsolidados hidráulicamente inducidos.

3.3.3 Efecto de la tensión vertical y de la historia mecánica en la compresibilidad a largo plazo

3.3.3.1 Estado normalmente consolidado

De los datos obtenidos en los ensayos mecánicos, para cada granulometría estudiada y a diferentes succiones totales, se calculó el índice de compresión secundaria dependiente del tiempo en condiciones normalmente consolidadas $C_{\alpha\text{NC}}$ y se ha representado en la Figura 3.14, para cada d_{\max} , en función de la tensión vertical aplicada σ_v ; donde se observa claramente la dependencia con la succión total.

Un comportamiento similar fue presentado por (Oldecop and Alonso, 2001) y explicado en la Figura 3.2, donde las muestras en ambientes más secos exhiben índices

cercanos a cero, consistente con la baja propagación de grietas obtenida por las curvas de corrosión de tensiones a bajos valores de humedad relativa y con el modelo conceptual propuesto.

Adicionalmente, los índices de compresión secundaria tienden a decaer a altos niveles de tensión, usualmente entre 1 y 2 MPa, como fue mostrado por (Oldecop and Alonso, 2007). Con la finalidad de limitar un nivel máximo de estabilización, se ha utilizado la siguiente expresión empírica para el ajuste de los datos experimentales (Figura 3.14):

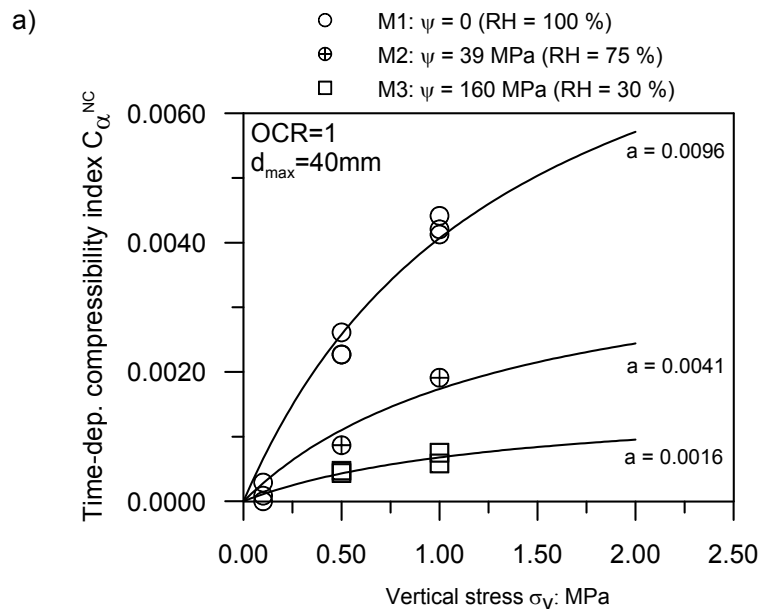
$$C_{\alpha NC} = a \sigma_v / (\sigma_{ref} + \sigma_v) \quad (3.5)$$

Donde a y σ_{ref} son parámetros del modelo, considerando, que como una primera aproximación, a depende de la succión total ψ y del diámetro de la partícula d según la Ecuación (3.6) y σ_{ref} se ajusta a 1.36 MPa.

$$a(\psi, d) = a_1 e^{-a_2 \psi} \left(\frac{d}{d_{ref}} \right)^{a_3} \quad (3.6)$$

La ley que define a a depende a su vez de los parámetros constantes a_1 , a_2 , a_3 con valores adimensionales de 0.0096, 0.013 y 0.127 y del diámetro de referencia d_{ref} (mm) que resultó ser igual a 7.85 mm.

Todos los parámetros constantes referentes a este capítulo se resumen más adelante en la Tabla 3.4.



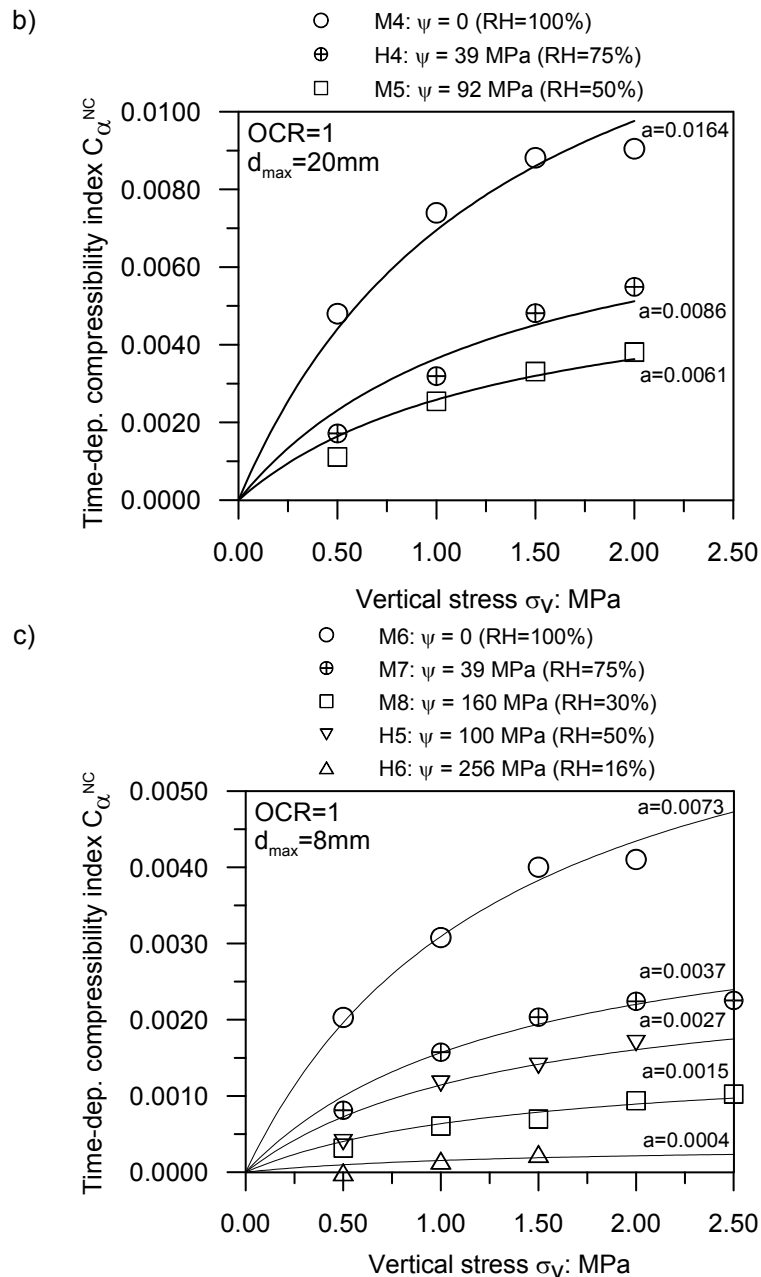


Figura 3.14 Índices de compresión secundaria de muestras normalmente consolidadas en función de la tensión vertical para diferentes valores de succión total constante: a) $d_{max}=40$ mm. b) $d_{max}=20$ mm. c) $d_{max}=8$ mm.

Por otra parte, se consideró interesante comparar la compresibilidad dependiente del tiempo λ^t calculada como $\lambda^t = d\varepsilon/d(\ln t)$ obtenida experimentalmente, con los límites reportados en investigaciones previas para el mismo material de pizarra y la caliza de Garraf (Oldecop and Alonso, 2013, 2007) y los obtenidos numéricamente por (Alonso et al., 2012; Tapias, 2016) (Ver

Figura 3.15). Los valores presentados corresponden a estados normalmente consolidados obtenidos en laboratorio para todos los casos estudiados con variedad de tamaño y succión, durante la etapa de carga mecánica o precompresión (OCR=1).

El límite superior $\lambda^t/\lambda=0.05$ fue tomado de (Oldecop and Alonso, 2007) y el inferior $\lambda^t/\lambda=0.004$ se ha ajustado al de (Alonso et al., 2012; Tapias, 2016). A pesar de que no

es fácil la medición experimental de la compresión dependiente del tiempo para este material con distintos tamaños de partícula y bajo diferentes condiciones controladas de succión, se han logrado plasmar en un mismo gráfico dentro de los límites obtenidos por otros autores, con excepción de algunos puntos correspondientes al ensayo más seco: H6 con $\psi=256$ MPa, debido a la baja propagación de grietas existente para estado tan seco que disminuye la rotura de granos en el tiempo, dificultando su medición.

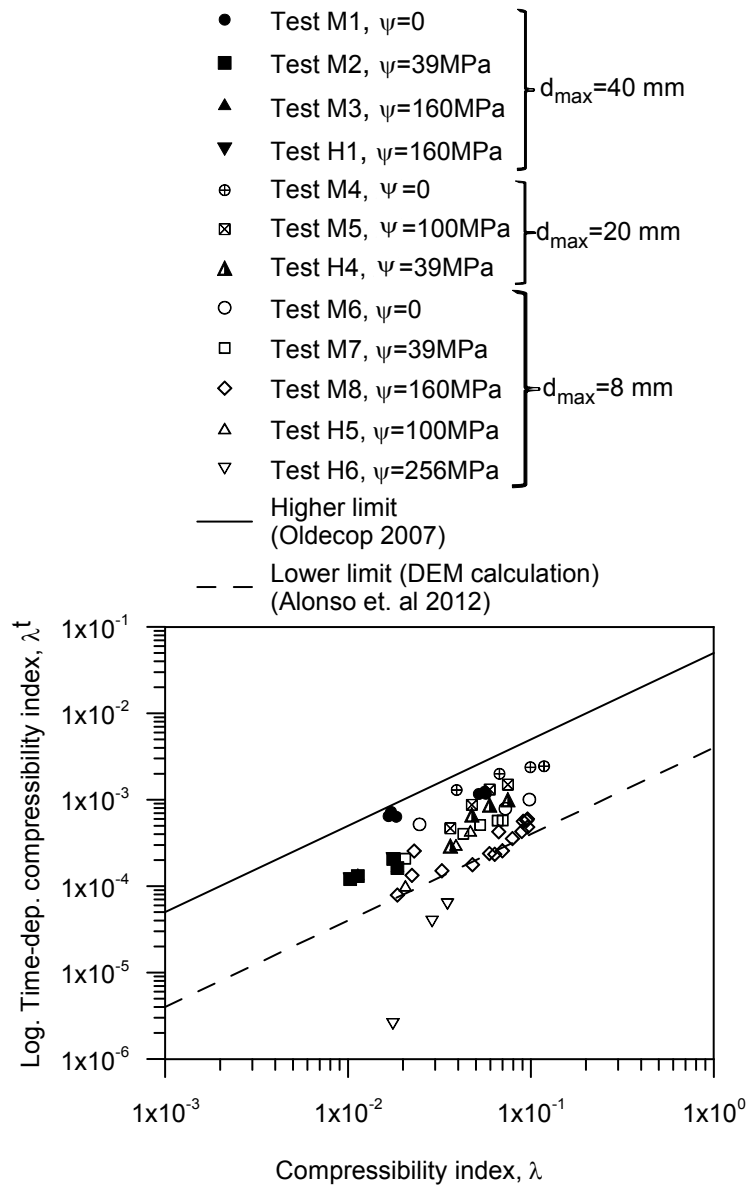


Figura 3.15 Correlación entre el índice de compresión dependiente del tiempo λ^t y el índice de compresibilidad λ para las muestras bajo estado normalmente consolidado.

3.3.3.2 Estado sobreconsolidado

Adicionalmente, fueron calculados los índices de compresión secundaria en estado sobreconsolidado C_α obtenidos durante las etapas de descarga luego de la pre-

compresión; estudiándose su evolución con el OCR y ha sido plasmada en la Figura 3.16, para los diferentes tamaños máximos de partícula.

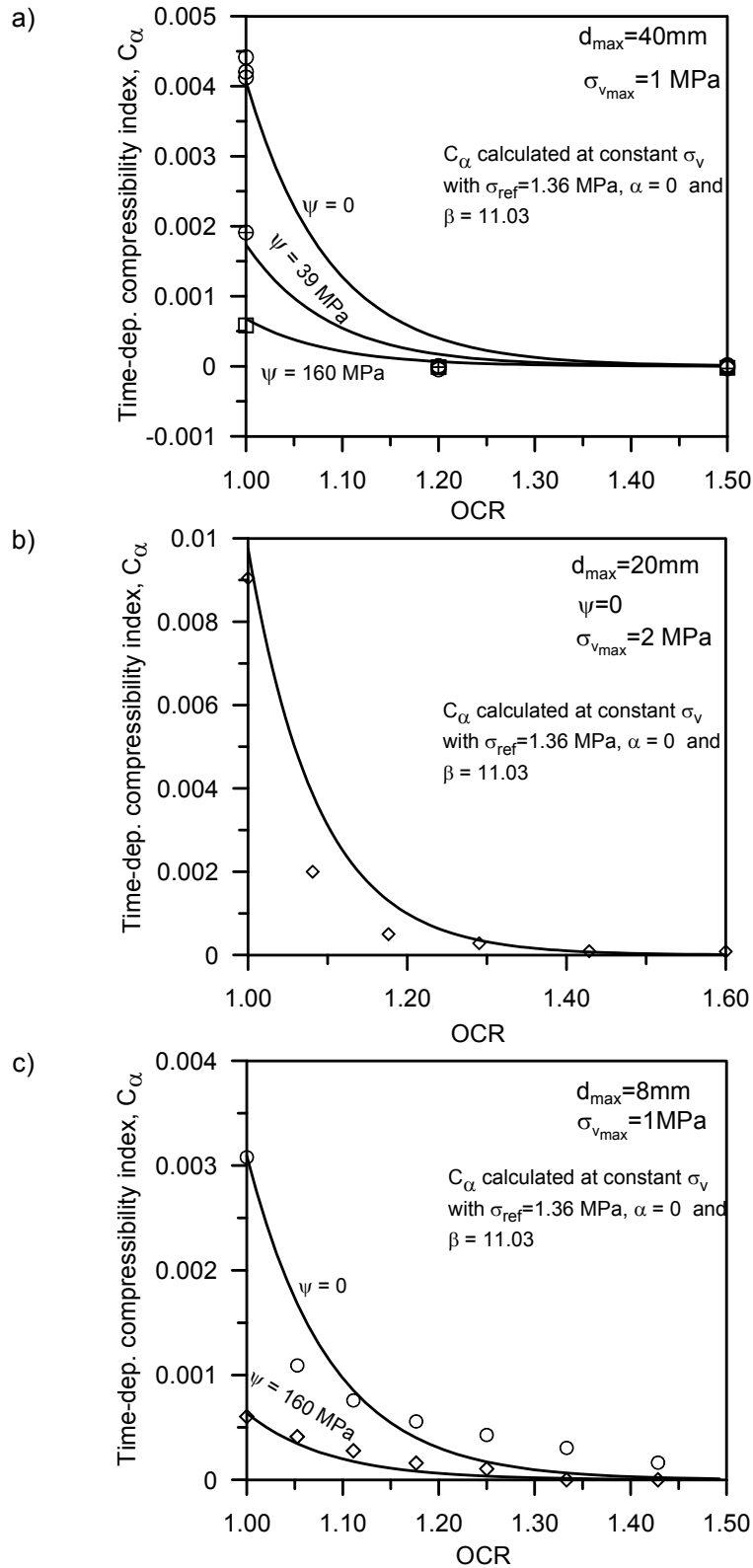


Figura 3.16. Índice de compresión secundaria en función del OCR para diferentes succiones totales constantes. a) $d_{max}=40\text{ mm}$. C_α para OCR=1 calculado bajo $\sigma_v=1\text{MPa}$. b) $d_{max}=20\text{ mm}$. C_α para OCR=1 calculado bajo $\sigma_v=2\text{MPa}$. c) $d_{max}=8\text{ mm}$. C_α para OCR=1 calculado bajo $\sigma_v=1\text{MPa}$

Se ha detectado una importante reducción de la compresión secundaria a $OCR > 1$, reflejando un comportamiento similar al observado en suelos arcillosos por (Alonso et al., 2000) (Figura 3.4). El índice de compresión secundaria C_α bajo $OCR=1$ fue calculado a $\sigma_v=1\text{MPa}$, excepto para $d_{\text{max}}=20\text{mm}$, donde $\sigma_{v\text{max}}=2\text{MPa}$ (Figura 3.16b).

La siguiente ecuación empírica, describe la variación de $C_\alpha/C_{\alpha\text{NC}}$ para los distintos valores de OCR , tomando en cuenta los tamaños de partícula $d_{\text{max}}=40, 20$ y 8 mm , donde α y β son parámetros constantes que permiten reproducir los datos medidos experimentalmente:

$$\left. \frac{C_\alpha}{C_{\alpha\text{NC}}} \right|_{\sigma_v} = (1 - \alpha) e^{-\beta(OCR-1)} + \alpha \quad (3.7)$$

Como primera aproximación, el parámetro β se considera independiente de la succión total, ajustado a un único $\beta = 11.03$, a pesar de que existen indicaciones de que existe una relación entre ambos, pero se necesitaría un rango de datos más amplio para poder demostrarlo.

La Ecuación (3.7) se ha utilizado para reproducir los datos experimentales con $\alpha = 0$ y $\beta = 11.03$. Las curvas obtenidas se han presentado en la Figura 3.16 junto con los registros obtenidos.

Es muy importante resaltar, que en la Ecuación (3.7) el índice de compresión secundaria C_α se ha comparado respecto al $C_{\alpha\text{NC}}$ a tensión vertical constante, en lugar de utilizar la tensión vertical máxima $\sigma_{v\text{max}}$ como referencia, con el propósito de eliminar el efecto de σ_v . Previamente, la rama normalmente consolidada fue ajustada mediante la Ecuación (3.5), por lo que se tienen muy bien definidos los valores de $C_{\alpha\text{NC}}$ con la tensión vertical. En resumen, tal y como se detalla en el esquema de la Figura 3.17, sobre la base de que el $C_{\alpha\text{NC}}$ es una función de la tensión, la relación de $C_\alpha/C_{\alpha\text{NC}}$ se ha calculado a σ_v constante.

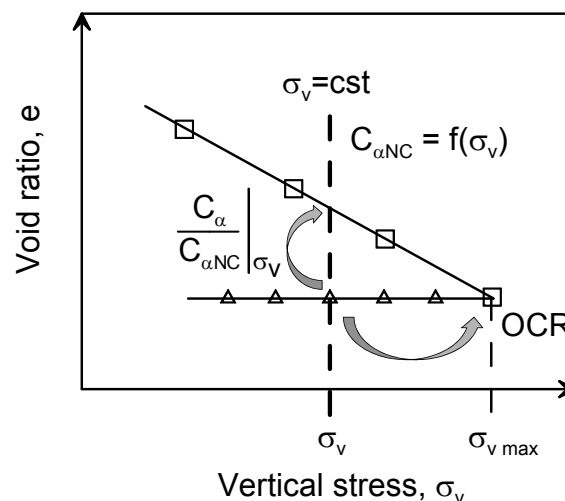


Figura 3.17 Representación esquemática para el cálculo del índice de compresibilidad secundaria bajo diferentes OCRs evaluado a σ_v constante (Para d_{max} y ψ constantes).

Adicionalmente la Ecuación (3.7) sirvió para normalizar los datos experimentales con $\alpha=0$ y $\beta=11.03$. La Figura 3.18 muestra el índice de compresión secundaria, $C_{\alpha}/C_{\alpha NCmax}$ a σ_v constante, en función del OCR para diferentes succiones totales (constantes en cada ensayo) y tamaño de partícula. $C_{\alpha NCmax}$ fue calculado a $\sigma_v=1\text{MPa}$ a excepción de $d_{max}=20\text{mm}$, calculado a $\sigma_v=2\text{MPa}$. Se puede observar que hay una buena normalización de los registros obtenidos con la ecuación desarrollada y los parámetros ajustados.

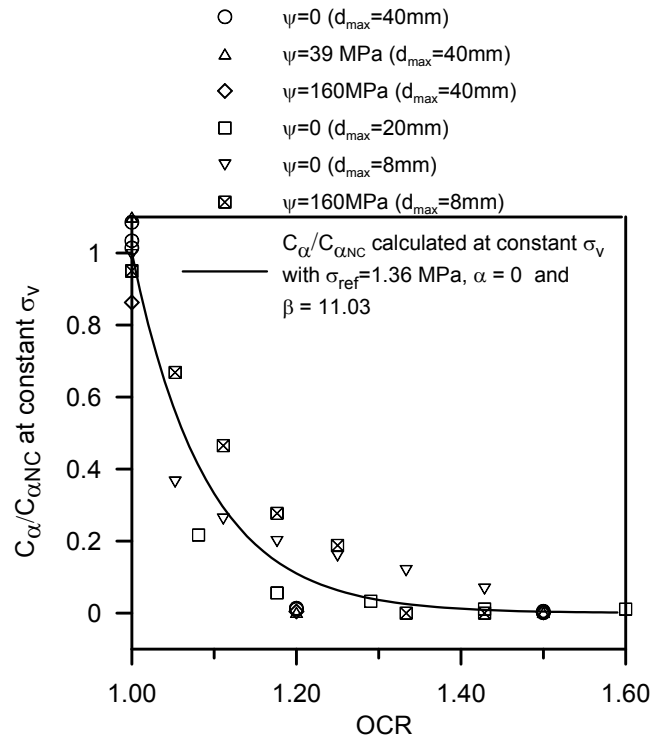


Figura 3.18 Índice de compresión secundaria normalizado en función del OCR para diferentes succiones totales constantes. Tamaños máximos de partícula 40, 20 y 8mm. $C_{\alpha max}$ calculado bajo $\sigma_v=1\text{MPa}$ excepto para $d_{max}=20\text{mm}$ cuya tensión de cálculo fue $\sigma_v=2\text{MPa}$

3.3.4 Efecto de la historia hidráulica en la compresibilidad a largo plazo

Los ensayos hidráulicos fueron asociados con trayectorias de humedecimiento y secado a tensión vertical constante, en las cuales el material presenta ambos estados, normalmente consolidado y sobreconsolidado, bajo diferentes condiciones hidráulicas. En este caso, el valor del índice de compresibilidad dependiente del tiempo fue derivado del final de las curvas experimentales de evolución temporal de la deformación vertical, cuyos rangos de tiempo son diferentes en cada etapa, ya que se ha observado que el secado requiere mucho más tiempo para alcanzar el equilibrio que el humedecimiento, esperando hasta un máximo de 10 días, durante los cuales, se realiza un registro continuo de los datos de humedad relativa, tensión y tiempo transcurrido. Esta lentitud en el proceso, es causada principalmente debido a que en el inicio, el material está completamente saturado de agua líquida, siendo en esta etapa inicial donde más cuesta trabajo al sistema incrementar la succión.

La Figura 3.19 presenta los resultados de los ensayos H1, H2 y H3 ($d_{\max}=40\text{mm}$ y $d_{\max}/d_{\min}=16$), donde se ha representado el índice de compresibilidad dependiente del tiempo a una tensión vertical constante de 1 MPa a diferentes succiones totales bajo estados normalmente consolidados y luego de haber realizado las trayectorias de humedecimiento y secado (que inducen estados sobreconsolidados), en función de la succión total.

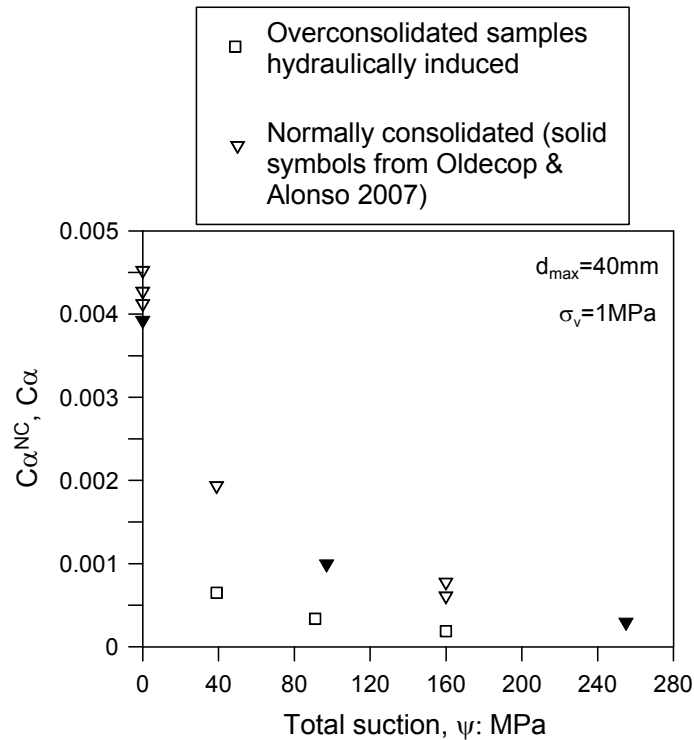


Figura 3.19 Resultados de los ensayos hidráulicos H1, H2 and H3 ($d_{\max} = 40\text{mm}$). Índice de compresión secundaria en función de la succión total bajo una tensión vertical constante de 1 MPa. Muestras normalmente consolidadas y sobreconsolidadas después de la trayectoria de humedecimiento-secado a $\sigma_v=1$ MPa

Nuevamente, se ha detectado una reducción en el C_{α} en las muestras sobreconsolidadas hidráulicamente, comportamiento consistente con el de los ensayos mecánicos de pre-compresión.

La Figura 3.20 presenta el C_{α} y C_{α}^{NC} como una función de la tensión vertical (Figura 3.20a) y de la succión total (Figura 3.20b) para el ensayo H4. La primera etapa del ensayo, antes de alcanzar el punto A (Figura 3.20a), fue realizada bajo una succión constante de 39 MPa y condiciones normalmente consolidadas ($\text{OCR}=1$).

Desde el punto 'A' hasta el punto 'D', el espécimen fue sometido a ciclos de humedecimiento y secado bajo una carga constante de 2 MPa, por consiguiente, el material presenta tanto el estado normalmente consolidado, $\text{OCR}=1$ (puntos 'A' and 'B'), como sobreconsolidado, $\text{OCR}>1$ (punto 'C'), a diferentes condiciones hidráulicas. Durante la trayectoria de humedecimiento hacia el estado 'B', se desarrollaron deformaciones importantes (colapso) debido a la gran cantidad de rotura de partículas generada a altos niveles de tensión cuando disminuye la succión total en la escollera. Posteriormente, al secar hasta el punto 'C' a tensión vertical constante, el material se encuentra en un estado sobreconsolidado que fue hidráulicamente inducido.

Durante el proceso de secado, se ha generado una deformación de compresión irreversible del material que probablemente produzca la activación de la superficie de fluencia, causando un ligero desplazamiento en la curva *Loading Collapse LC*, del Barcelona Basic Model (BBM) (Alonso et al., 1990), como se ha representado esquemáticamente más adelante (Figura 3.22). Estas *LC* podrían ser útiles para dar explicación al comportamiento de las escolleras sometidas a los cambios de succión bajo tensión constante. Posteriormente, se lleva a cabo un segundo humedecimiento hasta alcanzar el punto 'D' (Figura 3.20a y b), notándose que el material no recupera la deformación anterior (Figura 3.20c) y dando a entender que el OCR en ese punto no es exactamente igual a 1 ($OCR \approx 1$). Una manera de garantizar ganar nuevamente el estado normalmente consolidado, $OCR=1$, consistió en retomar la fase mecánica, incrementando la carga hasta el punto 'E'.

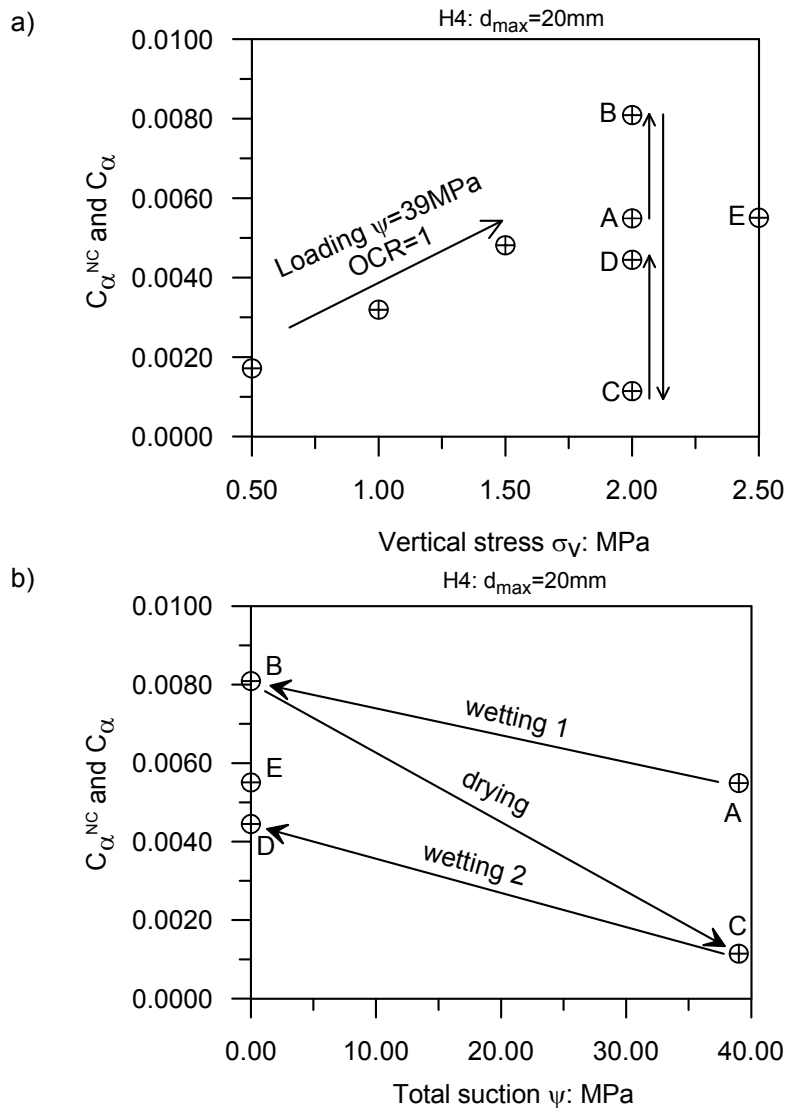


Figura 3.20 Resultados del ensayo H4 ($d_{max}=20mm$): a) C_{α}^{NC} , $OCR=1$ (primera etapa de carga a $\psi=39MPa$ hasta el punto "A") y C_{α} para estados sobreconsolidados hidráulicamente (desde "C" hasta "D") en función de σ_v . b) C_{α}^{NC} , $OCR=1$ (puntos "A" y "B") y C_{α} para estados sobreconsolidados hidráulicamente (desde "C" hasta "D") en función de la succión total.

En la Figura 3.21 se presentan los resultados del ensayo H5, similar al H4 comentado anteriormente, pero referido a un tamaño de partícula menor ($d_{max}=8\text{mm}$, $d_{max}/d_{min}=4$). Los resultados son consistentes con el comportamiento obtenido para $d_{max}=20\text{mm}$, donde en el humedecimiento desde 'A' hasta 'B' se genera un colapso ($\text{OCR}=1$), seguido de una muy ligera contracción durante el secado desde 'B' hasta 'C' ($\text{OCR}>1$), hasta completar la trayectoria de 'C' hasta 'D' donde se observa que no logran recuperarse las deformaciones ($\text{OCR}\approx 1$). De la misma manera, la justificación de la ocurrencia de este fenómeno a través de la LC dada para el ensayo H4, podría explicar lo que sucede en este ensayo, porque se trata del mismo protocolo experimental y la misma respuesta material, aunque haya variado su tamaño. La diferencia de trayectorias entre este caso y el anterior es que en éste no fue incluida la recuperación del $\text{OCR}=1$ mediante el incremento de tensión como etapa final del ensayo.

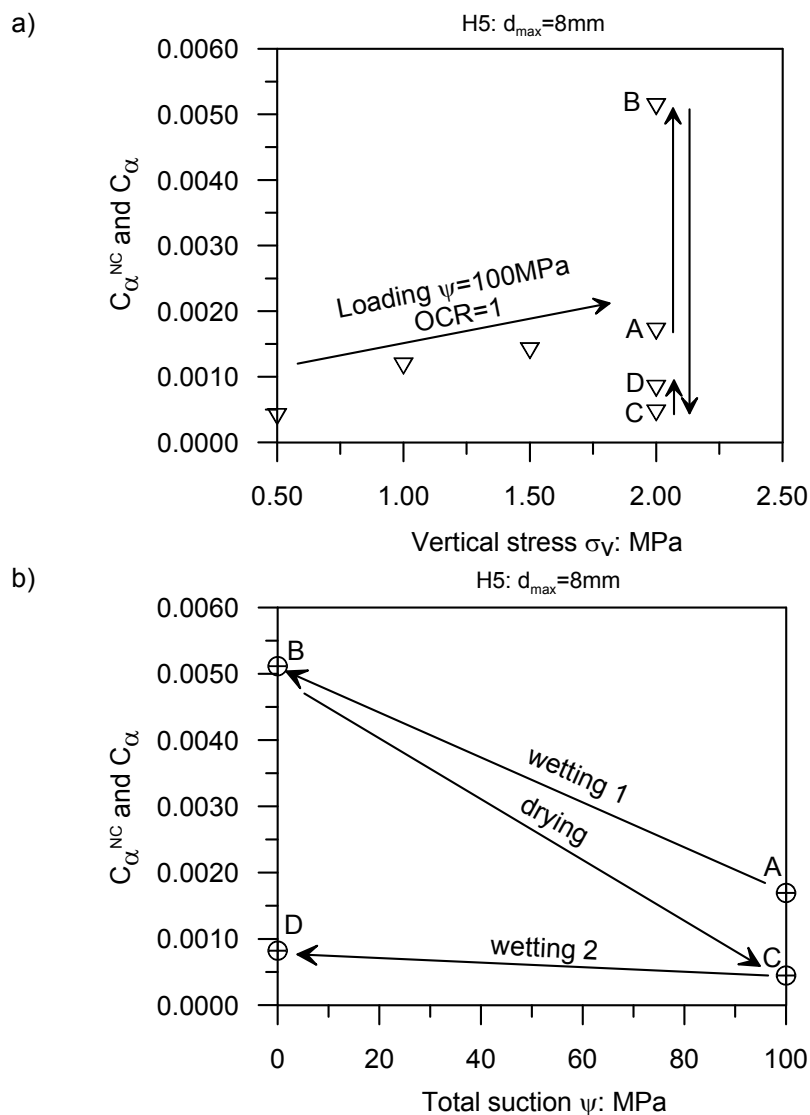


Figura 3.21 Resultados del ensayo H5 ($d_{max}=8\text{mm}$): a) $C_{\alpha_{NC}}$, $\text{OCR}=1$ (primera etapa de carga a $\psi=100\text{MPa}$ hasta el punto "A") y estados sobreconsolidados hidráulicamente C_{α} (desde "C" hasta "D") en dependencia con σ_v . b) $C_{\alpha_{NC}}$, $\text{OCR}=1$ (puntos "A" y "B") y C_{α} para estados sobreconsolidados hidráulicamente (desde "C" hasta "D") en función de la succión total.

En el siguiente esquema (Figura 3.22) se han representado las curvas *Loading Collapse LC* del Barcelona Basic Model (BBM) (Alonso et al., 1990) en el espacio tensión - succión con el objeto de ayudar a interpretar el comportamiento de las escolleras sometidas a cambios de succión bajo tensión constante.

Los puntos A, B, C y D corresponden a los ciclos de humedecimiento y secado planteados en las Figura 3.20 y Figura 3.21, donde se evidencia la ocurrencia de una compresión irreversible durante el proceso de secado bajo tensión constante (entre B y C) que genera la activación de la superficie de fluencia, originando un sutil desplazamiento en la curva ($OCR > 1$). Luego del segundo humedecimiento (entre C y D) se observó en los resultados previamente mostrados que el material no recupera la deformación anterior por lo que se dedujo que en ese punto el OCR no es exactamente igual a 1 ($OCR \approx 1$), debido al ligero desplazamiento de endurecimiento de la curva *LC* causada por la deformación irreversible de contracción sufrida durante el incremento de la succión total.

El camino desde el punto D hasta E surgió como un complemento de la trayectoria del ensayo H4 con la finalidad de garantizar ganar nuevamente el estado normalmente consolidado, $OCR=1$ retomando la fase mecánica a través del incremento de la tensión. En este punto, el material continuó presentando deformaciones volumétricas importantes reflejadas también en la compresibilidad secundaria, por lo que se deduce que el material anteriormente continuaba encontrándose en un estado sobreconsolidado, y que adicionalmente la estructura del conjunto granular o la acumulación de las deformaciones sufridas desde el inicio, serían elementos importantes a considerar para dar explicación a la respuesta obtenida.

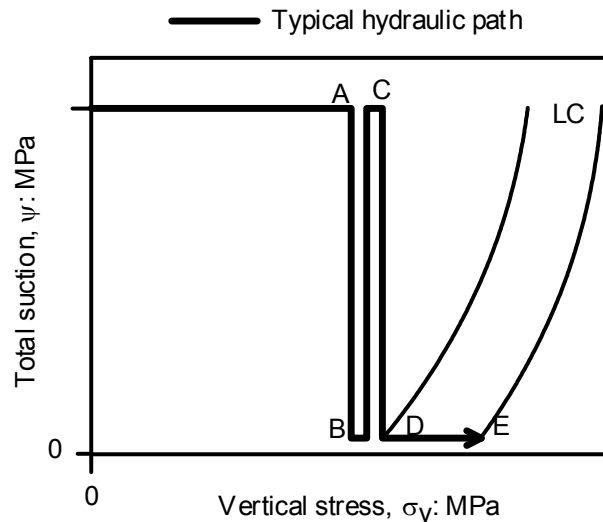


Figura 3.22 Representación esquemática de las curvas "Loading Collapse" LC utilizadas para explicar el comportamiento de las gravas de pizarra sujetas a cambios de succión bajo tensión constante

3.4 Rotura de partículas

Los índices de rotura Marsal y Hardin fueron calculados para $d_{max}=40\text{mm}$, 20mm y 8mm y se resumen en la Tabla 3.3 junto con los coeficientes de uniformidad d_{max}/d_{min} y $C_u=d_{60}/d_{10}$. Adicionalmente el índice de rotura de Hardin, B_r , el tamaño medio de partícula d_{50} y el coeficiente C_u se presentan en función de la deformación volumétrica acumulada ϵ_v , en las Figuras 3.24, 3.26 y 3.28 para tamaños máximos de partícula $d_{max}=40\text{mm}$, 20mm y 8mm , respectivamente. Se decide utilizar la ϵ_v como variable dependiente debido a que incluye tanto el efecto mecánico como el hidráulico y como pudo apreciarse en las observaciones experimentales realizadas, surgió la necesidad de introducirla como elemento clave para la interpretación de los fenómenos involucrados en el comportamiento del material.

Tabla 3.3 Indices for the evaluation of the evolution of grain size distribution. Particle breakage.

d_{max} initial	Test	d_{max}/d_{min} initial	d_{max}/d_{min} final	Cu initial	Cu final	Br*	Bg** (%)
40	Post-compacted	16	100	2.89	2.29	0.0488	16.93
	M1	16	100	2.89	7.73	0.0681	22.78
	M2	16	100	2.89	5.14	0.0685	22.32
	M3	16	100	2.89	2.33	0.0565	18.93
	H1	16	100	2.89	5.63	0.0677	21.72
	H2	16	100	2.89	5.45	0.0679	22.70
	H3	16	100	2.89	4.5	0.0842	27.26
20	Post-compacted	3.18	270.27	1.86	1.55	0.099	17.10
	M4	3.18	270.27	1.86	2.50	0.260	39.05
	H4	3.18	270.27	1.86	3.15	0.247	26.21
	M5	3.18	270.27	1.86	1.95	0.129	18.29
8	Post-compacted	4	108.11	1.96	2.79	0.095	18.83
	M6	4	108.11	1.96	10	0.107	25.73
	M7	4	108.11	1.96	3.4	0.100	21.44
	M8	4	108.11	1.96	2.93	0.106	25.44
	H5	4	108.11	1.96	3.33	0.110	25.68
	H6	4	108.11	1.96	3.56	0.095	20.46

*Hardin breakage indice. **Marsal breakage indice

Los valores señalados provienen de las curvas granulométricas antes y después de los ensayos realizados sobre muestras con $d_{max}=40\text{mm}$, 20mm y 8mm ,

respectivamente (Figuras 3.23, 3.25 y 3.27); en las cuales se aprecia notablemente la diferencia en la cantidad de rotura de partículas existente entre los distintos casos. Los ensayos llevados a cabo a bajas succiones totales, presentan una mayor rotura de granos, confirmando la alta velocidad de propagación de grietas en ambientes donde el agua logra penetrar como agente corrosivo. Paralelamente se observa que durante el proceso de compactación, se genera una importante fracción de esa rotura, que debe tomarse en cuenta.

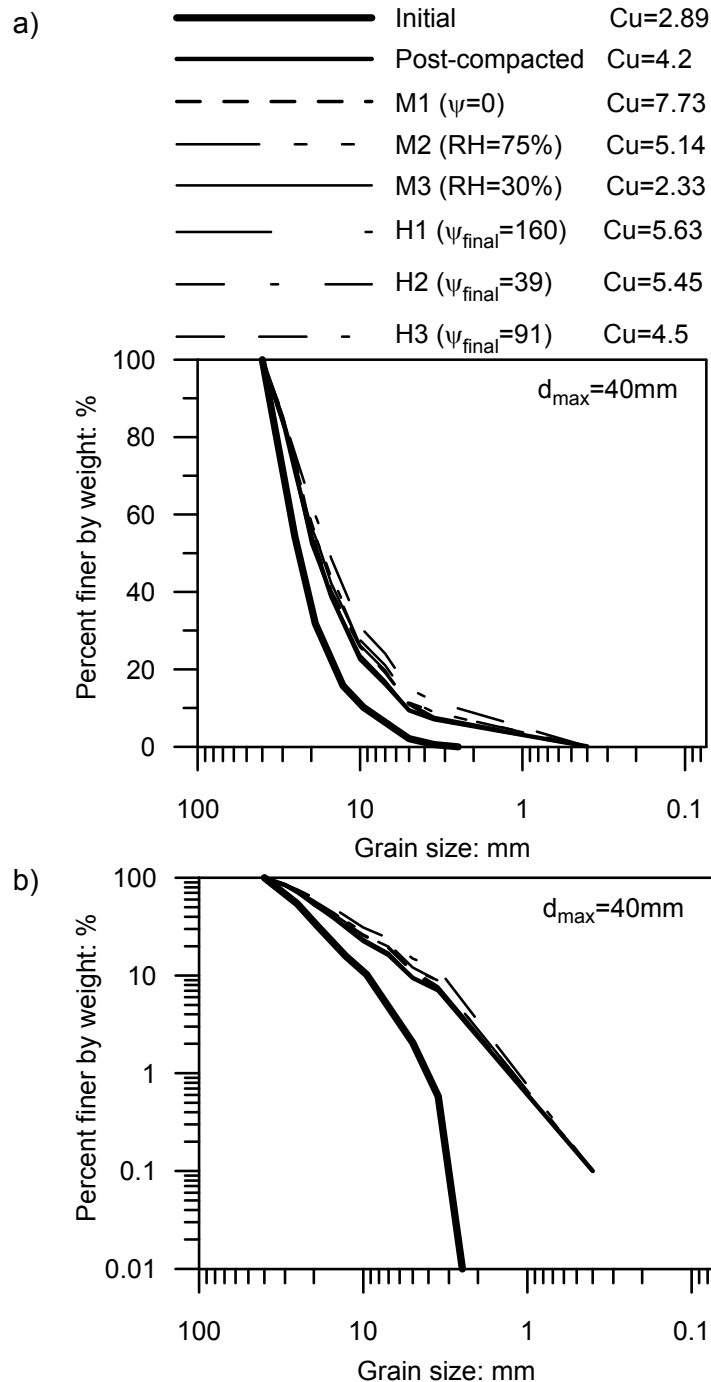


Figura 3.23 Distribuciones granulométricas antes y después de los ensayos M1, M2, M3, H1, H2 y H3 ($d_{\text{max}}=40\text{mm}$)

Dentro de cada tamaño estudiado, los índices de rotura de partículas más altos fueron obtenidos a succiones totales bajas; por ejemplo, en la Figura 3.24a se observa este

comportamiento para los ensayos M4 (saturado) y H4 (ciclos de humedecimiento-secado); en éste último, la primera de las trayectorias de humedecimiento produjo la mayor cantidad de rotura de granos del ensayo (fase de colapso).

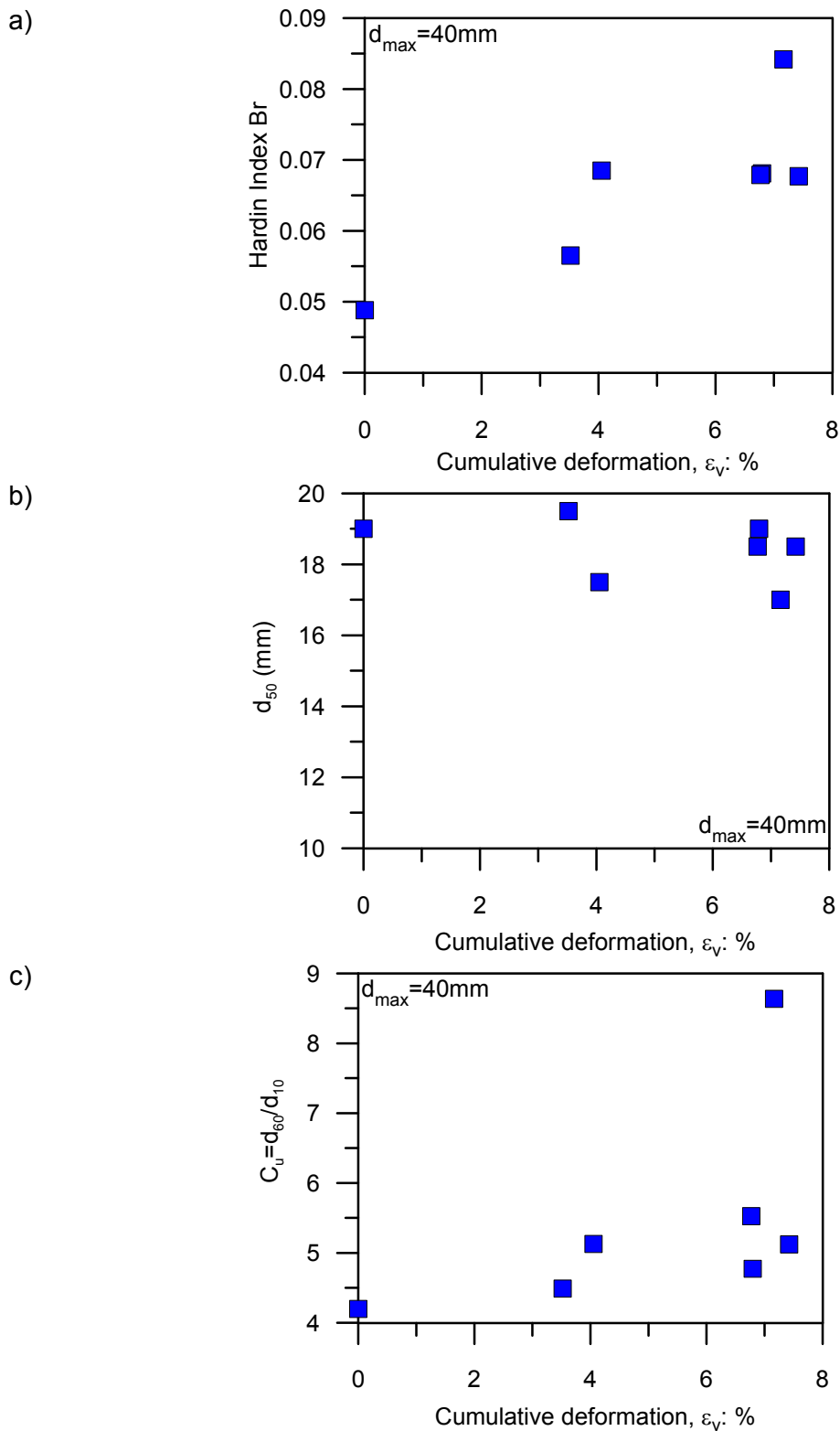


Figura 3.24 Rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para los ensayos M1, M2, M3, H1, H2 y H3 ($d_{max}=40mm$): a) Índice de rotura de Hardin Br. b) D_{50} . c) Coeficiente de uniformidad C_u

Las curvas de distribución granulométrica de M4 y H4 son muy similares, resultando en unos índices de rotura bastante aproximados. Se puede decir, de las Figuras 3.24a, 3.26a y 3.28a que existe una tendencia de crecimiento del índice de rotura de Hardin B_r con la deformación volumétrica acumulada $\varepsilon_v = \sum \varepsilon_i$, independientemente del tamaño de la muestra. En cuanto al tamaño medio de partícula d_{50} se nota claramente cómo se disminuye a medida de que ε_v aumenta (Figura 3.24b, Figura 3.26b y Figura 3.28b), al contrario de lo que sucede con el C_u (Figura 3.24c, Figura 3.26c y Figura 3.28c).

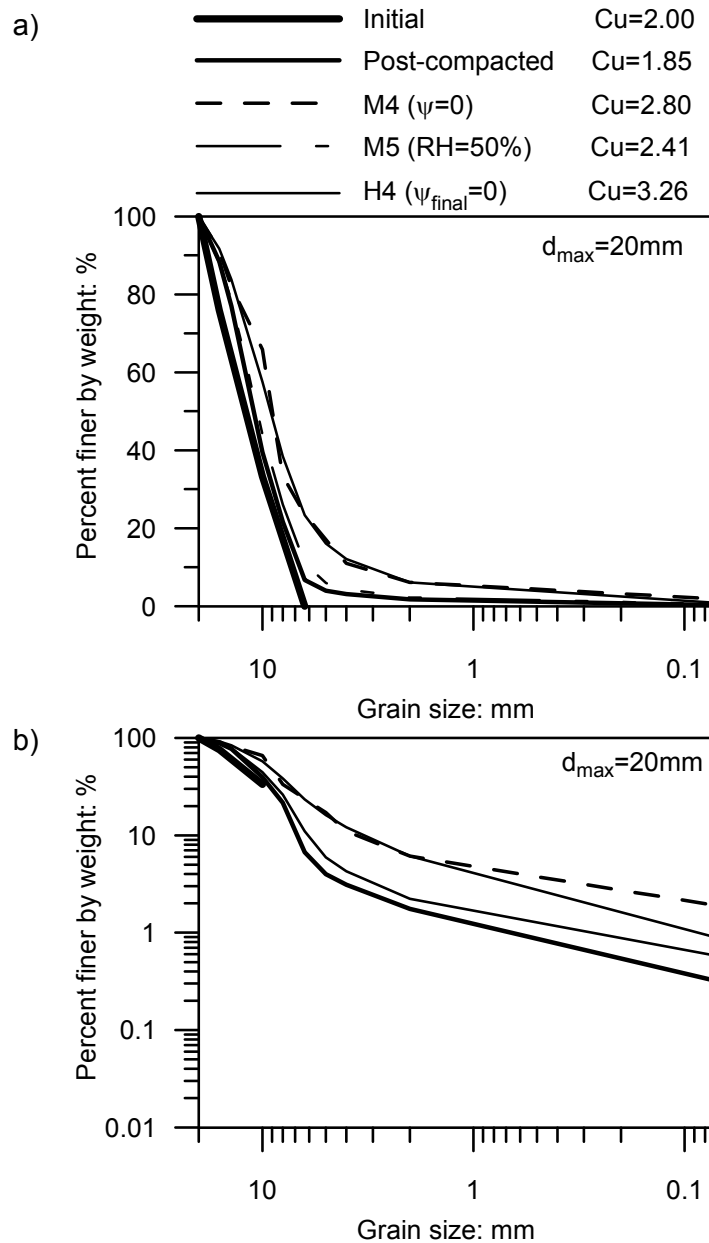


Figura 3.25 Distribución granulométrica antes y después de los ensayos M4, M5 y H4 ($d_{max}=20mm$): a) Escala semilogarítmica. b) Escala logarítmica

Debido a que el índice de rotura de Marsal no resultó en una tendencia clara para los diferentes tamaños de grano, se ha decidido representar gráficamente únicamente el índice de rotura de Hardin, B_r , que basa su medida en los cambios producidos en toda

la distribución granulométrica y queda definido como el cociente entre la rotura potencial y la rotura total.

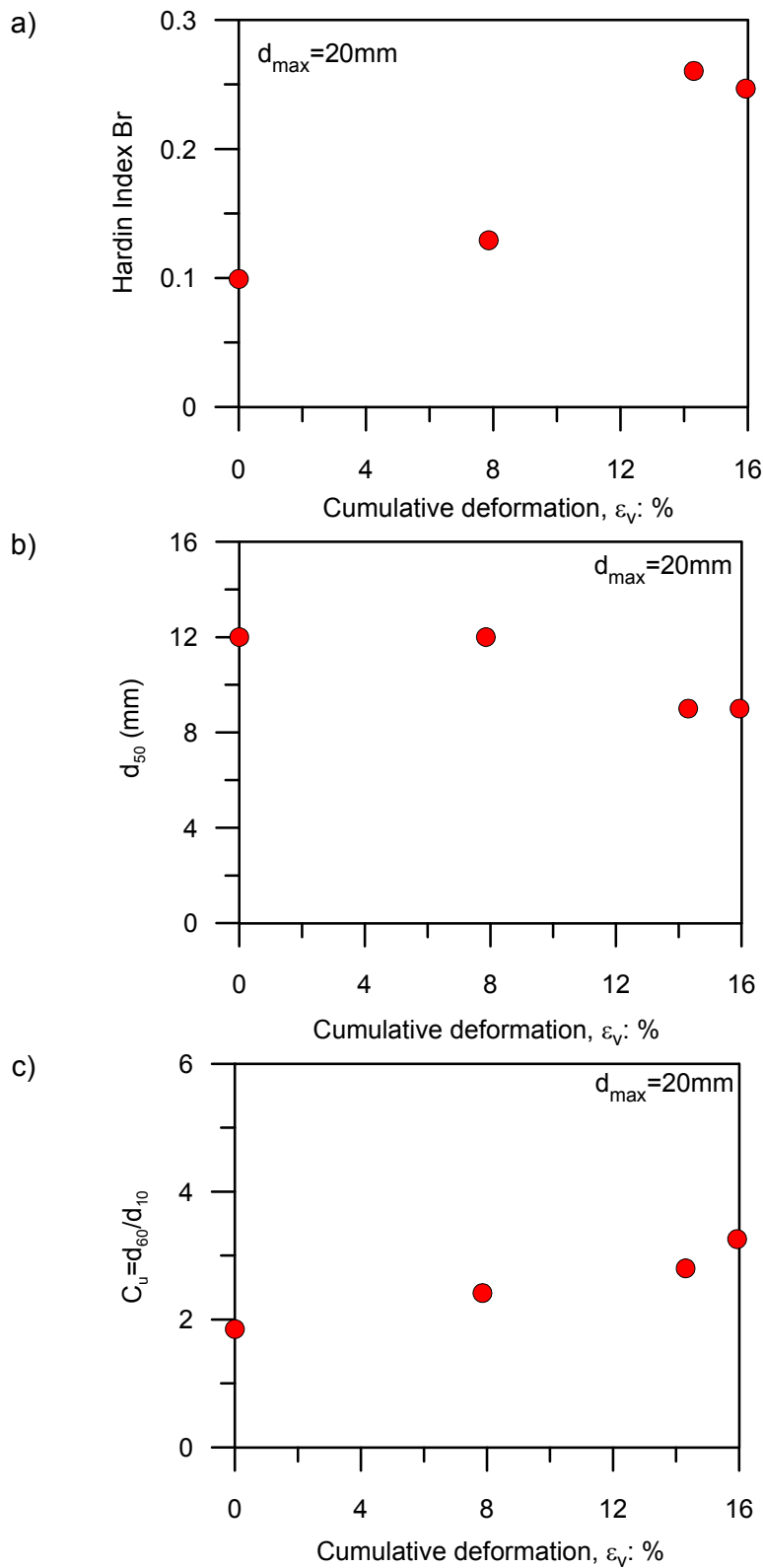


Figura 3.26 Rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para los ensayos M4, M5 y H4. $d_{max}=20mm$: a) Índice de rotura de Hardin, Br. b) Tamaño medio de partícula, d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u

Por otra parte, como se ha demostrado anteriormente, durante la compactación se genera una importante fracción de rotura de granos, por lo que se ha incluido en las gráficas de evolución de índice de rotura, d_{50} y C_u con la deformación volumétrica acumulada adoptando una $\varepsilon_v=0$, a pesar de que se ha producido una deformación durante la compactación dinámica que no ha sido registrada.

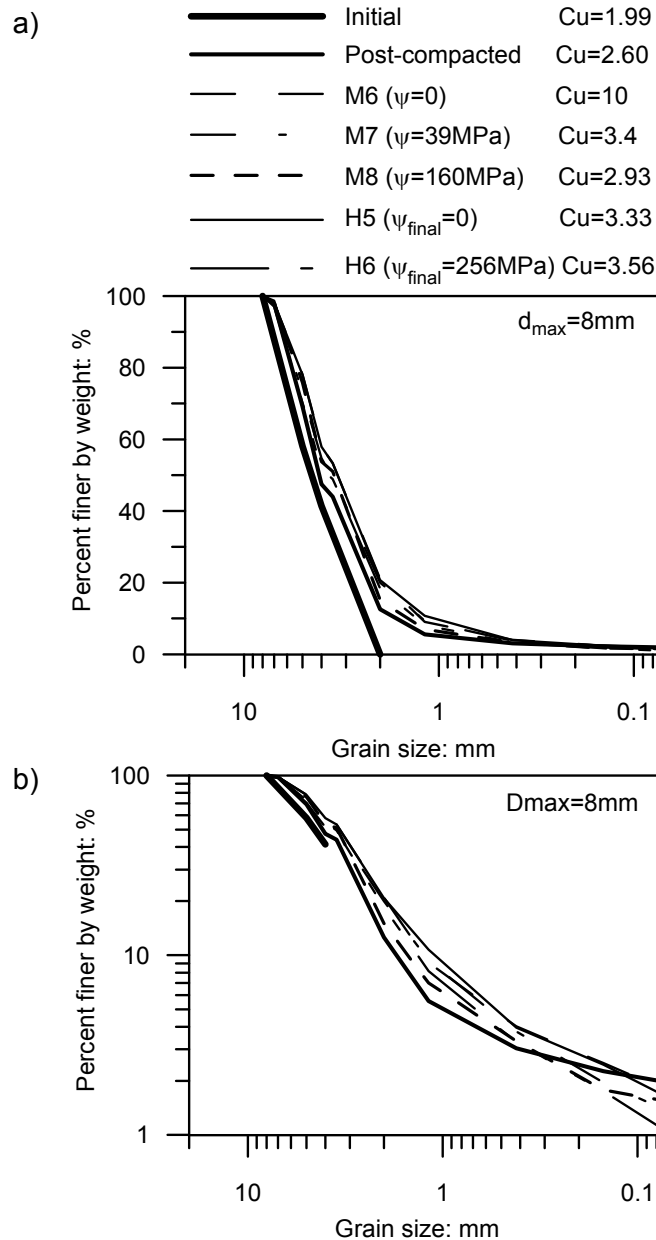


Figura 3.27 Curvas de distribución granulométrica antes y después de los ensayos M6, M7, M8, H5 y H6 ($d_{\text{max}}=8\text{mm}$): a) Escala semilogarítmica. b) Escala logarítmica

En los ensayos más secos (mayor succión), la velocidad de propagación de grietas disminuye debido al poco efecto corrosivo del ambiente, lo que conlleva a una rotura de granos menor que la ocurrida a baja succión; y así se evidencia en las curvas granulométricas y en la evolución del índice de rotura de Hardin con la deformación volumétrica acumulada para todos los tamaños estudiados.

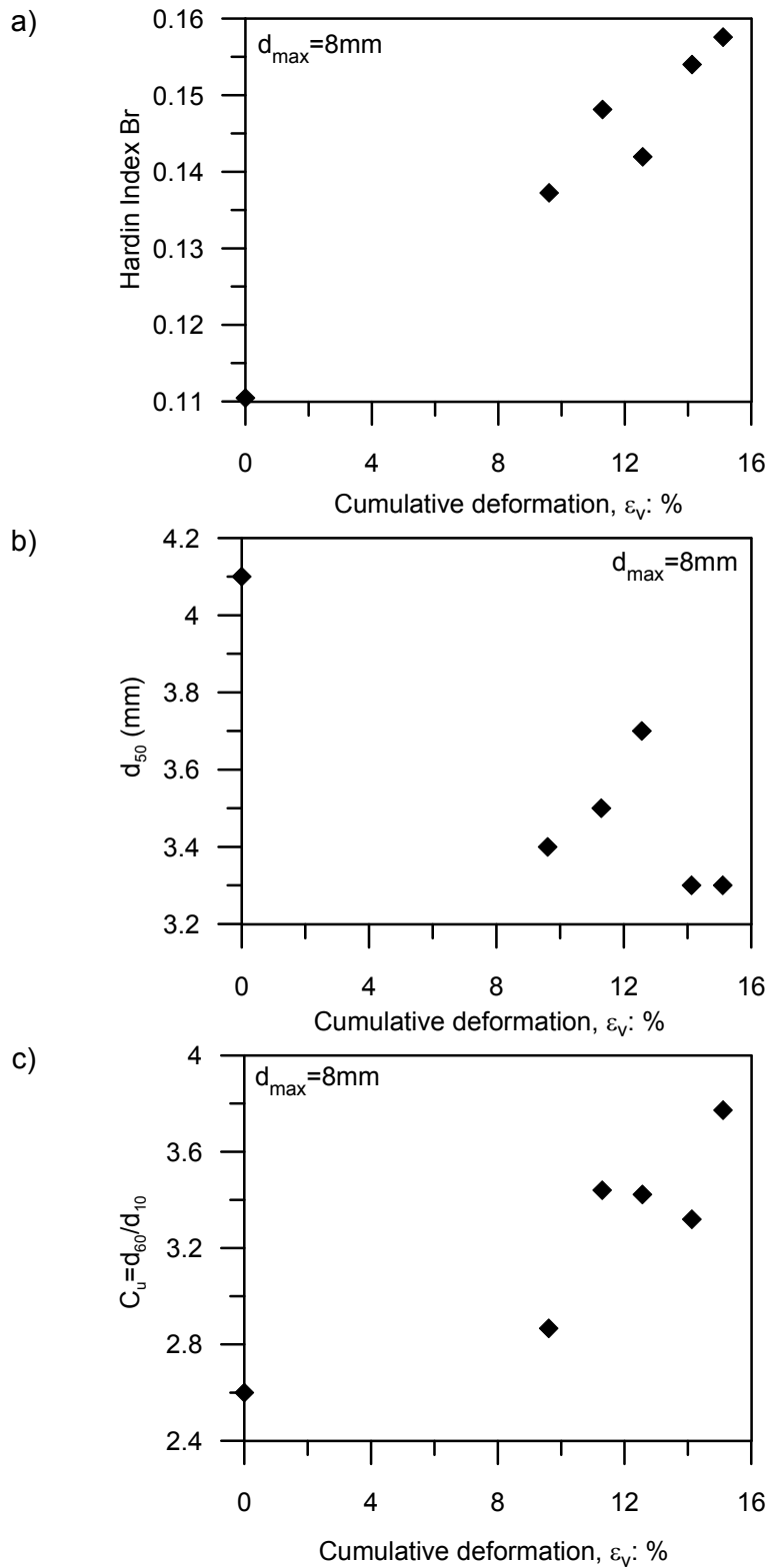


Figura 3.28 Rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para los ensayos M6, M7, M8, H5 y H6 ($d_{max}=8mm$): a) Índice de rotura de Hardin, Br. b) d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u

En la Figura 3.29 se presentan una visión en conjunto para todos los tamaños estudiados.

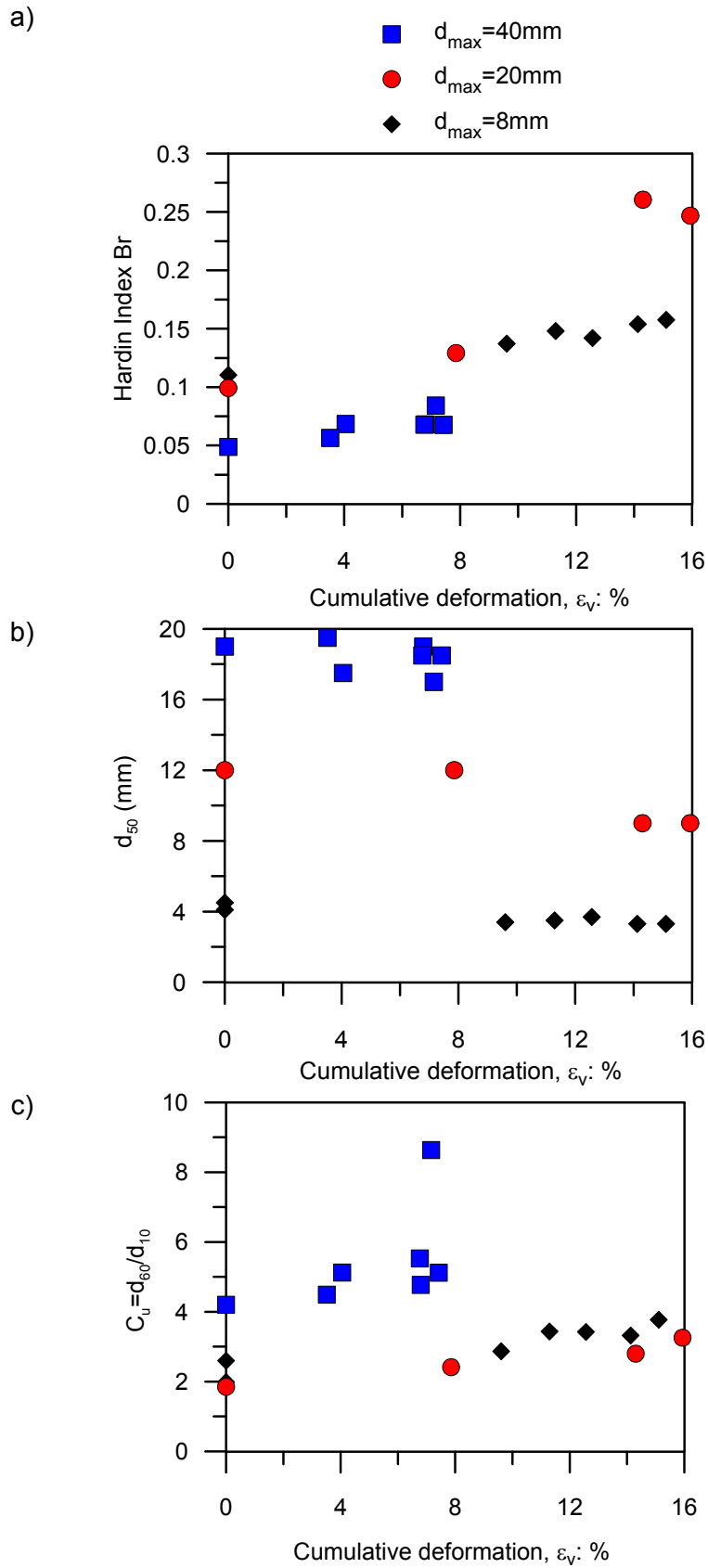


Figura 3.29 Rotura de partículas en dependencia con la deformación volumétrica acumulada para todos los ensayos y todos los tamaños: a) Índice de Hardin, Br. b) d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u

Como una primera aproximación, la cantidad de rotura de granos puede ser cuantificada usando la variación del índice de rotura de Hardin B_r , el tamaño medio de partícula d_{50} o el coeficiente de uniformidad C_u con la deformación volumétrica acumulada.

A través del punto de vista de conjunto que proporciona la Figura 3.29a, se destaca en primer lugar que la rotura de partículas no depende únicamente del tamaño máximo de grano, sino también de factores como la uniformidad en la distribución granulométrica, el número de contactos y de las variables mencionadas anteriormente que afectan la compactación inicial (tamaño de celda, de martillo y la relación de éstos con el tamaño de la partícula), entre otros. Estas condiciones se han combinado de manera que ha resultado que para igualdad de deformación volumétrica acumulada, los tamaños máximos mayores manifiesten menor índice de rotura de Hardin B_r que los más pequeños cuando se alcanzan deformaciones volumétricas acumuladas bajas y la tendencia cambia a medida que éstas crecen.

En general, se mantiene una disminución del tamaño medio de partícula (Figura 3.29b) y un incremento del coeficiente de uniformidad (Figura 3.29c) con la deformación volumétrica acumulada, consistente con una evolución lógica de la rotura de granos que la genera.

Dependencia de la rotura de partículas con el trabajo plástico, la deformación volumétrica acumulada y la dimensión fractal

Durante las deformaciones que se producen en las escolleras, existe una energía disipada que puede ser un parámetro adecuado para relacionarlo con la rotura de partículas. El trabajo plástico disipado por unidad de volumen durante el ensayo es una manera de cuantificar dicha energía y se define en este caso como $W_p = \sum p' \delta \varepsilon_{vol}^p$, donde p' es la tensión efectiva y $\delta \varepsilon_{vol}^p$ indica los incrementos de la deformación volumétrica plástica.

La Figura 3.30a presenta el índice de rotura de Hardin B_r en función del trabajo plástico disipado por unidad de volumen W_p para cada rango de tamaño de grano estudiado; donde se observa un crecimiento en la rotura de partículas a medida que el trabajo se incrementa, es decir, al romperse una mayor cantidad de granos se genera una mayor disipación de energía. Esta tendencia se mantiene con independencia del tamaño.

El análisis fractal, es otro método que puede ser utilizado con el objeto de describir los cambios sufridos en la distribución granulométrica a través del cálculo de la dimensión fractal DF_R (Turcotte, 1986), mediante la ecuación $N(R>r)=Kr^{-D_f}$; donde $N(R>r)$ se refiere al número de partículas con un radio R mayor que un radio dado r y K representa una constante. Sin embargo, esta expresión, no es fácil de utilizar, debido a que el número de partículas es generalmente complicado de obtener.

(Tyler and Wheatcraft, 1992) desarrollaron una ley equivalente que utiliza la masa retenida en cada tamiz y su correspondiente diámetro:

$$\frac{M(R < r)}{M_T} = \left(\frac{r}{r_L} \right)^{3-DF_R} \quad (3.8)$$

Donde:

$M(R < r)$: es la masa acumulada de partículas con tamaño R menor que uno dado comparado de tamaño r

M_T : masa total de partículas

r : tamaño de abertura del tamiz

r_L : tamaño máximo de partícula definido por el tamiz de mayor abertura

La dimensión fractal es obtenida por medio de la expresión $DF_R = 3 - m$, donde m es el coeficiente de la pendiente que mejor se ajusta linealmente a la ecuación aplicada, que puede ser determinada por la gráfica $M(R < r)/M_T$ versus r/r_L en escala logarítmica.

En la Figura 3.30b se muestra la dimensión fractal, DF_R , en función del trabajo plástico disipado por unidad de volumen, para todos los tamaños máximos estudiados, donde la tendencia observada es a crecer. Igualmente, la Figura 3.30c ilustra una tendencia de la dimensión fractal en función de la deformación volumétrica acumulada más dispersa que la obtenida anteriormente con el trabajo plástico; no obstante, es notable su crecimiento a nivel general.

La dimensión fractal usualmente puede alcanzar valores últimos entre 2 y 3 para materiales granulares (Turcotte, 1986). En los casos aquí presentados se destacan valores de DF_R entre 2 y 2.4 únicamente para 2 de los ensayos con $d_{\max}=20\text{mm}$ y 4 de de las trayectorias seguidas con $d_{\max}=8\text{mm}$. A nivel general, se mantiene que al producirse una mayor rotura de granos en los tamaños más pequeños ($d_{\max}=8\text{mm}$) se alcanzaron valores mayores de dimensión fractal, si se compara con el resto de los tamaños. Sin embargo, es importante resaltar que no todos los resultados muestran un comportamiento fractal, principalmente los $d_{\max}=40\text{mm}$, que como ya se ha mencionado, han presentado menor rotura de granos que los tamaños menores; esta respuesta puede observarse claramente en la curva granulométrica en escala logarítmica reflejada en la Figura 3.23b donde se muestra una caída en la pendiente final.

Finalmente, se considera que no en todos los casos puede obtenerse un comportamiento fractal, de hecho, más de la mitad de los ensayos presentados está lejos de alcanzar ese nivel de rotura. Llegar a una unidad fractal dependerá del tipo de material, los tamaños de las partículas, su forma, la uniformidad en la distribución granulométrica, el número de contactos, la distribución de poros, el tamaño de los equipos de laboratorio utilizados y la intensidad de la acción mecánica e hidráulica aplicada durante los ensayos, entre otros.

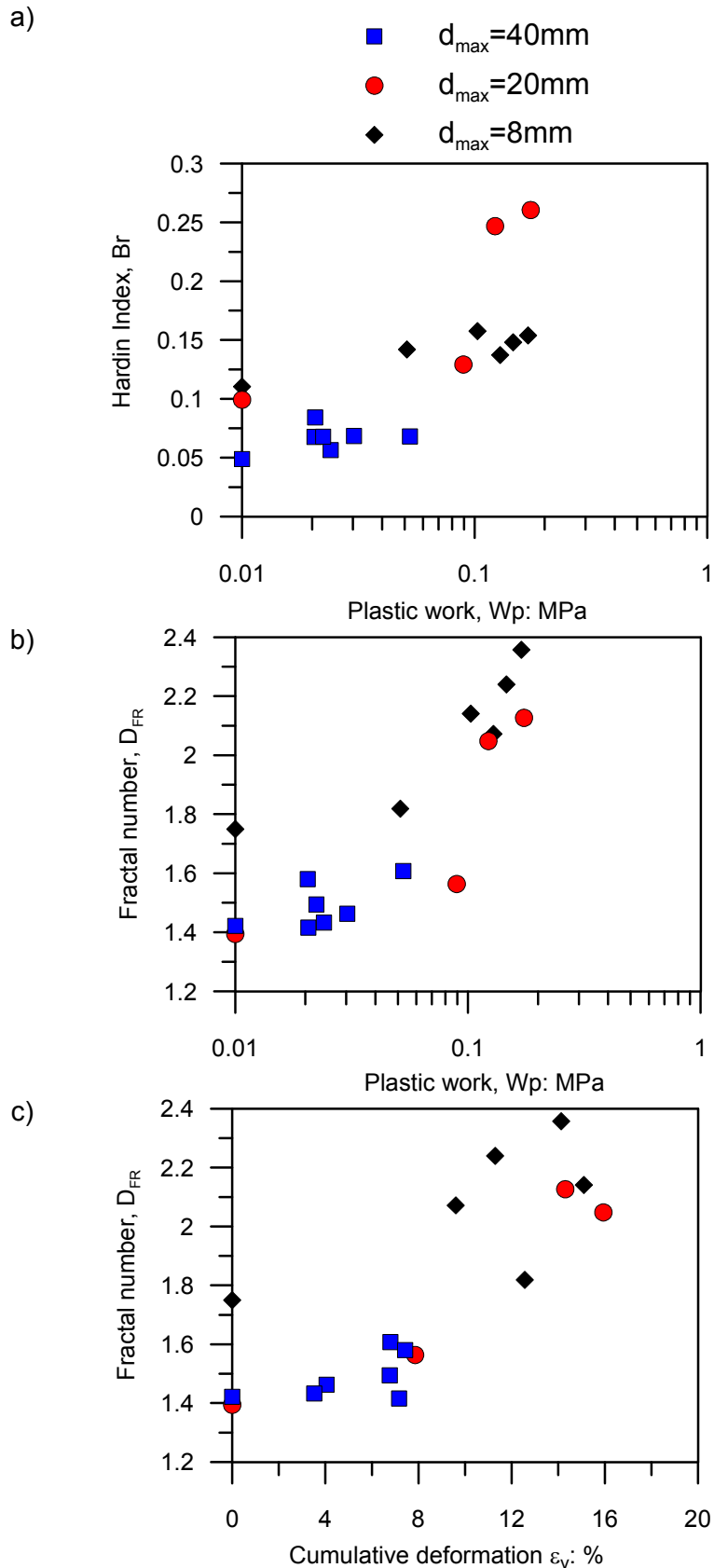


Figura 3.30 Rotura de partículas: a) Índice de Hardin Br en función del trabajo plástico. b) Número fractal, D_{FR} vs. Trabajo plástico. c) Número fractal, D_{FR} vs. Deformación volumétrica acumulada

3.5 Efecto tamaño de partícula en la compresibilidad a largo plazo

Dentro de los factores que afectan el comportamiento de las escolleras se consideran de gran importancia: el tamaño máximo de partícula (Alonso et al., 2009) y la distribución granulométrica (Ramon et al., 2008). A continuación se abordarán ambos temas enfocados desde la respuesta dependiente del tiempo, sobre la base de los resultados experimentales obtenidos y las investigaciones previas realizadas por otros autores.

3.5.1 Efecto del tamaño máximo de partícula en la compresibilidad a largo plazo

(Alonso et al., 2009) obtuvieron una expresión para comparar la compresibilidad de dos agregados gruesos de diámetros d y d_0 . Con el objeto de modificar dicha expresión en términos del índice de compresibilidad dependiente del tiempo convencional C_α , se ha vinculado con la compresibilidad dependiente del tiempo de (Oldecop and Alonso, 2007) en términos de C_α -asumiendo un número de Charles n constante-; resultando:

$$\frac{C_\alpha^d}{C_\alpha^{d_0}} = \left(\frac{d}{d_0}\right)^\zeta \quad (3.9)$$

Donde ζ es un factor de escala de compresibilidad que se ajusta casi perfectamente entre 0.3 y 0.5 en experimentos llevados a cabo en muestras de caliza de diferentes rangos de tamaño uniforme (Alonso et al., 2009).

Por lo tanto, se pensó como primera aproximación que el índice de compresión secundaria de dos agregados gruesos podría ser comparado a través del factor de escala ζ . Con la finalidad de comprobar esta hipótesis, se graficaron en la Figura 3.31 los resultados obtenidos de $C_{\alpha NC}$ en los ensayos realizados a la pizarra de Lechago en términos del tamaño máximo de partícula bajo una tensión constante de 1.0 MPa y para diferentes succiones totales (HR=100% y HR=75%).

Se ha considerado el uso del d_{max} como variable independiente motivado a que, en principio, puede ser considerado como el tamaño de partícula que menos varía durante el ensayo, como se demostró en el apartado anterior referente a la rotura de partículas, en el cual el resultado de la distribución granulométrica después de los ensayos los granos presentan menos rotura hacia la zona de mayor tamaño.

No obstante, como se evidencia en la Figura 3.31 no se logra una tendencia consistente respecto al conjunto de todos los tamaños máximos de partícula, demostrándose que el efecto escala no sólo está influenciado por el d_{max} , sino que se requiere información adicional para poder darle una interpretación congruente.

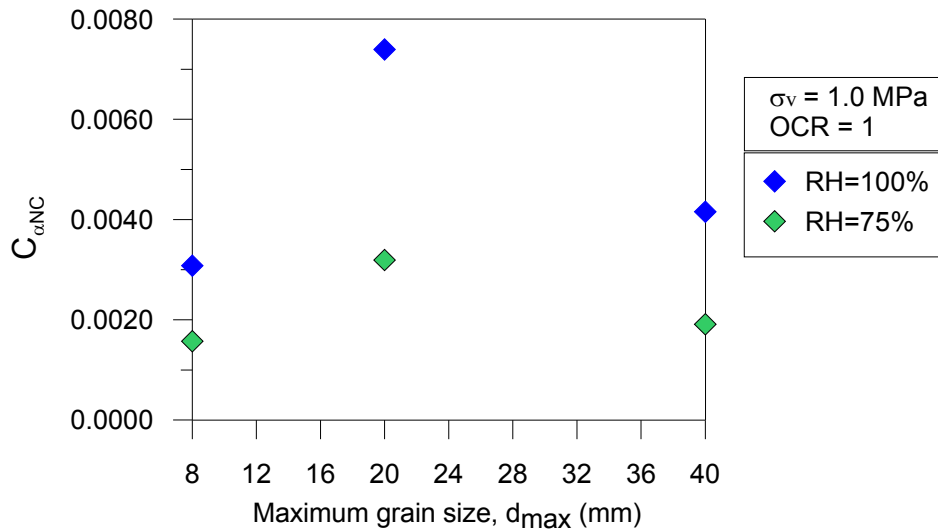


Figura 3.31 Dependencia del índice de compresión secundaria con la HR y el tamaño máximo de partícula bajo condiciones de $\sigma_v=1$ MPa y $OCR=1$

Dentro de este contexto, evaluando las curvas granulométricas, se plantea la idea de que la uniformidad en la distribución de los granos tiene un efecto importante, que podría ser cuantificada mediante la relación d_{max}/d_{min} , ya que en este caso sólo 2 de las granulometrías iniciales eran comparables entre ellas (paralelas) mostrando una tendencia uniforme, las $d_{max}=8$ y 20 mm; mientras la $d_{max}=40$ mm presenta una curva mucho más abierta y no uniforme. Considerando la similitud entre la uniformidad de las curvas de $d_{max}=8$ y 20 mm sería posible calcular un factor de escala ζ que resultó ajustarse a 0.96 y 0.77 en condiciones de $\psi=0$ y $\psi=29$ MPa, respectivamente; pero en el caso de $d_{max}=40$ mm, la diferencia en la uniformidad respecto a las otras dos granulometrías no permite la obtención de ζ .

Por lo tanto la Ecuación (3.9), que se deduce de (Alonso et al., 2009) tal y como está, es útil para el análisis y comparación de muestras con distribuciones granulométricas uniformes, sin embargo, haría falta complementarla cuando las curvas a estudiar presentan variación en su uniformidad, como es el caso.

3.5.2 Influencia de la relación d_{max}/d_{min} en la compresibilidad a largo plazo

Con el objeto de lograr avanzar en el entendimiento del efecto escala en este tipo de material, se ha considerado profundizar en la interpretación de los resultados experimentales obtenidos sobre la grava de pizarra de Lechago con diferentes tamaños de partícula, sobre la base de las leyes previamente descritas.

Tal y como ha sido demostrado, la Ecuación (3.9) requería ser complementada en el caso de tratarse de muestras no uniformes, para ello se ha adoptado la relación d_{max}/d_{min} (similar al típico coeficiente de uniformidad $C_u=d_{60}/d_{10}$) como factor adicional para el ajuste en conjunto de los resultados reportados de índices de compresión secundaria normalmente consolidado $C_{\alpha NC}$ en función de los tamaños máximo (d_{max}), mínimo (d_{min}) y de referencia (d_{ref}), mediante la siguiente ley:

$$C_{\alpha NC} = a_4 \left(\frac{d_{\max}}{d_{\min}} \right)^{\gamma} \left(\frac{d_{\max}}{d_{ref}} \right)^{\theta} \quad (3.10)$$

Donde a_4 , γ y θ son parámetros constantes adimensionales del modelo que se ajustaron a valores de 0.0078, -0.677 y 0.775, respectivamente; y el d_{ref} resultó en 7.85mm. A continuación se resume la tabla de parámetros constantes utilizados en el presente capítulo:

Tabla 3.4 Parámetros del modelo para la formulación de C_{α}

Effect of:		
Total suction: $a(\psi, d)$	a_1	0.0096
	a_2	0.013
	a_3	0.127
	d_{ref} (mm)	7.85
Vertical stress: σ_v	σ_{ref} (MPa)	1.36
OCR	β	11.03
Scale	a_4	0.0078
	γ	-0.677
	θ	0.775

Los datos previos obtenidos por otros autores han sido recopilados y comparados con los resultantes de la presente investigación para el mismo material bajo condiciones de $\sigma_v=1$ MPa, $\psi=0$ y $OCR=1$, mediante una gráfica de curvas de isolíneas que representan el índice de compresibilidad dependiente del tiempo para estados NC calculado con la Ecuación (3.10) en el plano $d_{\max}/d_{\min} - d_{\max}$, acompañado de los puntos experimentales (Figura 3.32a).

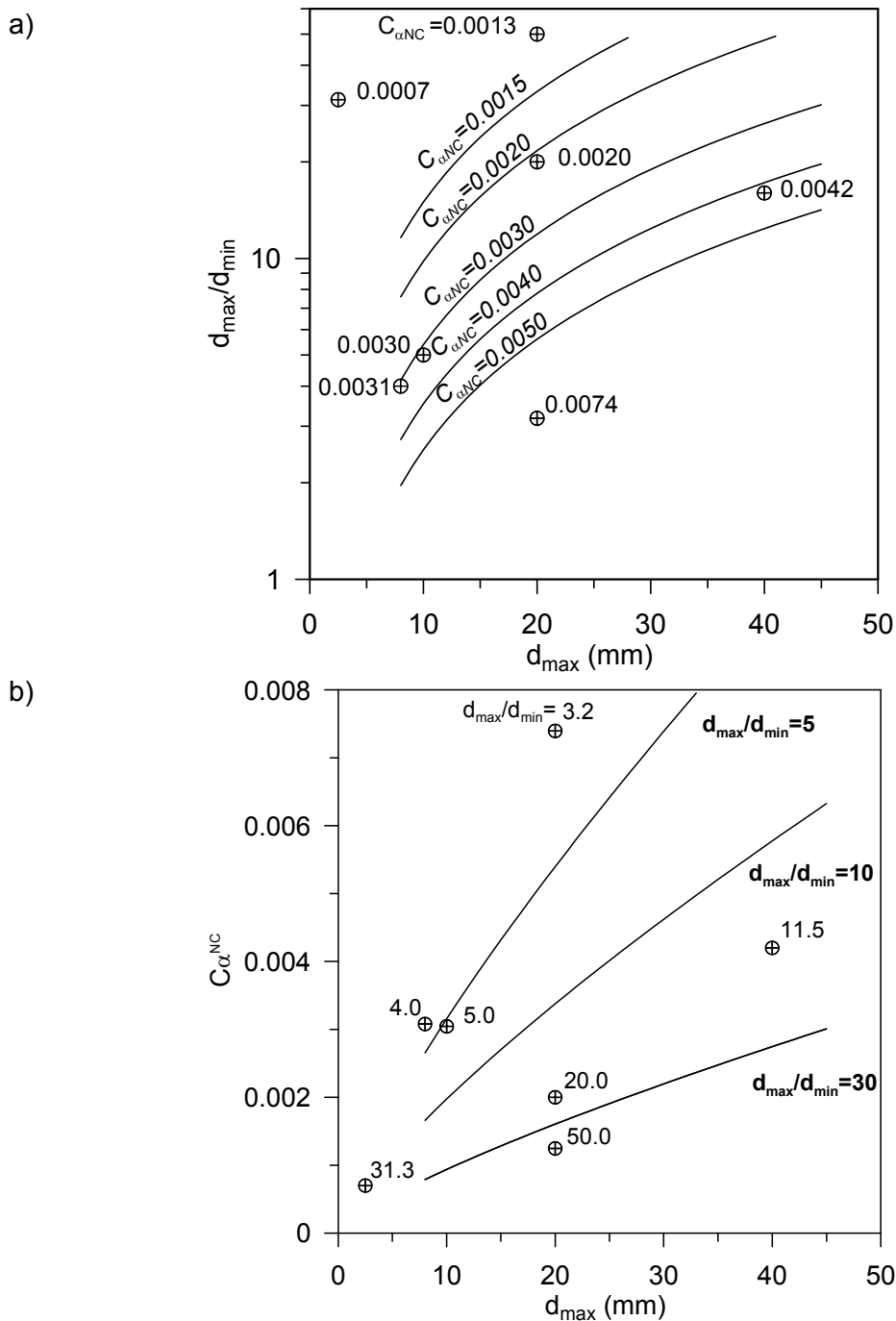


Figura 3.32 Efecto escala de las gravas de la pizarra de Lechago bajo condiciones de $\sigma_v=1\text{MPa}$, $\text{OCR}=1$ y $\text{RH}=100\%$: a) Isolíneas del índice de compresión secundaria en el plano $d_{max}/d_{min} - d_{max}$. b) Variación del índice de compresión secundaria con el efecto tamaño

Se puede observar que si la relación d_{max}/d_{min} se incrementa para un mismo valor de d_{max} , el índice de compresión secundaria se reduce. Este fenómeno puede ser explicado por el hecho de que en este caso, el número de contactos (número de coordinación) entre partículas ha aumentado, por lo cual, los granos de mayor tamaño están siendo protegidos por los más pequeños y es más difícil alcanzar la rotura a largo plazo. Por lo tanto, la rotura de partículas en el tiempo entendida como el índice de compresión secundaria, podría inferirse de la configuración granulométrica inicial del material a través de la combinación entre el tamaño máximo de grano y la relación d_{max}/d_{min} bajo las condiciones previamente planteadas.

Paralelamente, para una misma relación d_{max}/d_{min} , se evidencia que el valor de $C_{\alpha NC}$ se reduce cuando d_{max} se incrementa y más aún, se refleja que el d_{max}/d_{min} es la clave que gobierna este comportamiento. Si se realiza un corte transversal en la Figura 3.32a en $d_{max}/d_{min}=5, 10$ y 30 se obtiene la Figura 3.32b, en la cual el índice de compresibilidad secundaria presenta variaciones importantes con el efecto tamaño en los ensayos saturados, lo que confirma las observaciones anteriores referentes a que este comportamiento está enfatizado por el incremento del d_{max} .

Una vez que ha sido demostrada la importancia de la relación d_{max}/d_{min} (o equivalente) en el efecto escala sobre la compresión secundaria y debido a la similitud en el resultado del valor absoluto de los parámetros γ y θ , surge la propuesta de asumir la igualdad entre ellos, lo que modifica la ecuación anterior resultando en la expresión (3.11) donde el $C_{\alpha NC}$ está en función únicamente del d_{min} con el mismo d_{ref} utilizado y nuevos parámetros constantes derivados del ajuste de los datos experimentales:

$$C_{\alpha NC} = 0.009 \left(\frac{d_{min}}{d_{ref}} \right)^{0.69} ; d_{ref} = 7.85 \text{ mm} \quad (3.11)$$

Esta ecuación es similar a la expresión normalizada por (Alonso et al., 2012; Tapias, 2016), que para la compresibilidad a largo plazo λ^t fue transformada al índice C_{α} resultando $C_{\alpha}=0.018(d/d_{ref})^{0.7}$ para $d_{ref}=1\text{mm}$, donde d se definió como el tamaño medio de partícula. El uso del tamaño medio en lugar de el d_{min} , como en el caso ajustado para esta investigación, podría estar influyendo en la diferencia de los parámetros obtenidos como coeficientes de la relación d_{min}/d_{ref} o d/d_{ref} . La ley preliminar propuesta junto con los registros de laboratorio para condiciones de $\psi=0$, $\sigma_v=1\text{MPa}$, y $\text{OCR}=1$ se ilustra en la Figura 3.33.

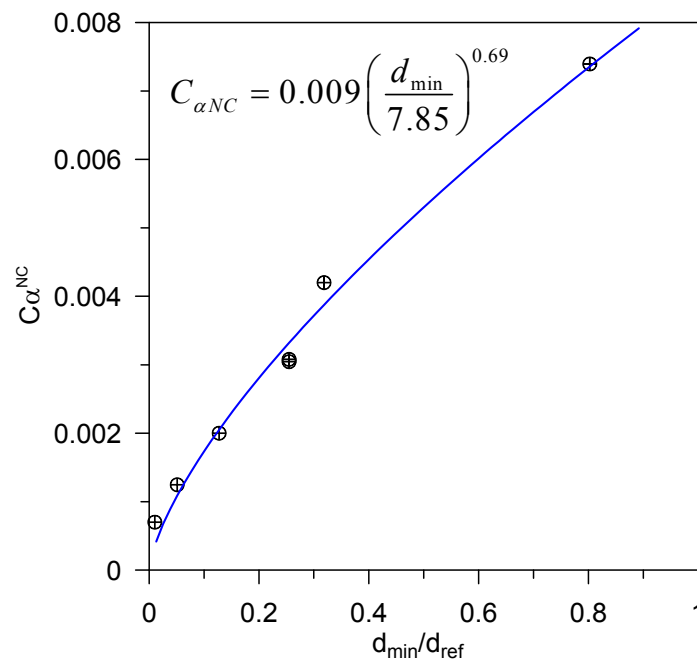


Figura 3.33 Normalización del índice de compresión secundaria con el efecto tamaño ajustados con el tamaño mínimo de partícula d_{min} ($\sigma_v=1\text{MPa}$, $\text{OCR}=1$, $\text{RH}=100\%$)

A pesar de que hace falta complementar los registros con una campaña de ensayos adicionales, se ha obtenido curiosamente una buena normalización del índice de compresión a largo plazo con el diámetro mínimo de grano, realzando la importancia de los tamaños menores en la evolución de la rotura mediante la protección de las partículas de mayor tamaño; durante este proceso el número de coordinación crece, distribuyendo mejor las tensiones y evitando el incremento de la rotura en el tiempo.

3.6 Modelo para la obtención del índice de compresión secundaria en materiales granulares, incorporando el índice de poros actual (deformación volumétrica acumulada)

Durante la fase experimental del estudio del efecto de la historia hidráulica en las deformaciones a largo plazo, se observó que durante la segunda inundación de los ciclos de humedecimiento-secado-humedecimiento (ensayos H4 y H5) el material no era capaz de recuperar las deformaciones volumétricas primarias ni secundarias. Este comportamiento obedece a que las partículas, con el tiempo, buscan una configuración más estable en la cual tienden a protegerse entre sí y además lo hacen de forma automática, aumentando el número de coordinación. Este proceso se origina durante el reacomodamiento y la rotura de los granos, que han sido sometidos a la combinación de efectos mecánicos e hidráulicos.

Interpretar el comportamiento del material en ese estado más protegido, al cual evoluciona después de cierto tiempo, no es obvio y requiere compaginar el tema del OCR con otros fenómenos. Por esta razón, en este apartado se pretende dar una explicación partiendo de un enfoque más fundamental, centrándose en la rotura de partículas basada en el diagrama (o teoría) de la velocidad de propagación subcrítica de grietas, donde está involucrado el efecto de la succión, pero transformándolo a un nivel macroscópico más útil desde el punto de vista de la ingeniería, restándole peso al OCR entendida en su definición tradicional. En este nuevo plano, se introduce una variable denominada deformación volumétrica acumulada ε_v utilizada previamente para la interpretación de la rotura de partículas, que involucra el tiempo desde el inicio de las deformaciones, punto en el cual empieza a ocurrir el proceso de protección de las partículas, porque es el momento en el que se ha iniciado la rotura. En este estado, finalmente, la compresión secundaria depende de:

$$C_\alpha = \frac{d\varepsilon_v}{dt} = f(\sigma_v, \psi, d, \varepsilon_v) \quad (3.12)$$

En la expresión anterior, la deformación volumétrica acumulada ε_v muy fácilmente podría sustituirse por el índice de poros e , que de la misma manera, incluye las deformaciones sufridas por el material desde el instante inicial y proporciona a su vez una idea del estado en el que se encuentra su estructura y el número de coordinación entre granos, por lo que se considera una variable física más adecuada para facilitar la comprensión de los fenómenos producidos.

Con el objeto de relacionar e con la tensión máxima a aplicar para lograr ese estado, se ha utilizado una ley de compresión elastoplástica, que en una primera aproximación

quizo ajustarse a una ecuación logarítmica, sin embargo, con todos los tamaños de grano no se lograba un ajuste satisfactorio, por lo cual se optó por una ley lineal en un marco más simplificado que consigue normalizar correctamente en todos los tamaños estudiados:

$$e = A + B(\sigma_v) \quad (3.13)$$

donde la tensión vertical σ_v se encuentra expresada en kPa y se asume que cualquier nivel de succión converge en $\sigma_v=1\text{kPa}$ y que la deformación en este punto es muy pequeña; paralelamente A y B son parámetros ajustados con los datos experimentales, donde B representa la compresibilidad elasto-plástica.

Tal y como se mostró en las trayectorias experimentales, los tamaños de $d_{\max}=40\text{mm}$ no se llevaron a la succión original durante el secado, por esta razón, solo se presentan los ajustes de los parámetros de la Ecuación (3.13 para las granulometrías con tamaños máximos de 20 y 8 mm (ensayos H4 y H5, respectivamente). A continuación se resume una tabla con los valores de A y B obtenidos para la ley elastoplástica descrita:

Tabla 3.5 Parámetros del modelo para la ley de compresión elastoplástica

d_{\max}	Total suction: ψ (MPa)	Parámetros	
		A	B
20	0	0.6101	-0.1057
	39	0.6041	-0.076
8	0	0.6870	-0.1136
	100	0.6730	-0.064

Con el objeto de reconstruir las curvas de descarga resultantes de los ensayos, entendidas como el índice de compresibilidad dependiente del tiempo en función de la tensión aplicada, se asume que no existen cambios volumétricos en la muestra durante este proceso ($e=\text{cte}$) y que pueden obtenerse mediante la siguiente expresión derivada de la sustitución de Ecuación (3.5) en la Ecuación (3.7):

$$C_\alpha = e^{-\beta(OCR_M-1)} \frac{a\sigma_v}{(\sigma_{ref} + \sigma_v)} \quad (3.14)$$

Donde aparece una especie de relación de sobreconsolidación mecánica OCR_M como una forma de representar cuál es la máxima tensión aplicada que debería tener el material para alcanzar el índice de poros al que se ha llegado bajo la condición de carga actual -posterior a la descarga-. Paralelamente se cuenta con la ley elastoplástica propuesta, a través de la cual se define esa tensión máxima como una función del índice de poros e .

La Ecuación (3.14) fue ajustada para un valor máximo de índice de poros, el cual representaba el estado normalmente consolidado discutido inicialmente; un esquema

explicativo con las curvas se muestra para $d_{max}=cte$ y dos niveles de $\psi=cte$ en Figura 3.34, donde los puntos e_1 , e_2 y e_3 pertenecientes a cada LC (Figura 3.34a), estarían relacionados con sus correspondientes descargas (Figura 3.34b), dentro del nivel de succión constante en el que se encuentre cada trayectoria.

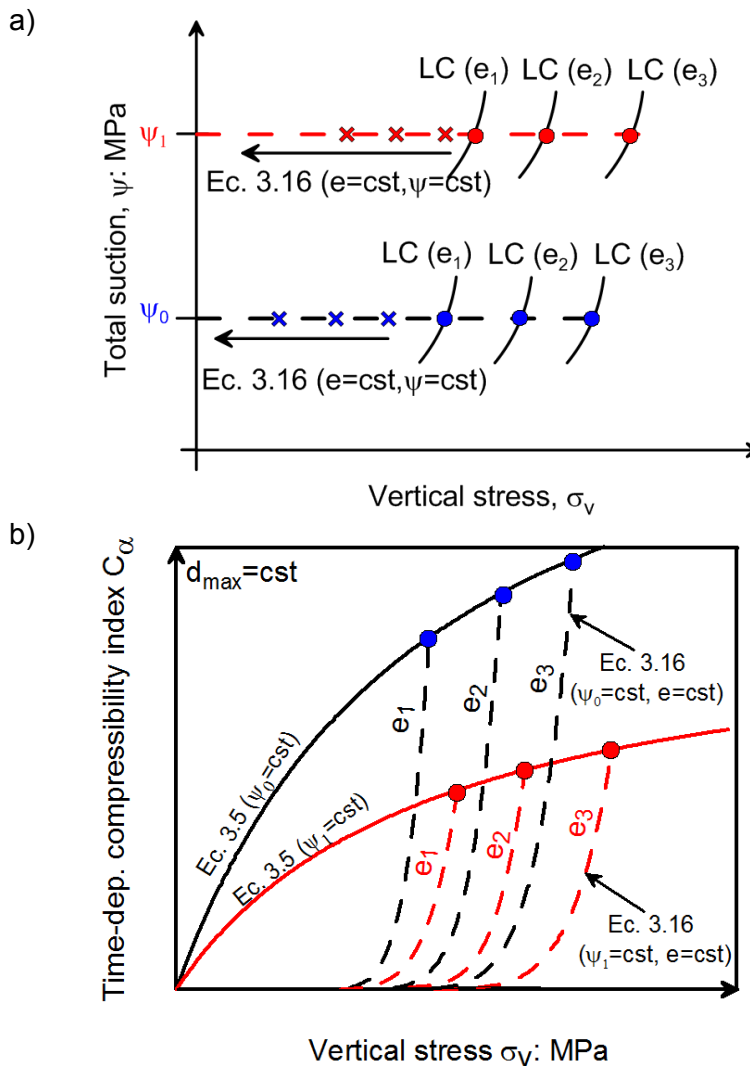


Figura 3.34 Esquema explicativo de la obtención los índices de compresión secundaria para $d_{max}=cte$

Adicionalmente, mediante la ley elastoplástica de la Ecuación (3.13), también se podría estimar el valor del OCR_M durante las trayectorias hidráulicas, según el esquema de la Figura 3.35, donde se deja claro que existen diferencias entre los índices de poro en los puntos A, B, C y D, correspondientes a los ciclos de humedecimiento y secado; y se refleja la tensión vertical máxima obtenida mediante la curva calculada para el punto B que corresponde a la primera etapa de saturación a $e_B=cte$ y $\psi=cte$.

En los ensayos de tipo hidráulico donde la muestra se encuentra bajo una succión total inicial ψ_0 (punto A) y posteriormente se somete a cambios de succión a tensión σ_v constante cumpliendo con una trayectoria ψ_0 (A) \rightarrow ψ_{sat} (B) \rightarrow ψ_0 (C) \rightarrow ψ_{sat} (D), los resultados experimentales reportaron que durante el secado (B) el material sufría una contracción volumétrica acompañada de un C_α bastante bajo, y que posteriormente, al

finalizar el segundo mojado (D), no lograban recuperarse las deformaciones secundarias obtenidas en la primera saturación. La razón principal de la ocurrencia de este fenómeno es la diferencia entre los índices de poros en ambos estados: $e_B \neq e_D$.

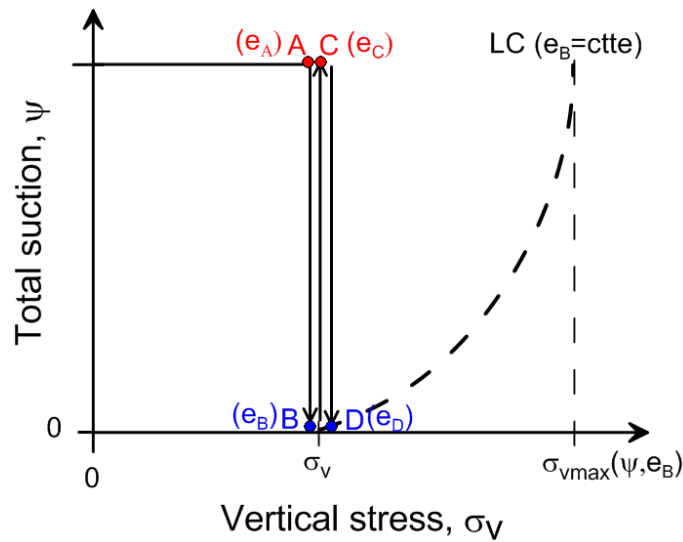


Figura 3.35 Esquema de la estimación del OCR_M en trayectorias hidráulicas ($d_{max}=cte$)

La estimación de los OCR_M para estas trayectorias hidráulicas, calculando la relación entre el valor de tensión máxima a la que se debe comprimir el material para obtener el índice de poros actual y la tensión actual mediante la Ecuación (3.13) se muestra en la siguiente gráfica, simulando los resultados del ensayo H4 ($d_{max}=20mm$).

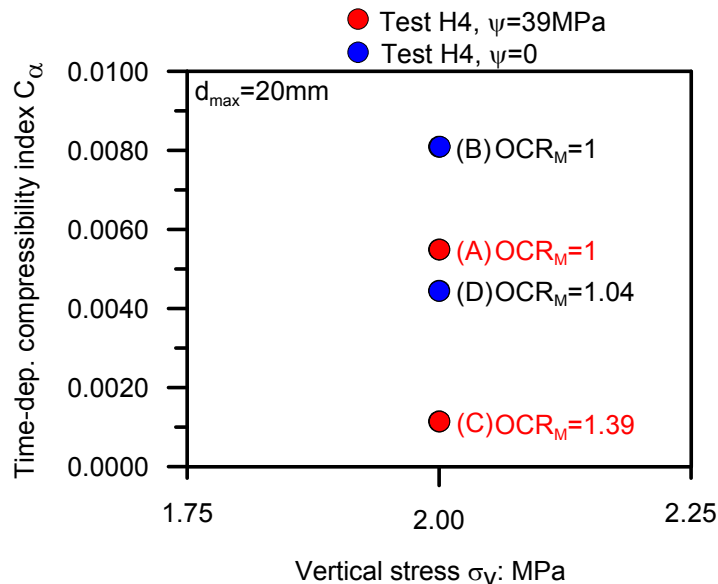


Figura 3.36 Estimación del OCR_M para el ensayo hidráulico H4 ($d_{max}=20mm$)

Los valores estimados de OCR_M en cada fase de la trayectoria, demuestran concordancia con la tendencia en la respuesta de compresión secundaria obtenida para cada índice de poros durante los ciclos de cambio de succión, donde para ambos tamaños estudiados se alcanza un $OCR_M=1$ en los puntos A (inicial - seco) y B donde se genera el primer colapso mediante la inundación con agua pura ($\psi_0=0$);

seguidamente durante el secado (C) se obtiene un $OCR_M=1.39$, que corresponden a la deformación volumétrica de compresión producida debido a lo que se definió en primera instancia como la inducción hidráulica de un estado sobreconsolidado; finalmente, al disminuir nuevamente la succión a cero (punto D) resultan $OCR_M=1.04$, consistente con la mínima rotura de granos que se produce durante esta segunda inundación, sugiriendo que el material ha alcanzado un umbral de rotura que no le permite recuperar las deformaciones previas. No obstante, con la finalidad de garantizar que la muestra se encontraba sobreconsolidada, se añadió un nuevo efecto mecánico a nivel experimental incrementando la tensión; y como quedó reflejado en los resultados previamente descritos, ocurrió una deformación volumétrica adicional, demostrando que el material continuaba bajo un estado de $OCR=1$. Por lo tanto, la inclusión del índice de poros o deformación volumétrica acumulada en una formulación para la obtención del C_α cobra mucha más fuerza que el concepto de historia de tensiones o grado de sobreconsolidación.

3.6.1 Formulación para el índice de compresión secundaria incorporando el concepto del índice de poros actual (deformación volumétrica acumulada)

La caída del C_α con el tiempo es un reflejo de la medida de cómo se van protegiendo las partículas progresivamente y esto es lo que se observa en la Figura 3.37, en la cual se ha representado el modelo para el cálculo del coeficiente de compresión secundaria a succión constante en estados normalmente consolidados (curva límite, Ecuación (3.5)) y sobreconsolidados referentes a las descargas, introduciendo el concepto del índice de poros, simulando los resultados de los ensayos de $d_{max}=20\text{mm}$ para succiones totales de 0 y 39 MPa, mediante la Ecuación (3.14); donde los parámetros fueron previamente ajustados con los datos experimentales resultando $\beta=11.03$, $\sigma_{ref}=1.36\text{MPa}$, $a(\psi=0, d_{max}=20\text{mm})=0.016$ y $a(\psi=39\text{MPa}, d_{max}=20\text{mm})=0.0086$, como fue mostrado en la Tabla 3.4; y el OCR_M está calculado siguiendo la ley elastoplástica que incorpora el índice de poros a través de la Ecuación (3.13) y los parámetros A y B presentados en la Tabla 3.5.

En las variaciones en la compresión secundaria para el caso saturado (Figura 3.37a) y para una succión total de 39MPa (Figura 3.37b) se evidencia mediante isolíneas del índice de poros, la caída del C_α con la disminución de la tensión durante los procesos de descarga; partiendo de la curva límite para estados normalmente consolidados, donde se obtuvo la mayor deformación volumétrica acumulada con la máxima tensión aplicada para cada nivel de succión.

Adicionalmente, para una mayor comprensión de la respuesta del modelo se ha ilustrado la comparación entre ambos estados de succión total en la Figura 3.38a, donde se refleja el desplazamiento hacia la derecha (mayor tensión) de las isolíneas de igual índice de poros que corresponden a una succión mayor respecto al mismo e obtenido bajo succión nula, indicando que se requiere una acción mecánica mayor para obtener el mismo nivel de compresión secundaria que se obtendría a succión nula. De la misma forma, en la Figura 3.38b se plasmaron las isolíneas de e para $d_{max}=8\text{mm}$ con succiones totales de 0 y 100MPa, evidenciándose una respuesta similar a la anterior, pero esta vez con una compresibilidad secundaria menor, y unos

rangos de índice de poros mayores, correspondientes al mismo rango de tensión vertical aplicada que para el caso de mayor tamaño máximo de grano, tal y como se observó en los registros experimentales.

Es importante destacar que las curvas límite se han obtenido mediante el ajuste experimental de los resultados de los ensayos que han sido ejecutados con tensiones ingenieriles, por lo tanto, si se necesita predecir la respuesta de compresión secundaria para cargas mayores, haría falta modificar la expresión, alcanzando posiblemente una estabilización en los índices de compresibilidad con una posterior caída.

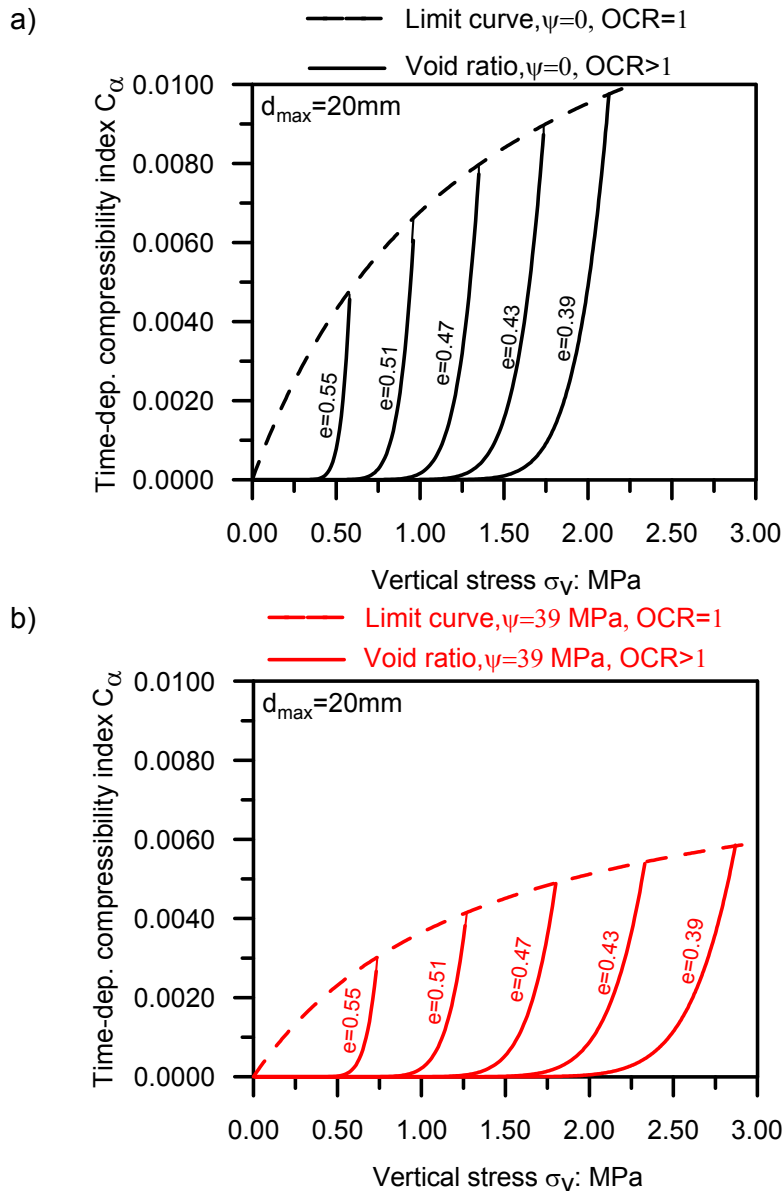


Figura 3.37 Índice de compresión secundaria en función de la tensión vertical y el índice de poros, usando el modelo desarrollado para el cálculo de C_α ($\psi = \text{cte}$ y $d_{max}=\text{cte}=20\text{mm}$). a) $\psi = 0$. b) $\psi = 39$ MPa

Las isolíneas de C_α para igualdad de e fueron graficadas con el modelo propuesto según la Ecuación (3.14), partiendo de la máxima deformación volumétrica acumulada (o menor índice de poros) que se ha producido hasta el punto en estudio,

considerando el hecho de que los caminos de descarga son planos, como se ha demostrado experimentalmente, no existiendo variaciones apreciables en el e .

El modelo propuesto plantea que la deformación secundaria es independiente del camino de tensiones y que únicamente se encuentra en función de un estado definido por: el tipo de material caracterizado por el tamaño máximo de partícula d_{max} , su estructura entendida como el índice de poros e y las condiciones tensionales aplicadas de tensión σ_v y succión ψ .

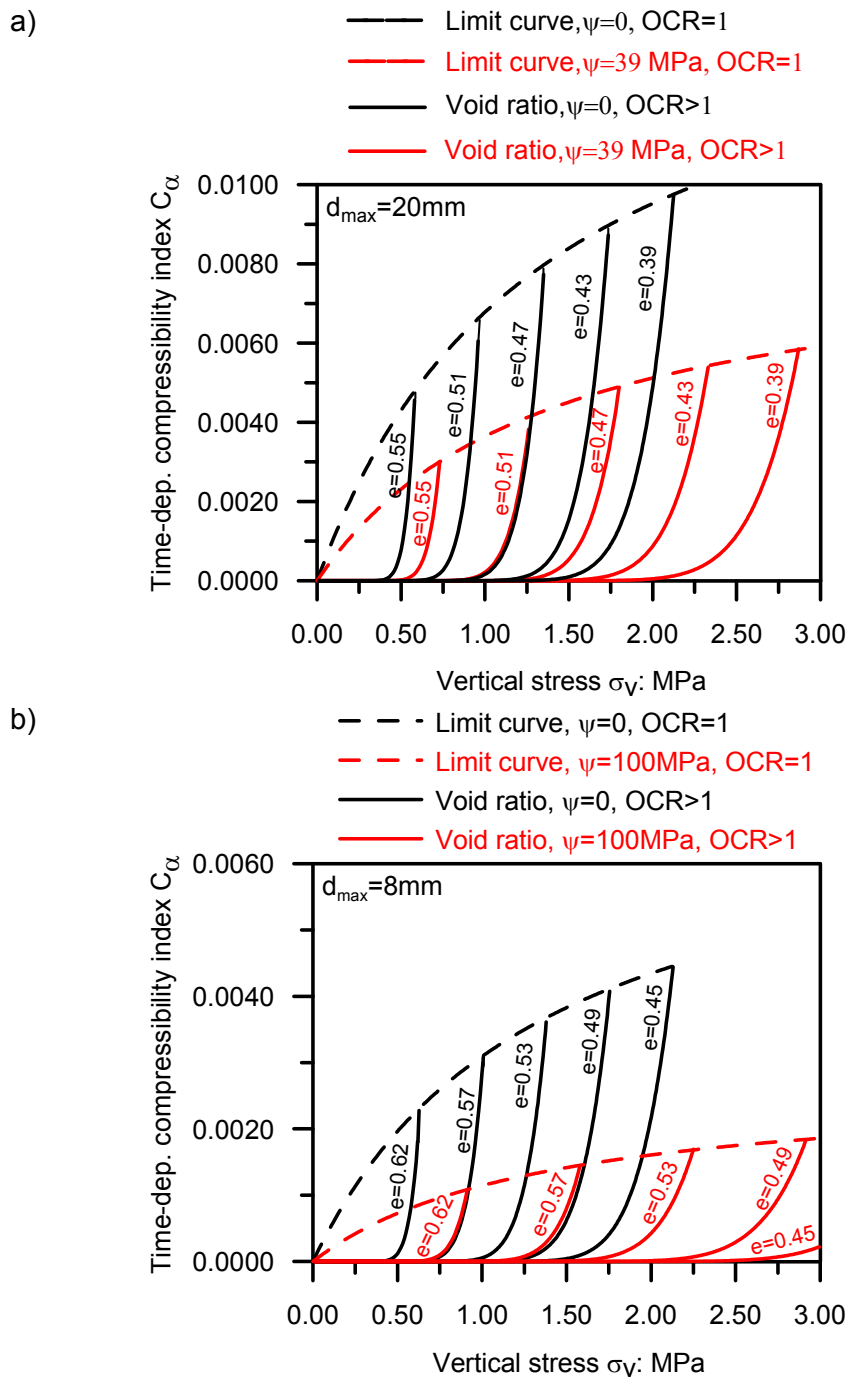
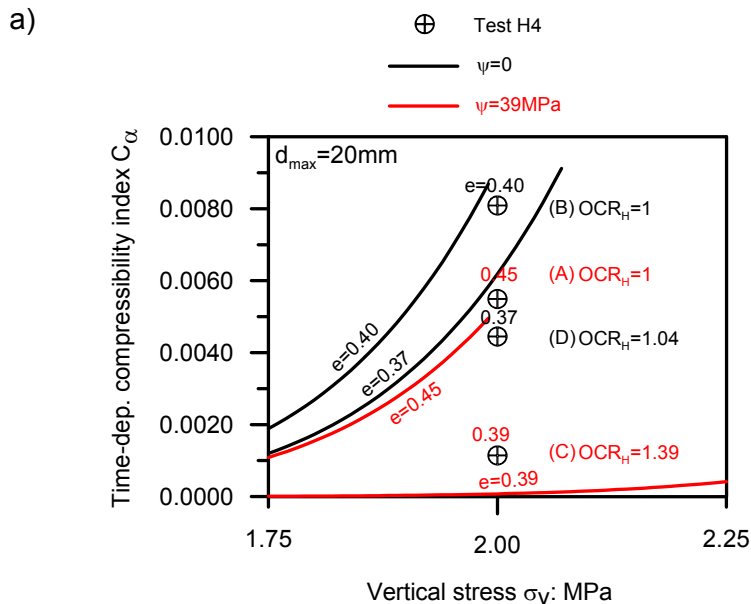


Figura 3.38 Índice de compresión secundaria en función de la tensión vertical y el índice de poros, usando el modelo desarrollado para el cálculo de C_α . a) $\psi = cte$ y $d_{max}=cte=20$ mm. b) $\psi = cte$ y $d_{max}=cte=8$ mm.

En referencia a los ensayos hidráulicos, en la Figura 3.39 se ha representado un zoom de la Figura 3.20a y la Figura 3.21a, con la finalidad de simular los puntos experimentales de las pruebas H4 y H5, respectivamente, obteniéndose una buena predicción del C_α para los ciclos de humedecimiento y secado en los puntos A, B, C y D, aunque se observa que al culminar el proceso de secado, en el punto "C", el modelo tiende a bloquear el coeficiente de compresión secundaria, lo cual es una realidad, tomando en cuenta el estado tan rígido en el que se encuentra la muestra, donde es complicado medirlo con exactitud, pero se puede afirmar que corresponde a un rango muy cercano a cero. Además, la deformación secundaria correspondiente al colapso durante el segundo humedecimiento resulta sobreestimada por el modelo, principalmente en el ensayo H5, para $d_{max}=8mm$; entendiéndose como una consecuencia de la dificultad en la medición y predicción de los resultados para tamaños pequeños, puesto que reflejan una menor compresibilidad secundaria dependiente del tiempo a raíz de la menor velocidad de propagación subcrítica de grietas originada, además de que rango de succión de los ciclos de humedecimiento y secado para esta granulometría fue más amplio que el anterior y posiblemente el efecto del cálculo de la lejanía de la tensión vertical máxima calculada para el índice de poros obtenido, genera un mayor error.

Lo anteriormente expuesto, revela que a pesar de la dificultad de unificar las variables que intervienen en los procesos dentro de un modelo de predicción de la compresión secundaria en este tipo de material que incluya la acción hidráulica además de la mecánica, existe una buena correspondencia entre los resultados experimentales y el modelo propuesto.



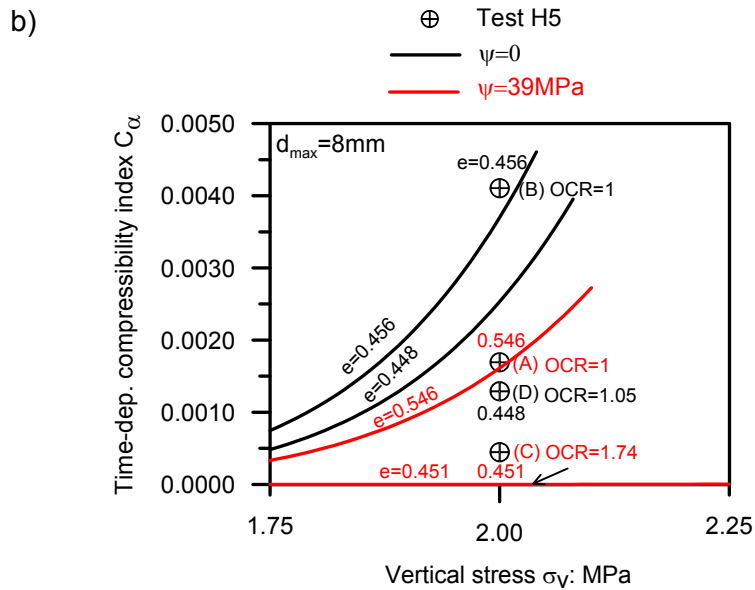


Figura 3.39 Índice de compresibilidad dependiente del tiempo C_α expresado como isolíneas de índice de poros en función de la tensión y la succión: a) Ensayo H4, $\psi = \text{cte}$ y $d_{\max} = \text{cte} = 20\text{mm}$. b) Ensayo H5, $\psi = \text{cte}$ y $d_{\max} = \text{cte} = 8\text{mm}$.

Es un hecho que el fenómeno de la propagación subcrítica de grietas interviene de forma clave a nivel microscópico, reflejándose macroscópicamente en la compresibilidad del material bajo tensión a largo plazo; a medida que el agente corrosivo se pone en contacto con las partículas y penetra en su interior, se inicia la propagación de las fisuras y se incrementa su velocidad; manteniéndose una diferencia importante entre los distintos valores de la succión total presente en el medio: a bajas succiones la velocidad de propagación de grietas es mayor, al igual que por consecuencia lo será la rotura de partículas y la compresibilidad del material.

Finalmente logra demostrarse la capacidad del modelo propuesto para la predicción de la compresión secundaria en trayectorias hidráulicas H4 y H5 mediante la Figura 3.40a y b, respectivamente; no obstante siempre es recomendable la inclusión de nuevos resultados experimentales en las interpretaciones realizadas. Como puede observarse, estas gráficas son un reflejo de las isolíneas de e presentadas en la Figura 3.39, donde es evidente que el modelo predice mejor los resultados en los tamaños mayores y con menos rango entre las succiones totales de los ciclos de humedeciendo y secado, específicamente, la compresibilidad a largo plazo durante el segundo humedecimiento queda sobreestimado. Sin embargo, se considera que los registros experimentales se pueden representar de una manera satisfactoria con el modelo planteado.

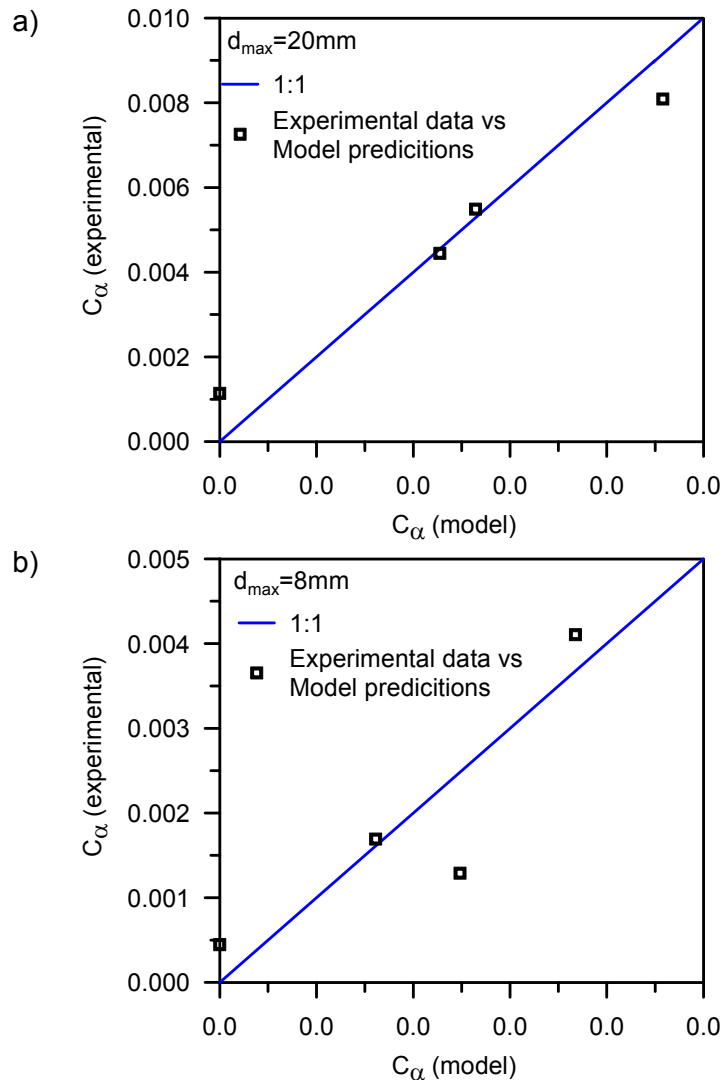


Figura 3.40 Índice de compresibilidad dependiente del tiempo C_α : Datos experimentales vs Predicciones del modelo para: a) Hydraulic test H4, $d_{max}=20\text{mm}$. a) Hydraulic test H5, $d_{max}=8\text{mm}$.

3.7 Conclusiones

La presente fase de la investigación se ha centrado en el estudio del proceso de deformación dependiente del tiempo percibido desde un punto de vista macroscópico, sobre la base teórica que interpreta la compresión secundaria a nivel microscópico como consecuencia de la rotura de partículas generada por la propagación de fisuras.

Se ha logrado evaluar de manera sistemática la compresibilidad dependiente del tiempo de las gravas de la pizarra de Lechago a través de los efectos de escala e historia de tensiones y succión; siendo estos últimos considerados en una primera aproximación, como una relación de sobreconsolidación OCR .

Se llevó a cabo una campaña experimental de ensayos edométricos control de succión para tres granulometrías diferentes que permitió evaluar los efectos planteados desde un enfoque mecánico e hidráulico.

Las conclusiones de esta etapa se dividen en dos enfoques de interpretación de la compresibilidad secundaria, en función: del OCR y de la deformación volumétrica acumulada o estado de la estructura del material.

3.7.1 Compresibilidad dependiente del tiempo en función del grado de sobreconsolidación OCR

Se evaluó la compresibilidad secundaria en agregados gruesos siguiendo un punto de vista similar al que se utiliza para estudiar el comportamiento de los suelos, tomando como base su historia mecánica e hidráulica.

Se verificó que la succión juega un papel fundamental en la compresibilidad del material, así como en las deformaciones dependientes del tiempo, alcanzando valores mucho mayores a succiones bajas que en los casos donde el material se encontraba más seco. Esta respuesta es consistente con una mayor velocidad de propagación subcrítica de fisuras producidas en ambientes más corrosivos (donde existe una humedad relativa mayor), causando una mayor rotura de partículas; lo cual se traduce en una compresibilidad primaria y secundaria más alta a succiones menores.

Mediante el ajuste de los resultados experimentales para todos los tamaños de grano y las condiciones de ensayo manejadas, se logró establecer una ley para el cálculo del índice de compresibilidad dependiente del tiempo cuando el $OCR < 1$, $C_{\alpha NC}$, que depende de la succión total, el diámetro máximo de partícula y la tensión vertical aplicada, y a su vez se utilizan dos parámetros constantes de referencia que son: el diámetro de partícula y la tensión vertical. Esta ley se obtuvo para un rango de tensiones ingenieriles, por lo que el $C_{\alpha NC}$ parece ir en incremento con la tensión aplicada sin alcanzar estabilización y posterior caída, como se piensa que debería ocurrir.

Durante las trayectorias de descarga, el grado de sobreconsolidación supera la unidad; dentro de este contexto fueron calculados los índices de compresión secundaria C_{α} y se analizó su evolución con el OCR para los diferentes tamaños de partícula, detectando una importante reducción de la compresión secundaria a $OCR > 1$, que refleja un comportamiento similar al observado en suelos arcillosos por (Alonso et al., 2000). La reducción de C_{α} con el incremento del OCR es una consecuencia de la disminución del factor de intensidad de tensiones debido principalmente a dos factores: el primero consiste en la re-distribución de las tensiones de contacto entre partículas, en donde existe una mayor área de contacto a $OCR > 1$, asociada con el daño y la rotura localizada cercana a los puntos de mayor tensión entre contactos; el segundo se refiere a la evolución de la granulometría entendida como el decrecimiento de los tamaños de partícula causado por la rotura ocurrida durante el estado de $OCR = 1$, que ha generado la formación de granos más pequeños a $OCR > 1$.

Se logró describir la variación de $C_{\alpha}/C_{\alpha NC}$ evaluado a tensión constante para distintos valores de OCR mediante una ecuación empírica que toma en cuenta todas las granulometrías utilizadas y que se encuentra en función del OCR y dos parámetros constantes que permitieron reproducir satisfactoriamente los datos experimentales.

De la interpretación de los ensayos hidráulicos que fueron vinculados con trayectorias de humedecimiento y secado bajo tensión vertical constante, se obtuvo que la compresibilidad a largo plazo reflejó un comportamiento consistente con el de los ensayos mecánicos de precompresión, evidenciándose una reducción en el C_α en las muestras sobreconsolidadas hidráulicamente. Las trayectorias de secado a tensión vertical constante, produjeron una deformación de compresión irreversible del material, por lo que se pensó que podría estarse produciendo un ligero desplazamiento en la curva *Loading Collapse LC*, del Barcelona Basic Model (BBM) (Alonso et al., 1990); y que en este punto el material había sido sobreconsolidado hidráulicamente ($OCR > 1$). Posteriormente, se llevó a cabo un segundo humedecimiento ($\psi = 0$) en el que el material no recuperó la deformación anterior, por lo que se pensó inicialmente que el OCR en ese punto no era exactamente igual a 1 ($OCR \approx 1$). Finalmente, como forma de garantizar nuevamente la ganancia del estado normalmente consolidado, en uno de los ensayos se retomó la fase mecánica incrementando la carga mediante un escalón adicional, produciéndose una nueva compresión en el material, lo que ratificó que anteriormente el material se encontraba normalmente consolidado y que la acción mecánica añadida logró llevarlo a $OCR > 1$. De las interpretaciones de la etapa final experimental de los ensayos hidráulicos surgió la idea de que las deformaciones volumétricas acumuladas sufridas por el material desde el inicio o la información de su estructura, son variables clave a considerar en la estimación de la compresibilidad dependiente del tiempo.

Estos resultados tienen implicaciones prácticas ingenieriles directas, siendo de gran utilidad el hecho de que se haya demostrado que tanto la precarga como el pre-humedecimiento en campo en este tipo de material con poco incremento del OCR (mayormente cerca de $OCR = 1.15$), facilite la disminución progresiva de las deformaciones de *creep*.

En vista de que la rotura de partículas juega un papel fundamental en la deformación de estos materiales surgió la necesidad de estudiarlo mediante las granulometrías antes y después de los ensayos y hacerlos depender, más que de la historia de tensiones y succión, de la deformación volumétrica acumulada desde el inicio de las trayectorias.

3.7.2 Compresibilidad dependiente del tiempo en función de la deformación volumétrica acumulada (índice de poros actual) o la estructura del material

Dentro de este contexto, en primer lugar quedó demostrado que la rotura de partículas no depende únicamente del tamaño máximo de grano, sino también de factores como la uniformidad en la distribución granulométrica, el número de contactos, de las variables que afectan el proceso de compactación, entre otros.

La rotura de granos fue evaluada a través del trabajo plástico disipado por unidad de volumen en función de la deformación volumétrica acumulada, observándose para todos los tamaños, un incremento en la rotura de partículas a medida que aumenta el trabajo, es decir, al romperse una mayor cantidad de granos se genera una mayor disipación de energía. Adicionalmente se analizó la tendencia de la dimensión fractal

con el trabajo plástico y la deformación volumétrica acumulada, reflejándose un crecimiento de la dimensión fractal en función de ambas variables, aunque la primera normaliza mejor los resultados. Dentro de este contexto, se puede afirmar que en la mayoría de los ensayos no se obtuvo un comportamiento fractal. No fue posible llegar a la definición de una dimensión fractal última y única, que fuera característica del material. Posiblemente se debe al hecho de que las tensiones verticales se limitaron al rango ingenieril.

Adicionalmente se estudió la influencia de la escala en la compresibilidad dependiente del tiempo en las gravas de pizarra de Lechago, concluyendo que por sí solo, el d_{max} , no es suficiente para normalizar el conjunto de resultados experimentales en el caso de muestras bien graduadas (no uniformes). Dentro de este marco se propuso una expresión para la obtención del índice de compresión secundaria en función de la uniformidad de la granulometría entendida como la relación d_{max}/d_{min} para $\sigma_v=1$ MPa, $\psi=0$ y $OCR=1$. Esta ley refleja el hecho de que para un d_{max} constante, un incremento de la relación d_{max}/d_{min} se traduce en una reducción del índice $C_{\alpha NC}$. Este fenómeno puede ser explicado por el hecho de que en este caso, el número de contactos (número de coordinación) entre partículas ha aumentado, por lo cual, los granos de mayor tamaño están siendo protegidos por los más pequeños y es más difícil alcanzar la rotura a largo plazo. Paralelamente, para una misma relación d_{max}/d_{min} , se refleja que el valor de $C_{\alpha NC}$ se reduce cuando d_{max} aumenta, concluyéndose que el d_{max}/d_{min} es un factor clave en la respuesta del material a largo plazo. Finalmente, aunque hace falta complementar los datos con una campaña de ensayos adicionales, se obtuvo una buena normalización del índice de compresión a largo plazo con el diámetro mínimo de grano, realzando la importancia de los tamaños menores en la evolución de la rotura mediante la protección de las partículas de mayor tamaño; durante este proceso el número de coordinación crece, distribuyendo mejor las tensiones y evitando el incremento de la rotura en el tiempo.

Modelo para la obtención del índice de compresión secundaria en materiales granulares, incorporando la deformación volumétrica acumulada y el índice de poros. Con el objeto de aportar una explicación más fundamental a la respuesta de la compresibilidad dependiente del tiempo C_{α} en este tipo de material, se utilizó un enfoque sobre la base de la rotura de partículas regulada por la teoría de la velocidad de propagación subcrítica de grietas donde interviene el efecto de la succión, transformándolo a un nivel macroscópico más útil desde el punto de vista de la ingeniería mediante un nuevo plano que introduce la variable de la deformación volumétrica acumulada ϵ_v o de manera equivalente, el índice de poros e . Como primer paso para lograr el objetivo definido, se utilizó una ley de compresión elastoplástica para la normalización de los resultados experimentales de succiones totales inicial y saturada, relacionando el índice de poros con la tensión máxima aplicada para lograr ese e , donde implícitamente se encuentra el concepto de OCR desde otra visión, definida para efectos de este estudio como grado de sobreconsolidación mecánica OCR_M . Dentro de este marco, se planteó el índice de $C_{\alpha}=de/dt$ como una función de la tensión vertical aplicada, la succión total, el tamaño de partícula y el índice de poros.

Finalmente, el aporte fundamental más importante de este capítulo consistió en la interpretación de la deformación secundaria con independencia del camino de tensiones mediante la formulación de una ley constitutiva que únicamente se

encuentra en función de un estado definido por: el tipo de material caracterizado por el tamaño máximo de partícula d_{\max} , su estructura entendida como el índice de poros actual e (deformación volumétrica acumulada) y las condiciones tensionales aplicadas de tensión vertical σ_v y succión ψ .

El modelo propuesto fue utilizado adicionalmente para simular el índice de compresión secundaria durante los ciclos de humedecimiento y secado del material en los ensayos de tipo hidráulico, obteniéndose una correspondencia aceptable que logra representar las tendencias del comportamiento hidro-mecánico del material bajo las condiciones analizadas.

El estudio realizado revela que a pesar de la dificultad que supone la combinación las variables que intervienen en los procesos de la compresión dependiente del tiempo, la respuesta de este tipo de material puede ser descrita satisfactoriamente por el modelo propuesto, que refleja que el índice de compresión secundaria finalmente depende de un estado caracterizado principalmente por el índice de poros, las tensiones mecánicas e hidráulicas aplicadas y el tamaño de partícula.

3.8 Referencias

- Alonso, E., Oldecop, L., Pinyol, N., 2009. Long term behaviour and size effects of coarse granular media. *Mech. Nat. Solids* 255–281. doi:10.1007/978-3-642-03578-4_12
- Alonso, E.E., Gens, A., Josa, A., 1990. A constitutive model for partially saturated soils. *Géotechnique* 40, 405–430. doi:10.1680/geot.1990.40.3.405
- Alonso, E.E., Lloret, A., Gens, A., 2000. Precompression design for secondary settlement reduction. *Géotechnique* 50, 645–656. doi:10.1680/geot.2000.50.6.645
- Alonso, E.E., Tapias, M., Gili, J., 2012. Scale effects in rockfill behaviour. *Géotechnique Lett.* 2, 155–160. doi:10.1680/geolett.12.00025
- Charles, J.A., 1989. Geotechnical properties of coarse grained soils, in: 12th Int Conf on Soil Mechanics and Foundation Engineering, General Report, Discussion Session 8. pp. 2495–2519.
- Ladd, C.C., 1971. Settlement analysis of cohesive soils. Research Report R71-2. Soils Publication. MIT Cambridge, Mass.
- Marsal, R.J., 1973. Mechanical properties of rockfill., in: Hirschfeld, R. C. y Poulos, S. J., E. (Ed.), *Embankment Dam Engineering*. John Wiley & Sons, New York, p. 110–200.
- Marsal, R.J., L.R., A., Guzmán, M.A., Adame, H., 1976. El Infiernillo. Behavior of dams built in Mexico. Report. Instituto de Ingeniería, UNAM. Mexico.
- Mesri, G., Feng, T.W., Benak, J.M., 1990. Postdensification penetration resistance of clean sands. *J. Geotech. Engng ASCE* 116, 1095–1115.
- Montobbio, D., 2001. Efecto de la granulometría en la compresibilidad de escolleras. (Final work of undergraduated course). Universitat de Barcelona, Facultat de Geologia; Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior

d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.

Nobari, E.S., Duncan, J.M., 1972. Effect of reservoir filling on stresses and movements in earth and rockfill dams. Report TE-72-1. University of California. Department of Civil Engineering. California.

Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.

Oldecop, L.A., Alonso, E.E., 2001. A model for rockfill compressibility. *Géotechnique* 51, 127–139.

Oldecop, L. a, Alonso, E.E., 2013. Rockfill mechanics, in: *Advances in Unsaturated Soils* (B. Caicedo ed.). Taylor & Francis Group, L. (Ed.), 1st Pan-American Conference on Unsaturated Soils. Cartagena de Indias, Colombia., pp. 61–86.

Oldecop, L., Alonso, E., 2007. Theoretical investigation of the time-dependent behaviour of rockfill. *Géotechnique* 58, 765–769.

Ortega, E., 2008. Comportamiento de materiales granulares gruesos. Efecto de la succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.

Ramon, A., Alonso, E., Romero, E., 2008. Grain size effects on rockfill constitutive behaviour, in: *1st Europ. Conf. on Unsaturated Soils E-UNSAT 2008*. Durham, UK, pp. 341–348.

Sowers, G.F., Williams, R.C., Wallace, T.S., 1965. Compressibility of broken rock and settlement of rockfills. *Proc. 6th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng.*, Montr. 2, 561–565.

Tapias, M., 2016. Particle model for crushable aggregates which included size, time and relative humidity effects. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.

Turcotte, D.L., 1986. Fractals and fragmentation. *Geophys. Res. – Solid Earth* 91(B2), 1921–1926.

Tyler, S.W., Wheatcraft, S.W., 1992. Fractal scaling of soil particle-size distribution analysis and limitations. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 56.2, 47–67.

4

INFLUENCIA DE LA VARIACIÓN DE LA SUCCIÓN MEDIANTE VAPOR Y LA ACTIVIDAD DEL LÍQUIDO EN LA RESPUESTA MECÁNICA DE LA PIZARRA

Como se ha demostrado anteriormente, el comportamiento mecánico de las escolleras es extremadamente sensible a los cambios de humedad del ambiente que la rodea, entre ellos, la acción de la lluvia o la interacción con la atmósfera. Por esta razón, es imprescindible tomar las debidas precauciones durante las etapas de diseño y construcción de las estructuras construidas con este material.

La rotura de partículas y la propagación sub-crítica de fisuras son los principales mecanismos asociados al colapso macro-estructural y al incremento de la compresibilidad con la humedad (Oldecop and Alonso, 2001). Recientes investigaciones como la de (Oldecop and Alonso, 2013) han recopilado y propuesto interesantes observaciones experimentales y numéricas que ayudan al entendimiento de los fenómenos físicos y químicos involucrados en la mecánica de las escolleras.

La ruptura de los granos en un tipo de escollera depende principalmente de la resistencia individual de las partículas, su forma, la distribución granulométrica, y de la humedad relativa en los poros de la roca. Este último factor, se asocia con la acción del agua debido a la transferencia de vapor, que ha sido vinculada con la succión total a través de la humedad relativa del aire que rodea las partículas de roca, según la ley psicrométrica (Coussy, 1995). Adicionalmente, la velocidad de propagación de grietas también depende de la acción química del líquido contenido dentro de dichas partículas, gobernada por la actividad presente en el agua. Este efecto no ha sido estudiado en profundidad hasta el momento.

El presente Capítulo tiene como objetivo principal explorar dentro del ámbito experimental, el efecto del control de succión mediante líquido y vapor en el comportamiento hidro-mecánico de la pizarra cuarcítica utilizada para construir la presa de Lechago. Entendiendo que la actividad del líquido será quien gobierne la velocidad de propagación de grietas en muestras inmersas en una solución salina de actividad conocida, así como la HR del vapor se ha demostrado que lo hace cuando el material se somete al control de succión por transferencia de vapor. El término "equilibrio" será empleado para expresar que el material se encuentra en equilibrio termodinámico con su entorno. Para lograr el objetivo planteado, en primer lugar, se hará una breve introducción de los conceptos involucrados y premisas que deben ser tomadas en cuenta para la interpretación global de los fenómenos que ocurren. Posteriormente se investigará el efecto de la actividad del líquido y la HR del vapor sobre la respuesta del material desde dos perspectivas:

- A nivel de partícula (ensayos tipo brasileño): mediante la evaluación de la resistencia a tracción de muestras previamente sometidas a control de succión mediante vapor y líquido.
- A nivel macroscópico o fenomenológico (ensayos edométricos): a través del estudio de la compresibilidad de muestras cuya succión ha sido controlada mediante vapor y líquido.

4.1 Conceptos básicos y aspectos a considerar para la interpretación de los fenómenos que ocurren durante el control de succión mediante líquido y vapor

4.1.1 Introducción

Como se ha explicado en capítulos anteriores, los experimentos en muestras de escollera bajo succión controlada, pueden realizarse satisfactoriamente mediante el control de la humedad relativa en los poros de las partículas de roca siguiendo el esquema propuesto por (Oldecop and Alonso, 2001).

Haciendo una revisión de los estudios realizados en esa misma línea, ha surgido la motivación de investigar el comportamiento del material bajo la inundación con la solución salina que se utiliza para imponer la humedad relativa en la probeta, a través de la transferencia de vapor. En ese caso, la actividad del líquido será la que controle la variación en la succión y por ende, los cambios que ocurran en el material.

Al visualizar una posible comparación entre ambos métodos de control de succión, en este apartado se resumen una serie de conceptos necesarios para el entendimiento y la correcta interpretación de los fenómenos que se presentan en los resultados experimentales de este Capítulo, específicamente en lo que concierne a la humedad relativa del vapor y la actividad del líquido.

En primer lugar, es imprescindible abordar la terminología y definiciones a utilizar en este Capítulo para evitar confusiones. Al revisar desde los inicios los temas que conciernen a suelos no saturados, se empieza por mencionar que el estatus del agua en el suelo puede ser expresada en términos de la energía libre en relación con el agua libre pura. Dicha energía libre, usualmente se expresa como *potencial* y en el caso de que sea menor que la del agua pura bajo presión atmosférica, suelen utilizarse los términos *presión de poros negativa* o lo que se conoce normalmente en suelos no saturados como *succión total* ψ (Mitchell, 1993). Adicionalmente, en el caso que se necesite recurrir a la termodinámica para realizar equilibrio de fases (como se verá más adelante), se utiliza el término *potencial químico* μ , que de manera similar a los anteriores, se define como la tendencia de un componente a escapar de una determinada fase. De aquí en adelante se hablará de *succión*, cuando se haga referencia a las partículas de escollera no saturada y de *potencial químico* cuando se analice el equilibrio de fases del agua dentro del suelo; entendiendo que ambas expresiones son equivalentes.

4.1.1.1 Control de succión y humedad relativa (conceptos generales)

(Castellán, 1987) define la humedad relativa HR como la razón entre la presión parcial del vapor de agua u_v y la presión de vapor del agua pura u_{v0} a la misma temperatura, en una mezcla gaseosa. Por tanto, $HR = u_v/u_{v0}$, como se explicó en Capítulos anteriores.

Haciendo uso de este concepto, en suelos no saturados, la técnica de control de humedad relativa, toma como base el siguiente principio fisicoquímico: si se permite que un líquido alcance el equilibrio termodinámico con su vapor, la presión parcial del vapor, u_v , y la succión matricial, s , resultan vinculadas por la denominada “relación psicrométrica” (Coussy, 1995):

$$RTLn(u_v / u_{v0}) = -\bar{V}_w^0(s + \pi) \quad (4.1)$$

donde R es la constante de los gases, T la temperatura absoluta, u_v/u_{v0} la HR , \bar{V}_w^0 es el volumen molar del agua y π es el componente osmótico de la succión total.

Por otra parte, la succión total ψ es la sumatoria de sus componentes matricial y osmótico. Dichos componentes, desde la perspectiva de (Mitchell, 1993), pueden explicarse de la manera siguiente: la succión matricial s , asociada a la capilaridad, resulta de la tensión superficial en la interfase agua-aire y de las fuerzas de adsorción ejercidas en la superficie de las partículas. Paralelamente, la succión osmótica π se refiere a la presión osmótica del agua dentro del suelo y depende de su composición y de la capacidad de las partículas del suelo para restringir el movimiento de cationes adsorbidos. El potencial osmótico se vincula con la presencia de solutos en el agua, donde ésta tiende a fluir en la dirección del incremento de la concentración.

La succión total es idéntica a la succión matricial cuando el agua contenida en los poros es pura (sin solutos).

Mediante la unión de los conceptos expuestos, la relación psicrométrica, finalmente puede expresarse como:

$$-\frac{RT}{\bar{V}_w^0}Ln(RH) = \psi \quad (4.2)$$

La Ecuación (4.2) implica que, si se coloca una probeta no saturada (cuyos poros contienen agua líquida y aire) dentro de un sistema cerrado, es posible controlar la succión total en la probeta controlando la humedad relativa del aire que rellena el sistema. En este caso, el transporte de agua (para secar o mojar) se realiza en forma de vapor a través del aire, ya sea por advección o por difusión molecular. El control de la humedad relativa puede hacerse por diferentes medios.

Para el caso de las escolleras, como se explicó anteriormente, quedó demostrada la gran importancia de la succión total en el comportamiento de este tipo de material (Oldecop and Alonso, 2001). Concluyéndose que la succión representativa está dentro de las partículas de roca (poros) y no en agua interconectada en los vacíos del

material, como en el caso de los suelos.

Por tanto la técnica de equilibrio de vapor se ha considerado adecuada para su utilización en escolleras y funciona de la siguiente manera: cuando un material se encuentra en una atmósfera cerrada a temperatura constante, donde se ha colocado un recipiente con una solución salina (que impone cierta humedad relativa), al cabo de un tiempo el material será impregnado con esta humedad mediante el proceso de difusión molecular del vapor de agua a través del aire. En este momento se dice que el material está en equilibrio termodinámico con el ambiente en el que se encuentra, debido a que presenta simultáneamente los equilibrios térmico, mecánico y químico.

(Oldecop, 2000) utilizó la técnica de transferencia de vapor para el control de succión en escolleras, añadiendo una bomba de aire de diafragma para acelerar el proceso de transporte de vapor por advección. El montaje se explicó en el Capítulo 2, donde se detallaron los distintos equipos empleados en la investigación.

4.1.1.2 Control de succión y actividad del líquido (conceptos generales)

La actividad del líquido (a_w) se deriva de los principios fundamentales de la termodinámica y la fisicoquímica. El estado de referencia se define cuando $a_w=1$, que corresponde al agua pura, donde el sistema se encuentra en equilibrio a una temperatura determinada.

Según (Castellán, 1987), en el estado de equilibrio, el potencial químico de un sistema (μ) se expresa como:

$$\mu = \mu_0 + RT \ln(f / f_0) \quad (4.3)$$

donde μ_0 es el potencial químico del material puro a una temperatura $T(K)$, R es la constante de los gases ($8.314 \text{ J mol}^{-1} \text{ K}^{-1}$), f es la fugacidad o la tendencia de escape de un componente en una mezcla y f_0 es la tendencia de escape del componente puro (Berg and Bruin, 1981). El concepto de fugacidad está asociado a mezclas gaseosas.

En cuanto a soluciones líquidas, se tiene que la actividad del líquido viene definida por $a_w=f/f_0$. Cuando se trata de la especie *agua*, la actividad es la relación entre la tendencia de escape del agua en un sistema y la tendencia de escape del agua pura, sin radio de curvatura. Para propósitos prácticos, bajo la mayoría de las condiciones, la fugacidad es muy aproximada a la presión de vapor ($f \approx u_v$), por lo tanto:

$$a_w = f / f_0 = u_v / u_{v0} \quad (4.4)$$

El equilibrio se obtiene cuando el potencial químico μ es igual en cualquier punto del sistema, sin cambios en la temperatura. Aclarado este tema, el equilibrio entre las fases líquida y vapor implica que μ es el mismo en ambas fases. Este es el hecho que permite la medición de la fase de vapor para determinar la actividad del agua de la muestra.

Sustituyendo la Ecuación (4.4) en (4.3), se obtiene:

$$\mu = \mu_0 + RT \ln(a_w) \quad (4.5)$$

En resumen, la actividad del líquido puede definirse como la relación entre la presión de vapor de agua en el material u_v y la presión de vapor del agua pura u_{v0} a temperatura constante, siendo a su vez, una medida del estatus de la energía del agua en un sistema. Por esta razón, cuando se alcanza el equilibrio de temperatura y vapor, la actividad del agua de la muestra es equivalente a la humedad relativa del aire circundante en una cámara de medición sellada.

4.1.1.3 Técnicas de humedecimiento mediante la actividad del líquido

Desde la perspectiva de la presente investigación, se entiende el humedecimiento el material como la cantidad de moléculas disponibles capaces de producirle una reacción corrosiva. El medio que se utiliza para generar este humedecimiento puede ser líquido o vapor.

En el caso de un material granular saturado con una solución salina, las sales presentes evitan que la totalidad del agua sea "activa" o útil para inducir corrosión en dicho material; mientras mayor sea el nivel de concentración de sal en el agua, habrá menor cantidad de moléculas de agua libres o disponibles y por lo tanto menor será la actividad. De manera similar ocurre cuando el agregado se encuentra controlado en un medio de vapor, sólo que en este caso se mide respecto a la cantidad de vapor de agua saturante. Adicionalmente, es necesario resaltar que la actividad del líquido que se mide experimentalmente es la que se está aplicando a la muestra, es decir, la que se mide en la solución salina preparada previamente para cada ensayo con una concentración de sales definida.

En la presente tesis, se adopta el término humedad relativa HR cuando se hace referencia al control de succión mediante vapor y actividad del líquido a_w cuando se trata de control de succión a través de la inundación del material en un líquido compuesto por agua pura o con sales disueltas, según la succión que se desee imponer.

Siguiendo el esquema de la Figura 4.1, donde se muestran distintos procedimientos de humedecimiento de muestras granulares sometidas a carga, se presentan 3 sistemas cerrados, donde partiendo de las mismas condiciones iniciales en estado *seco* ($HR_0 / a_{w0}, \psi_0, T$) impuestas por una solución salina, se logra alcanzar un estado final *húmedo* ($HR_f / a_f, \psi_f, T$) mediante 3 formas diferentes de humedecimiento:

Caso A (transferencia de vapor): El material parte de un estado seco, en un ambiente cerrado, bajo ciertos valores iniciales de humedad relativa y temperatura correspondientes a una succión total (HR_0, ψ_0, T), controlados por la presión de vapor de una solución salina que no se encuentra en contacto con el material. El humedecimiento se realiza por transferencia de vapor, mediante una nueva solución salina mucho más disuelta que la anterior. En el momento en que se alcanza el equilibrio de vapor y temperatura, se obtiene un estado final húmedo con unos valores finales de HR_f y ψ_f .

Caso B (inundación con líquido de mayor actividad): Partiendo de un estado seco exactamente igual al anterior, esta vez el proceso de humedecimiento consiste en la inundación del material con un líquido de mayor actividad (menor concentración de sales). En este caso el material queda totalmente inmerso en el líquido de $a_{wf} > a_{w0}$ y posteriormente se llega a un estado final húmedo donde la succión total impuesta ψ_f en el sistema será equivalente a la del caso A.

Caso C (Reemplazo del fluido de poros): Desde el inicio la muestra se encuentra inmersa en una solución salina de actividad correspondiente a un estado seco, cuya succión inicial impuesta es igual a la de los casos anteriores. El proceso de humedecimiento, esta vez se realiza mediante un reemplazo del fluido de poros con un líquido de mayor actividad ($a_{wf} > a_{w0}$), diluyendo la solución salina inicial, hasta conseguir una succión final impuesta igual a la de los casos A y B (estado final húmedo).

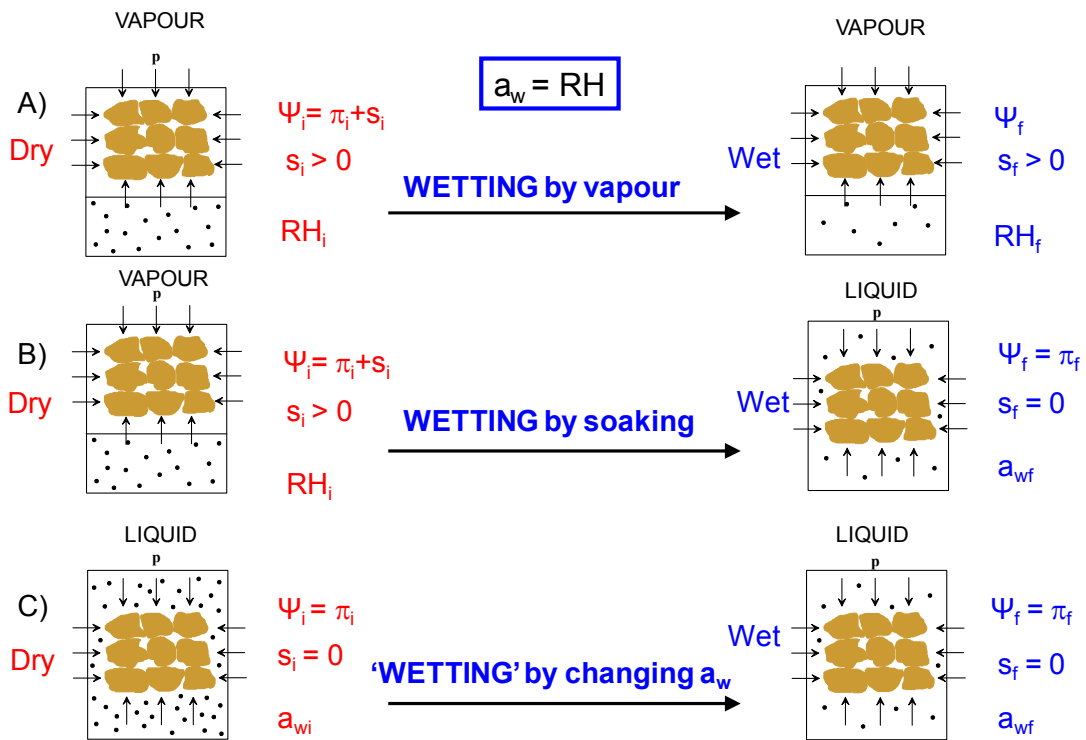


Figura 4.1 Esquema explicativo del humedecimiento de muestras con vapor y con líquido, mediante diferentes procedimientos

A medida que los diferentes procesos de humedecimiento se llevan a cabo, la velocidad de propagación de grietas se incrementa, por lo tanto los granos se irán rompiendo progresivamente generando deformaciones de colapso y dependientes del tiempo en el conjunto, que seguirán las leyes que rigen el comportamiento de escolleras bajo cambios de succión.

Surge la necesidad de investigar el comportamiento del material sometido a estas condiciones, analizando si la rotura de partículas ocurre a la misma velocidad, si las

deformaciones obtenidas son iguales en los 3 casos o siguen una función similar. Más adelante, se explicarán los procedimientos experimentales seguidos para lograr una respuesta a este planteamiento.

Con la finalidad de esclarecer una de las bases que más adelante servirán como referencia para la interpretación de los fenómenos que ocurren entre el material y el ambiente al que se encuentra sometido y entender los procesos termodinámicos que se presentan bajo control de succión a través de vapor o líquido, a continuación se desarrolla la deducción de la ley psicrométrica desde un punto de vista termodinámico.

En la Figura 4.2 se muestran tres sistemas en equilibrio termodinámico, en los cuales los valores de temperatura y presión de aire seco son constantes. En (0) se encuentra únicamente la referencia del agua pura -con ausencia de solutos-. Los humedecimientos mediante vapor e inmersión en líquido explicados anteriormente, se reflejan en los sistemas (A) y (B) de la Figura 4.2. En el caso de humedecimiento con líquido (B), se observa que la partícula se encuentra sumergida totalmente en la solución salina, por lo que tanto el agua, como las sales presentes, se encuentran en contacto directo con el medio sólido; por el contrario, que en el sistema (B), el humedecimiento con vapor refleja que la partícula sólida no se encuentra en contacto directo con la solución salina, alternativamente, el vapor de agua pura -sin solutos- regulado por las sales presentes en la solución, puede llegar a condensarse en los defectos o grietas del material.

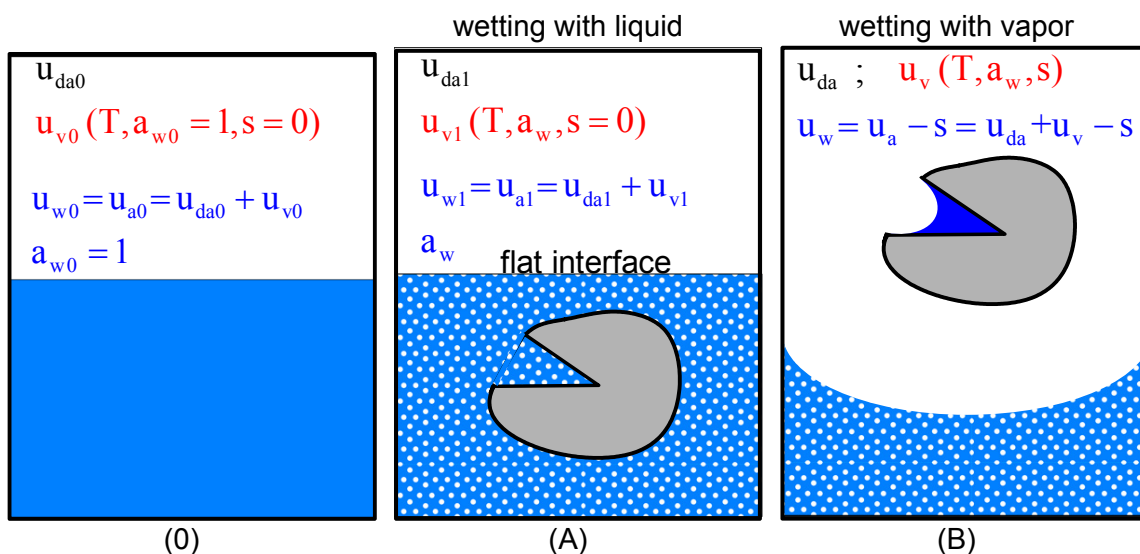


Figura 4.2 (0) Estado de referencia (agua pura). (A) Componente osmótica de la succión. Partícula de roca inmersa en agua contaminada debido a las sales presentes. (B) Componente matricial de la succión. Partícula de roca no saturada, en cuyas grietas se forman meniscos con curvatura del agua condensada del vapor.

Con el objeto de lograr una relación entre la succión total del sistema y la humedad relativa del vapor o la actividad del líquido se procede a relacionar el estatus del agua presente en la partícula de roca (B) con el estatus del agua pura (0), mediante las leyes de la termodinámica, tomando el agua pura como referencia.

En cada caso, se manejan distintas variables que rigen los procesos termodinámicos y químicos, dentro de las cuales se encuentran (Figura 4.2):

u_{da0} = Presión del aire seco en el sistema (0) = Constante

u_{da1} = Presión del aire seco en el sistema (A) = Constante

u_{da} = Presión del aire seco en el sistema (B) = Constante

T = Temperatura = Constante en cada caso

u_{v0} = Presión de vapor de saturación

u_{v1} = Presión de vapor en el sistema (A)

u_{w0} = Presión de agua en el sistema de referencia

u_{w1} = Presión de agua en el sistema (A)

u_w = Presión de agua en el sistema (B)

a_{w0} = Actividad del líquido en el sistema de referencia

a_w = Actividad del líquido en el sistema osmótico (A) y en el sistema matricial (B)

s = Succión matricial

u_w = Presión de agua

u_{a0} = Presión total de aire en el sistema de referencia

u_{a1} = Presión total de aire en el sistema (A)

u_a = Presión total de aire en el sistema (B)

Analizando el sistema de referencia (0) en el que se encuentra el agua pura en equilibrio con el vapor, se tiene que, la presión de saturación del vapor u_{v0} depende de la temperatura, la actividad del líquido (que en este caso es igual a 1 por tratarse de agua pura) y la succión, que es nula. Al estar en equilibrio, la presión de agua, u_{w0} , es igual a la presión total de aire, u_{a0} , y a su vez es igual a la suma de la presión de aire seco, u_{da0} , más la presión de vapor de saturación, u_{v0} .

El caso (A) ilustra una partícula de roca inmersa en agua de suelo (agua contaminada con solutos), generándose unas presiones de vapor, de agua y de aire distintas a las del estado de referencia. En este sistema, los solutos están claramente involucrados en los procesos que se generan, por lo que la concentración de la solución entendida como una función de la actividad del líquido y el tamaño de los cationes de sal hidratados, son claves para entender el funcionamiento del control de succión mediante líquido.

Es importante dejar claro, que inicialmente, cuando se realiza el control de succión mediante líquido, durante un lapso corto de tiempo (mientras el material se inunda por completo) la succión matricial es mayor que cero, por lo que estarían actuando ambos componentes de la succión (matricial y osmótico) simultáneamente. Sin embargo, para

efectos de este Capítulo, se estudiará la succión a partir del momento en que el material se encuentra completamente inmerso en el líquido, es decir, bajo condiciones de saturación completa, $s=0$. Adicionalmente, en esta investigación se trabaja con altas concentraciones de sal en las soluciones de control, por lo que el comportamiento se aleja de la respuesta de las soluciones ideales.

La actividad del agua en el sistema (A) se ve reducida a un valor menor que 1 por la presencia de los solutos y la succión matricial s es nula por tratarse de una superficie plana. En este caso podría calcularse la actividad del líquido mediante la relación entre las presiones de vapor del sistema (A) y el sistema de referencia (0) y a su vez este valor proviene de una humedad relativa (HR_{π}) concerniente únicamente al cambio en la componente osmótica de la succión; es decir:

$$RH_{\pi} = a_w = \frac{u_{v1}}{u_{v0}} \quad (4.6)$$

El caso (B) ilustra una partícula de roca parcialmente saturada, en equilibrio con el vapor del agua del suelo contaminada, que ha generado la condensación de una pequeña porción líquido muy cercanas a las puntas de las grietas del material, causando la formación de meniscos con curvatura. En este sistema, la presión de vapor tiene un valor distinto al los anteriores, denotado como u_v , debido al incremento de la componente matricial de la succión, que en este caso es mayor que cero. En este caso, se podría asumir que la humedad relativa viene dada por cambios más vinculados a la componente matricial (HR_m) si se compara con el sistema (A), es decir:

$$RH_m = \frac{u_v}{u_{v1}} \quad (4.7)$$

Con el objeto de relacionar el estatus (B) con el del sistema de referencia (0), se realiza un equilibrio de fases (líquido, gas) con respecto a la especie *agua*, entre las superficies de (0) y (B). Para ello se asume que el cambio del potencial químico del líquido ($d\mu_w^l$) es igual al cambio del potencial químico del gas ($d\mu_w^g$):

$$d\mu_w^l = d\mu_w^g \quad (4.8)$$

Según (Castellán, 1987), para un sistema en equilibrio, el potencial químico de cada constituyente debe ser el mismo en cualquier parte del sistema; por lo tanto, si hay varias fases presentes, el potencial químico de cada sustancia debe tener el mismo valor en cada fase en la cual aparece la sustancia. En lo que se refiere a la fase gaseosa de la especie agua, el cambio del potencial químico viene dado por:

$$d\mu_w^g = -\bar{S}dT + \bar{V}_v du_v \quad (4.9)$$

Donde \bar{S} y \bar{V}_v son la entropía molar y el volumen molar del vapor. Debido a que los sistemas (0) y (B) presentan temperatura constante, el primer término de la ecuación se anula.

En el cambio de potencial químico en fase gaseosa, se asume que el vapor sigue la ley de gases perfectos, por lo cual:

$$u_v = \frac{\rho_v RT}{M_w} = \frac{RT}{\bar{V}_v} \quad (4.10)$$

Donde:

u_v = Presión de vapor

ρ_v = Densidad del vapor

R = Constante universal de los gases

T = Temperatura absoluta

M_w = Masa molar del agua

\bar{V}_v = Volumen molar del vapor

Sustituyendo \bar{V}_v de la Ecuación (4.9) en la (4.10) y bajo temperatura constante, resulta:

$$d\mu_w^g = \frac{RT}{u_v} du_v \quad (4.11)$$

Con el objeto de obtener el diferencial del potencial químico del agua en la fase líquida, se adaptará la Ecuación (4.9), a temperatura constante, asumiendo que el agua es incompresible (el volumen molar del agua es independiente de la presión) y que la solución es ideal:

$$d\mu_w^l = \bar{V}_w^0 du_w + RTd(\ln a_w) \quad (4.12)$$

Donde:

\bar{V}_w^0 = Volumen molar del agua en (0)

du_w = Diferencial de la presión de agua

Por lo que, igualando potenciales químicos de las fases líquida y gaseosa, Ecuaciones (4.12) y (4.11), respectivamente, se obtiene:

$$\bar{V}_w^0 du_w + RTd(\ln a_w) = \frac{RT}{u_v} du_v \quad (4.13)$$

Resolviendo el diferencial entre los estados (B) y (0) y dividiendo por \bar{V}_w^0 , resulta:

$$(u_w - u_{w0}) + \frac{RT}{\bar{V}_w^0} \ln \left(\frac{a_w}{a_{w0}} \right) = \frac{RT}{\bar{V}_w^0} \ln \left(\frac{u_v}{u_{v0}} \right) \quad (4.14)$$

Como la diferencia entre las presiones de agua entre (B) y (0) no es otra cosa que la succión matricial s y sabiendo que la actividad del agua pura es igual a 1:

$$s + \frac{RT}{\bar{V}_w^0} \ln a_w = -(u_v - u_{v0}) + \frac{RT}{\bar{V}_w^0} \ln \left(\frac{u_v}{u_{v0}} \right) \quad (4.15)$$

Para efectos prácticos, se asume que la diferencia entre las presiones de vapor de (0) y (B) es muy pequeña (nula), sin embargo cabe la posibilidad de que este término cobre importancia a altas temperaturas. Según esta simplificación, la Ecuación (4.15) puede expresarse en términos de succión como:

$$s + \pi = \psi \quad (4.16)$$

Y así se retoma la definición de succión total ψ , como concepto aditivo, siendo π la componente osmótica y s la matricial.

Finalmente, utilizando la ley psicrométrica para los casos osmótico (A) y matricial (B), y las definiciones de HR_π y HR_m (Ecuaciones (4.6) y (4.7), respectivamente), se llega igualmente al concepto aditivo de la Ecuación (4.16) mediante:

$$\psi = -\frac{\rho_w RT}{M_w} \ln \left(\frac{u_v}{u_{v0}} \right) = -\frac{\rho_w RT}{M_w} \ln (a_w RH_m) \quad (4.17)$$

Se ha planteado de esta manera, el control de succión en materiales granulares mediante la actividad del líquido, como una alternativa al control de succión mediante la humedad relativa del vapor. En esta técnica, cuando se sumerge la muestra completamente en una solución salina de actividad conocida, quiere decir que previamente se ha determinado con exactitud la concentración de dicha solución con el objeto de relacionarla con los cambios que ocurran en la componente osmótica de la succión. Como consecuencia de que en la fase experimental de esta tesis se ha trabajado con soluciones salinas saturadas o con altas concentraciones de sales, su respuesta no obedece a las leyes que rigen las soluciones ideales, por lo que se piensa que pueden estar ocurriendo ciertos fenómenos físico-químicos que obedecen a la gran cantidad de solutos presentes y a su tamaño, y que se detallan a continuación.

4.1.2 Membrana semipermeable y eficiencia osmótica

4.1.2.1 Double-layer y Stern layer

En el presente Capítulo se estudia el control de succión en distintos experimentos sobre muestras de roca tipo pizarra con un contenido importante de arcilla según el estudio mineralógico realizado (Ver Capítulo 2).

Las rocas arcillosas (como es el caso), se encuentran muy cargadas negativamente, así como ocurre en las arcillas; por lo tanto, en principio, el comportamiento puede explicarse de manera similar a la teoría de la *double layer* (DL). Bajo compactación, la DL de la arcilla se solapa en varios grados, dejando poca o ninguna solución en los poros que están influenciados por la DL. Cuando esto ocurre, la especie predominante de ión es el catión que es mantenido por la atracción de la carga negativa de las placas de arcilla; por lo tanto los aniones son repelidos de entrar en los poros del

material y los cationes son repelidos por la carga positiva en el fluido inmediatamente adyacente a dichas placas. El agua, siendo eléctricamente neutra puede entrar y atraviesa los poros de la arcilla compactada. De esta manera, el material actúa como una membrana, debido a que transmite el componente del solvente, pero filtra el paso del componente del soluto.

Como se describe en (Mitchell, 1993), cuando existen solutos diluidos en el agua, adicionalmente se estudia la importancia del efecto del tamaño de los iones. La teoría de Gouy-Champman asume puntos cargados, donde los iones son de tamaño finito. Por lo tanto, la concentración real cerca de la superficie de la partícula será menor a la que se predice. El radio hidratado de los cationes determina las máximas concentraciones posibles. Esta teoría fue posteriormente modificada por otros autores como Stern (1924). La *Stern layer* consiste en una capa de contra-iones densamente empaquetados cerca de la superficie, con una capa difusa adyacente extendida dentro de la solución.

Las consecuencias del desarrollo de una Stern layer en términos de potencial y distribución de cationes, se muestra en la Figura 4.3. Desde la perspectiva de interacción de una partícula, a mayor tamaño del ión, el espesor de la capa requiere acomodarse al número necesario de cationes, y por lo tanto, mayor es la repulsión interarticular.

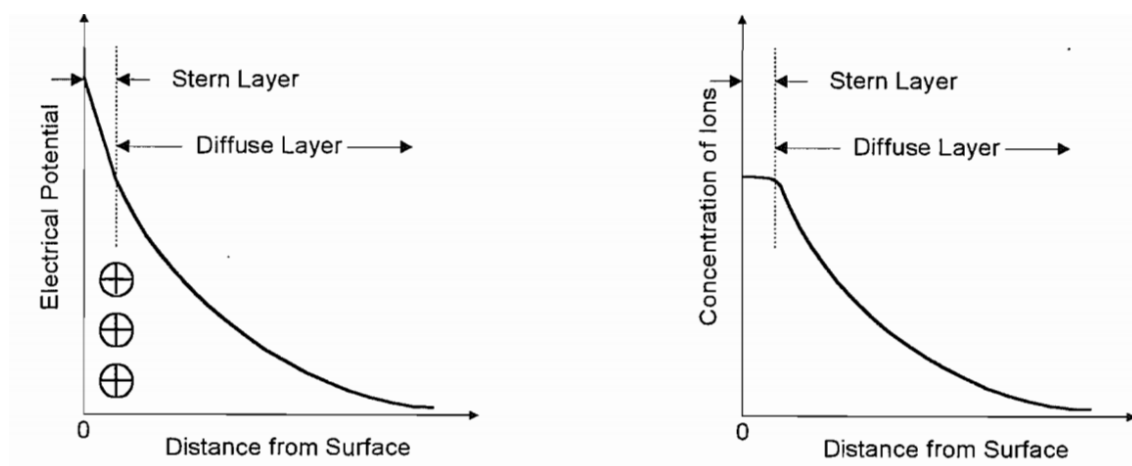


Figura 4.3 Efecto de la Stern layer en la concentración de cationes y el potencial double layer. (Mitchell, 1993)

4.1.2.2 Fenómeno de membrana y Eficiencia osmótica

Como se ha explicado anteriormente, algunos materiales compuestos de arcilla pueden actuar como una membrana que filtra el paso del soluto y permiten la entrada del solvente. Durante el desarrollo de este proceso, los gradientes de presión, temperatura, químico y potencial eléctrico pueden inducir flujo de materia y/o energía a través de la membrana, lo que resulta en la aparición de fenómenos de membrana, incluyendo la ósmosis (Marine and Fritz, 1981). En ósmosis, un gradiente de concentración del solvente (agua) genera un flujo de fluido a través de la membrana.

(Mitchell, 1993) explica la eficiencia osmótica de una arcilla como una medida de su efectividad en causar flujo hidráulico bajo un gradiente de succión osmótica y de su habilidad para actuar como una membrana semi-permeable con el fin de prevenir el paso de iones, mientras permite el paso de agua. En la presente investigación, se considerará que en la pizarra en estudio podría producirse este mismo fenómeno, debido a su alto contenido de arcilla.

La eficiencia osmótica, mide el grado en que la diferencia de presión teórica mencionada, se desarrolla realmente. Esta eficiencia ha sido medida en muchos tipos de arcillas por diversos autores, entre ellos, (Bresler, 1973) y (Barbour and Fredlund, 1989). Los resultados mostraron que el valor de la eficiencia osmótica dependía del tipo de arcilla, su porosidad y el tipo y concentración de las sales disueltas. Algunos de los datos obtenidos fueron resumidos por (Bresler, 1973), según la Figura 4.4, donde la eficiencia osmótica se hizo depender de dos parámetros: la mitad de la distancia entre partículas, b , y la raíz cuadrada de la concentración de la solución, \sqrt{c} .

En resumen, la eficiencia osmótica es un parámetro que describe la no idealidad de una membrana. El rango varía desde 1 para una membrana ideal, hasta 0 para un medio poroso que no tenga propiedades de membrana.

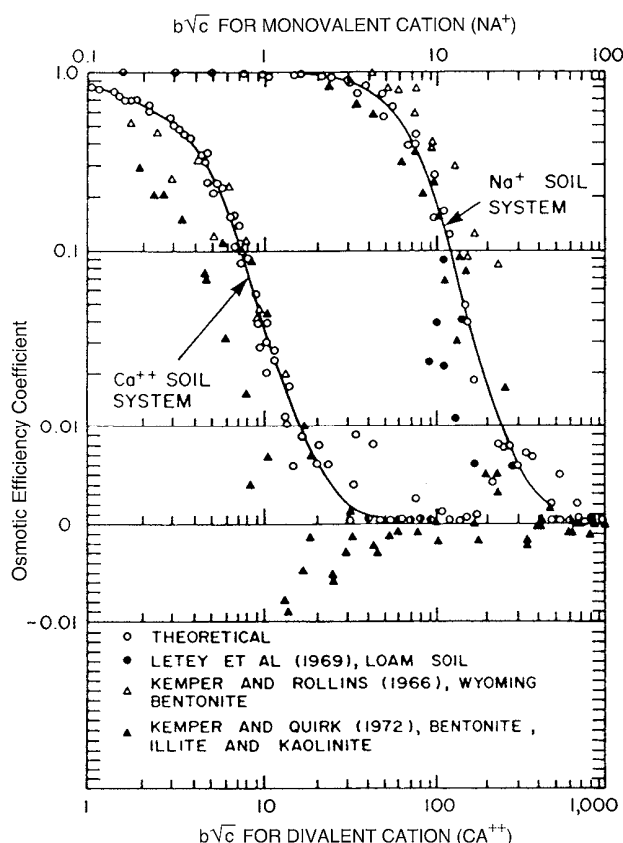


Figura 4.4 Eficiencia osmótica en función de la concentración de la solución y la separación entre cationes. (Bresler, 1973 citado por Mitchell, 1993)

4.1.2.3 Actividad del líquido en función de la concentración de la solución

Con la finalidad de obtener una relación que reproduzca el comportamiento de la pizarra cuarcítica en estudio, bajo diferentes actividades de líquido y humedades relativas, se ha considerado ajustar una expresión que la relacione con la concentración de la solución salina y posteriormente con la eficiencia osmótica, a partir de resultados experimentales obtenidos en esta investigación complementados con los de otros autores. Por esta razón es importante retomar los conceptos iniciales que pueden ayudar a definir el comportamiento de las soluciones salinas líquidas: la actividad del líquido, la concentración de la solución y la succión osmótica.

En primer lugar, se cuenta con la primera teoría para explicar la presión osmótica, propuesta por Van't Hoff en función de la concentración de solutos para disoluciones diluidas (aunque no es el caso, se analiza como primera aproximación):

$$\pi = icRT \quad (4.18)$$

Donde i es el número de constituyentes en los cuales la molécula se separa bajo disolución (por ejemplo, $i=2$ para el cloruro de sodio), c es la concentración molar (mol/L), R es la constante universal de los gases y T es la temperatura absoluta.

Por otra parte, tal y como se dedujo anteriormente, la ley psicrométrica, para el caso inmersión en líquido, puede expresarse en función de la actividad del agua aplicada como:

$$\pi = -\frac{RT}{M_w} \rho_w \ln(a_w) \quad (4.19)$$

Igualando las dos ecuaciones anteriores, se obtiene la ecuación que expresa la actividad del líquido en función de la concentración de la solución utilizada por (Marine and Fritz, 1981):

$$a_w = e^{-\upsilon m M_w} = e^{-\upsilon \omega} \quad (4.20)$$

Donde υ se refiere al número de iones de sales disueltas, m es la molalidad (mol/kg), M_w es la masa molar del solvente, que en el caso de agua pura es de 1.80153×10^{-2} Kg/mol y ω es la fracción molar del soluto.

Si paralelamente se sustituye la Ecuación (4.20) en la (4.19), la π también podría expresarse en función de la concentración de la solución mediante la Ecuación de Morse:

$$\pi = -\frac{RT}{M_w} \rho_w \ln(a_w) \approx \gamma c \quad (4.21)$$

Donde γ es una constante y c es la concentración impuesta en molalidad m (moles de soluto / kg de solvente).

Dentro de este contexto, se cuenta con algunas expresiones empíricas para el cálculo de la actividad del agua en función de la concentración del soluto. En la presente investigación se hará uso de 3 de estas ecuaciones, con el fin de ajustar de manera óptima los resultados experimentales obtenidos. (Mokni, 2011) utilizó la Ecuación (4.22) donde se requiere conocer la fracción másica del soluto ω^* en kg de soluto / kg de solución y un factor ξ que para NaNO_3 resultó igual a 2.

$$a_w = 1 - (\omega^*)^\xi \quad (4.22)$$

Por su parte, (Romero, 1999), propuso una expresión para soluciones de NaCl, donde se hace depender la a_w con la molalidad m :

$$a_w = 1 - 0.035m^* - \xi_1 m^* (m^* - 3) \rightarrow m^* = \frac{m}{1 \text{ mol/kg}} \quad (4.23)$$

La expresión (4.23) fue adaptada para efectos de esta investigación, en función de ω^* , resultando:

$$m^* = \frac{x\omega^*}{1 \text{ mol/kg}}; x = \frac{1000\rho_{sol}}{M_1} \quad (4.24)$$

Siendo ρ_{sol} la densidad de la solución (soluto más solvente) en Mg/m^3 y M_1 la masa molecular del soluto kg/kmol . El parámetro ξ_1 es igual a 1.739×10^{-3} para $\omega^* \geq 0.1638$ y 1.142×10^{-3} para $\omega^* < 0.1638$.

Se ha decidido trabajar principalmente con la fracción másica del soluto ω^* , considerando que es un valor más real, debido a que es más fácil de medir en laboratorio y no involucra el volumen de la solución que puede verse afectado por la temperatura y/o los cambios en su densidad. Sin embargo, considerando una temperatura constante, la densidad de la solución ρ_{sol} depende de la densidad del agua ρ_{H_2O} y de la concentración tal y como se plantea en (Horvath, 1985):

$$\rho_{sol} = \rho_w e^{\theta_1 \omega^*} \quad (4.25)$$

Donde ρ_w se expresa en Mg/m^3 y ω^* en kg de soluto / kg de solución, resultando un valor de θ_1 de 0.0069 para los datos experimentales de soluciones de NaCl de (Zhang and Han, 1996).

Partiendo de datos experimentales de varios autores de concentración de soluciones expresadas en fracción másica ω^* o fracción molar ω y su correspondiente medida de a_w ; se ajustaron los parámetros ξ de la Ecuación (4.22) y ν de la Ecuación (4.20); obteniéndose $1 < \xi < 1.2$ para el primer caso y $2 < \nu < 4$ para el segundo. Los resultados de a_w en función de la raíz cuadrada de ω^* y la de ω se muestran en la Figura 4.5a y Figura 4.5b, respectivamente.

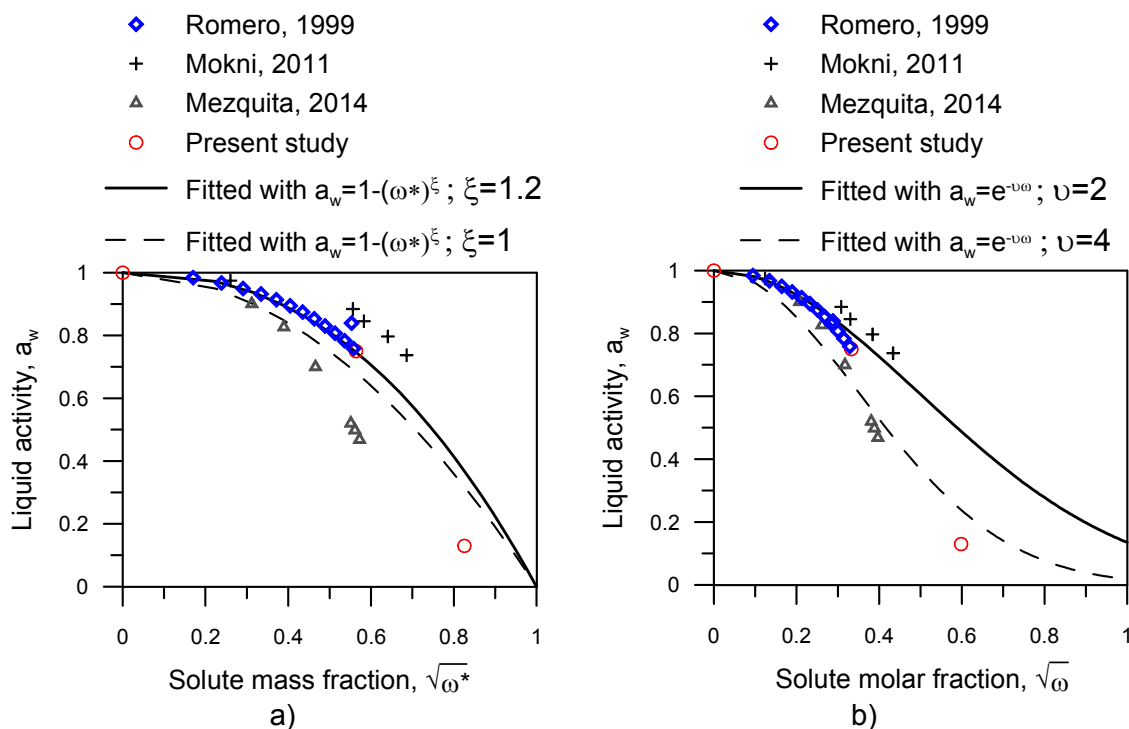


Figura 4.5 Actividad del líquido en función de la concentración de sales en la solución

Las sales utilizadas en esta etapa de la investigación fueron NaCl y LiCl, mientras que en el caso de (Romero, 1999) se trabajó con NaCl. Por su parte, (Gonçalves, 2014) y (Mokni, 2011) experimentaron con LiCl y NaNO₃, respectivamente.

Cabe destacar, que durante esta investigación se ha trabajado en su mayoría con soluciones saturadas, por lo que las concentraciones de soluto son muy altas, y su respuesta se aleja de las condiciones de solución ideal. Por esta razón, en el uso de la técnica de control de succión mediante la actividad del líquido se estudian otro tipo de fenómenos como el tamaño de los cationes y se asume la presencia de una membrana semipermeable que filtra su paso hacia la roca, como se explica a continuación.

4.1.2.4 Formación de membrana semipermeable dentro de la roca

Como se ha mencionado anteriormente, el punto de partida de la propagación de la fractura en rocas, se inicia en la cercanía de la grieta o *tip*; por esta razón es necesario conocer exactamente el valor de la succión que regula el comportamiento del material en esa zona. Para ello, se ha pensado en realizar una analogía de lo que ocurre en los suelos arcillosos, donde varios autores han explicado la aparición de la *double layer* o *Stern layer*, además de la formación de una membrana semipermeable (Bresler, 1973) que evita el paso de los cationes hidratados hacia el *tip*. Como se mostró en la Figura 4.4, la capacidad de filtrado a través de la membrana se incrementa con la concentración de la solución y la distancia entre cationes; adicionalmente es posible que el tamaño de los cationes también juegue un papel importante en este aspecto.

Con el objeto de tener las herramientas para interpretar más adelante el comportamiento de la pizarra en estudio cuando el control de succión se realiza

mediante vapor o líquido, cuál de las variables conocidas es la que domina los procesos mecánicos.

- ¿Qué sucede en la roca cuando se controla de la HR del vapor?

En el apartado 4.1.1.1 se explicó la forma en que la transferencia de vapor puede utilizarse con éxito para controlar la HR y con ésta la succión total del sistema ψ , donde el agua que se condensa forma un menisco con curvatura entre las paredes de las grietas de la roca. Por definición, una vez alcanzado el equilibrio termodinámico la succión total es igual en todo el sistema y está gobernado por la HR del vapor según la ley psicrométrica, tal y como ha quedado expresado en la Ecuación (4.2). Gracias a ello, la HR ha sido utilizada mediante modelos constitutivos para la predicción de la respuesta mecánica de materiales como las escolleras.

Por lo tanto, en este caso ha quedado demostrado que la succión total aplicada ψ_{app} como condición de borde mediante la HR del vapor es igual a la succión total que gobierna el comportamiento del material, que para efectos de esta investigación se denominará ψ_{tip} como se muestra en la siguiente expresión basada en la Ecuación (4.2):

$$\psi = \psi_{app} = \psi_{tip} - \frac{RT}{V_w} \ln(RH) \quad (4.26)$$

Centrando la atención en los protocolos seguidos en los experimentos en el marco de esta tesis, se ha recurrido a la manera clásica de controlar la HR; por lo cual, el agua condensada en las grietas de la roca no posee solutos; si acaso, alguna pequeña cantidad que se hubiese podido diluir perteneciente a la propia roca. Sin embargo, la pizarra utilizada inicialmente posee muy baja salinidad, registrando una $\pi \approx 0.6 \text{MPa}$ (medida en laboratorio), Por esta razón, la succión osmótica es muy pequeña frente a la matricial y posiblemente sería más responsable el "efecto menisco" de la respuesta mecánica del material bajo estas circunstancias.

Dentro de este contexto merece la pena reflexionar sobre el hecho de que el proceso de control de la HR del ambiente que rodea al material no es inmediato, sino que requiere un cierto tiempo para lograr alcanzar el equilibrio termodinámico que dependerá de diversos factores como: la temperatura, el gradiente de HR que se desea imponer, la difusividad de vapor y la permeabilidad de la roca, entre otros.

- ¿Qué sucede dentro de una grieta de una partícula de roca cuando se controla de la actividad del líquido mediante la inmersión de la partícula en una solución salina?

Al realizar el control de succión mediante líquido sumergiendo una partícula de roca en una solución salina controlada (Figura 4.6) los cationes hidratados presentes en la solución, podrían no estar llegando completamente al *tip* debido a la formación de la membrana semipermeable, que puede estar actuando como filtro. En este caso el líquido que alcanza la punta de la grieta se encuentra más diluido, siendo entonces

mayor la actividad del líquido en el *tip* a_{wtip} que la impuesta a_{wapp} , y por ende, la succión total en esa zona ψ_{tip} menor a la succión total aplicada ψ_{app} .

Este proceso ocurre mucho más rápidamente que el de transferencia de la HR del vapor, incluso, a pesar de que el líquido no penetre inmediatamente hasta el centro de las partículas de roca, el contacto del líquido con la superficie y las micro-grietas existentes es inmediato.

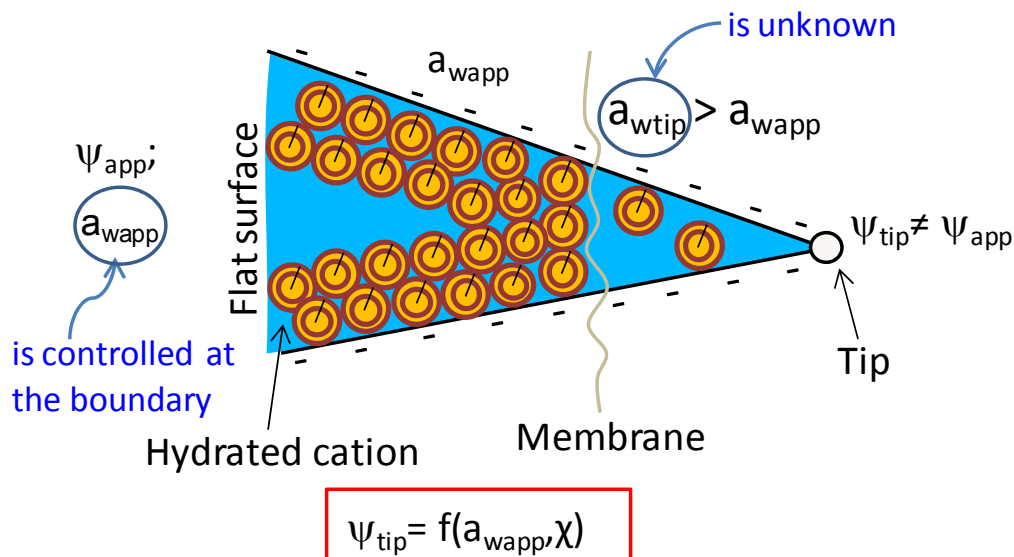


Figura 4.6 Membrana semi-permeable generada en una grieta de una partícula de escollera bajo inmersión en solución salina

Acorde con la nomenclatura propuesta para la actividad del líquido aplicada como condición de borde a_{wapp} , por simple practicidad en los próximos apartados se dará uso indistintamente a este término como a_w cuando no sea necesario compararla directamente con la actividad del líquido en el *tip* o en caso contrario, a_{wapp} .

Adicionalmente, se asume en este estudio, que no existe intercambio catiónico entre la solución de control y el material, ya que como se ha demostrado experimentalmente, la concentración inicial de sales en la muestra es muy pequeña ($\pi \approx 0.6 \text{ MPa}$).

Tomando en cuenta lo antes expuesto, es indispensable cuantificar la succión total real que influirá en la propagación de la fisura ψ_{tip} . Sin embargo, la actividad del agua en la punta de la grieta a_{wtip} se desconoce, por lo que se ha considerado expresar la succión total que gobierna el comportamiento del material en función de la actividad del agua impuesta a_{wapp} y un factor reductor χ que se ha vinculado a la eficiencia osmótica de la membrana semi-permeable, expresándose mediante la siguiente ecuación:

$$\psi_{tip} = \chi \psi_{app} = -\chi \frac{RT}{\bar{V}_w} \ln(a_{wapp}) \quad (4.27)$$

La expresión anterior, define la succión en el *tip* (Figura 4.6), como reguladora del comportamiento del material bajo las condiciones de inmersión en un líquido de actividad conocida a_{wapp} y la eficiencia osmótica χ , cuya manera de estimarse se mostrará más adelante.

Dada la circunstancia de que la eficiencia de la membrana fuese perfecta ($\chi=1$), ninguno de los cationes hidratados podría pasar a través de ella para llegar al *tip*, aunque sí pueden hacerlo las moléculas de agua pura; y la velocidad de propagación de la fisura estaría controlada únicamente por la succión total nula correspondiente a $a_{wtip}=1$.

Paralelamente, si se vinculan estos procesos a la teoría mencionada de (Bresler, 1973), a medida de que aumenta el gradiente de concentración de sales para una distancia inter-catiónica constante, la eficiencia de la membrana se reduce ($\chi<1$), disminuyendo así el valor de la succión impuesta y haciéndola equivalente a la responsable de la propagación de la grieta, y en general, del comportamiento del material.

Aunque (Bresler, 1973) no menciona el efecto tamaño del catión, se piensa que puede influir en el fenómeno planteado; por lo que más adelante, se lleva a cabo un ensayo comparativo a los realizados en este capítulo, incluyendo grandes tamaños de soluto por medio de moléculas de polietilenglicol PEG, pretendiendo dar una respuesta a esta hipótesis mediante el análisis de los resultados obtenidos.

Uso de soluciones con polietilenglicol PEG para control de succión en suelos no saturados. Estudios previos e hipótesis actual.

Según lo expresado anteriormente, (Bresler, 1973) afirma que la eficiencia osmótica depende de la concentración de la solución y del espacio inter-catiónico. Sin embargo, se piensa que el tamaño del catión también puede estar jugando un papel importante.

Principalmente en este Capítulo se presentan campañas experimentales más enfocadas en el efecto de la actividad del líquido (que es función de la concentración) en el comportamiento del material. Sin embargo, con el objeto de complementar la interpretación de los fenómenos que actúan, surge la idea de utilizar un tamaño de catión en la solución de control, que sea claramente mayor que los de las sales que normalmente se usan en estos casos. Es por ello que se llevará a cabo un protocolo de ensayo con equilibrio de succión mediante la actividad del líquido de una solución preparada con polietilenglicol PEG, cuyo tamaño de moléculas es usualmente mucho mayor que cualquier otra molécula de peso molecular comparable (Harris, 1992).

Hasta hoy en día, el uso del PEG en los experimentos de mecánica de suelos no saturados, se ha limitado al control de succión matricial a través de lo que se denomina la "técnica osmótica". En dicha técnica, la muestra se pone en contacto con una membrana semipermeable (permeable al agua), mientras que una solución acuosa que contiene moléculas de polietilenglicol solubles de gran tamaño (PEG), se hace circular por debajo de ella. Como las moléculas de PEG no pueden atravesar la membrana, se genera una succión osmótica aplicada a la muestra a través de la membrana. (Delage et al., 2008).

La técnica osmótica controla la succión matricial, debido a que la membrana es permeable a las sales disueltas en el agua. El valor de la succión impuesta se incrementa a mayor concentración de la solución.

Una vez expresado el uso que se ha dado por otros autores al PEG en el control de succión para suelos no saturados, es necesario dejar claro, que en el caso de esta investigación, el equilibrio de la succión con PEG se ha realizado de manera diferente. El método consiste en la completa inundación de la muestra con una solución preparada a base de PEG200 en estado líquido, que permite, según su concentración, imponer la succión (o la actividad del líquido) deseada. Para ello, se obtuvo la relación entre la succión total y la concentración de PEG200 en la solución, mediante el uso del psicrómetro de punto de rocío (Ver Anexo A). Como el material queda completamente inmerso en la solución se asume que la succión matricial se anula y la componente osmótica es igual a la succión total.

Cuando se trata de moléculas hidratadas en soluciones, generalmente se utiliza el radio hidrodinámico o radio hidratado R_h para describir el tamaño molecular. Para el caso del PEG200, según (Branca et al., 2002), el radio hidratado R_h resulta ser aproximadamente igual a 11 nm a una temperatura entre 20 y 25°C; lo cual se traduce en 100-200 veces más grande que otras moléculas de soluciones utilizadas en este trabajo para un fin común, como se explicará más adelante mediante una tabla comparativa.

4.2 Efecto a nivel de partícula, de la actividad del líquido y la humedad relativa, sobre la resistencia a tracción de la pizarra

4.2.1 Estudios previos de resistencia a tracción en escolleras

4.2.1.1 Introducción

Como se ha demostrado anteriormente, la rotura de partículas ejerce un papel clave en la deformación de las escolleras.

Con la finalidad de estudiar el proceso de rotura en los agregados gruesos, entre otros aspectos, (Tapias et al., 2015), han realizado una investigación experimental del comportamiento del material deformable. En ese trabajo se pudo observar, en términos generales, dos tipos de rotura: una rotura local en los alrededores de los contactos sometidos a altas tensiones y una falla por separación de grano, que típicamente se refiere a la división de una partícula por la mitad. La rotura local se denomina "comminution" o "trituration" y produce partículas significativamente más pequeñas que la original.

A lo largo de los años, se han venido realizando una serie de experimentos en partículas de roca aisladas, mediante ensayos de compresión (Lee, 1992; Marsal, R. J. & Resendiz, 1975; Marsal, 1973). Aunque estos estudios no involucran el efecto de la humedad, se cree oportuno hacer un breve resumen de los resultados obtenidos,

debido a que refleja la base de lo que se conoce en este tipo de material como rotura de partículas.

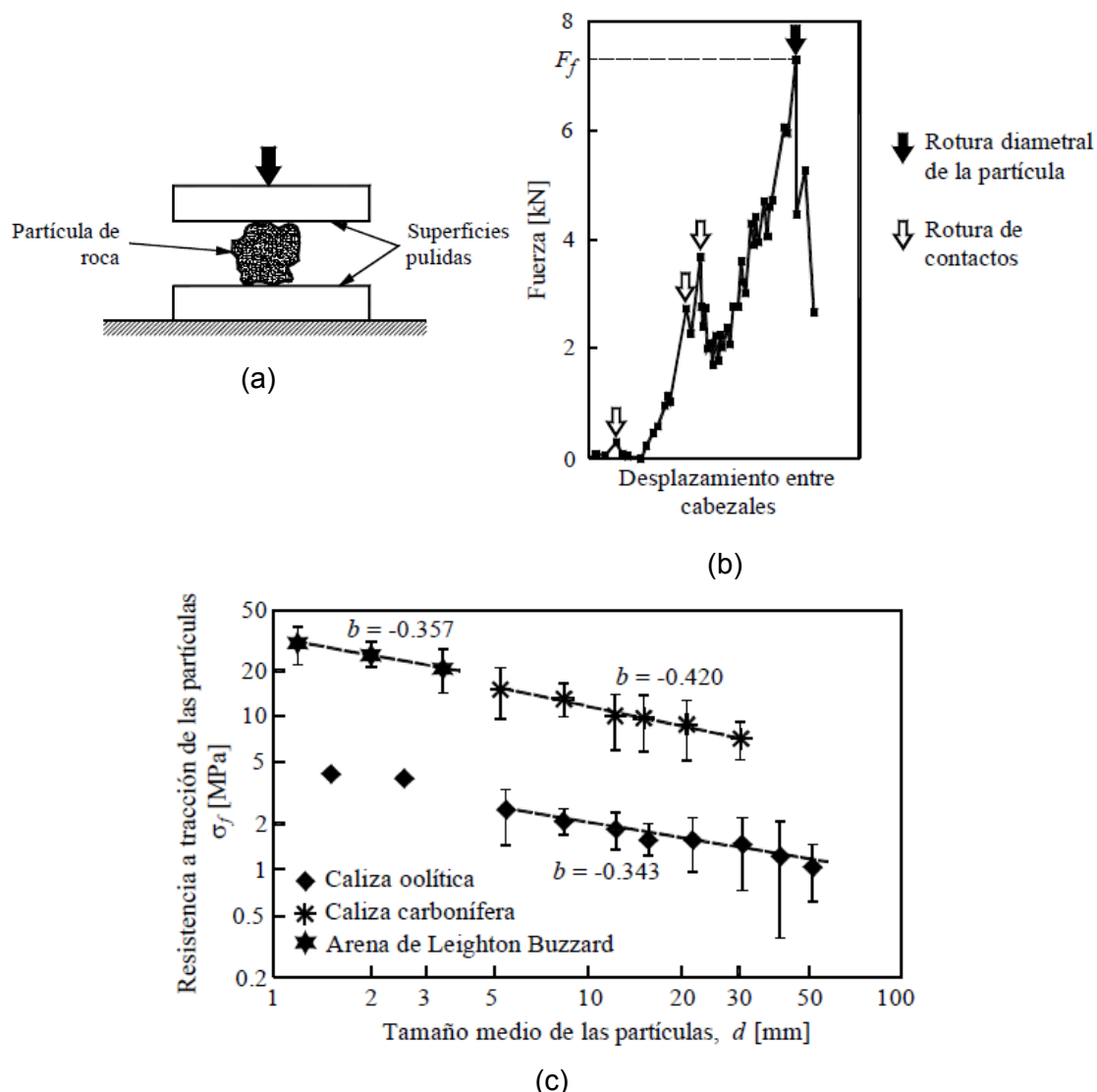


Figura 4.7 Ensayo de partículas de roca a compresión entre placas de acero (Mc Dowell and Bolton, 1998) citando a (Lee, 1992). a) Esquema de ensayo. b) Relación típica entre la fuerza aplicada y el desplazamiento entre placas. c) Variación de la resistencia a tracción de las partículas de roca con su tamaño.

(Oldecop, 2000) hace referencia a estas investigaciones y explica que el más simple de estos ensayos consiste en comprimir un trozo de roca entre dos placas de acero, registrando la carga aplicada y el desplazamiento entre las placas, según el esquema de la Figura 4.7a.

La relación típica de la carga aplicada y el desplazamiento entre placas se ilustra en la Figura 4.7b, observándose tres etapas bien diferenciadas en el mecanismo de rotura de la partícula:

- En la etapa inicial, el área de contacto se pulveriza con el incremento de la carga. Esto produce un aumento del área de contacto entre la roca y el cabezal de la máquina de ensayo.

- A medida que continúa el incremento de carga, se generan grietas locales en la vecindad del contacto, causando una disminución momentánea de la carga aplicada.
- En una tercera etapa, mientras la carga sigue en aumento, no se producen nuevas fracturas en la zona de contacto, debido a que el área de contacto con los cabezales ha crecido lo suficiente como para evitarlo. Finalmente, se alcanza la fractura diametral de la partícula (en tracción) por uno o más planos que contienen el eje de carga.

(Marsal, 1973) propuso la siguiente expresión empírica para la carga de rotura P_a :

$$P_a = \eta d_m^\alpha \quad (4.28)$$

donde P_a es la carga de rotura en kg, d_m es la dimensión promedio de la partícula en el plano de rotura en cm, y η y α son coeficientes de la correlación. Los valores obtenidos para α oscilan entre 1.2 y 1.8. El coeficiente η depende del tipo de roca. Para algunos tipos de roca, se comprobó que la saturación de los especímenes provocaba la disminución del valor de η .

(Mc Dowell and Bolton, 1998) citaron a (Lee, 1992), por los resultados obtenidos en ensayos similares a los de Marsal sobre trozos de roca irregulares con tamaños entre 1 y 50 mm y forma aproximadamente esférica (Figura 4.7a y b). En este caso, la tracción se produce en los planos que contienen al eje de carga. Para ciertos materiales frágiles como las rocas, esto conduce a una rotura por tracción en alguno de esos planos.

Sobre la base de estos conceptos y la expresión del ensayo Brasileño, (Lee, 1992) definió la resistencia a tracción de las partículas como:

$$\sigma_t = \frac{F_f}{d^2} \quad (4.29)$$

Donde F_f es la carga última resistida por la partícula y d se refiere a su diámetro promedio.

La siguiente expresión de (Mc Dowell and Bolton, 1998) para la resistencia a tracción de las partículas, logra ajustar los datos experimentales obtenidos por Lee, para valores de b que oscilan entre -0.34 y -0.42 en los materiales ensayados:

$$\sigma_t \propto d^b \quad (4.30)$$

Las relaciones 5.26 y 5.28 señalan que la resistencia a tracción de las partículas se encuentra afectada por un efecto de tamaño, que tiene una naturaleza probabilística: la probabilidad de encontrar una grieta mayor en la orientación más desfavorable, aumenta con el tamaño de la muestra (Figura 4.7c).

Este efecto se intensifica cuando se trata de partículas de escollera obtenidas mediante la rotura de bloques de mayor tamaño, debido a que éstos se rompen

justamente por los mayores defectos, haciéndolos desaparecer de los granos más pequeños.

4.2.1.2 Efecto de la humedad relativa del vapor en la resistencia a tracción indirecta de discos de pizarras

(Oldecop, 2000) llevó a cabo un programa de ensayos de tracción por el método brasileño con probetas preparadas a partir de testigos de roca de pizarra de 84 mm de diámetro, obtenidos de sondeos en el macizo del Río Pancrudo, con la que se construyó posteriormente la presa de Lechago. Las muestras utilizadas tenían unas dimensiones de 84 mm de diámetro y 50 mm de espesor y fueron equilibradas previamente con distintas humedades relativas, mediante la transferencia de agua por difusión de vapor.

El incremento de carga se realizó a una velocidad de desplazamiento entre cabezales de 1 mm/minuto.

La resistencia a tracción fue calculada mediante la fórmula (ISRM, 1978):

$$\sigma_t = \frac{2F_f}{\pi \cdot \phi \cdot h} \quad (4.31)$$

Donde F_f es la carga de rotura medida, ϕ es el diámetro de la probeta y h su espesor.

En la Figura 4.8 se muestran los resultados obtenidos, donde se observa una clara dependencia de la resistencia a tracción de la pizarra con la humedad relativa, en este caso, definida como succión total ψ . La resistencia a tracción se incrementa con la succión total, lo cual es consistente con una menor velocidad de propagación de grietas en ambientes más secos (menos corrosivos).

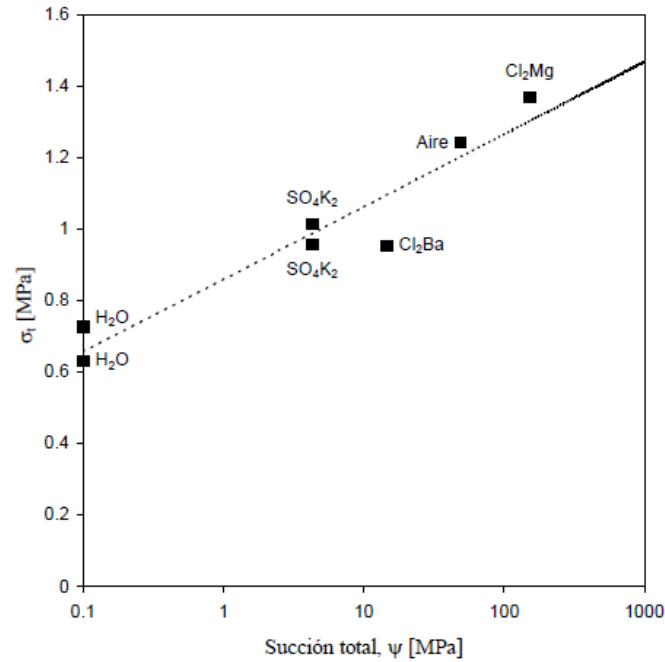


Figura 4.8 Resistencia a tracción de la pizarra del Río Pancrudo en función de la succión total. Muestras previamente equilibradas mediante la transferencia de agua por difusión de vapor. (Oldecop, 2000)

4.2.1.3 Efecto de la actividad del líquido en la resistencia a tracción de partículas de pizarra entre placas planas

En una de las fases de la investigación de (Romero et al., 2005), se estudió la influencia de la actividad del líquido y el tiempo de equilibrado, en la resistencia a tracción de partículas irregulares de la pizarra de Lechago. Para ello se realizó una campaña de ensayos de compresión diametral de partículas entre placas según el esquema de la Figura 4.9.

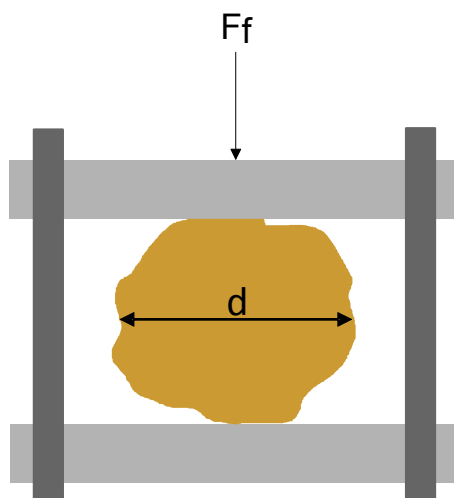


Figura 4.9 Esquema del ensayo de resistencia a tracción mediante la compresión diametral de partículas entre placas.

Las muestras ensayadas tenían una forma aproximadamente esférica, con un diámetro promedio de 30 mm y fueron previamente sumergidas en diferentes soluciones salinas bajo presión constante durante períodos de tiempo de 6 horas y 96 horas. La resistencia a tracción se calcula según la Ecuación (4.29). y los resultados se muestran en la Figura 4.10.

Durante el proceso de sumergido, la solución salina inicia su penetración en la roca, mientras la succión total inicial sufre variaciones de acuerdo a la condición de borde impuesta por la actividad del líquido en la que la que está inmersa.

Se observa que mientras el líquido sea más activo (agua pura), el daño que se produce es mayor, reduciéndose la resistencia a tracción. Esta tendencia es igual a la resultante de los ensayos con equilibrio de vapor realizados por Oldecop 2000 (Figura 4.8).

Por otra parte, se destaca la importancia del efecto tiempo en el equilibrado previo de las muestras, siendo más resistentes a la tracción aquellas que estuvieron menos tiempo sumergidas en la solución salina.

Adicionalmente, este hallazgo de la variación de la resistencia a tracción con la succión total a través del control de la actividad del líquido, concuerda con los resultados previos a nivel fenomenológico reportados por (Oldecop and Alonso, 2001, 2004), en los que se demuestra que este fenómeno es controlado por la humedad relativa del aire en los vacíos de la roca.

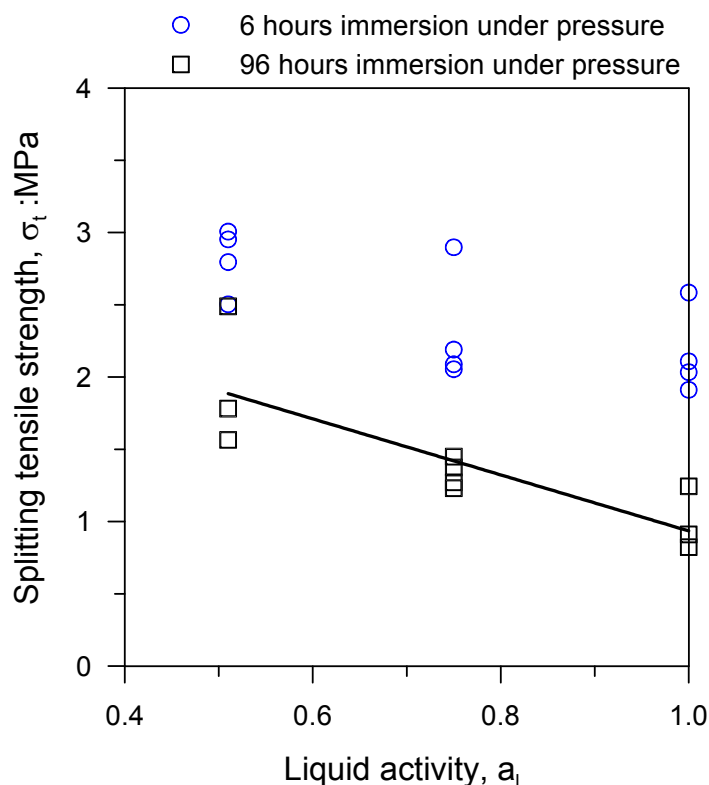


Figura 4.10 Resistencia a tracción de la pizarra del Río Pancrudo en función de la actividad del líquido. Datos tomados de (Romero et al., 2005).

4.2.1.4 Influencia de la humedad relativa en la tenacidad de la fractura de las rocas.

En proyectos de ingeniería geológica y de rocas, sometidos a elevados contenidos de humedad y/o cambios en el mismo, es de vital importancia todo el conocimiento relacionado con la tenacidad de la fractura de los geomateriales, para el adecuado entendimiento de las fracturas por tracción.

Hasta el momento, muchas de investigaciones desarrolladas en el ámbito de las escolleras, han partido de la base de un modelo micromecánico conceptual enmarcado dentro de la mecánica de la fractura, donde se asocia la velocidad de propagación subcrítica de grietas a la humedad relativa del material y al factor de intensidad de tensiones (Oldecop and Alonso, 2001). Como se ha mencionado anteriormente, este planteamiento explica que existe una resistencia límite llamada *tenacidad* de la fractura de la roca K_c , que con algunas restricciones, puede considerarse una propiedad del material, y de hecho, se ha venido tomando como un valor constante. Sin embargo, un reciente estudio experimental, revela la dependencia de K_c con la HR.

(Nara et al., 2012) llevaron a cabo una serie de ensayos de tenacidad de la fractura en varios tipos de roca, bajo distintas HR y temperatura constante, con la finalidad de investigar la influencia de la humedad relativa sobre la tenacidad de la fractura.

Se escogieron dos tipos de rocas, dos ígneas y tres sedimentarias, las cuales fueron fabricadas de bloques aislados provenientes de andesita, granito y areniscas.

Los especímenes se ensayaron por el método de la Doble Torsión (DT) a una tasa de desplazamiento constante (DT-CDR). En la Figura 4.11 se ilustra un esquema de la muestra y la configuración de cargas.

Mediante siguientes ecuaciones, se utiliza el máximo valor de aplicación de carga en la falla P_{max} para el cálculo de la tenacidad de la fractura K_c :

$$K_c = P_{max} w_m \sqrt{\frac{3(1+\nu)}{Wd^3d_n}} \quad (4.32)$$

$$K_c = \left(\frac{3P_{max} 2w_m 2s_{55}}{2Wd^3d_n (2s_{33}((s_{33}s_{11})^{1/2} + s_{13} + s_{55}/2))^{1/2}} \right)^{1/2} \quad (4.33)$$

Donde, la Ecuación (4.32) funciona para materiales isotrópicos (Williams and Evans, 1973) y la Ecuación (4.33) para materiales ortorrómbicos (Sano and Kudo, 1992). w_m es el brazo de momento (en este caso se utilizó un valor de 23 mm), ν es la relación de Poisson para material isotrópico, W es el ancho del espécimen, d es su espesor, d_n el espesor reducido y s_{ij} ($i, j=1, 3$ o 5) es el módulo de elasticidad (elastic compliance) del material ortorrómbico.

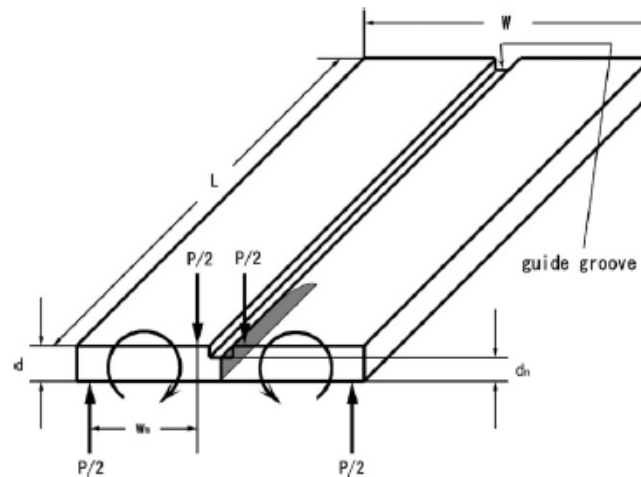


Figura 4.11 Schematic illustration of Double Torsion specimen and loading configuration. (Nara et al., 2012)

La velocidad de propagación de la grieta da/dt , se estima por medio de las siguientes expresiones:

$$\frac{da}{dt} = \phi_c \frac{Wd^3G}{3W_m^2P_{\max}} \frac{dy}{dt} \quad (4.34)$$

$$\frac{da}{dt} = \phi_c \frac{2d^3}{3s_{55}W_mP_{\max}} \frac{dy}{dt} \quad (4.35)$$

donde, las Ecuaciones (4.34) y (4.35) funcionan para materiales isotrópicos (Williams and Evans, 1973) y ortorrómbicos (Sano and Kudo, 1992), respectivamente. G es el módulo de corte, dy/dt es la velocidad de desplazamiento de los puntos de carga y ϕ_c es una constante que depende de la forma del frente de la grieta.

Antes de dar inicio al ensayo, a la muestra se le realiza un pre-agrietado con la finalidad de introducirle un pequeño inicio de fisura. Posteriormente se coloca junto con el equipo de ensayo en un ambiente de temperatura y humedad relativa controlada según convenga, durante 20 horas. Los ensayos fueron realizados bajo temperatura constante y humedades relativas: baja (289-295K, 16-29%), intermedia (293K, 54-56%) y alta (293K, 83-89%).

Las medidas de tenacidad de fractura fueron tomadas aplicando una carga a un desplazamiento constante de 0.23 mm/s, después de realizar una pequeña pre-carga. Para cada caso se obtuvo un rápido incremento de carga, alrededor de 2 a 7 s. El valor de la fuerza en el pico fue utilizado para calcular la tenacidad de la fractura según las Ecuaciones (4.32) y (4.33).

En la Figura 4.12 se presentan los valores de tenacidad de fractura K_c obtenidos en cada roca, en función de la humedad relativa. En todos los casos se obtuvo una tendencia de disminución de K_c a medida que se incrementa la HR. Se observa que

dicha tendencia se presenta mucho más obvia cuando la roca contiene arcillas expansivas como la esmectita, illita y caolinita (Figura 4.12d y e correspondientes a las areniscas Shirahama y Kushiro). En estos últimos casos, el factor de K_c al 100% de HR se reduce aproximadamente a la mitad del obtenido en un ambiente totalmente seco.

Los resultados de este estudio tienen un amplio rango de aplicación en la práctica de las geociencias, como la disposición profunda de residuos radioactivos en rocas naturales durante largo plazo. Más aún, para retardar las fracturas en las rocas y asegurar la estabilidad de las estructuras en una masa de roca o en construcciones realizadas con escolleras, es realmente efectivo el control de la humedad relativa del ambiente que la rodea.

De los tipos de roca estudiados por (Nara et al., 2014) y el contenido de minerales presentes en cada una, puede decirse que la pizarra de Lechago, objeto de la presente investigación, posee una mayor similitud con las areniscas Shirahama y Kushiro, por lo cual, se hace necesario poner especial atención en las fuertes variaciones que pueden sufrir los valores de tenacidad de fractura cuando existen cambios en la humedad relativa.

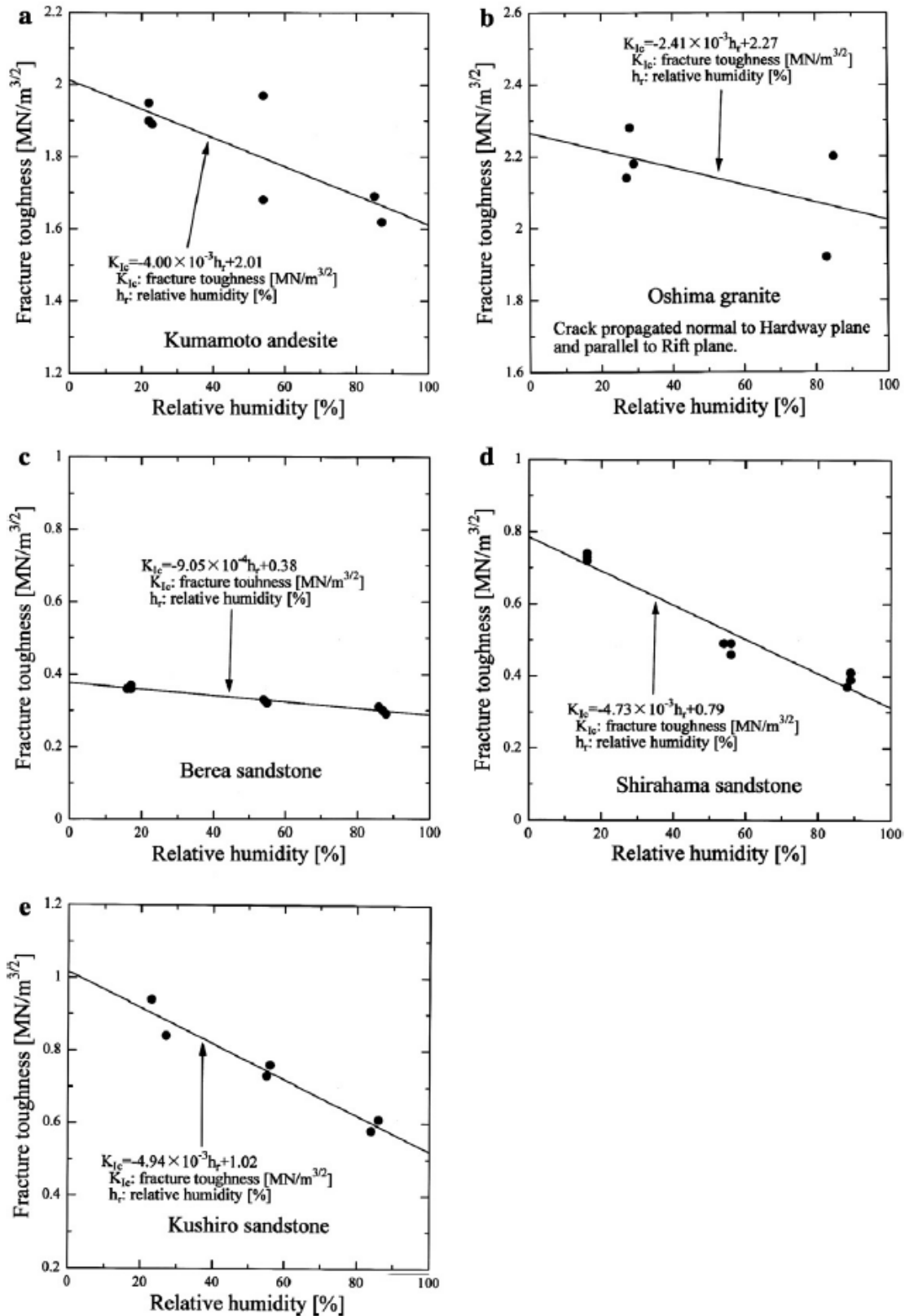


Figura 4.12 Relations between fracture toughness and relative humidity. (a): Kumamoto andesite, (b): Oshima granite, (c): Berea sandstone, (d): Shirahama sandstone, (e): Kushiro sandstone. Nara et al (2012)

4.2.1.5 Efecto de la humedad relativa del vapor y la actividad del líquido en la velocidad de propagación subcrítica de grietas en rocas

Estudios anteriores basados en la mecánica de la fractura, como el modelo micromecánico conceptual para la deformación volumétrica de las escolleras de (Oldecop and Alonso, 2001), revelan que la velocidad de propagación de grietas posee una gran dependencia con la humedad relativa del ambiente.

Con la finalidad de lograr un mejor entendimiento del comportamiento de las rocas dependiente del tiempo, se han realizado varios estudios del crecimiento subcrítico de grietas, como lo afirma (Nara et al., 2011), concluyendo que éste fenómeno está claramente influenciado por la composición de la roca y las condiciones del ambiente que la rodea.

Otros autores como (Rostom et al., 2012) afirman que existe un efecto significativo en la composición del fluido sobre la propagación subcrítica de grietas en cristales de calcita; cuyas tendencias resultantes son comparables con los estudios realizados sobre areniscas por (Nara et al., 2014).

En este apartado, se resumen y comparan los resultados obtenidos por (Nara et al., 2014, 2011) donde se estudia el efecto de la humedad relativa del vapor y la composición del líquido en el crecimiento subcrítico de grietas en rocas areniscas, con la investigación llevada a cabo por (Rostom et al., 2012) sobre cristales de calcita.

La Figura 4.13 ilustra la influencia de los efectos químicos que pueden modificar la propagación de grietas, según (Rostom et al., 2012); donde se muestra un mecanismo basado en la teoría de interacciones electrostáticas entre dos superficies separadas por una membrana líquida. Dicho mecanismo involucra fuerzas superficiales bastante alejadas de la punta de la grieta (Figura 4.13a). Como se puede apreciar, la intensidad de las fuerzas superficiales de atracción (Van der Waals) y repulsión electrostática, puede variar detrás del *tip* y además, dependen del espesor de la membrana líquida. Las fuerzas de repulsión electrostática depende fuertemente de la composición electrolítica, debido a que involucra el balance de cargas superficiales del sólido por los iones de la solución: las fuerzas de repulsión dominan a bajas concentraciones y las fuerzas de atracción dominan a altas concentraciones.

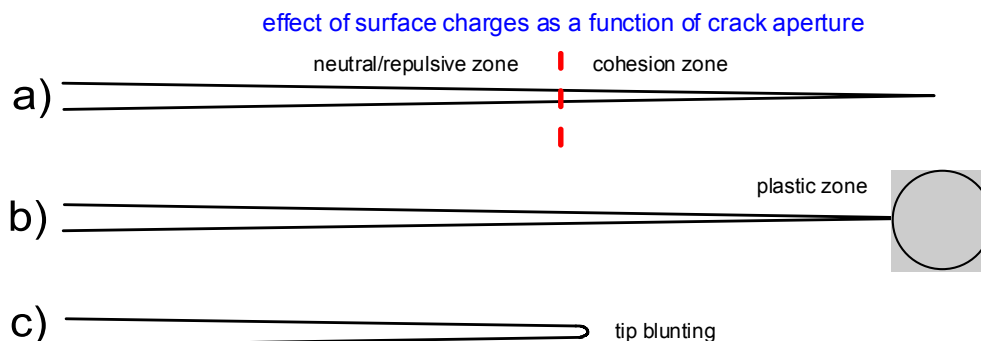


Figura 4.13 Influencia del efecto químico que puede modificar la propagación de la grieta. (a): La intensidad de las fuerzas superficiales de atracción o repulsión puede variar detrás del *tip*. b) Los fluidos corrosivos pueden incrementar la disolución, creando, una zona plástica débil delante del *tip*. c) La disolución química puede redondear el *tip*, haciéndolo más fuerte.

En la Figura 4.13b se evidencia un aumento de la disolución en el material, que puede estar provocada por los fluidos corrosivos, creando una zona plástica más débil delante de la punta de la grieta. Se presume que tanto este caso, como el anterior, son los que más podrían parecerse al comportamiento de la pizarra objeto de la presente investigación sumergida en soluciones salinas de diferente actividad; donde se observa una disminución en la resistencia a tracción y un aumento de compresibilidad, a medida de que la actividad del líquido es mayor (o menor es su concentración de sal).

Finalmente, la disolución química podría cerrar la punta de la grieta, haciéndola más resistente (ya que la forma de la grieta controla la concentración de tensiones), como se ilustra en la Figura 4.13c. En el vacío, la forma de la grieta es atómicamente angulosa, sin embargo, en presencia de un fluido reactivo, la disolución del cristal podría atenuar dicha geometría angular. En consecuencia la concentración de tensiones disminuiría, haciendo más difícil la rotura. Este podría estar vinculado a la presencia de soluciones ácidas, donde habría que estudiar el efecto pH del líquido.

4.2.1.5.1 *Observaciones experimentales del efecto de la actividad del líquido y la HR del vapor en el crecimiento subcrítico de grietas en areniscas*

(Nara et al., 2014, 2011) midieron el crecimiento subcrítico de grietas con el método de relajación de carga (RLX) del ensayo de Doble Torsión (DT). La configuración de las cargas en la muestra es igual a la utilizada por (Nara et al., 2012) para la medición de la tenacidad de la fractura (Figura 4.11). Ambos son ensayos de Doble Torsión, pero con la diferencia que el ensayo RLX genera un amplio rango de datos de la relación del factor de intensidad de tensiones K y la velocidad de propagación de la grieta da/dt (generalmente entre 10^{-2} y 10^{-9} m/s por cada prueba), mientras que el DT-CDR, explicado anteriormente para la obtención de K_c , genera un único punto de dicha relación.

Las ecuaciones utilizadas para el cálculo de K_I y da/dt fueron la (4.32) y (4.34), respectivamente (materiales isotrópicos).

Del estudio de los efectos de la HR y temperatura en el crecimiento de la grieta en varios tipos de areniscas (Nara et al., 2011), se demostró experimentalmente, que bajo temperatura constante, a mayor HR, la velocidad de la grieta se incrementa y el factor de intensidad de tensiones disminuye. Adicionalmente, se concluye que la cantidad de fracción arcillosa presente en la arenisca, afecta de manera importante a la velocidad subcrítica de la grieta, observando que los cambios ocurridos en ésta y en el factor de intensidad de tensiones, son mucho más marcados a mayor contenido de arcilla, al igual que ocurre con la tenacidad de fractura.

Por otra parte, (Nara et al., 2014), continuaron las investigaciones sobre la velocidad subcrítica de grietas en areniscas, pero esta vez, incluyendo el efecto de la concentración electrolítica del agua. En este caso, las muestras fueron previamente sumergidas en agua destilada o soluciones con diferente concentración. Las soluciones salinas fueron preparadas con cloruro de sodio y colocadas junto con el

equipo de ensayo a temperatura constante durante más de 20 horas, antes de iniciar el experimento.

Ambos estudios, poseen especial interés para esta fase de la tesis doctoral, donde se pretende comparar los efectos que ocasionan el vapor y el líquido en el comportamiento de las escolleras.

Como se explicó en el apartado 5.1, la actividad del líquido está directamente vinculada a la concentración de la solución, por lo tanto, los resultados de las concentraciones utilizadas en estos últimos experimentos, fueron transformados a valores de actividad del líquido a_w , mediante la Ecuación (4.23) (Romero, 1999) para molalidades $m < 3.0$ mol/kg, obtenida para soluciones preparadas con NaCl. De esta manera, dichos resultados pueden servir de base para las interpretaciones requeridas más adelante.

De los resultados obtenidos en ambas investigaciones, para velocidad subcrítica de grietas en función del factor de intensidad de tensiones, se han escogido los más representativos realizados a la arenisca Shirahama y se han graficado en un mismo plano, para cada valor humedad relativa del vapor o actividad del líquido impuesto.

Como puede observarse en la Figura 4.14, existe una tendencia general a la disminución del factor de intensidad de tensiones a medida que se incrementa la humedad relativa ó la actividad del líquido. Esta tendencia se observa mucho más clara en los ensayos realizados con vapor, debido a que las HR impuestas presentan un rango más amplio; por ejemplo, a una velocidad de propagación de grieta de 10^{-5} m/s, el K obtenido para una HR=23% es en promedio igual a $0.56 \text{ MN/m}^{3/2}$, sin embargo para una HR=91% el K es aproximadamente de $0.24 \text{ MN/m}^{3/2}$.

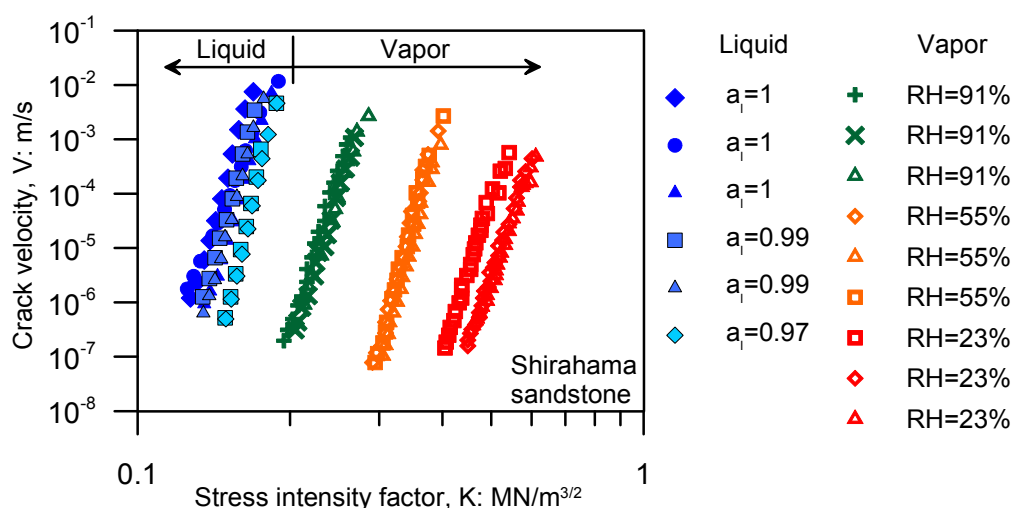


Figura 4.14 Subcritical crack growth in Shirahama sandstone at different relative humidity or liquid activity. Double Torsion test. Data: (Nara et al., 2014, 2011).

La relación da/dt con el factor K, para las muestras sumergidas en líquidos con distintas a_w no es tan clara, probablemente debido a que el rango de actividades manejado es extremadamente pequeño (1-0.97), sin embargo, la tendencia general se

mantiene, aunque pueda ser complicada la comparación líquido - vapor, por falta de datos adicionales para menores a_w .

(Nara et al., 2014) explican que la velocidad de propagación de grietas en la arenisca Shirahama disminuye y el factor de intensidad de tensiones aumenta, al incrementar la concentración electrolítica por encima de 1.0 M, debido a la disminución de las fuerzas repulsivas causadas por la reducción del espesor de la capa doble eléctrica sobre la superficie de las arcillas presentes, como la esmectita, bajo alta concentración electrolítica.

Adicionalmente, los autores mencionados, estudiaron concentraciones mucho más bajas. Sin embargo no se reflejan en el gráfico presentado, debido a que no serían comparables con los altos niveles de concentraciones utilizados en esta investigación. De igual forma, se puede agregar, que para concentraciones electrolíticas menores a 1.0 M, la velocidad de propagación de fisuras para un factor de intensidad de tensiones dado, aumenta, como consecuencia del incremento de la densidad de micro-fisuras debido a la condensación de minerales de arcilla compatibles bajo altas concentraciones electrolíticas.

4.2.1.5.2 *Observaciones experimentales del efecto de la actividad del líquido en el crecimiento subcrítico de grietas en calcita*

Un estudio similar al de (Nara et al., 2014) fue llevado a cabo por (Rostom et al., 2012) en cristales de calcita, donde se utilizó el ensayo de doble torsión para medir el efecto de la química del fluido en la propagación subcrítica de fisuras.

En esta ocasión, los ensayos fueron realizados con diferentes composiciones de fluido, variando la concentración de NH_4Cl y NaCl . Sin embargo, se ha decidido mostrar únicamente los resultados referentes a "solución salina" en concentraciones cercanas a las reflejadas en el apartado anterior de manera comparativa en un mismo gráfico (Figura 4.15). La razón de la elección de este grupo de datos, radica en que dentro de la presente investigación, solo se han incluido experimentos realizados con soluciones salinas, y muy probablemente, al tener otra clase de soluto, serán otro tipo de fenómenos químicos los que gobiernen el comportamiento del material.

En general, los resultados para la calcita, con $0.87 < a_w < 1$ manifiestan una tendencia similar a los de las areniscas, observándose una variación de la relación V vs K con la concentración de la solución salina, que en este caso se ha ilustrado como actividad del líquido. Sin embargo, no se puede afirmar que dicha tendencia sea tan clara como en el caso anterior, donde a mayor actividad del líquido las grietas se propagan a mayor velocidad bajo un factor de intensidad de tensiones menor.

En el conjunto de experimentos realizados por (Rostom et al., 2012) se muestra la existencia de una especie de umbral en la composición del fluido, separando dos comportamientos referentes a la relación V vs K . A bajas concentraciones de NaCl ($< 0.8\text{M}$) K decrece, indicando un efecto de debilitamiento. Por el contrario, K crece para altas concentraciones, donde se refleja un incremento de la resistencia. En el caso de (Nara et al., 2014), este mismo umbral fue detectado a una concentración de NaCl de 1.0 M.

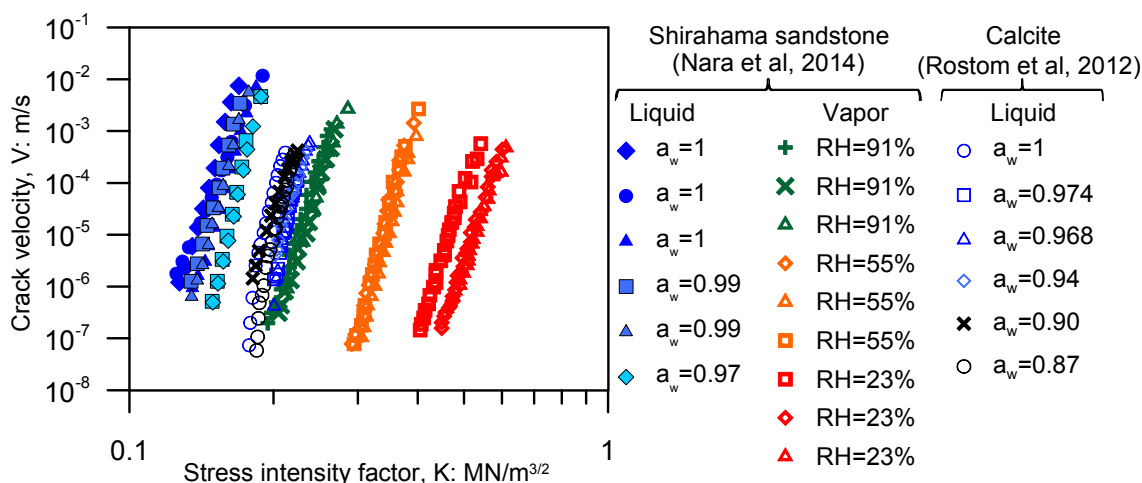


Figura 4.15 Subcritical crack growth in sandstone and calcite at different relative humidity or liquid activity. Double Torsion test. Data: (Nara et al., 2014, 2011) for sandstone and (Rostom et al., 2012) for calcite.

Adicionalmente, en la Figura 4.15 se evidencia una mayor resistencia a la propagación de grietas en la calcita que en la arenisca, bajo rangos similares de actividad del líquido. Este comportamiento podría ser atribuido a la mayor capacidad de disolución química de la calcita, que podría estar modificando la geometría de la punta de la grieta, haciéndola más curva; lo que causaría mayor dificultad en su propagación (Figura 4.13c).

De igual manera, las areniscas poseen una capacidad de disolución similar a la pizarra cuarcítica objeto de la presente investigación, por lo que la grieta seguirá siendo angulosa y más propensa a debilitarse con la acción del líquido (Figura 4.13b).

Dentro del contexto de este estudio, se han utilizado en su mayoría soluciones salinas saturadas o de concentración de soluto alta; razón por la cual se han tomado datos de otros autores lo más cercano posible a dicho rango de trabajo y así poder comparar el comportamiento de los materiales en general.

Más adelante se le dará uso a estos estudios, vistos desde otra perspectiva, como apoyo a la interpretación de los resultados obtenidos.

4.2.2 Nuevo enfoque del efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa del vapor en la velocidad de propagación subcrítica de grietas en sandstones

La información recopilada y procesada en los apartados anteriores, en referencia a los estudios experimentales de la influencia de la HR en la tenacidad de fractura en rocas y del efecto de la HR y a_w en la velocidad de propagación sub-crítica de grietas en rocas; podría utilizarse como punto de partida para lograr un mejor entendimiento de los fenómenos que posiblemente intervengan en otro tipo de ensayos bajo la influencia de líquido o vapor; ya que los experimentos de velocidad subcrítica de grietas realizados se basan directamente en el origen teórico de la rotura de partículas. Por este motivo, surge la idea de reinterpretar estos resultados, mediante un enfoque

diferente que involucre principalmente el concepto de actividad del líquido, en vez de la concentración de la solución como lo hicieron (Nara et al., 2014; Rostom et al., 2012).

Conceptos previos de mecánica de la fractura, indican que las fisuras se propagan a la velocidad que dicta la ley de (Charles, 1958), posteriormente modificada por (Oldecop and Alonso, 2007), expresada como $V=V_0(K/K_c)^n$. Donde se observa su dependencia con el factor de intensidad de tensiones K , la tenacidad de la fractura K_c , el número de Charles n (adimensional) y la velocidad de referencia V_0 , como se explicó en el Capítulo 3.

Adicionalmente, (Oldecop and Alonso, 2013) explican mediante simulaciones de comportamiento triaxial en escolleras, que el efecto de la HR se introduce a través de n , mediante la Ecuación (4.36), derivada de resultados experimentales de (Atkinson, 1984) y de una compilación de varios autores mostrada por (Oldecop and Alonso, 2007) que reflejan la velocidad de propagación de grietas en función de K/K_c para diferentes tipos de materiales y condiciones de HR; donde la HR va expresada en tanto por uno.

$$n = a_5 + b_1(HR) \quad (4.36)$$

Los parámetros obtenidos según los datos experimentales mencionados para esta ecuación, resultaron $a_5=200$ y $b_1=-1.75 \times 10^{-4}$.

Posteriormente, (Tapias, 2016) planteó la siguiente relación para la obtención de n :

$$n = a_6 e^{b_2(HR)} \quad (4.37)$$

Donde los parámetros a_6 y b_2 resultaron iguales a 100 y 1.5×10^{-4} , respectivamente y la HR viene expresada en tanto por uno.

Ambas expresiones anteriormente descritas para el valor de n han sido derivadas asumiendo una tenacidad de la roca constante.

El objetivo de este apartado consiste en encontrar unas leyes preliminares que describan la velocidad subcrítica de grietas bajo la influencia de la HR del vapor y la a_w . Para ello, se analizará en primer lugar la dependencia de n con la HR y con la a_w sobre la base de los resultados experimentales presentados anteriormente de la propagación subcrítica de grietas con succión controlada mediante vapor (en areniscas) y líquido (en areniscas y calcita); con la diferencia respecto a otros modelos propuestos de que la tenacidad de la roca K_c no se considera constante, sino que depende de la HR, como se demostró en los estudios previos de (Nara et al., 2012). Para ello se utilizará la expresión obtenida experimentalmente para la arenisca Shirahama (Figura 4.12):

$$K_c = c_1(HR) + d_1 \quad (4.38)$$

Donde la K_c y HR se encuentran expresadas en $\text{MN/m}^{3/2}$ y tanto por uno,

respectivamente; y los parámetros reportados por dichos autores para equilibrio con vapor fueron $c_1 = -4.73 \times 10^{-5} \text{ MN/m}^{3/2}$ y $d_1 = 0.79 \text{ MN/m}^{3/2}$.

Con el fin de lograr el ajuste deseado del valor de n , se han utilizado los resultados experimentales de la Figura 4.15. No obstante, en vista de que no se cuenta con resultados de la tenacidad de la roca para el caso de equilibrio mediante líquido, se asumirá que la dependencia de K_c con la actividad del líquido sigue Ecuación (4.38) y que cumple los mismos parámetros c_1 y d_1 que para vapor.

Cabe destacar, que al incluir una tenacidad de fractura en función de la HR o a_w en la ley de Charles modificada, el valor de la velocidad de referencia V_0 posiblemente pueda ser variable; ya que por definición, V_0 se produce en el momento crítico en que el factor de intensidad de tensiones K alcanza la tenacidad de la fractura K_c . Sin embargo, debido a la cantidad limitada de datos con la que se cuenta y con el objeto de facilitar el análisis, se ha decidido utilizar una V_0 constante de 0.1 m/s, de la misma manera que lo han hecho otros autores como (Oldecop and Alonso, 2007).

El efecto de calcular la velocidad de propagación de grietas con una velocidad de referencia constante, se evidenciará más adelante en la gráfica resultante de este apartado.

Finalmente, para la ley de Charles modificada antes mencionada, adoptando una velocidad de referencia V_0 de 0.1 m/s, una tenacidad de la roca que varía con la HR o a_w según la Ecuación (4.38), se han ajustado nuevos parámetros para la relación lineal de n (Ecuación (4.36)) con los resultados experimentales señalados. Resultando, $a_1 = 38.76$ y $b_1 = -25.28$ para muestras equilibradas mediante vapor. Estos parámetros hacen que se reflejen valores de n con una variación respecto a la HR menos acentuada que la obtenida por (Oldecop and Alonso, 2013) y (Tapias, 2016); este hecho se debe a que la nueva relación del presente estudio ha sido obtenida con un K_c que también varía con la HR , por lo que la dependencia existente no recae únicamente en el valor de n sino que se comparte con la tenacidad.

Los datos utilizados para el ajuste de esta ley, fueron publicados por (Nara et al., 2011) para humedades relativas que varían entre 0.23 y 0.91 (en tanto por uno). Sin embargo, en el caso de los experimentos controlados mediante la actividad del líquido (Nara et al., 2014; Rostom et al., 2012), el rango es mucho menor ($0.87 < a_w < 1$), por lo que es difícil predecir un comportamiento para los estados más secos y hacer una comparación vapor - líquido. No obstante, con los mismos parámetros utilizados en el caso del vapor - V_0 igual a 0.1 m/s y $K_c(a_w)$ según la Ecuación (4.38)- se ha logrado ajustar los nuevos parámetros $a_1 = 23.83$ y $b_1 = -10.36$ para el caso líquido. Dichos valores, se proponen de manera temporal, mientras se recopila una mayor cantidad de resultados experimentales, sobre todo en $a_w < 0.87$ que es donde se prevé que exista mayor separación entre las curvas de vapor y de líquido.

Es muy importante resaltar que en este caso la actividad del líquido a la que se hace referencia, es la a_w impuesta como condición de borde y que está relacionada directamente con la concentración de la solución salina, como se explicó en el apartado 4.1.2.3.

En la Figura 4.16 se muestra la ley resultante para n en función de la HR y de la actividad del líquido impuesta ajustando la unificación de ambas bajo succión nula, motivado a que se está partiendo de la base de que teóricamente en estados saturados con $a_w=1$ o $HR=100\%$, el líquido y el vapor son equivalentes a nivel constitutivo, y a medida que se logran estados más secos, los equilibrados con líquido sufren una especie de bloqueo y se separan de los de vapor, debido a la formación de una membrana semipermeable que evita el paso de los cationes hacia la punta de la grieta, que es donde se inicia la rotura. Por esta razón, como se explicó en la Figura 4.6, la actividad del líquido en el *tip* es mayor a la impuesta y será la que regule el comportamiento del material, obteniéndose una velocidad de propagación de grietas mayor a la que se predice. Sin embargo, en el equilibrio con la HR del vapor la succión total impuesta es igual a la que se encuentra en la punta de la grieta, por lo que es suficiente conocer la HR impuesta para obtener la succión total que regula el sistema a través de la ley psicrométrica. Debido a estas premisas, en esta investigación se han propuesto la Ecuación (4.26) para control mediante vapor y (4.27) para equilibrio con líquido, donde la succión total aplicada se reduce mediante un factor χ llamado eficiencia osmótica.

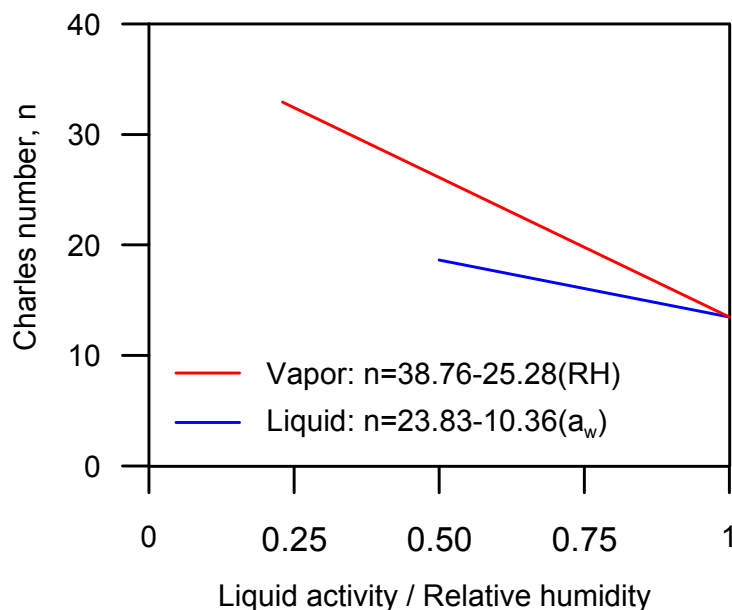


Figura 4.16 Obtención de n en función de la humedad relativa y la actividad del líquido impuesta

Es evidente que no se cuenta con suficientes datos para predecir modelos teóricos más completos, sobre todo en el caso de los ensayos en contacto con líquido. Sin embargo, se logra alcanzar una idea de las tendencias de comportamiento de ambas técnicas de equilibrio de succión.

Paralelamente, si se observan ambas rectas, para $a_w < 1$, la ley de n en función de la a_w se encuentra por debajo de la curva de vapor como era de esperarse y además el valor de n se incrementa cuando la a_w o HR disminuyen; es decir, la tendencia resultante entre ambos estados (líquido o vapor) es consistente con los conceptos previos expuestos.

Aunque todavía restaría complementar esta interpretación, añadiendo otra campaña experimental que incluya un rango más amplio de a_w , además de nuevos experimentos que involucren la tenacidad de las rocas en función de la a_w ; se han logrado enfocar estos fenómenos desde una perspectiva diferente a la que originalmente fue presentada por otros investigadores; llegando a una expresión que modifica la expresión de (Oldecop and Alonso, 2007) basada en la ley de Charles para velocidad del propagación de grietas, donde ésta se hace depender únicamente de la velocidad de referencia, el factor de intensidad de tensiones K y la HR o a_w impuesta según el caso.

Para el material de pizarra objeto de esta investigación, asumiendo una tenacidad de fractura K_C en función de la HR que sigue la misma ley que la arenisca Shirahama - Ecuación (4.38)-, se puede obtener la velocidad de propagación de grietas V (m/s) como sigue, según la manera en que haya sido equilibrado el sistema -vapor o líquido, Ecuaciones (4.39) y (4.40) respectivamente-:

$$V = V_0 \left(\frac{K}{c_1(HR) + d_1} \right)^{a_5 - b_1(HR)} \quad (4.39)$$

$$V = V_0 \left(\frac{K}{c_1(a_w) + d_1} \right)^{a_5 - b_1(a_w)} \quad (4.40)$$

Donde las velocidades se encuentran expresadas en m/s, la K en $\text{MN/m}^{3/2}$ y la HR en tanto por uno. A continuación se resumen los parámetros asumidos y obtenidos para vapor y líquido.

Tabla 4.1 Preparación de soluciones salinas saturadas para la obtención de la succión total deseada, con datos tomados de (Romero, 1999)

Parámetro	Vapor	Líquido
V_0	0.1 m/s	(*) 0.1 m/s
c_1	$-4 \times 10^{-5} \text{ MN/m}^{3/2}$	(*) $-4 \times 10^{-5} \text{ MN/m}^{3/2}$
d_1	0.79 $\text{MN/m}^{3/2}$	(*) 0.79 $\text{MN/m}^{3/2}$
a_5	38.76	23.83
b_1	-25.28	-10.36

(*) Asumidos temporalmente para líquido igual que para vapor hasta que los datos experimentales puedan ser completados.

En la Figura 4.17 se ha graficado la velocidad de propagación de fisuras en función del factor de intensidad de tensiones para diferentes HR o a_w . Esta nueva ley modifica la de (Oldecop and Alonso, 2007), cuyo esquema fue mostrado en el Capítulo 1.

Para succión total cero, la curva de velocidad de propagación subcrítica de grietas en función del factor de intensidad de tensiones es la misma para líquido y vapor, como consecuencia de la ausencia de solutos en el agua; resultando un comportamiento del material exactamente igual. Una vez que se incrementa la succión, se observa que el poder corrosivo del líquido es mayor respecto al del vapor, debido a que la actividad de líquido impuesta es menor que la que alcanza la punta de la grieta y es ésta última quien regula su propagación. Dicho fenómeno está relacionado con lo explicado en el apartado 4.1.2.4, donde se hace referencia a que en el caso de equilibrio mediante líquido, los cationes hidratados de la solución salina están siendo filtrados por una membrana semipermeable, siendo menor la concentración de sal que penetra hasta la zona cercana al *tip*. Por el contrario, en el caso del vapor, la succión total impuesta controlada mediante la HR del vapor es exactamente igual a la que alcanza la punta de la grieta, gracias al equilibrio termodinámico del sistema que permite relacionar la HR con la succión total mediante la ley psicrométrica.

Cada curva de propagación subcrítica de fisuras de la Figura 4.17 culmina en la línea límite donde el factor de intensidad de tensiones K iguala a la tenacidad K_c en función de la HR, que es el punto donde se disparará al máximo la velocidad de la grieta.

Como se explicó anteriormente, la tenacidad de fractura se ha considerado como una única función de la humedad relativa tanto para vapor como para líquido, motivado a la falta de datos de K_c en función de la a_w . Paralelamente, la velocidad de referencia se ha adoptado constante (igual a 0.1 m/s) similar a lo asumido por otros autores como (Oldecop and Alonso, 2007). Debido a estos dos últimos argumentos, las curvas de líquido y vapor se unen en el momento en que alcanzan la K_c , cuando en realidad se presume que deberían reflejarse más separadas entre ellas y llegar a puntos diferentes al tener un K_c diferente para líquido.

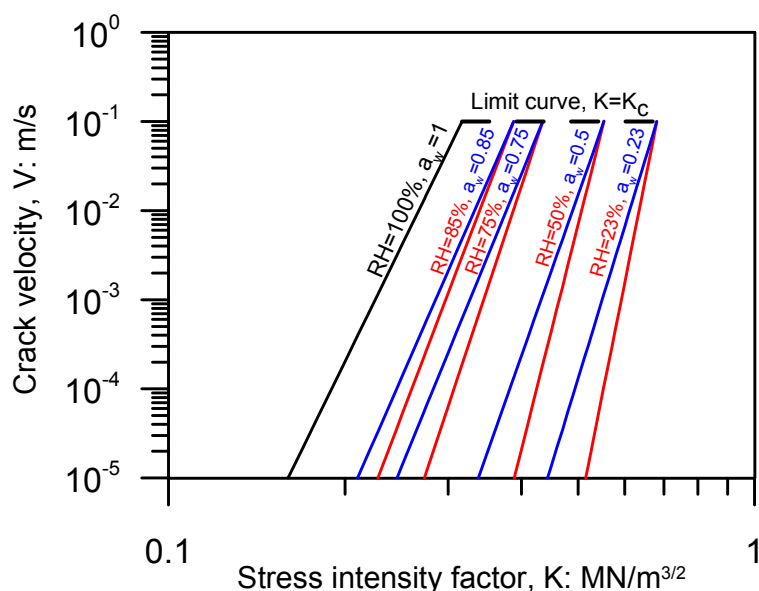


Figura 4.17 Curvas de velocidad de propagación de grietas en función del factor de intensidad de tensiones para diferentes HR y sus correspondientes actividades de líquido impuestas.

Finalmente, se observa que a medida que el material se encuentra bajo una succión mayor, las curvas de velocidad subcrítica de grietas para líquido y vapor bajo una

misma succión total impuesta, se van separando; consistente con lo que se ha venido planteando en este apartado.

4.2.3 Ensayos de resistencia a tracción indirecta en la pizarra bajo control de humedad relativa del vapor y actividad del líquido

Como ya se ha visto, la rotura de partículas es el mecanismo predominante en la deformación de escolleras bajo cambios de humedad y tensión. Con la finalidad de complementar los conocimientos existentes a nivel de partícula, se llevó a cabo un programa experimental de ensayos brasileños sobre la pizarra de Lechago bajo efecto de la HR del vapor y la actividad del líquido.

4.2.3.1 Técnicas experimentales

4.2.3.1.1 Equipo utilizado

Los ensayos brasileños fueron realizados en un equipo que posee dos placas de acero dotadas de un sistema de guías que ayudan a mantener las superficies de carga paralelas, como se explicó en el Capítulo 2, según la Figura 2.11. La velocidad de carga se fijó en 1 mm/min y se mantuvo constante durante todos los ensayos por medio de una prensa ELE con control de desplazamiento de 5 Ton de capacidad, adquiriendo medidas de carga y desplazamiento mediante una célula de carga y un LVDT respectivamente.

4.2.3.1.2 Preparación del material y montaje de las probetas

El material utilizado en esta etapa de la investigación, es el mismo estudiado a lo largo de toda la tesis; corresponde a la pizarra cuarcítica fracturada de origen cámbrico utilizada para construir la presa de Lechago, cuya caracterización se describe en el Capítulo 2.

Las probetas en forma de disco, fueron fabricadas a partir de los mismos trozos de pizarra que se transportaron desde el acopiamiento cercano hacia la presa de Lechago, cumpliendo con la relación espesor/diámetro requerida para este tipo de ensayo (entre 0.2 y 0.75, preferiblemente 0.5, según ASTM D 3967 – 95a). Las dimensiones de las muestras obtenidas fueron de 50 x 25 mm. El procedimiento de fabricación se muestra paso a paso en el Capítulo 2.

4.2.3.1.3 Metodología seguida en los ensayos brasileños

Las condiciones iniciales de las muestras para los ensayos brasileños, fueron similares a las de los demás experimentos realizados en este trabajo. El contenido de humedad inicial del material resultó ser aproximadamente $w=0.6\pm 0.1\%$ en equilibrio con la humedad relativa presente en condiciones de laboratorio ($\approx 45\%$).

Las probetas equilibradas con la HR del laboratorio, fueron sujetas a un cambio de succión con vapor o líquido, a diferentes succiones totales, con el objeto de poder

realizar una comparación de los resultados. Este proceso se realizó antes de iniciar los ensayos brasileños.

Merece la pena resaltar la teoría propuesta anteriormente referida a que el vapor controla la succión total del sistema que gobierna el comportamiento del material ψ_{tip} ; mientras que el líquido únicamente logra controlar la succión total aplicada ψ_{app} .

En la campaña experimental se utilizaron las sales y concentraciones mostradas en la Tabla 4.2; además del agua pura destilada, que posee una actividad del líquido igual a 1 (HR=100%, $\psi=0$).

Tabla 4.2 Preparación de soluciones salinas saturadas para la obtención de la succión total deseada, con datos tomados de (Romero, 1999)

Salt	ψ (MPa)	g/100 g H ₂ O	HR(%)	a_w
	22°C	30°C		
NaCl	39	36	75	0.75
LiCl·H ₂ O	256	86	15	0.15
MgCl ₂ ·6H ₂ O*	27	57	82	0.82

(*) Para el cloruro de magnesio, los experimentos de (Romero, 1999) reflejan una succión total de 152 MPa, correspondiente a una HR=33% para una concentración de 57 g/100 g H₂O. Sin embargo, en esta investigación se ha medido sistemáticamente en el laboratorio, los valores que se describen en la tabla. El motivo de esta diferencia es atribuido al tipo de sal, cuyo contenido de hidratos puede hacer que la actividad no esté claramente definida.

Es importante destacar, que para lograr una interpretación adecuada a los fenómenos observados, se han simplificado los ensayos; considerado las siguientes premisas durante el equilibrado de las muestras, previo a la medición de la resistencia a tracción indirecta, según lo explicado en el apartado 4.1.2.4:

- Control mediante vapor: la succión total es igual a la succión matricial, ya que la componente osmótica inicial de la pizarra medida en el laboratorio, es tan baja (0.6 MPa aproximadamente), que se asume como nula con el objeto de simplificar el análisis.
- Control mediante líquido: la succión total es igual a la succión osmótica, debido a que la componente matricial se anula como consecuencia de la ausencia de menisco (el medio se encuentra totalmente saturado).

Dentro del alcance de la presente investigación, no se encuentra el estudio de lo que ocurre cuando ambas componentes (matricial y osmótica) actúan en paralelo.

Una vez alcanzado al equilibrio con vapor o permitido que el líquido penetrara en los discos de pizarra, se procedió al incremento de la tensión diametral hasta la falla (lo que se denomina en sí, ensayo brasileño).

A continuación se describen resumidamente las trayectorias seguidas con el previo equilibrio de la succión total en cada caso.

4.2.3.1.3.1 Metodología del ensayo brasileño en muestras previamente equilibradas mediante vapor

a) Etapa de imposición de succión:

La técnica utilizada para obtener la humedad relativa deseada en el material, fue la del "equilibrio de vapor". Las muestras se almacenaron en un contenedor estanco junto con la solución salina escogida, durante un período de tiempo suficiente para alcanzar el equilibrio (más de 30 días).

El proceso de equilibrado en este tipo de ensayo es lento, debido a que el transporte de vapor ocurre únicamente por difusión molecular. Según los resultados obtenidos por (Oldecop, 2000) el tiempo de equilibrado para este tipo de material, es de aproximadamente un mes. Sin embargo en los ensayos de difusividad de vapor realizados durante la presente investigación (Capítulo 2) se predice un transporte de vapor mucho más eficiente, debido a que se incluyó el uso de una bomba de aire para incrementar el flujo, añadiendo una componente de transporte por advección.

Por las condiciones de transferencia de vapor de los ensayos realizados en esta fase experimental (solo por difusión molecular), se adoptó un tiempo de equilibrado igual a un mes, garantizando el equilibrio termodinámico, para finalmente poder relacionar la HR impuesta con la succión total.

Es importante recordar, que en este caso, se considera únicamente la succión matricial como la componente que gobierna el comportamiento del material, puesto que el factor osmótico se asume como nulo, debido a la extremadamente baja succión osmótica inicial en el interior de la muestra.

b) Etapa de carga:

Una vez logrado el equilibrio mediante vapor, se coloca la muestra en el equipo de ensayo brasileño y se incrementa la carga diametral hasta ocasionar la rotura (este proceso ocurre en un tiempo menor o igual a un minuto).

4.2.3.1.3.2 Metodología del ensayo brasileño en muestras previamente equilibradas mediante líquido

a) Etapa de imposición de succión:

Como se explicó anteriormente, la actividad del líquido impuesta puede ser relacionada con la succión total que gobierna el sistema a través de la ley psicrométrica afectada por un factor de eficiencia χ .

El control de succión a través de líquido se realiza mediante la inmersión de la muestra en un líquido de actividad conocida, que según el tipo de sal y su concentración, logra imponer una succión total. En este caso, la succión matricial se anula debido a la ausencia de meniscos y es la componente química (succión osmótica), la que controla el comportamiento.

El tiempo que permanece la muestra inmersa en el líquido, se fijó en 7 días. En este período de tiempo, se supone que la solución salina penetra por completo en el disco

de roca, sobre la base del ensayo de permeabilidad de la pizarra en estudio mostrado en el Capítulo 2.

b) Etapa de carga:

Una vez alcanzado el tiempo en que el líquido penetra en el material, se procede a colocar la muestra diametralmente entre las placas del equipo de ensayo y se incrementa la carga hasta que se produce la rotura (este proceso ocurre en un tiempo menor o igual a un minuto).

4.2.3.2 Resultados experimentales

De las 15 muestras que se llevaron a la falla por el método brasileño, solamente 8 rompieron de forma correcta (diametralmente). En la Figura 4.18 se muestran los resultados de esas 8 probetas, presentando los valores de resistencia a tracción en función de la succión matricial (en el caso de equilibrio previo mediante vapor) y osmótica (control con líquido), así como las leyes correspondientes para ambos casos; resultando para el equilibrio de vapor:

$$\sigma_t(\psi) = \sigma_t(\psi_{tip}) = \sigma_t(0) + \frac{m\psi}{k + \psi} \quad (4.41)$$

Donde queda entendido que la succión total es igual en cualquier punto del sistema una vez alcanzado el equilibrio termodinámico, $\sigma_t(0)$ es la resistencia a tracción para succión nula y los parámetros del modelo resultantes fueron $m = 9,02$ MPa y $k = 87.19$ MPa.

En cuanto al ajuste de la ley para el equilibrio mediante líquido, se tiene:

$$\sigma_t(\psi_{app}) = \sigma_t(0) + \frac{m\psi_{app}}{k + \psi_{app}} \quad (4.42)$$

Donde únicamente se conoce la succión total aplicada ψ_{app} mediante la actividad del líquido impuesta a_{wapp} ; $\sigma_t(0)$ es la resistencia a tracción para succión nula y los parámetros del modelo resultantes fueron $m = 1.75$ MPa y $k = 38.52$ MPa.

Como era de esperarse, tanto en muestras previamente equilibradas con vapor como con líquido, a medida que la succión total se incrementa, la resistencia a tracción es mayor. Esta tendencia es consistente con la corrosión bajo tensión que se produce en la punta de la grieta, que se incrementa a mayor HR, generando un aumento en la velocidad de propagación de fisuras.

Se puede observar la existencia de un punto común de resistencia a tracción, cuando la muestra ha sido equilibrada con agua pura ($\psi=0$) para ambos casos; sin embargo, a medida que el material se encuentra en un estado más seco, la σ_t de las muestras equilibradas con líquido sufre un bloqueo similar al que ocurre en los ensayos de propagación subcrítica de grietas del apartado anterior, separándose de la curva obtenida para las muestras equilibradas con vapor.

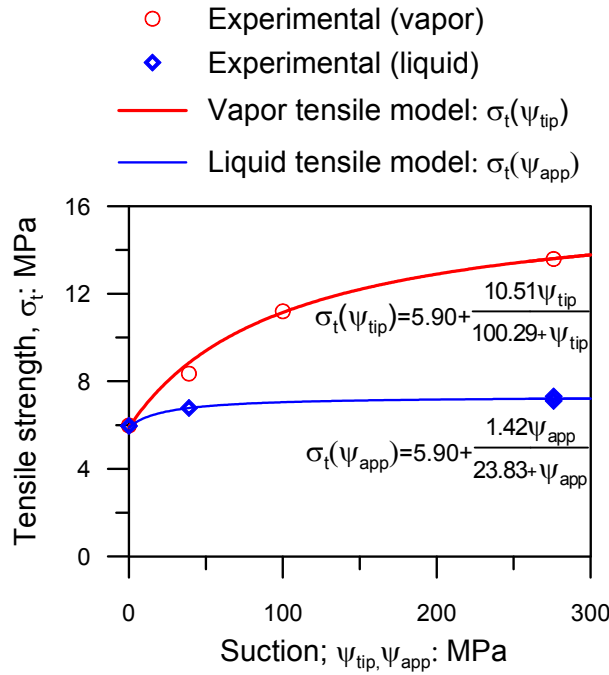


Figura 4.18 Tensile strength as a function of total suction. Samples previously equilibrated with vapor (ψ_{tip}) and liquid (ψ_{app})

El comportamiento observado, podría explicarse mediante el mismo fenómeno descrito en los experimentos de propagación de grietas: la formación de una membrana semipermeable que en caso del equilibrio con líquido, evita que se logre imponer realmente la succión deseada, contrario a lo que sucede en el estado correspondiente al vapor, donde quedó demostrado (Oldecop, 2000) que el control de la HR es equivalente al control de la succión total y que ambas variables resultan relacionadas a través de la ley psicrométrica.

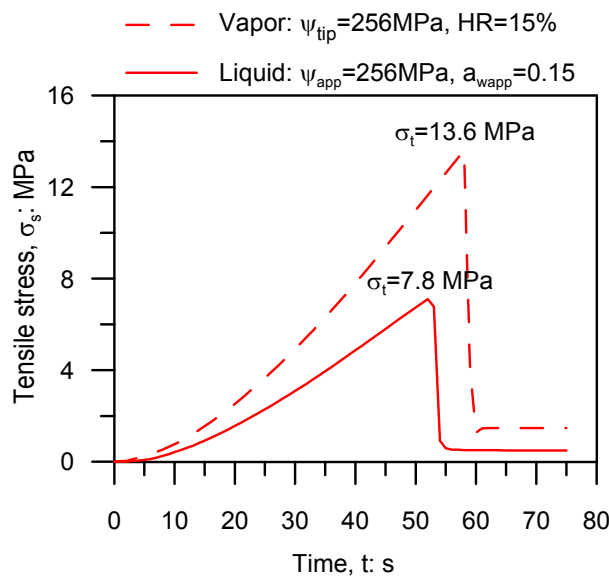


Figura 4.19 Time evolution of tensile stress under boundary conditions: $\psi_{app} = 256 \text{ MPa}$. Samples previously submitted to vapor equilibrium (RH=15%) and immersion in liquid ($a_{wapp} = 0.15$)

La mayor succión aplicada con estas técnicas fue de 256 MPa, que es donde más se evidencia la diferencia entre las σ_t alcanzadas con líquido y con vapor. La Figura 4.19 detalla las curvas de evolución temporal de la tensión aplicada en ambos casos, notándose una mayor velocidad en la fragilización de la muestra equilibrada con líquido. Por otra parte, en ambas curvas, se nota una caída abrupta en el momento de alcanzar la máxima tensión, precedida de un incremento constante de la tensión.

Más adelante, haciendo uso de resultados experimentales de compresibilidad del material, se esclarecerá la manera de interpretar la diferencia de la resistencia a tracción obtenida a igualdad de succión total impuesta en ambos casos.

4.3 Comportamiento fenomenológico de la pizarra, bajo efecto de humedad relativa y actividad del líquido

Luego de analizar la respuesta del material a nivel de partícula, bajo la influencia de la humedad relativa y la actividad del líquido; en esta fase de la investigación se pretende realizar un estudio experimental con la finalidad de evaluar ambos efectos, esta vez sobre un conjunto de partículas (a nivel fenomenológico), mediante la obtención de la compresibilidad del material en condiciones edométricas.

4.3.1 Estudios previos

En el Capítulo 2 se explicó la influencia de la humedad relativa en la compresibilidad del material granular grueso, basados principalmente en las investigaciones realizadas por (Oldecop, 2000). Adicionalmente se demostró en el Capítulo 3, la dependencia existente en las compresibilidades primaria y secundaria respecto a la HR, haciendo uso de los resultados experimentales obtenidos mediante ensayos con transferencia de vapor. En este apartado se resumirán las investigaciones de otros autores que han estudiado la influencia de la actividad del líquido en las escolleras.

(Romero et al., 2005) estudiaron el efecto de la composición del agua en la compresibilidad de las escolleras, mediante un programa experimental de ensayos edométricos sobre muestras con tamaño máximo de partícula de 20 mm, $C_u=3.02$ y $d_{max}/d_{min}=40$; saturando el material con diferentes soluciones salinas y realizando un reemplazo de fluido de poros a tensión constante (Figura 4.20).

Como puede observarse, el comportamiento en estado seco (AB) es similar para los 3 casos, donde la succión total se mantiene constante y el cambio ocurre únicamente a nivel mecánico. Posteriormente, al inundar las muestras con soluciones salinas correspondientes a distintas actividades de líquido (BC), se genera una deformación de colapso, que aunque parezca similar en las 3 muestras, se logra evidenciar su crecimiento a medida que la actividad del líquido es mayor, si se dibuja una ampliación de ese tramo (Figura 4.21). Así mismo, en el trayecto CD, se refleja que la compresibilidad del material se incrementa con la actividad del líquido con el que fue inundado.

Analizando los resultados obtenidos en el marco de la propagación subcrítica de fisuras, puede decirse que la velocidad de propagación de grietas aumenta con la actividad, debido a que el líquido se hace más corrosivo, generando un incremento en la rotura de partículas.

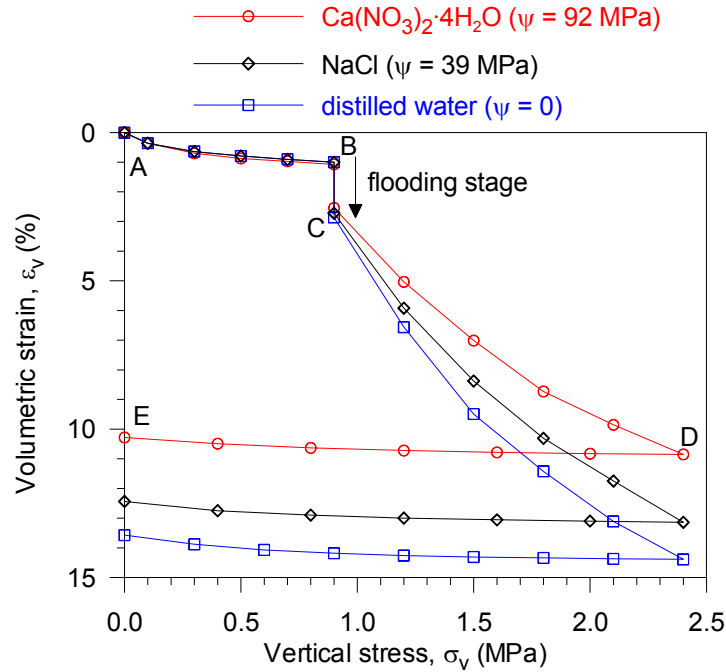


Figura 4.20 Influencia de la actividad del líquido en la compresibilidad del material. Muestras con $d_{\text{max}}=20$ mm, $C_u=3.02$ y $d_{\text{max}}/d_{\text{min}}=40$, inundadas a 1.0 MPa (Romero et al., 2005)

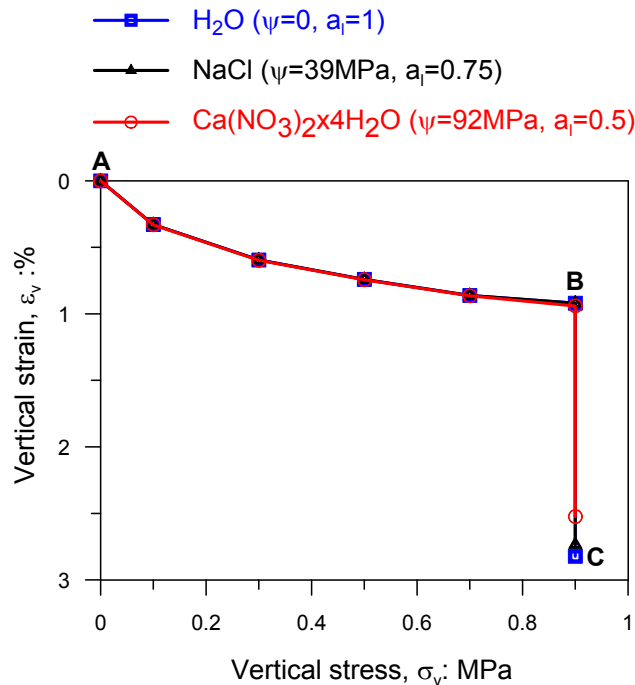


Figura 4.21 Influencia de la actividad del líquido en la deformación de colapso del material. Muestras de tamaño máximo 20 mm. Fuente: Romero et al 2005

Lo que ocurre es que las sales presentes en la solución que entra en contacto con el material, restan actividad al agua, haciéndola menos potente para ocasionar daño al entrar en contacto con las fisuras de la roca.

4.3.2 Ensayos fenomenológicos. Efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa en la compresibilidad de las escolleras.

4.3.2.1 Técnicas experimentales

4.3.2.1.1 Equipo utilizado

Se ha llevado a cabo un programa de ensayos edométricos en una célula de 150 mm de diámetro con control de succión (para una explicación más detallada, remitirse al Capítulo 2)

4.3.2.1.2 Preparación del material y montaje de probetas

El material utilizado en esta etapa de la investigación es el mismo estudiado en el capítulo anterior, corresponde a la pizarra cuarcítica fracturada de origen cámbrico, utilizada para construir la presa de Lechago, cuya caracterización se describe en el Capítulo 2.

Las probetas fueron fabricadas con 2 distribuciones granulométricas diferentes. Los tamaños máximos de partícula fueron fijados en 20 mm y 8 mm. La Figura 4.22 muestra las curvas de distribución granulométrica y sus principales características.

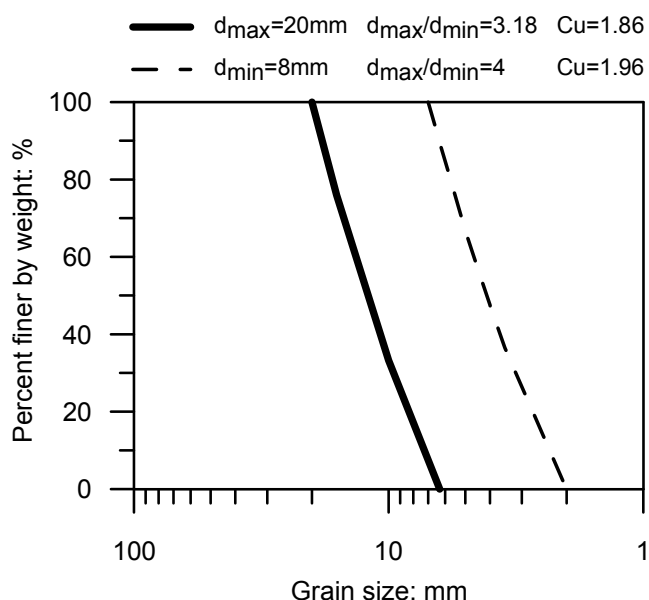


Figura 4.22 Curvas granulométricas iniciales fabricadas para el estudio del efecto de la actividad del líquido y humedad relativa en la compresibilidad del material.

La pizarra triturada fue compactada estáticamente en dos capas dentro de la celda de 150 mm de diámetro, usando un martillo Marshall con la finalidad de prevenir una rotura de partículas de gran magnitud durante los golpes.

La energía de compactación aplicada fue aproximadamente la del ensayo Proctor Estándar (584.3 kJ/m³). El índice de poros resultante fue $e_0=0.63\pm 0.03$ y $e_0=0.70\pm 0.03$ para $d_{max}=20$ mm y 8 mm respectivamente.

El contenido de humedad inicial para todas las muestras resultó ser aproximadamente $w=0.6\pm 0.1\%$ en equilibrio con la humedad relativa presente en condiciones de laboratorio ($\approx 45\%$), al igual que las utilizadas en el capítulo anterior.

4.3.2.1.3 Trayectorias seguidas en los ensayos edométricos

El programa experimental se llevó a cabo en las probetas con $d_{max}=20$ mm y 8 mm, utilizando la celda edométrica de 150 mm de diámetro y ha sido dividido en: ensayos con succión aplicada controlada mediante líquido, identificados con la letra "L" y mediante vapor, nombrados con la letra "V".

Es importante considerar la teoría anteriormente propuesta que explica una diferencia notable en el resultado del uso ambos métodos: el vapor controla la succión total del sistema que gobierna el comportamiento del material ψ_{tip} ; mientras que el líquido únicamente logra controlar la succión total aplicada ψ_{app} .

Dentro de cada grupo, se encuentran los ensayos cuya trayectoria mecánica se ha realizado a succión total aplicada constante (a través de líquido o vapor) representados en la Figura 4.23 con el número 1, por lo que éste número será añadido a las letras "L" o "V", según corresponda. De forma similar, se plantean trayectorias en las que se ha variado la succión total impuesta bajo una tensión constante de 2 MPa, referidas a la trayectoria número 2 en la Figura 4.23. Siguiendo esta lógica, dicho número acompañará a las letras "L" o "V", dependiendo del caso (Ver Tabla 4.3 donde se describe cada ensayo). Las condiciones iniciales en el punto 0 son iguales para todas las muestras y corresponden a una succión total de 100 MPa, en equilibrio con la humedad relativa existente en el laboratorio ($\approx 45\%$).

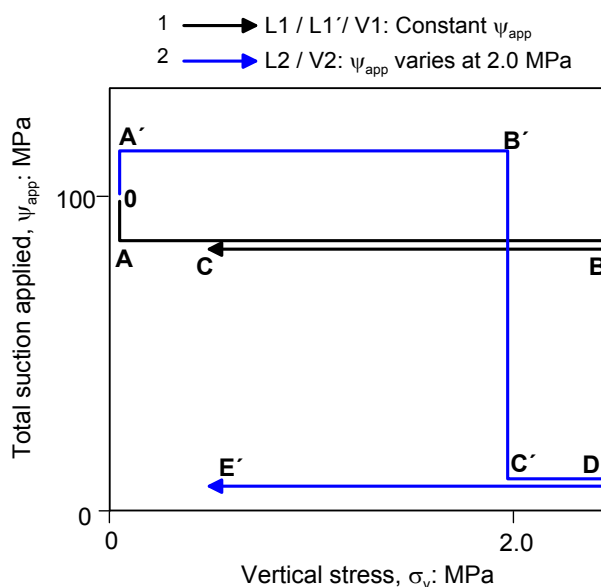


Figura 4.23 Trayectorias seguidas durante los ensayos edométricos en el espacio tensión vertical – succión total aplicada

Tabla 4.3 Description of the oedometer tests program performed for different maximum grain size.

Particle size (mm)	Test	Suction - vertical stress paths		
		Point Fig. 4.23	σ_v (MPa)	ψ_{app} (MPa)
20	L1-1	0	0.07	100
		A	0.07	0
		B	2.0	0
		C	0.5	0
	L1-2	0	0.07	100
		A	0.07	39
		B	2.0	39
		C	0.5	39
	L1-3	0	0.07	100
		A	0.07	93
		B	2.0	93
		C	0.5	93
	V2-1	0	0.07	100
		A'	0.07	39
		B'	2.0	39 ¹
		C'	2.0	0
	V1-1	0	0.07	100
		A'	0.07	93
		B'	2.0	93
		C'	0.5	93
8	L1-4	0	0.07	100
		A	0.07	0
		B	2.5	0
		C	0.5	0
	L1-5	0	0.07	100
		A	0.07	39
		B	2.5	39
		C	0.5	39
	L1'-5	Same path of L1-5 ³		
	L1-6	0	0.07	100
		A	0.07	256
		B	2.5	256
		C	0.5	256
	L2-1	0	0.07	100
		A'	0.07	256
		B'	2.0	256
		C'	2.0	0 ²
		D'	2.5	0
		E'	0.5	0
	V1-2	0	0.07	100
A		0.07	39	
B		2.5	39	
C		0.5	39	
V2-2	0	0.07	100	
	A'	0.07	256	
	B'	2.0	256	
	C'	2.0	0 ¹	
	D'	2.5	0	
	E'	0.5	0	

(¹) Flooding with pure water. (²) Pore fluid replacemet. (³) Flooding with PEG200 solution

4.3.2.1.3.3 Trayectorias con succión controlada mediante vapor

Según las trayectorias mostradas en la Tabla 4.3 y en la Figura 4.23, los ensayos con control de succión a través del vapor, se refieren al sistema de transferencia de vapor en un circuito cerrado en el que se controla la humedad relativa por medio de una solución salina.

- Succión total constante controlada mediante vapor (V1): Incluyen trayectorias de carga y descarga a HR constante, alcanzando valores de HR iguales a 75%, 50% y 13%, correspondientes a succiones totales de 39 MPa, 93 MPa y 256 MPa, respectivamente. Desde el punto O hasta el punto A se impuso la HR deseada. Seguidamente, las etapas de carga (AB) y descarga (BC) se realizaron a HR constante.

- Succión total variable controlada mediante vapor y posterior inundación con agua destilada (V2): El tramo $OA'B'$ se basa en el mismo recorrido del ensayo V1 hasta el punto B . La diferencia radica en que a partir de ese momento, en el V2 se procede a la inundación del espécimen con agua destilada a tensión constante (2.0 MPa) generándose una disminución de succión total hasta llegar a cero, siguiendo el segmento $B'C'$. Esa caída repentina de la succión total produce una notable deformación de colapso, que se detallará en el siguiente apartado. El tramo $C'D'$ consiste en cargar hasta la máxima tensión (2.5 MPa) bajo $a_w = \text{constante} = 1$ y por último se descarga hasta el punto E' manteniendo dicha actividad.

4.3.2.1.3.4 Trayectorias con succión controlada mediante líquido

La descripción de todas las trayectorias se presentan en la Tabla 4.3 y se han graficado esquemáticamente en la Figura 4.23. El control de succión a través de líquido se realiza mediante la inmersión de la muestra en un líquido de actividad conocida. Se utiliza el agua pura destilada en el caso de que se quiera imponer una succión total igual a cero ($a_w = 1$), ó una solución preparada, cuya actividad medida a través del psicrómetro de punto de rocío, aplica la succión total deseada ($a_w < 1$).

- Succión total aplicada ψ_{app} constante controlada mediante la actividad del líquido impuesta de soluciones salinas (L1): Consiste en trayectorias de carga y descarga en estado saturado con a_w constante, alcanzando valores de a_w iguales a 1, 0.75, 0.5 y 0.15, correspondientes a succiones totales aplicadas de 0, 39 MPa, 93 MPa y 256 MPa, respectivamente. Desde el punto O hasta el punto A (Figura 4.23) la succión total se ha controlada inundando la muestra con agua pura destilada ($a_w = 1$) o con una solución salina, que según el tipo de sal y su concentración, le impone al medio, una actividad aplicada. Posteriormente, las etapas de carga (AB) y descarga (BC) se desarrollan sin variar la a_w . Las sales utilizadas y su concentración, se exponen en la Tabla 4.4, la cual fue construida en base a (Romero, 2001) para las soluciones salinas saturadas. Adicionalmente, se realizó una calibración para la obtención de succiones menores a 256 MPa con LiCl, utilizando para estos ensayos la correspondiente a $\psi = 93$ MPa (Anexo D).

Tabla 4.4 Preparación de soluciones salinas para la obtención de la succión total deseada

Salt	ψ_{app} (MPa)		Used in test
	22°C	30°C	
NaCl*	39	36	L1-2, V2-1, L1-5, V1-2
LiCl**	93	35	L1-3, V1-1
LiCl*	256	86	L1-6, L2-1, V2-2

(*) Soluciones salinas saturadas. Valores basados en (Romero, 2001)

(**) La concentración utilizada en este caso fue calibrada para obtener una succión de 93 MPa

- Succión total impuesta ψ_{app} variable controlada mediante la a_w de soluciones salinas (L2): Se refiere específicamente a un cambio en la succión total aplicada mediante el reemplazo del fluido de los poros del material. La trayectoria seguida, según la Figura 4.23, es la número 2. La primera fase de control inicial OA' es igual al caso anterior. Si se observa, por ejemplo, el ensayo L2-1 (Tabla 4.2), la trayectoria OA' indica un cambio de succión total aplicada desde el punto de inicio (100 MPa) hasta 256 MPa, mediante la inundación con una solución salina saturada de LiCl ($a_w = 0.15$). Seguidamente se procede a incrementar la tensión hasta 2.0 MPa bajo la misma succión total aplicada (segmento $A'B'$) y posteriormente se realiza un reemplazo del fluido de poros con agua destilada ($a_w = 1$) a tensión constante (2.0 MPa), lo cual genera una disminución de la ψ_{app} hasta llegar a cero ($B'C'$) y una deformación de colapso importante que se mostrará más adelante. El tramo $C'D'$ consiste en cargar hasta la máxima tensión (2.5 MPa) a $a_w = \text{constante} = 1$ y por último se descarga hasta el punto E' , sin variar la actividad impuesta.

- Succión total aplicada ψ_{app} constante controlada mediante la a_w de soluciones de polietilenglicol PEG (L1'): Corresponde específicamente al ensayo L1'-5 (Tabla 4.3), cuya trayectoria de carga y descarga se realiza en estado saturado con a_w constante, alcanzando un valor de a_w igual a 0.75 ($\psi = 39$ MPa). Este ensayo sigue el mismo camino del L1-5; la única diferencia entre ambos radica en que el soluto utilizado para obtener la solución de $a_w = 0.75$ fue polietilenglicol PEG200 en estado líquido, en vez de la sal NaCl. Dicha solución, con la cual se satura el material, fue previamente calibrada para obtener el valor de a_w deseado (una $a_w = 0.75$ se obtiene con una concentración de 1.88 gPEG200/gH₂O, según el Anexo C).

4.3.2.2 Metodología para el control de la succión por medio de vapor y líquido

4.3.2.2.1 Control de succión a través de la transferencia de vapor

La técnica de transferencia de vapor, fue explicada mediante un esquema en el Capítulo 2 dentro de la descripción de los equipos empleados durante esta investigación. Se utilizó el montaje propuesto por (Oldecop, 2000), en el que una bomba de aire impulsa el vapor desde la salida del equipo hasta su entrada, por medio de un circuito exterior, haciéndolo circular a través de la muestra.

En la salida del equipo se encuentra instalado un higrómetro para registrar la evolución temporal de la HR y temperatura y justo antes de la entrada se encuentra un contenedor con la solución salina que impone la succión total o HR que se desea alcanzar.

El flujo de aire circula a través de la muestra y el transporte de vapor ocurre por advección en los vacíos de la escollera y por difusión en los poros de la roca. Se puede afirmar que la succión total, depende de la humedad relativa, según la ley psicrométrica (Coussy, 1995), siempre y cuando se haya logrado el equilibrio termodinámico, garantizando que la humedad relativa sea igual en cualquier punto del sistema; este equilibrio se observa experimentalmente cuando ya no existen variaciones en las medidas registradas por el higrómetro (excepto las debidas a los gradientes de temperatura). Por esta razón, en el método de control de vapor la succión total que se aplica es igual a la que se produce en todo el sistema incluyendo el tip; es por ello que para los efectos comparativos manejados en esta investigación, se hace referencia al control ψ_{tip} mediante el vapor.

Las humedades relativas impuestas en los ensayos de este apartado fueron iguales a 75%, 50% y 13%, correspondientes a succiones totales de 39 MPa, 93 MPa y 256 MPa, respectivamente.

Se supone, según los resultados obtenidos en (Oldecop, 2000) que el control de humedad relativa con agua pura (HR=100%) genera una compresibilidad del material exactamente igual que si se inunda con agua pura en estado líquido.

4.3.2.2.2 Control de succión a través de la inundación con líquido

Como se explicó anteriormente, la actividad del líquido aplicada puede ser relacionada con la succión total que gobierna el sistema a través de la ley psicrométrica modificada por un factor según la Ecuación (4.27).

De manera semejante al control de succión con líquido a nivel de partícula, la muestra se inunda con una solución salina, que según el tipo de sal y su concentración, impone la ψ_{app} .

En la campaña experimental realizada se utilizaron distintos tipos de soluciones, a saber: agua pura destilada ($a_w=1$, $\psi=0$), soluciones salinas con distintas concentraciones mostradas en la Tabla 4.4 ($a_w<1$, $\psi>0$), y una solución preparada con PEG200 calibrada según Anexo C, específicamente, haciendo uso de la concentración necesaria para obtener una $a_{wapp}=0.75$ ($\psi_{app}=39$ MPa).

El momento de la inundación con el líquido, es el inicio del control de la succión total, que en el caso de estos equipos edométricos, se realiza en un solo sentido (entrando por la válvula inferior y permitiendo el drenaje por la parte superior).

Dicha saturación de la muestra con líquido puede realizarse sobre un material seco (con cierto valor de HR) o previamente saturado (con cierto valor de a_{wapp}). Si la muestra está saturada desde el inicio, al cambio de succión con líquido se le ha

llamado reemplazo del fluido de poros. En referencia al ensayo realizado en este marco, el reemplazo de líquido se utilizó únicamente para trayectorias de mojado.

Cuando la muestra se inunda bajo carga constante con un líquido de actividad mayor a la que tiene, se inicia una disolución de las sales presentes, incrementando la actividad del líquido aplicada y causando una deformación de colapso que dependerá del gradiente de actividad impuesto.

Durante el reemplazo del fluido de los poros, se toman medidas en el tiempo de la deformación vertical de la muestra, la conductividad eléctrica mediante un conductímetro y la succión total del líquido con la ayuda del psicrómetro de espejo ó WP4. A medida que el flujo empieza a salir del equipo, es necesaria la toma y almacenamiento de muestras de la solución drenada, cuidando de tomar el tiempo en el que se hace cada toma (Figura 4.24). Este proceso culmina cuando se alcanza la conductividad eléctrica deseada.



Figura 4.24 Toma de muestras del líquido drenado durante el reemplazo del fluido y medición de la conductividad eléctrica.

4.3.2.3 Resultados experimentales

4.3.2.3.1 Efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa en la compresibilidad de muestras con $d_{max}=20\text{ mm}$

A continuación se muestran los resultados obtenidos de los ensayos edométricos, cuyas trayectorias se explicaron anteriormente, para muestras de $d_{max}=20\text{mm}$ y $d_{max}/d_{min}=3.18$.

Los ensayos L1-1, L1-2 y L1-3 se refieren a cargas y descargas a succión constante controlada mediante líquido. Las muestras fueron saturadas desde el inicio con soluciones salinas correspondientes a succiones totales de 0, 39 y 93 MPa.

En la Figura 4.25 se presentan las curvas de compresibilidad obtenidas, donde se puede observar que en el caso de agua pura destilada ($\psi=0$, $a_w=1$), el material desarrolla una mayor compresibilidad que las inundadas con una solución de NaCl ($\psi_{app}=39$ MPa, $a_{wapp}=0.75$) y LiCl ($\psi_{app}=93$ MPa, $a_{wapp}=0.5$).

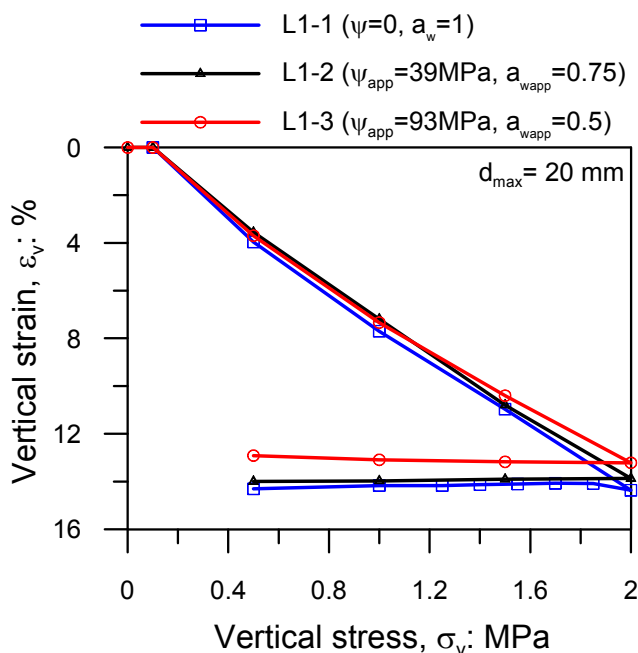


Figura 4.25 Curvas de compresibilidad obtenidas mediante el control de succión con líquido al inundar las muestras de $d_{max}=20\text{mm}$ con diferentes soluciones salinas desde el inicio.

El comportamiento observado, indica que el agua pura destilada es más corrosiva y genera una mayor velocidad de propagación de grietas, lo cual es consistente con el comportamiento de la escollera bajo condiciones de humedad relativa y actividad del líquido, como fue discutido en las fases experimentales anteriores de esta investigación a nivel de partícula y demostrado por (Oldecop, 2000) para el caso vapor, y por (Romero et al., 2005) para el caso líquido.

A medida que la concentración de sales en el líquido se incrementa (y dependiendo del tipo de sal), se genera una disminución en la actividad al agua impuesta, haciéndola menos dañina para el material; por ende, la velocidad de propagación de grietas disminuye al igual que la rotura de partículas, desarrollándose una menor compresibilidad, como se observa en la curva del ensayo L1-3 ($a_{wapp}=0.5$, $\psi_{app}=93$ MPa).

En la Figura 4.26 se presentan las curvas anteriores de compresibilidades para diferentes succiones controladas mediante líquido y adicionalmente se dibujaron en líneas discontinuas, las curvas resultantes de los ensayos edométricos con control de succión mediante vapor.

El objetivo de estas trayectorias es comparar el comportamiento del material bajo condiciones edométricas, donde la succión total aplicada sea equivalente, pero controlada por técnicas diferentes (líquido y vapor).

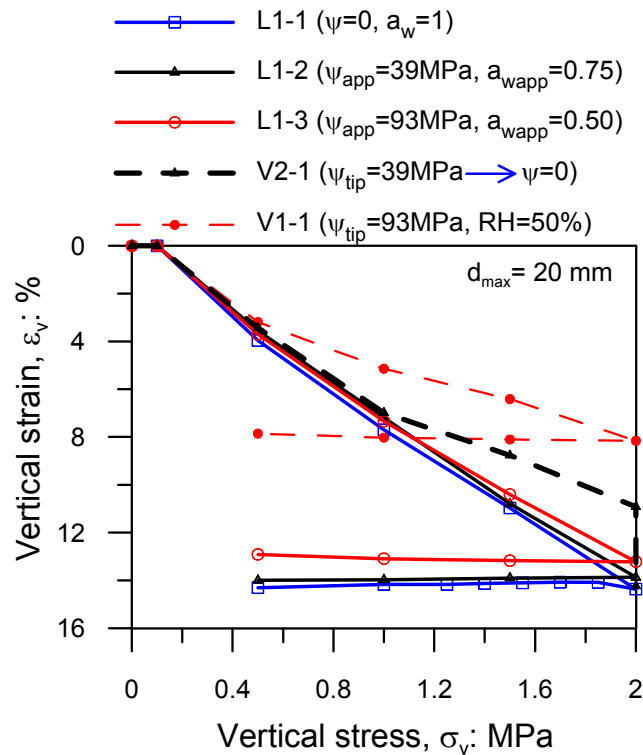


Figura 4.26 Curvas de compresibilidad obtenidas mediante el control de succión con vapor, comparadas con las de líquido, para $d_{max}=20 \text{ mm}$.

En Oldecop (2000) quedó demostrado, que saturar con agua pura o con vapor a una HR=100%, tendría el mismo efecto en la compresibilidad del material.

Lo que se puede apreciar en la Figura 4.26, es que a igualdad de succión total aplicada, para $\psi > 0$, las compresibilidades del material equilibrado con vapor son menores que las del equilibrado con líquido. Esta diferencia se incrementa con la succión total impuesta. En el caso del ensayo V2-1, se esperaba que la curva se solapase a la del ensayo L1-2, debido a que ambos presentan un $\psi_{app}=39 \text{ MPa}$. Sin embargo, aunque la HR fue equilibrada a 75%, el material se empieza a hacer más rígido a medida de que se incrementa la tensión, comparado con el sometido a la influencia del líquido con una $a_{wapp}=0.75$. Una vez que se alcanza una tensión máxima de 2.0 MPa en el ensayo V2-1, se procedió a inundar la muestra con agua pura destilada, apreciándose una importante deformación de colapso sufrida bajo tensión constante, que hace que la curva se iguale con la deformación obtenida en ese punto para el ensayo saturado con agua pura (L1-1). Tan pronto como el material entra en contacto con el agua líquida bajo carga, se propagan las grietas de las partículas, generando rotura y reacomodo.

De igual manera ocurre si se comparan los ensayos V1-1 con L1-3, donde ambos fueron controlados aplicando una succión de 93 MPa; la curva del equilibrado con vapor (V1-1) es mucho más rígida que la curva del equilibrado con líquido (L1-3). En este caso la diferencia es más notoria que en el anterior donde la succión total impuesta fue de 39 MPa.

En resumen, cuanto más cercana sea la succión a cero, la diferencia entre las compresibilidades de líquido y vapor es menor a igualdad de succión total impuesta,

hasta llegar a la succión más baja ($a_w=1$, $HR=100\%$), donde el comportamiento es exactamente igual. En este contexto, respuesta del material como conjunto de granos es muy similar a la resultante a nivel de partícula.

4.3.2.3.2 Efecto de la actividad del líquido y la humedad relativa en la compresibilidad de muestras con $d_{max}=8$ mm

Con el objeto de complementar y entender mejor el comportamiento del material sometido a control de succión a través de líquido y vapor en condiciones edométricas y deducir si se produce efecto escala, se realizó una campaña de ensayos similar a la anterior, pero con un tamaño máximo menor ($d_{max}=8$ mm), conservando una curva granulométrica aproximadamente paralela ($d_{max}/d_{min}=4$).

Los ensayos L1-4, L1-5 y L1-6 consisten en cargas y descargas a succión constante controlada mediante líquido. Las muestras fueron saturadas desde el inicio con soluciones salinas correspondientes a succiones totales impuestas de 0, 39 y 256 MPa, respectivamente. Las curvas de compresibilidad obtenidas se ilustran en la Figura 4.27.

En las curvas obtenidas se observa la misma tendencia presentada en las muestras de mayor tamaño; es decir, en el caso de agua pura destilada ($\psi=0$, $a_w=1$) el material desarrolla una mayor compresibilidad que las inundadas con una solución de NaCl ($\psi=39$ MPa, $a_w=0.75$) y LiCl ($\psi=256$ MPa, $a_w=0.15$). Igualmente se cumple que a mayor actividad del líquido, mayor compresibilidad del material.

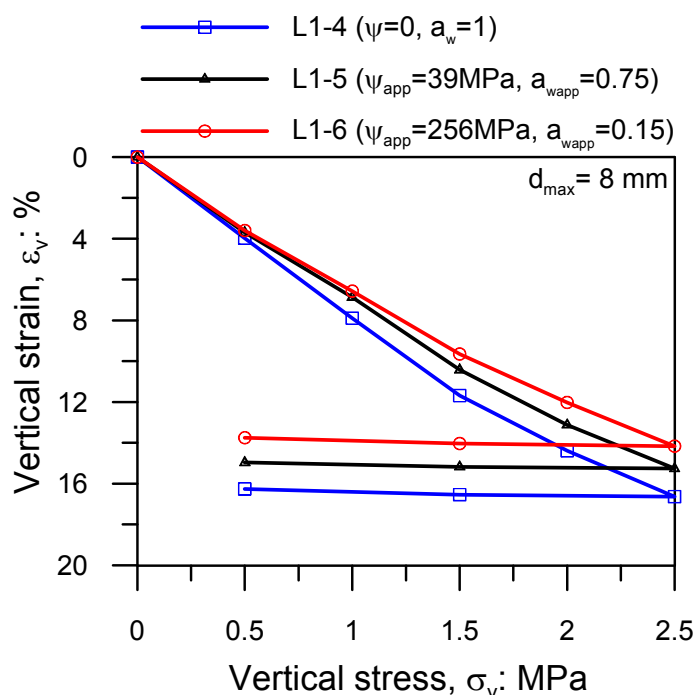


Figura 4.27 Resultados de los ensayos edométricos para muestras inundadas con diferentes soluciones salinas ($d_{max}=8$ mm).

Por otra parte, se realizó el ensayo L2-1 (Figura 4.28), que consistió en una etapa inicial de carga $A'B'$ bajo succión total aplicada constante, obtenida previamente por la

inundación con una solución salina saturada de LiCl ($\psi_{app}=256$ MPa, $a_{wapp}=0.15$). A una tensión constante de 2.0 MPa (punto B') se realiza un reemplazo del fluido de poros con agua destilada.

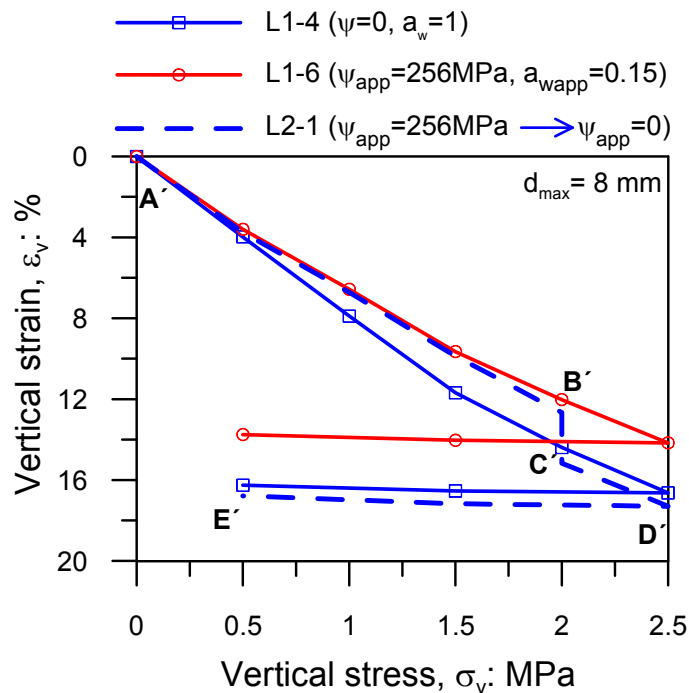


Figura 4.28 Comparación de los resultados de los ensayos edométricos para muestras inundadas con diferentes soluciones salinas y el reemplazo del fluido de poros ($d_{max}=8$ mm).

Con la entrada del agua pura, se registró una disolución de las sales presentes, incrementando al máximo la actividad del líquido y causando una deformación de colapso representada por el tramo B'C'. Al llegar al punto C', la deformación obtenida logró igualarse a la curva de compresibilidad del agua destilada, semejante a la respuesta obtenida bajo condiciones de humedad relativa.

Durante el reemplazo del fluido de los poros, se tomaron medidas en el tiempo de la deformación vertical de la muestra, la conductividad eléctrica y la succión total del líquido. El proceso consistió en hacer circular agua pura a través de la muestra hasta que la conductividad eléctrica medida fuese igual a la del agua ($\approx 1.0 \mu S/cm$). Del líquido drenado por la parte superior del edómetro se fueron tomando muestras que se almacenaban en envases con tapa, cuidando de tomar el tiempo en el que se hacía cada toma. Una vez llegada a la conductividad eléctrica deseada, se midió la succión total con la ayuda del psicrómetro de espejo ó WP4. Una parte del procedimiento realizado se ilustró en la fotografía de la Figura 4.24.

En la Figura 4.29 se muestran las variaciones ocurridas en el líquido y en el material durante el reemplazo de fluido.

En la Figura 4.29(a), se puede notar que inicialmente, el material no presenta deformaciones en el tiempo, al menos durante los primeros 4 minutos, aproximadamente. Este comportamiento demuestra, que el material necesita un tiempo para reaccionar al reemplazo del líquido, permitiendo que las sales presentes se diluyan y que el nuevo fluido penetre en las partículas de roca, iniciándose la etapa

de corrosión y con ésta, la propagación de grietas y rotura de granos evidenciada por una deformación de colapso bajo carga constante. Posteriormente el material se deforma a cierta velocidad, hasta que el líquido alcanza un valor de actividad igual a 1. Esta fase tuvo una duración de 50 min.

En la Figura 4.29(b), se ilustra la evolución temporal de la succión total, que puede interpretarse igualmente como evolución de la actividad del líquido, durante el reemplazo del la solución, cambiando progresivamente de $\psi_{app}=256$ MPa ($a_{wapp}=0.15$) hasta $\psi=0$ ($a_w=1$). Esta gráfica sugiere, que la variación de la succión total o la actividad del líquido, presenta un comportamiento distinto al observado en la deformación del material, debido a que desde los primeros instantes en que se inicia el proceso, desarrolla cambios importantes, siguiendo su disminución hasta llegar a una actividad del líquido igual a 1.

Seguidamente, en la Figura 4.29(c), se muestran los resultados combinados de la deformación volumétrica en función de la succión total durante esta etapa. En ella se destaca que inicialmente no hay cambios apreciables en la deformación volumétrica, mientras que la succión total impuesta se va incrementando desde los primeros instantes en que comienza el lavado de la muestra. La deformación comienza cuando la succión total es aproximadamente 5 MPa, reduciéndose a gran velocidad hasta llegar a $\psi=0$ ($a_w=1$).

Se logra visualizar un mayor daño (mayor deformación de colapso) si la inundación con agua pura se realiza cuando la muestra está seca (únicamente con succión matricial), que cuando se realiza el reemplazo de fluido de poros (inicialmente la muestra está inmersa en una actividad de líquido menor). Por lo tanto, para dos muestras con igualdad de succión total impuesta inicial, las condiciones iniciales (equilibrio con vapor o con líquido) marcan una diferencia en la velocidad de propagación de grietas y rotura de partículas al inundarse con agua pura. Habrá mayor deformación en aquella que fue equilibrada previamente con vapor y finalmente ambas curvas alcanzarán la compresibilidad del ensayo controlado con agua pura desde el comienzo.

Respecto a los ensayos con control de succión a través del vapor en $d_{max}=8$ mm, la tendencia resultante (Figura 4.30) ha sido similar a la obtenida para $d_{max}=20$ mm. A pesar de que los ensayos L5 y V1-2 están bajo la misma succión total aplicada constante ($\psi_{app}=39$ MPa, $a_{wapp}=0.75$), las deformaciones durante la carga son menores en V1-2, donde la muestra se encuentra bajo una HR controlada a través del vapor.

En lo que se refiere al ensayo V2-2, el comportamiento del material en la rama de carga hasta 2.0 MPa, donde la HR=15%, es mucho más rígido que la del ensayo L1-6 ($a_{wapp}=0.15$), a pesar de que ambos se encuentran bajo $\psi_{app}=256$ MPa. Comprobando que esta separación crece con la disminución de la HR / a_w . Adicionalmente, el ensayo V2-2 fue inundado con agua pura bajo una tensión constante de 2.0 MPa y la deformación de colapso alcanza la curva de la trayectoria L1-4 ($\psi=0$, $a_w=1$).

Este comportamiento durante la inundación con agua pura, es consistente con los resultados obtenidos para $d_{max}=20$ mm y los realizados a nivel de partícula; además de reafirmar las tendencias mostradas en (Oldecop, 2000) para vapor y en (Romero et al.,

2005) para líquido; donde la máxima velocidad de propagación de grietas se produce en el momento en que el material entra en contacto con el agua pura, generándose la rotura de granos y su reacomodo.

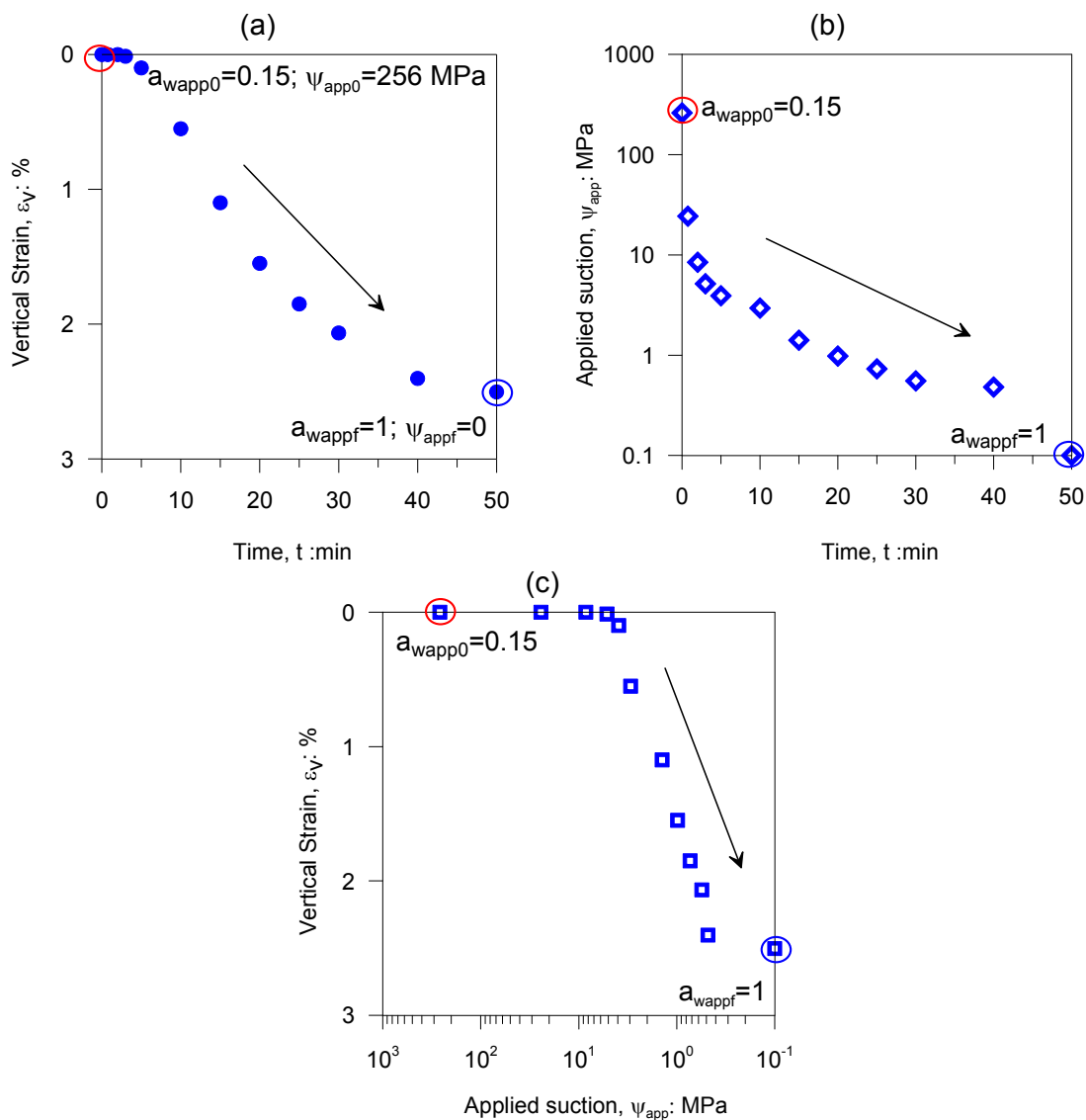


Figura 4.29 Evolución temporal de la deformación volumétrica y la succión total aplicada durante el reemplazo del líquido.

La última etapa del ensayo V2-2, en la que se continuó la carga del material hasta 2.5 MPa y posteriormente se descargó por escalones, muestra una curva que sigue muy de cerca la obtenida inundando con agua destilada desde el inicio.

Finalmente, al igual que los resultados anteriores, se cumple que cuanto más cercana sea la succión a cero, la diferencia entre las compresibilidades de líquido y vapor es menor a igualdad de ψ , hasta llegar a la succión más baja ($a_w=1$, HR=100%), donde el comportamiento es exactamente igual.

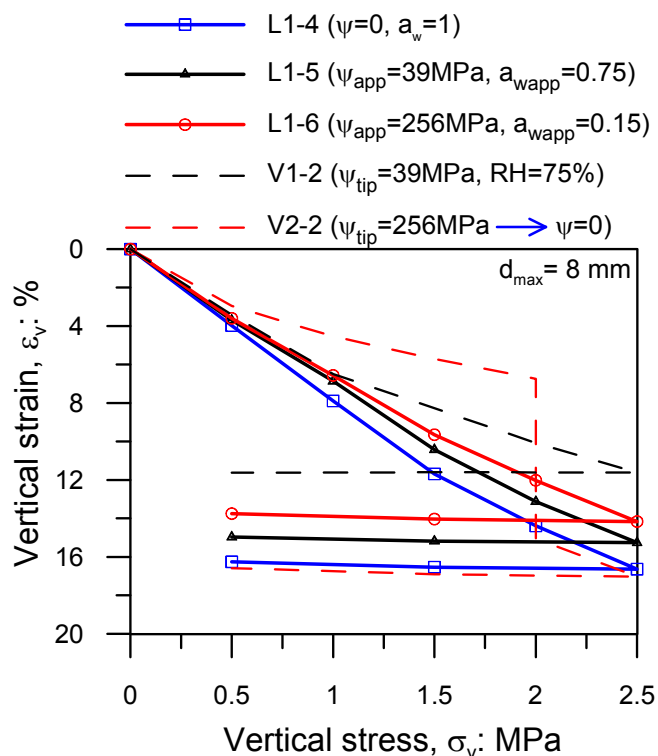


Figura 4.30 Comparación de curvas de compresibilidad de ensayos con succión controlada mediante líquido y vapor

4.3.2.3.3 Efecto del tamaño de molécula del soluto en el control de succión mediante líquido en la compresibilidad de muestras con $d_{max}=8 \text{ mm}$

Con el objeto de contribuir a la interpretación de los resultados de los ensayos mostrados hasta este punto, es necesario avanzar en la investigación de otros aspectos complementarios. Uno de ellos se refiere a bases teóricas de (Bresler, 1973) explicadas previamente, donde se ilustra la dependencia de la eficiencia osmótica con la concentración de la solución y la distancia entre cationes. Sin embargo, en esta investigación se considera que también podría ser importante el tamaño del catión.

Debido a que el tema de la concentración está siendo abordado a través de la actividad del líquido, surge la idea de estudiar los efectos del tamaño del catión de la solución de control, utilizando un soluto de moléculas de dimensiones mucho mayores que las sales manejadas hasta el momento, específicamente PEG200 en estado líquido. A manera comparativa, en la Tabla 4.5 se muestran los tamaños de los cationes hidratados y el peso molecular de los distintos solutos utilizados.

Para lograr el objetivo planteado, se realizó el ensayo L1'-5, en una muestra de tamaño máximo 8 mm, con la misma trayectoria utilizada en el L1-5, en el cual se impone una succión de 39 MPa ($a_{wapp}=0.75$) mediante la inmersión de la muestra en una solución de NaCl; pero esta vez, la solución de control fue preparada con una concentración de PEG200, con la que se aplica exactamente la misma succión (una

$\psi=39$ MPa se obtiene con una concentración de 1.88 g PEG200 / g H₂O, según el Anexo C).

Tabla 4.5 Tamaño de cationes hidratados

Salt	Hydrated Radius (Å)	Molecular weight (g/mol)
Li	7.3 – 10 (*)	LiCl=42,4
Na	5.6 – 7.9 (*)	NaCl=58.4
H ₂ O	3 (*)	18.06
PEG200	110 Å (**)	200

(*) (Mitchell, 1993). (**) (Branca et al., 2002)

En la Figura 4.31 se muestran los resultados del ensayo L1'-5, comparado con los realizados a igualdad de succión total impuesta ($\psi_{app}=39$ MPa, $a_{wapp}=0.75$), controlados mediante líquido y vapor con una solución saturada de NaCl (L1-5 y V1-2 respectivamente) y el inundado con agua pura (L1-4).

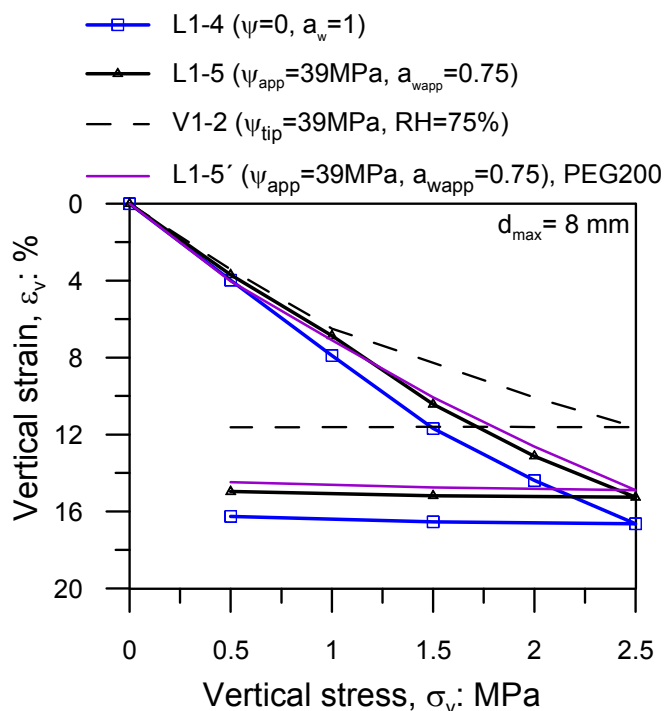


Figura 4.31 Comparación de curvas de compresibilidad de ensayos con succión controlada mediante líquido y vapor

Como se puede observar, la curva del ensayo L1'-5, prácticamente se solapa con la de la muestra inmersa en la solución saturada de NaCl (L1-5); lo cual demuestra que para este rango de tamaños de cationes hidratados, no es posible diferenciar entre las compresibilidades obtenidas con los distintos tipos de tamaño. Es decir, el "efecto filtro" de la membrana semi-permeable ha resultado en este caso ser el mismo, tanto para moléculas de soluto grandes como pequeñas (la membrana no es perfecta y posee igual eficiencia osmótica para ambos casos).

En un futuro, podría terminar de cerrarse este tema, con el objeto de comprobar si se disminuye la diferencia entre el a_w que llega al *tip* y la impuesta. Adicionalmente, para incrementar el rango de tamaños de moléculas de soluto estudiadas, se podría utilizar un PEG de mayor tamaño para lograr una comparación más extrema.

4.3.2.3.4 Rotura de partículas en los ensayos edométricos

4.3.2.3.4.1 Curvas granulométricas obtenidas y cálculo de índices de rotura

Es evidente, que la rotura de partículas juega un papel primordial en las diferencias entre las compresibilidades obtenidas para cada actividad. Adicionalmente es necesario entender el comportamiento de los resultados con líquido y vapor bajo igualdad de succión total impuesta. En la Figura 4.32 se presentan las curvas granulométricas antes y después de cada ensayo para las muestras con $d_{max}=20$ mm (Figura 4.32a) y $d_{max}=8$ mm (Figura 4.32b), a fin de comprobar hasta qué punto la rotura de partículas está involucrada en este fenómeno.

Consistente con los resultados edométricos obtenidos, donde resultó que el material inundado con líquidos de mayor actividad, es más compresible; se puede observar que los tamaños de partículas obtenidos al final de los ensayos, fueron menores a mayor actividad, es decir, hubo mayor rotura de partículas. Se observa, además, que durante el proceso de compactación, se genera una gran cantidad de rotura de granos que debe tomarse en cuenta.

Adicionalmente, se evidencia la diferencia en las curvas granulométricas de las muestras sometidas a control de succión con líquido o vapor, donde, para igualdad de succión total impuesta, la rotura de granos es mayor en aquellos ensayos inundados con líquido.

Cabe destacar, que los ensayos V2-1, L2-1, V2-2, que en la etapa final fueron inundados con agua pura ($\psi_{final}=0$), alcanzan la curva granulométrica de los realizados desde el inicio con agua pura ($\psi=0$, $a_w=1$), produciéndose una velocidad de propagación de grietas y una cantidad de rotura de granos similar.

De las curvas granulométricas obtenidas, se calcularon los índices de rotura de Marsal B_g y Hardin B_r y las variaciones sufridas en el tamaño d_{50} y el coeficiente de uniformidad C_u . En la Tabla 4.6 y en la Figura 4.33 y Figura 4.34 se observan estos valores para $d_{max}=20$ y 8 mm, respectivamente, en dependencia con la deformación volumétrica acumulada.

La Figura 4.33a y Figura 4.34a demuestran que existe una tendencia de crecimiento del índice de rotura de Hardin B_r con la deformación volumétrica acumulada ϵ_v , que se acentúa a mayor tamaño máximo de partícula. Cada punto representa un ensayo y ha sido identificado con el valor de succión total impuesto, siendo ψ_v los ensayos realizados con vapor y ψ_l los controlados con líquido.

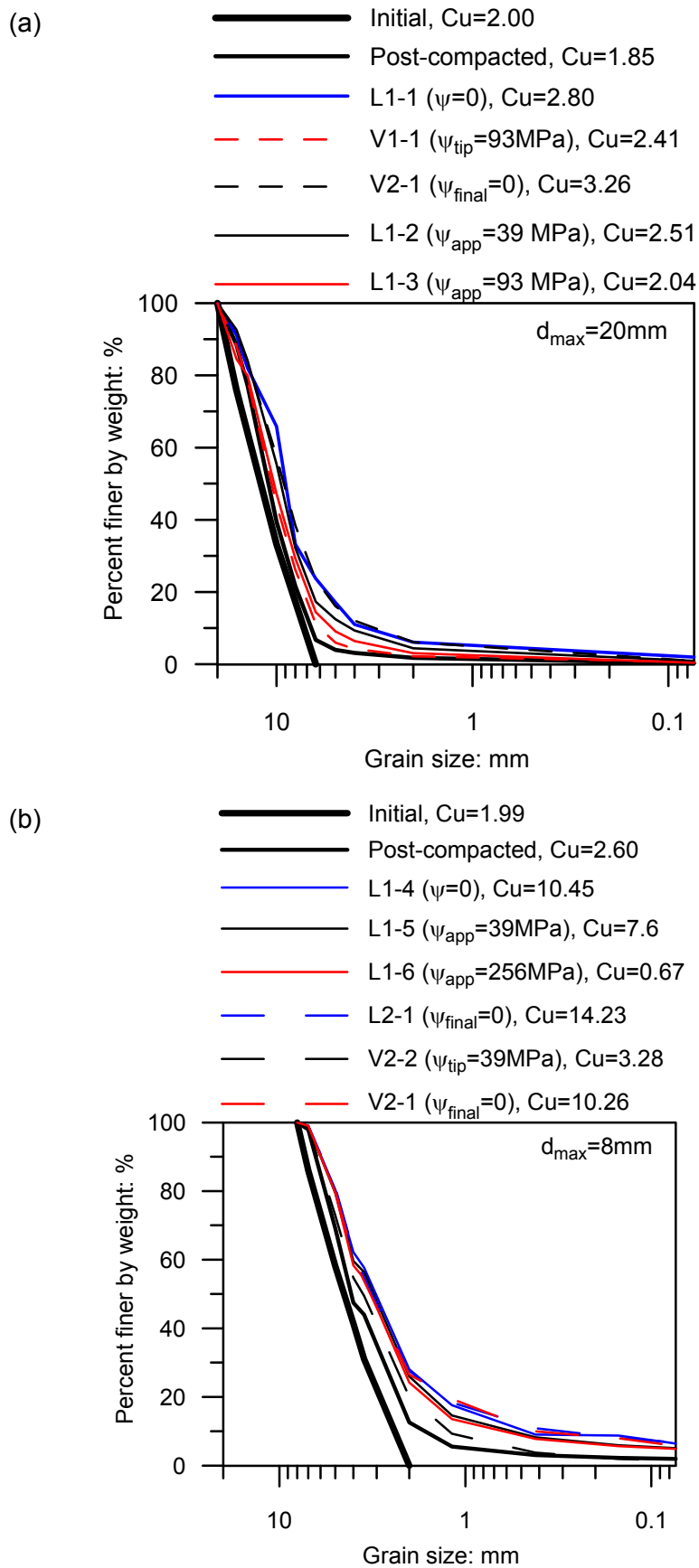


Figura 4.32 Evidencia de rotura de partículas, mediante curvas granulométricas obtenidas antes y después de los ensayos. a) Muestras con $d_{max}=20\text{ mm}$. b) Muestras con $d_{max}=8\text{ mm}$

Tabla 4.6. Indices for the evaluation of the evolution of grain size distribution. Particle breakage.

Dmax initial	Test	dmax/dmin initial	dmax/dmin final	Cu initial	Cu final	Br*	Bg** (%)
20	Post-compacted	3.18	270.27	1.86	1.55	0.099	17.10
	L1-1	3.18	270.27	1.86	2.80	0.26	39.05
	L1-2	3.18	270.27	1.86	2.51	0.22	24.08
	L1-3	3.18	270.27	1.86	2.04	0.14	20.01
	V2-1	3.18	270.27	1.86	3.26	0.25	26.21
	V1-1	3.18	270.27	1.86	2.41	0.13	18.29
8	Post-compacted	4	108.11	1.96	2.79	0.11	18.83
	L1-4	4	108.11	1.96	10.45	0.16	29.63
	L1-5	4	108.11	1.96	7.6	0.16	29.49
	L1-6	4	108.11	1.96	0.67	0.15	28.78
	L2-1	4	108.11	1.96	14.23	0.16	29.82
	V1-2	4	108.11	1.96	3.28	0.15	21.44
	V2-1	4	108.11	1.96	10.26	0.17	29.73

*Hardin breakage indice. **Marsal breakage indice

En el caso de que las muestras que permanecieron en sus primeras etapas de carga bajo una succión mayor que cero (controlada por cualquier método) y posteriormente inundadas con agua pura, se ha utilizado únicamente la succión final para su identificación $\psi_{if}=0$. Dentro de cada grupo de tamaño máximo estudiado, los índices de rotura de partículas mayores fueron obtenidos a succiones totales nulas; como se demuestra por ejemplo, en la Figura 4.33a en los ensayos L1-1 ($\psi_i=0$) y V1-1 ($\psi_{vf}=0$), para $d_{max}=20$ mm y en la Figura 4.34a en los ensayos L1-4 ($\psi_i=0$), L2-1 ($\psi_{if}=0$) y V2-2 ($\psi_{vf}=0$), para $d_{max}=8$ mm. Para ambos d_{max} , cuando la succión total es igual a cero, se puede apreciar que independientemente de la succión presente en etapas iniciales, de la manera de controlarla y del momento en que se haya inundado con agua pura, el índice de rotura de partículas es similar y tiende a ser de los mayores. En resumen, la velocidad de propagación de grietas en el material se dispara al entrar en contacto con el agua destilada y la cantidad de rotura de granos converge en un estado final que no depende de la succión total inicial del material. Sin embargo el tamaño máximo inicial sí juega un papel importante en este aspecto, demostrándose que a mayor d_{max} la rotura de partículas es mayor para d_{max}/d_{min} similares (Figura 4.34a).

En cuanto a la dependencia del índice de rotura de Hardin B_r con el método utilizado para equilibrar la succión total de la muestra (líquido o vapor) es necesario comparar los ensayos que tengan una succión total final igual, es decir, para $d_{max}=20$ mm se tienen los ensayos L1-3 y V1-1, cuya succión total impuesta se mantuvo constante a $\psi_v=\psi_i=93$ MPa y para $d_{max}=8$ mm se cuenta con los L1-5 y V1-2, bajo succión total impuesta constante de $\psi_v=\psi_i=39$ MPa. Para ambos tamaños, se obtuvo un mayor B_r y una mayor ε_v en los ensayos equilibrados con líquido, respecto a los de vapor, aunque se les aplicó la misma succión total; lo cual es consistente con las compresibilidades obtenidas anteriormente.

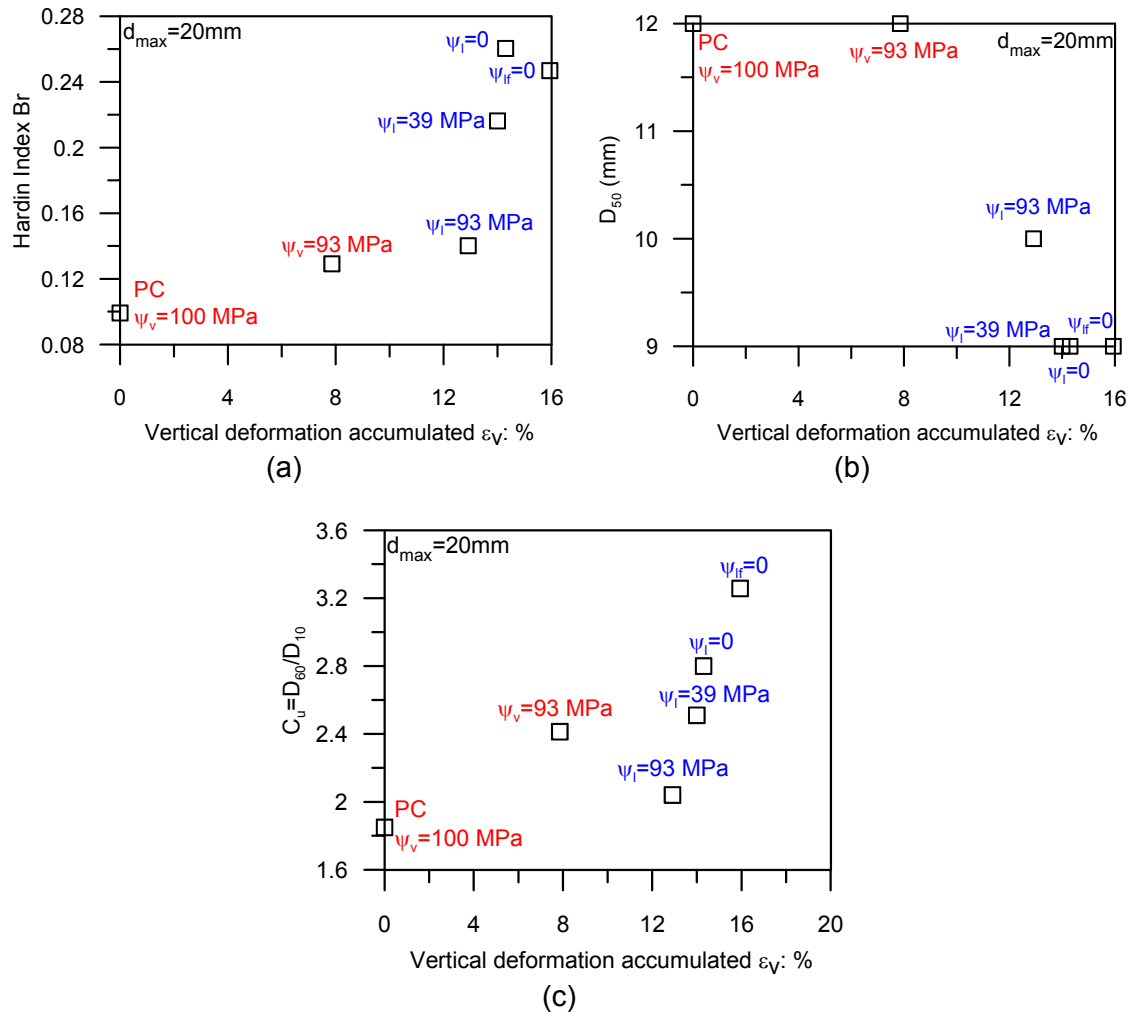


Figura 4.33 Evidencia de rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para $d_{max} = 20$ mm, mediante: a) Índice de rotura de Hardin. b) Variación del tamaño d_{50} . c) Variación del coeficiente de uniformidad C_u . En cada punto se indica la succión ψ_v para los ensayos controlados con vapor y la ψ_l para los controlados mediante líquido. Las muestras sometidas a cambios de succión total en la etapa final mediante la inundación con agua pura, se identifican con $\psi_{if} = 0$ (o actividad del líquido final igual a 1)

En la Figura 4.33b y Figura 4.34b se observa que tamaño medio de partícula d_{50} disminuye a medida de que ϵ_v aumenta. Si se comparan los valores de d_{50} a igualdad de succión impuesta pero con diferente método equilibrio (líquido o vapor), se tiene que para ambos tamaños máximos, las muestras equilibradas con líquido resultan con un d_{50} menor que las sometidas a control de succión con vapor; es decir, el líquido es capaz de generar una mayor corrosión, acelerando la propagación de fisuras y rompiendo las partículas de tamaño medio, en mayor grado que lo que sucede con el vapor bajo la misma succión total.

En cuanto al coeficiente de uniformidad (Figura 4.33c y Figura 4.34c), la tendencia general para ambos tamaños consiste en que la muestra se va haciendo menos uniforme cuanto más deformación acumula.

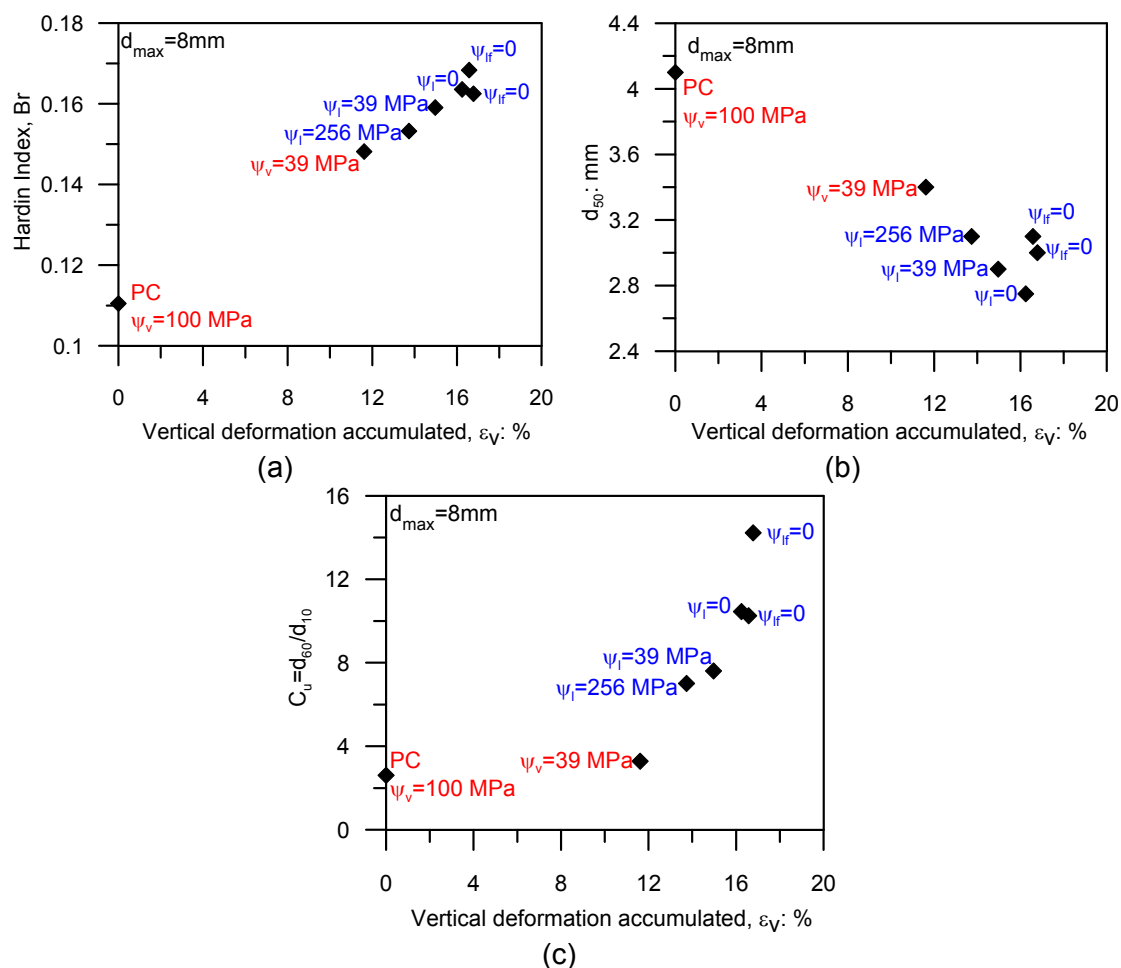


Figura 4.34 Evidencia de rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para $d_{max} = 8 \text{ mm}$, mediante: a) Índice de rotura de Hardin. b) Variación del tamaño d_{50} . c) Variación del coeficiente de uniformidad C_u . En cada punto se indica la succión ψ_v para los ensayos controlados con vapor y la ψ_l para los controlados mediante líquido. Las muestras sometidas a cambios de succión total en la etapa final mediante la inundación con agua pura, se identifican con $\psi_{if} = 0$ (o actividad del líquido final igual a 1)

Al observar de cerca y comparar los ensayos realizados bajo la misma ψ impuesta, equilibrada con diferentes métodos (líquido o vapor), se destaca que para $d_{max} = 8 \text{ mm}$ (Figura 4.34c), el ensayo controlado mediante líquido a una succión total aplicada de $\psi_l = 39 \text{ MPa}$, resulta en un C_u mayor que el controlado mediante vapor bajo la misma succión, $\psi_v = 39 \text{ MPa}$, lo cual se mantiene acorde a los demás resultados obtenidos. Sin embargo, para $d_{max} = 20 \text{ mm}$, surge una pequeña incongruencia entre los coeficientes resultantes a igualdad de ψ por ambos métodos ($\psi_v = 93 \text{ MPa}$), ya que el C_u que se obtiene para la muestra equilibrada con vapor parece estar algo sobrestimado ya que reporta un valor mayor que el correspondiente a la muestra equilibrada con líquido. No obstante, este no es el caso del resultado con vapor a $\psi_v = 100 \text{ MPa}$, donde el C_u final es ligeramente inferior al de $\psi_l = 93 \text{ MPa}$.

Comparando los d_{50} y C_u obtenidos respecto al d_{max} según la Figura 4.35b y Figura 4.35c respectivamente, se observa que la tasa de disminución del tamaño medio con la deformación volumétrica acumulada es mucho más notable a mayor d_{max} . Por el

contrario, la uniformidad sufre mayores cambios a menor d_{max} , donde la tasa de aumento de C_u con ε_v es claramente más marcada.

Como una primera aproximación, la cantidad de rotura de granos puede ser cuantificada usando la variación del índice de rotura de Hardin B_r , el tamaño medio de partícula d_{50} o el coeficiente de uniformidad C_u con la deformación volumétrica acumulada.

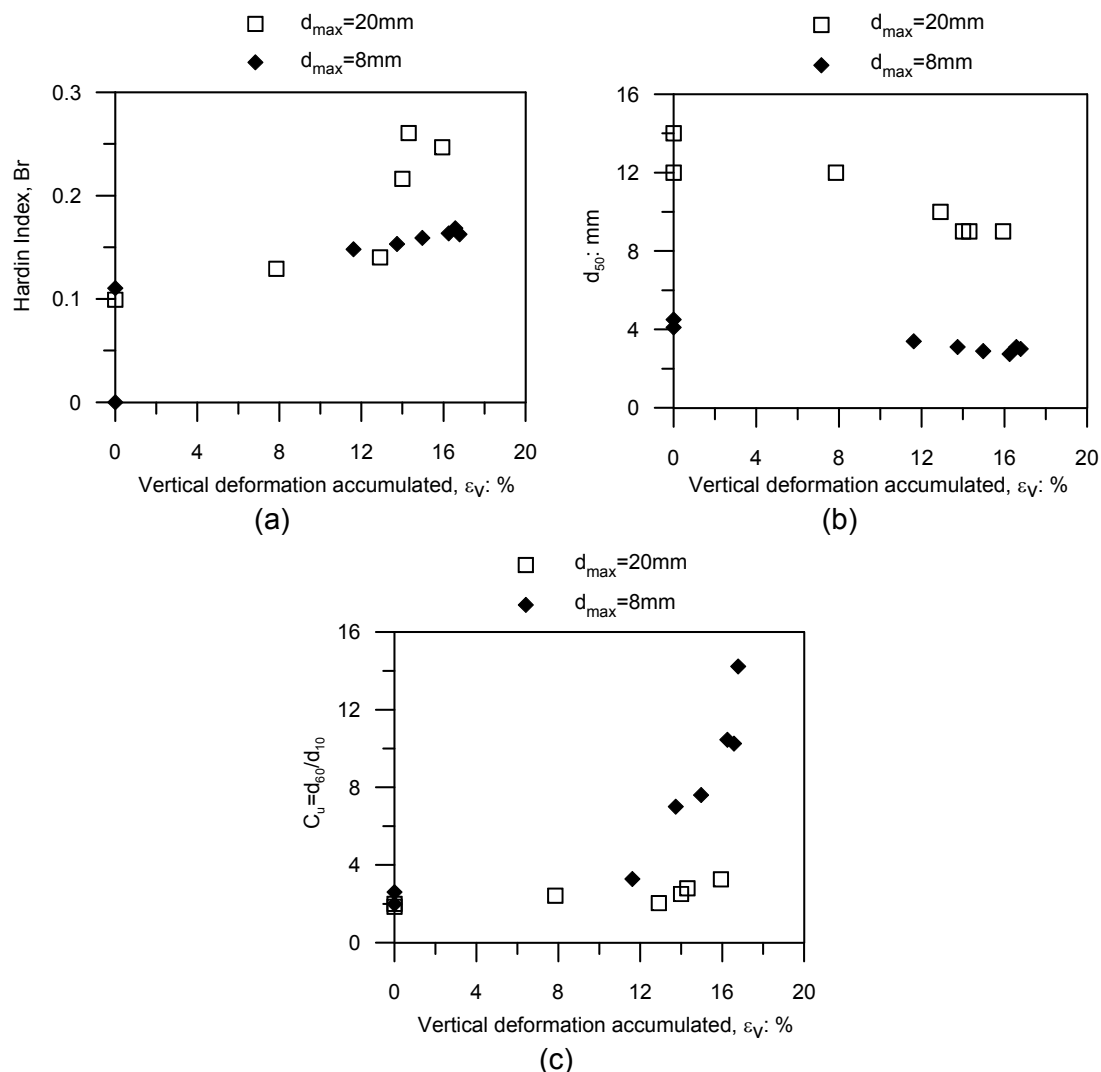


Figura 4.35 Evidencia de rotura de partículas en función de la deformación volumétrica acumulada para $d_{max}=20\text{ mm}$ y $d_{max}=8\text{ mm}$ mediante a) Índice de rotura de Hardin. b) Variación del tamaño d_{50} . c) Variación del coeficiente de uniformidad C_u .

4.3.2.3.4.2

Dependencia de la rotura de partículas con el trabajo plástico, la deformación volumétrica acumulada y la dimensión fractal

Similar a la interpretación utilizada en el Capítulo 3, se ha calculado el trabajo plástico con el objeto de relacionarlo con la rotura de partículas.

El trabajo plástico disipado por unidad de volumen ha sido definido como $Wp = \sum p' \delta \varepsilon_v$, donde p' es la tensión efectiva y $\delta \varepsilon_v$ indica los incrementos de la deformación volumétrica.

La Figura 4.36a presenta el índice de rotura de Hardin B_r en función del trabajo plástico disipado por unidad de volumen Wp , para cada tamaño máximo estudiado; donde se observa una tendencia de crecimiento en la rotura de partículas, a medida que el trabajo se incrementa.

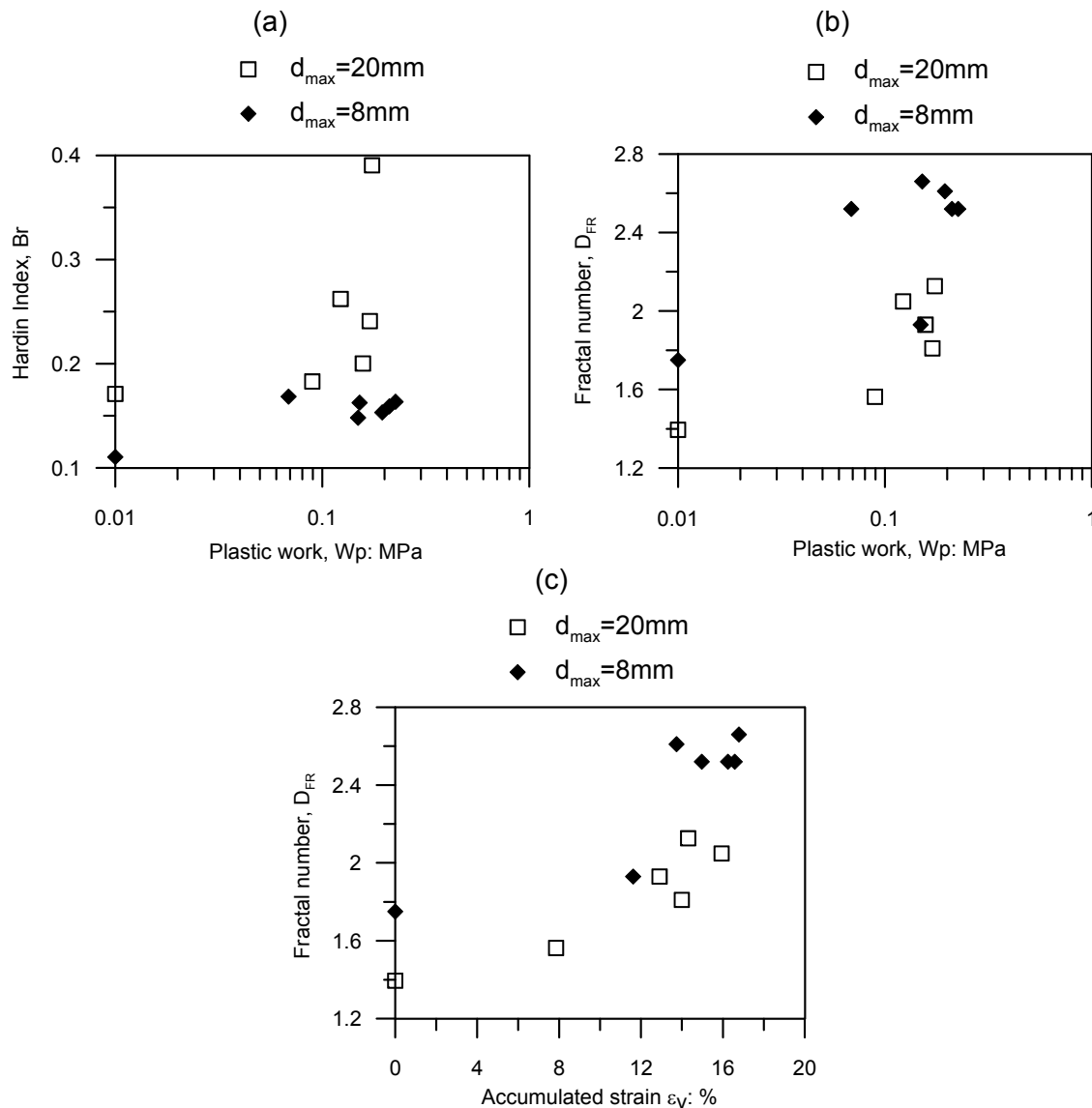


Figura 4.36 Evidencia de rotura de partículas para $d_{max}=20\text{ mm}$ y $d_{max}=8\text{ mm}$ mediante a) Índice de rotura de Hardin con el trabajo plástico. b) Número fractal con el trabajo plástico. c) Número fractal con la deformación volumétrica acumulada

Adicionalmente, al igual que en Capítulo 3, se ha recurrido al análisis fractal, para describir los cambios sufridos en la distribución granulométrica a través del cálculo de la dimensión fractal DF_R (Turcotte, 1986), mediante la ecuación de (Tyler and Wheatcraft, 1992).

En la Figura 4.36b se muestra la dimensión fractal, DF_R , en función del trabajo plástico disipado por unidad de volumen, para los tamaños máximos $d_{max}=40$ mm y 20 mm, donde se observa una tendencia general a que DF_R aumente con Wp .

De la Figura 4.36a y Figura 4.36b se deduce que el trabajo plástico es una variable que no termina de reproducir de forma óptima el comportamiento del material en los ensayos donde la rotura de las partículas se debe a cambios de succión. Es por ello que se recurre nuevamente a la variable de deformación volumétrica acumulada ϵ_v , para representar la dimensión fractal DF_R (Figura 4.36c); donde se destaca un crecimiento más claro de DF_R con ϵ_v para los 2 grupos de tamaños estudiados.

La dimensión fractal usualmente puede alcanzar valores últimos entre 2 y 3 para materiales granulares (Turcotte, 1986). En los casos aquí presentados se destaca que en los tamaños más pequeños ($d_{max}=8$ mm) se generó una mayor rotura de granos y se llegó a valores de dimensión fractal mayores que en el caso de $d_{max}=20$ mm, específicamente para condiciones finales de muestras saturadas con agua pura, se alcanzó una DF_R alrededor de 2.6 para $d_{max}=8$ mm y 2.1 para $d_{max}=20$ mm; sin embargo en la mayoría de los casos no se alcanza la respuesta fractal última reportada por otros autores como consecuencia de que estos ensayos fueron diseñados para un rango de tensiones ingenieriles dentro del cual este material no es capaz de llegar a un estado último de convergencia en la rotura.

4.3.2.4 Compresibilidad dependiente del tiempo en ensayos edométricos

De la misma manera que en el Capítulo 3 fueron calculados los índices de compresión secundaria, en este apartado se presentan en función de la tensión vertical para las distintas succiones empleadas, tanto para control mediante la HR del vapor como con la a_w , así como para cada granulometría estudiada (Figura 4.37).

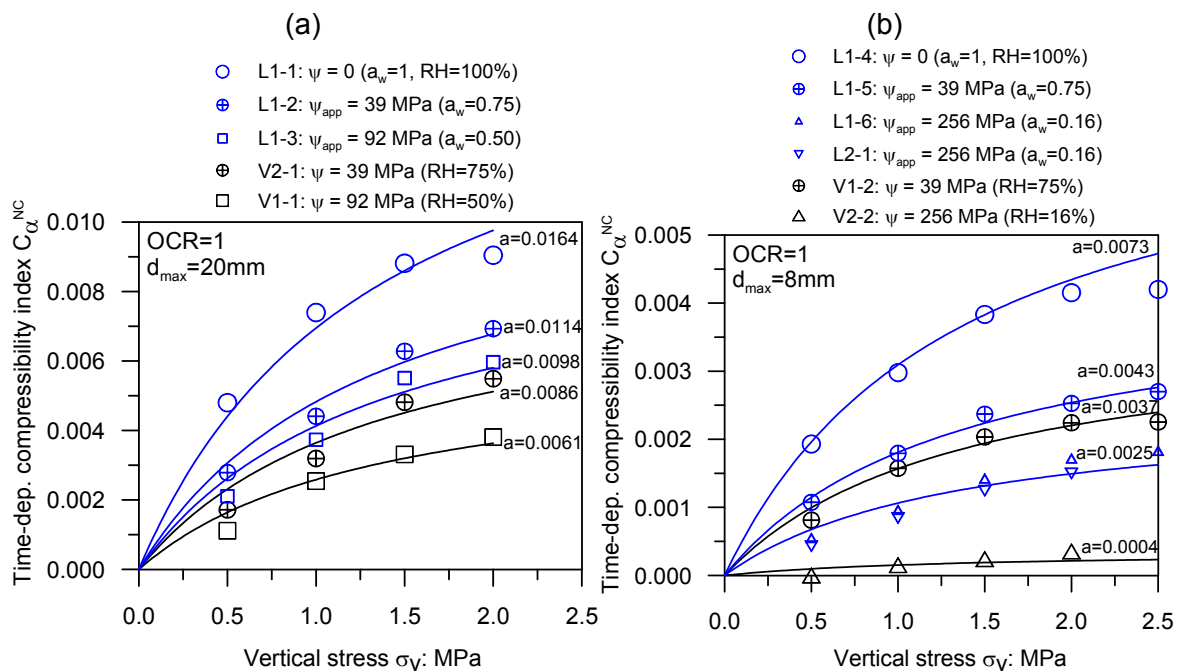


Figura 4.37 Índice de compresión secundaria para estados normalmente consolidados en función de σ_v y la succión aplicada. a) $d_{max}=20$ mm. b) $d_{max}=8$ mm

El efecto de la tensión vertical y a la succión sobre la compresión secundaria se asemejan a las del Capítulo 3, donde ésta crece con el incremento de σ_v y disminuye a mayor succión. Adicionalmente se evidencia el efecto del método de control de succión, donde al igual que ocurre con la compresibilidad, bajo igualdad de succión aplicada ψ_{app} , los ensayos controlados por medio de la actividad del líquido tienden a deformarse más en el tiempo que los equilibrados bajo la HR del vapor. Esta respuesta es consistente con la explicación previa que señala que durante la inmersión en líquido, la succión aplicada ψ_{app} es mayor que la que genera la propagación de grietas ψ_{tip} por lo que requiere ser corregida por medio de la eficiencia osmótica χ .

La Ecuación 3.5 (Capítulo 3) que vincula el $C_{\alpha NC}$ con σ_v , σ_{ref} y el parámetro a descrito en función de ψ_{app} y d_{max} (Ecuación 3.6), fue utilizada para el ajuste de los datos experimentales, obteniéndose los valores presentados en la Figura 4.37 para el parámetro a y el mismo $\sigma_{ref}=1.36\text{MPa}$.

Continuando en la línea de los resultados analizados por (Oldecop and Alonso, 2007) y los reportados en el capítulo anterior, se ha calculado la relación entre los índices de compresibilidad λ y dependiente del tiempo λ_t para los ensayos edométricos anteriormente reportados. Esta es una forma de obtener indirectamente el número de Charles n , puesto que no se cuenta con una manera de medirlo experimentalmente; para ello se relacionan los factores $\lambda=d\varepsilon/d(\ln\sigma)$ y $\lambda_t=d\varepsilon/d(\ln t)$ según (Oldecop and Alonso, 2007), tal y como se realizó en el Capítulo anterior. En la Figura 4.38a y Figura 4.38b se representan las relaciones de λ/λ_t para tamaños máximos de 20 y 8 mm respectivamente.

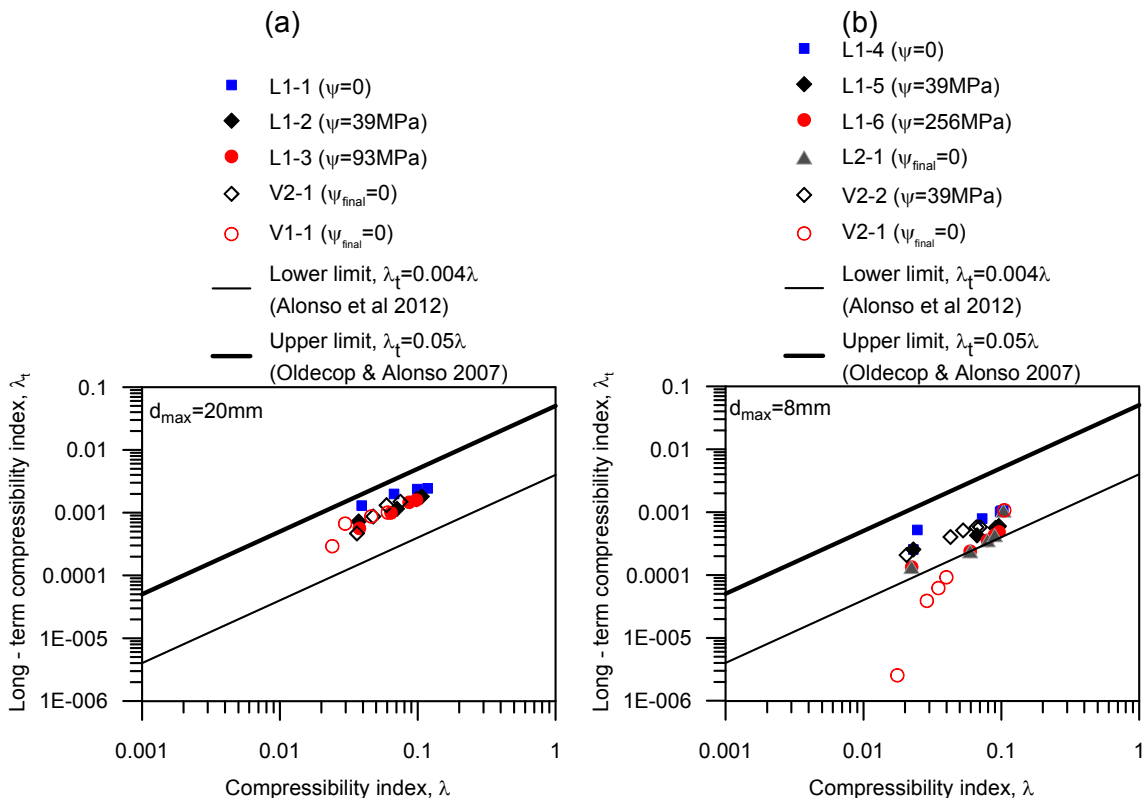


Figura 4.38 Correlación del índice de compresibilidad dependiente del tiempo λ_t con el índice de compresibilidad λ . a) Muestras con $d_{max}=20\text{ mm}$. b) Muestras con $d_{max}=8\text{ mm}$

Como puede observarse, la correlación λ/λ_t se mantiene dentro de los límites propuestos por (Oldecop and Alonso, 2007) y (Alonso et al., 2012), excepto el ensayo V2-1, que corresponde a un estado muy seco ($\psi=256$ MPa) hasta que se inundó con agua pura bajo una tensión de 2 MPa. Esta lejanía del límite inferior puede ser causada por la dificultad que se produce al medir el índice de compresibilidad dependiente del tiempo cuando el material se encuentra bajo succiones tan altas, debido a que la variación de la deformación en el tiempo es muy baja.

De resto, se cumple que los ensayos controlados mediante inundación con agua pura ($\psi=0$) se acercan más al límite superior, así como los puntos finales de otros ensayos que se iniciaron con succiones bajas y en la etapa final fueron inundados con agua pura.

En cuanto a los ensayos realizados a igualdad de succión total impuesta con líquido y vapor, no se aprecia una tendencia clara para lograr una diferenciación entre ellos.

4.4 Interpretación de los resultados obtenidos a niveles de partícula y fenomenológico mediante la corrección de la succión osmótica

Lo que más llama la atención de los resultados a nivel de partícula (resistencia a tracción, Figura 4.18) y a nivel fenomenológico (compresibilidad, Figura 4.26 y Figura 4.30) en función de la succión, es que el comportamiento del material sigue leyes diferentes dependiendo del método de aplicación de la succión (líquido o vapor). Los procesos son distintos, y como consecuencia, la succión que gobierna en el medio no es la misma. Los σ_t y las compresibilidades comparten un único punto para ambos casos, cuando la succión total es igual a la presión atmosférica (HR=100%, $a_w=1$), pero a medida que la succión impuesta se incrementa, las σ_t y las compresibilidades de los ensayos controlados con líquido, tienden a separarse de los equilibrados con vapor; como consecuencia de una acción debilitante adicional en el material que aumenta la velocidad de propagación subcrítica de grietas.

Partiendo de la base de que el verdadero valor de succión total es alcanzado cuando se utiliza la técnica de transferencia de vapor, como ha quedado demostrado y explicado al detalle en (Oldecop and Alonso, 2004); se trabajará sobre la idea de que al inundar el material con líquido, la succión impuesta se ve reducida por un factor que depende de la actividad del líquido aplicada a_{wapp} .

Es importante recordar que la succión total ψ está compuesta por una succión matricial s y una componente osmótica π . Cuando la succión total es controlada a través de la actividad del líquido, la componente matricial se anula y la que domina el proceso es la succión osmótica, que está referida a la parte química, donde entra en juego la concentración de la solución salina presente en el medio.

Habiendo demostrado anteriormente, según el esquema de la Figura 4.6, la equivalencia entre la actividad del líquido y la humedad relativa del vapor, se cumple que la actividad del agua impuesta a_{wapp} no es igual a la que alcanza la punta de la grieta a_{wtip} , debido a la presencia una membrana semi-permeable que evita que la totalidad de las sales disueltas penetren hacia esa zona. Es decir, $a_{wtip} > a_{wapp}$, o dentro

del concepto de succión total, $\psi_{tip} < \psi_{app}$, recordando lo explicado en el apartado 4.1.2.4. Por esta razón, la componente osmótica requiere ser multiplicada por un factor reductor que se asocia a la eficiencia osmótica χ de la membrana semi-permeable.

Dado el caso de que la eficiencia de la membrana fuese perfecta ($\chi=1$), ninguno de los cationes hidratados podría pasar a través de ella para llegar al *tip*, aunque sí pueden hacerlo las moléculas de agua pura; y la velocidad de propagación fisuras estaría controlada únicamente por la succión total nula correspondiente a $a_{wtip}=1$.

Paralelamente, si se vinculan estos procesos a la teoría mencionada de (Bresler, 1973), a medida de que aumenta el gradiente de concentración de sales para una distancia inter-catiónica constante, la eficiencia de la membrana se reduce ($\chi < 1$), disminuyendo así el valor de la succión impuesta y haciéndola equivalente a la responsable de la propagación de la grieta, y en general, del comportamiento del material.

De manera que surge la necesidad de estimar la eficiencia osmótica en función de la succión o actividad del líquido aplicada con el objeto de que cumpla las condiciones planteadas; para ello se evaluarán distintos modelos existentes y la forma de ajustar sus parámetros mediante los resultados experimentales obtenidos en los ensayos de partícula (resistencia a tracción) y fenomenológicos (compresibilidad).

4.4.1 Obtención de índice de compresibilidad en ensayos fenomenológicos

Como se explicó anteriormente, en los resultados de los ensayos edométricos se observó una diferencia en las compresibilidades obtenidas a igualdad de succión total impuesta, cuando el control se realizaba mediante líquido o vapor. A manera de ejemplo, en la Figura 4.39 se muestran para $d_{max}=8\text{mm}$, las líneas de compresión noval de los ensayos L1-6 y V2-2; ambos realizados bajo una succión total aplicada de 256 MPa, comparado con la curva bajo inundación con agua pura.

Se observa que la curva del ensayo L1-6 donde el material se encontraba inundado con una solución salina de $a_{wapp}=0.15$, presenta una pendiente mucho mayor que la del ensayo V2-2, controlado por transferencia de vapor a una HR=15%; dando a entender que el material pierde rigidez cuando entra en contacto con el líquido, respecto al vapor, aunque ambas succiones totales impuestas sean iguales. Este comportamiento concuerda con los resultados experimentales de resistencia a tracción indirecta.

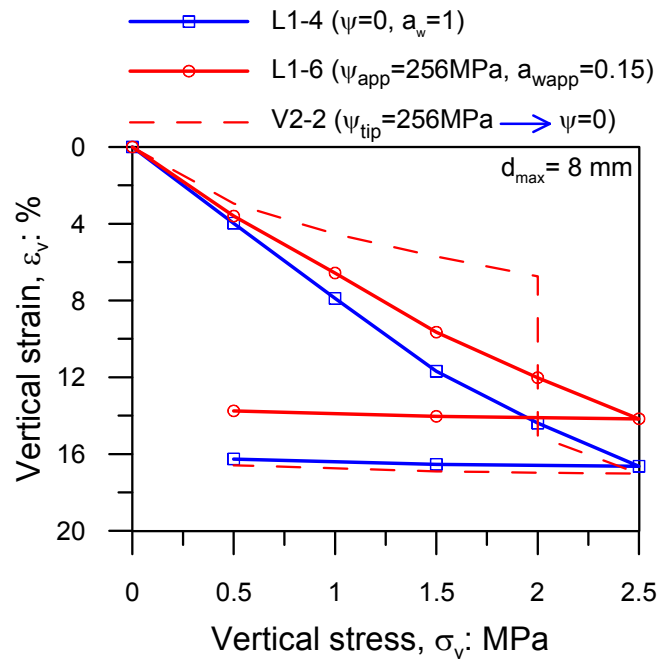


Figura 4.39 Comparación de las compresibilidades obtenidas a igualdad de succión total $\psi=256$ MPa, controladas mediante líquido y vapor para $d_{max}=8\text{mm}$.

Con la finalidad de interpretar la diferencia entre las compresibilidades obtenidas en los ensayos edométricos, se calculó un índice de compresibilidad $\underline{\lambda}$ como la relación entre el diferencial de la deformación vertical $d\varepsilon_v$ y el diferencial de la tensión aplicada $d\sigma_v$, mediante:

$$\underline{\lambda} = \frac{d\varepsilon_v}{d\sigma_v} \quad (4.43)$$

La Figura 4.40 a y Figura 4.40b muestran los índices de compresibilidad $\underline{\lambda}$ en función de la tensión vertical aplicada y la succión total, para $d_{max}=20$ mm y 8 mm, respectivamente.

Para ambas granulometrías, se observa la caída de la compresibilidad con la tensión vertical. De la misma manera, el índice de compresibilidad se reduce a medida que el material se encuentra más seco (mayor succión).

Por otra parte, son evidentes las diferencias existentes entre las compresibilidades obtenidas a igualdad de succión en los ensayos controlados con líquido y vapor; donde los $\underline{\lambda}$ correspondientes al líquido son mayores. Dicha separación se incrementa a mayor succión total aplicada.

En la Figura 4.41 se presenta un promedio de los índices de compresibilidad $\underline{\lambda}$, para ambos tamaños estudiados, calculado entre 0.5 y 2.0 MPa en función de la succión total en el tip (para el caso de control de succión a través de la HR del vapor) y de la succión total aplicada (cuando se trata de los ensayos con control de succión mediante la a_{wapp}). Adicionalmente se dibuja la ley que se ajusta los datos experimentales correspondientes a ambos casos.

Al igual que en los ensayos a nivel de partícula, se conoce que el comportamiento del material equilibrado con vapor se encuentra bajo la succión total que le corresponde según la ley psicrométrica y que por lo tanto ésta es igual en cualquier punto del sistema ($\psi = \psi_{app} = \psi_{tip}$); de manera que con el mismo modelo utilizado para la resistencia a tracción en función de la succión, se obtienen nuevos parámetros que predicen $\underline{\lambda}(\psi)$ como:

$$\underline{\lambda}(\psi) = \underline{\lambda}(\psi_{tip}) = \underline{\lambda}(0) + \frac{m\psi}{k + \psi} \quad (4.44)$$

Donde $\underline{\lambda}(0)$ es índice de compresibilidad para succión nula (vapor de agua pura) y los parámetros se ajustaron a valores de $\underline{m}=0.04$ y $\underline{k}=33.05$ MPa.

En cuanto a la compresibilidad en función de la succión total aplicada para el caso de control con líquido, la ley ajusta a nuevos parámetros $\underline{m}=0.01$ y $\underline{k}=102.12$ MPa:

$$\underline{\lambda}(\psi_{app}) = \underline{\lambda}(0) + \frac{m\psi_{app}}{k + \psi_{app}} \quad (4.45)$$

Debido a la similitud del comportamiento de $\underline{\lambda}(\psi)$ con $\sigma_t(\psi)$, se ha partido de la misma idea utilizada para interpretar las distintas leyes obtenidas para resistencia a tracción en función de la succión a nivel de partícula y velocidad de propagación subcrítica de fisuras, donde la diferencia líquido/vapor se asocia a la existencia de una membrana semipermeable, que en el caso del líquido, evita que todas las sales alcancen la punta de la grieta y controlen su velocidad de propagación. Debido a que la solución que logra llegar a dicho punto inicialmente es más diluida ($a_{wtip} < a_{wapp}$), será la succión total cercana al tip quien controle el proceso de propagación de la fisura y a nivel macroscópico, la compresibilidad del material, como consecuencia de la rotura de los granos.

De la misma forma que los modelos de $\sigma_t(\psi_{tip})$ y $\sigma_t(\psi_{app})$, en las leyes de $\underline{\lambda}(\psi_{tip})$ y $\underline{\lambda}(\psi_{app})$ los valores comparten un único punto para los casos de equilibrio con vapor y con líquido cuando la succión total es igual a la presión atmosférica (HR=100%, $a_w=1$), pero a medida que ψ disminuye, las compresibilidades de los ensayos con líquido, sufren una especie de bloqueo. Igualmente, se parte de la base de que cuando la succión total aplicada es controlada a través de la actividad del líquido, la componente matricial se anula y la que domina el proceso es la succión osmótica, que está referida a la parte química, donde entra en juego la concentración de la solución salina presente en el medio.

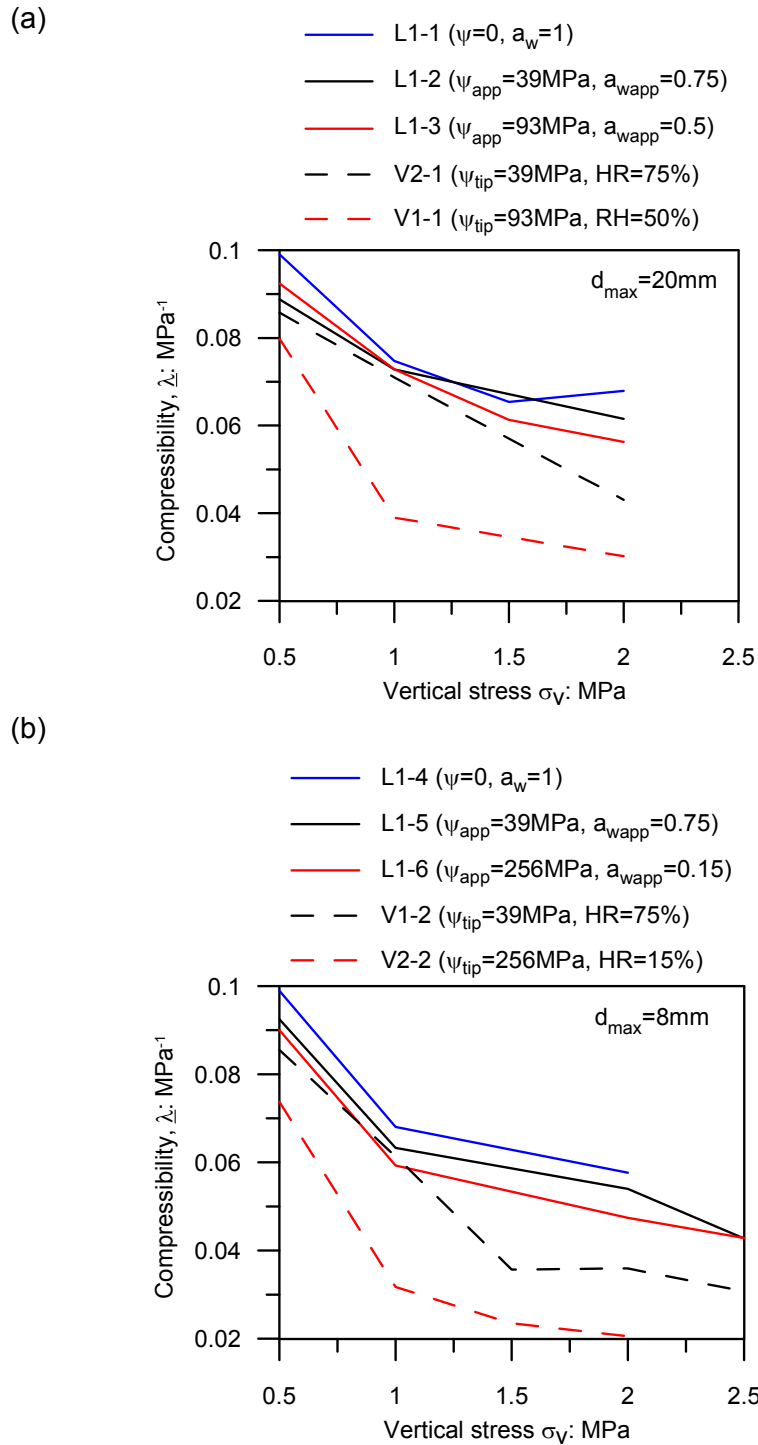


Figura 4.40 Compresibilidad $\underline{\lambda}$ en función de la tensión vertical y la succión total. a) $d_{max}=20\text{mm}$. b) $d_{max}=8\text{mm}$.

Resumiendo, en el caso de control mediante líquido, la succión total aplicada requiere ser multiplicada por un factor reductor o eficiencia osmótica χ , que en este trabajo se asocia a la actividad del líquido impuesta o a la succión aplicada, con la finalidad de calcular directamente la succión que realmente está gobernando la respuesta hidromecánica del material. Recordando el esquema explicativo del control mediante líquido en la Figura 4.6, la succión que regula el sistema viene dada por $\psi_{tip}=f(\chi, a_{wapp})$ según la expresión (4.27).

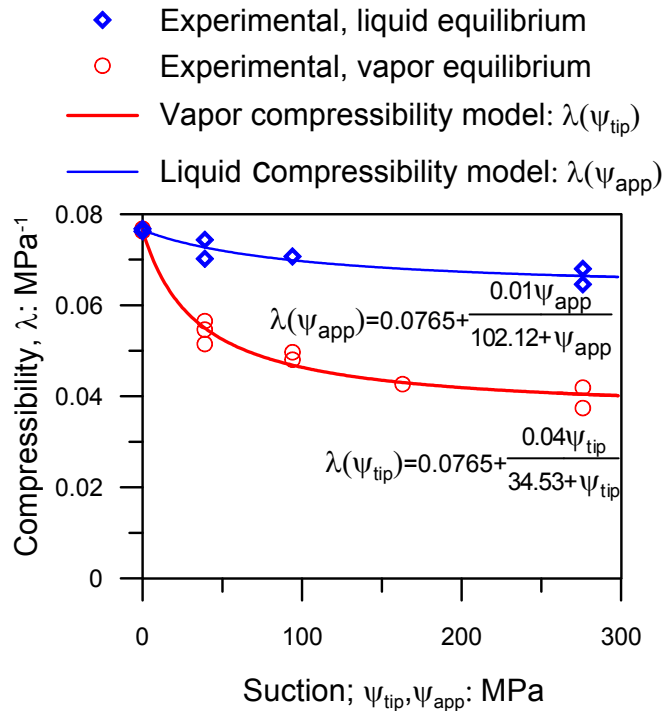


Figura 4.41 Compressibility index as a function of total suction. Samples previously equilibrated with vapor (ψ_{tip}) and liquid (ψ_{app})

4.4.2 Estimación de la eficiencia osmótica χ

Sobre la base de la teoría de la propagación subcrítica de grietas, el daño se inicia en el *tip*, razón por la cual se considera fundamental obtener la succión que realmente está actuando en esa zona para poder predecir la respuesta del material.

Como se explicaba anteriormente, en el caso del control mediante vapor, la succión que alcanza la punta de la grieta es igual a la aplicada ($\psi_{tip} = \psi_{app}$), mientras que cuando el material es inundado con un líquido de actividad conocida, puede existir un efecto de filtrado de las sales disueltas provocando que la solución que penetra hacia el *tip* sea más diluida; por lo tanto la succión en ese punto será menor que la aplicada ($\psi_{tip} < \psi_{app}$). Debido a esta diferencia, obtenida experimentalmente para resistencia a tracción y compresibilidad de la pizarra, se requiere afectar la succión aplicada mediante un factor χ con la finalidad de obtener la que realmente actúa en el área débil, según la expresión: $\psi_{tip} = \chi \psi_{app}$.

Lo anteriormente expuesto procede de considerar ante todo, que mediante de la HR del vapor la succión se controla de manera eficaz, logrando conocer la succión que gobierna el comportamiento del material ψ_{tip} a través de la ley psicrométrica.

Tal y como se observa en los resultados experimentales, aunque el número de datos presentado refleja una tendencia del comportamiento del material, la interpretación en conjunto no es tarea fácil. Con el propósito de alcanzar un mejor entendimiento a nivel macroscópico de los fenómenos que se presentan, en primer lugar fue necesario obtener leyes para líquido y vapor mediante un buen ajuste de dichos resultados,

como se mostró para la resistencia a tracción en la Figura 4.18 (Ecuaciones (4.41) y (4.42) para vapor y líquido, respectivamente) y para la compresibilidad de material en la Figura 4.41 (Ecuación (4.44) en el caso vapor y (4.45) en el líquido).

En la Tabla 4.7, se resumen las leyes previamente descritas de resistencia a tracción y compresibilidad en función de la succión con sus respectivos parámetros, tanto para el caso de control con vapor como a través de la actividad del líquido. Donde la succión impuesta es igual a la que actúa en la punta de la grieta $\psi = \psi_{tip}$ únicamente para el control con vapor, mientras que cuando el material es sumergido en líquido, al ser diferentes se utilizará el término ψ_{app} que posteriormente se corregirá con la eficiencia osmótica χ ; $\sigma_t(0)$ es el valor de resistencia a tracción para $\psi=0$ y m y k son parámetros del modelo de resistencia a tracción. Respecto a la compresibilidad del material, $\underline{\lambda}(0)$ es el valor del índice de compresibilidad para $\psi=0$ y \underline{m} y \underline{k} son parámetros del modelo de compresibilidad.

Tabla 4.7. Parameters of tensile strength and compressibility as a function of total suction for vapor and liquid control

		Vapor (ψ_{tip})	Líquido (ψ_{app})
Ley σ_t		$\underline{\lambda}(\psi_{tip}) = \underline{\lambda}(0) + \frac{m\psi_{tip}}{\underline{k} + \psi_{tip}}$	$\underline{\lambda}(\psi_{app}) = \underline{\lambda}(0) + \frac{m\psi_{app}}{\underline{k} + \psi_{app}}$
Resistencia a tracción σ_t	Parámetros	$\sigma_t(0)$	5.90
	σ_t (MPa)	m	10.51
		k	100.29
Ley $\underline{\lambda}$		$\sigma_t(\psi_{tip}) = \sigma_t(0) + \frac{m\psi_{tip}}{\underline{k} + \psi_{tip}}$	$\sigma_t(\psi_{app}) = \sigma_t(0) + \frac{m\psi_{app}}{\underline{k} + \psi_{app}}$
Compresibilidad $\underline{\lambda}$	Parámetros	$\underline{\lambda}(0)$	0.0765
	(MPa)	\underline{m}	0.04
		\underline{k}	34.53

La Figura 4.42 muestra claramente que a igualdad de σ_t o $\underline{\lambda}$ la succión aplicada ψ_{app} (caso líquido) y la que realmente actúa en la punta de la grieta ψ_{tip} (caso vapor) presentan una gran diferencia que se acentúa a medida que se incrementa la ψ y que está relacionada con el factor χ mediante la Ecuación (4.46). Esta expresión funciona correctamente para el ajuste de los datos experimentales, sin embargo tiene el inconveniente de que cuando se trata de agua pura ($\psi_{tip} = \psi_{tapp} = 0$), la eficiencia osmótica resulta indeterminada.

$$\chi = \frac{\psi_{tip}}{\psi_{app}} = \frac{Ln(a_{wtip})}{Ln(a_{wapp})} \quad (4.46)$$

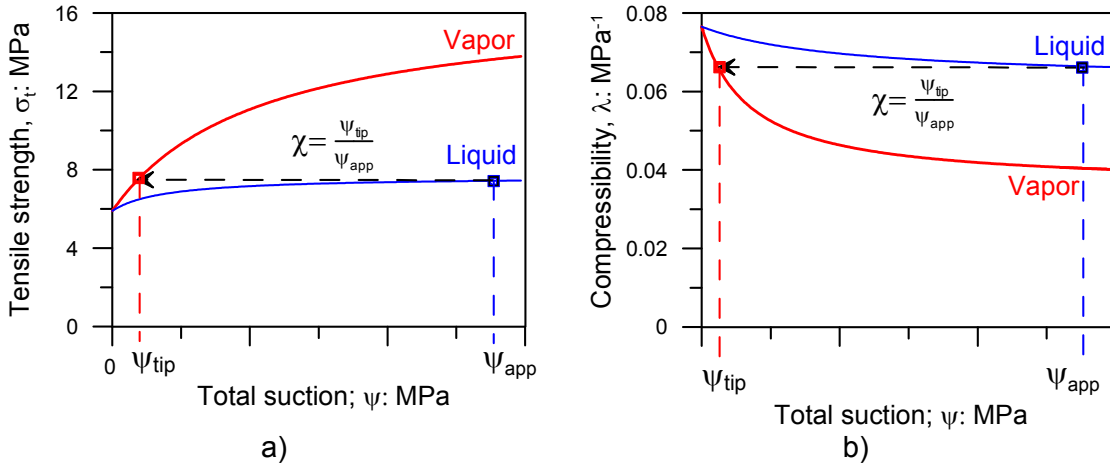


Figura 4.42 Esquema explicativo de la estimación de la eficiencia osmótica en función de la succión para: a) Resistencia a tracción de discos de pizarra. b) Compresibilidad del conjunto de granos de pizarra

De forma similar, a continuación se representa de forma esquemática la obtención de la eficiencia osmótica para σ_t o λ en función de la actividad del líquido:

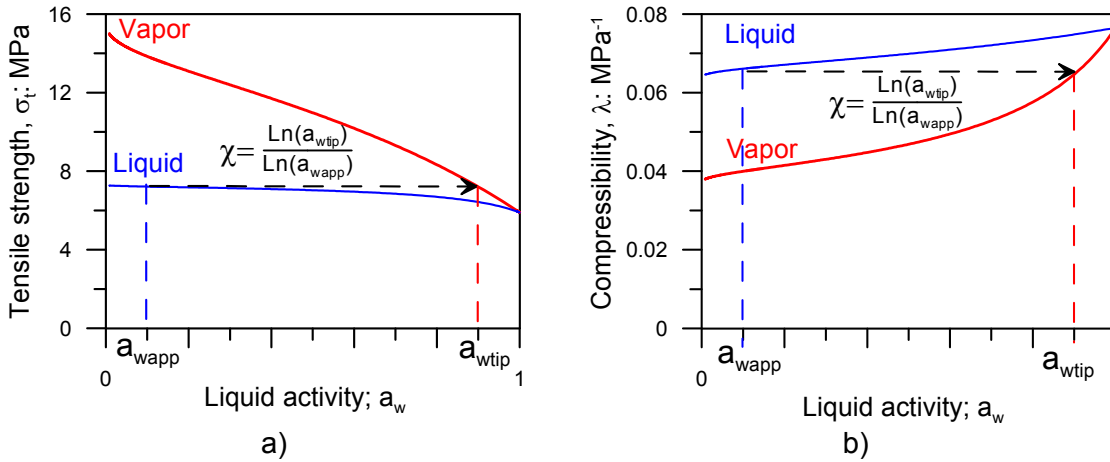


Figura 4.43 Esquema explicativo de la estimación de la eficiencia osmótica en función de la actividad del líquido para: a) Resistencia a tracción de discos de pizarra. b) Compresibilidad del conjunto de granos de pizarra

Tomando en cuenta que en los experimentos únicamente se conoce la succión total o la actividad del líquido que se está aplicando (a_{wapp}), es necesario plantear la eficiencia osmótica respecto a ambas variables con el objeto de predecir la succión o actividad del líquido que verdaderamente está actuando en la punta de la grieta (a_{wtip}) y por ende, gobernando el comportamiento del material.

Para lograr el objetivo propuesto, es necesario predecir qué valores de succión se deben tener en los ensayos equilibrados con líquido, para alcanzar las σ_t y los índices λ reales de laboratorio (equilibrados con vapor), con las leyes utilizadas. Es decir, minimizar el error entre los valores experimentales y teóricos, haciendo variar la succión corregida, que es la que realmente actúa en la punta de la grieta, ψ_{tip} .

Seguidamente, para cada valor de succión corregida ψ_{tip} , se calcula la eficiencia osmótica según la expresión (4.46). Dicha eficiencia χ representa el factor mediante el cual se obtendrá la succión real en el *tip* (ψ_{tip}) equivalente a la que se está imponiendo como condición de borde (ψ_{app}), como sugiere el esquema de la Figura 4.42 que describe gráficamente el procedimiento a seguir para obtener la ψ_{tip} (curva de vapor) a partir de la ψ_{app} (curva del modelo líquido) y el factor de eficiencia χ .

Al llevar a cabo el protocolo expuesto para los ensayos de resistencia a tracción y compresibilidad por separado, se puede observar que el factor de eficiencia osmótica en función de la actividad del líquido o succión no se comporta de la misma manera (Figura 4.44). En ambos casos debe cumplirse que cuando $a_{wapp} \rightarrow 1$, $\chi \rightarrow 1$. Aunque la tendencia general es la misma, la resistencia a tracción del material refleja una transición mucho más suave a medida que se reduce la a_{wapp} que la observada para la compresibilidad, especialmente cuando la concentración de sales es muy baja ($a_{wapp} \approx 1$). Este resultado se justifica si se piensa que a pesar de que la compresibilidad Δ sea una consecuencia de la rotura de partículas, se está comparando un fenómeno de rotura muy local (resistencia a tracción) con un fenómeno más complejo donde además de los distintos tipos de rotura prevalece un promedio de comportamientos del conjunto de partículas que involucra reacomodo, redistribución de tensiones, variación en el número de contactos, etc.

Paralelamente, cabe destacar que la transición de ambas curvas en $a_{wapp} \approx 1$ (Figura 4.44) se debe a la indeterminación en la eficiencia osmótica resultante de la Ecuación (4.46) cuando $\psi_{tip} = \psi_{tapp} = 0$. Por esta razón, las curvas se ilustran de forma diferente: línea continua para $a_w < 1$ y línea discontinua para $a_w = 1$.

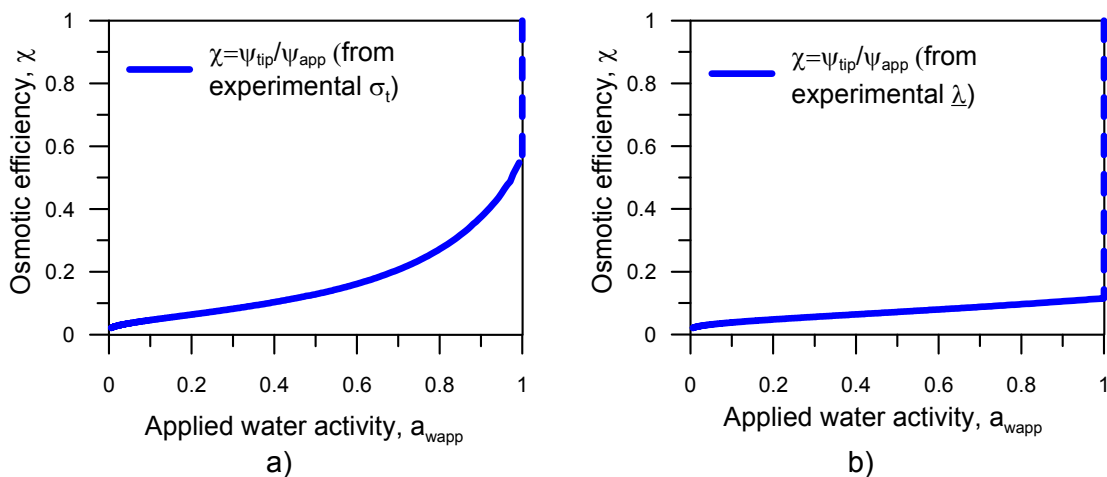


Figura 4.44 Eficiencia osmótica χ obtenida para la resistencia a tracción de discos de pizarra en función de la actividad del líquido aplicada a_{wapp} calculada de datos experimentales de: a) Resistencia a tracción indirecta. b) Compresibilidad edométrica

Con la finalidad de obtener modelos que logren ajustar satisfactoriamente las curvas de eficiencia osmótica en función de la actividad del líquido y de la succión aplicada, se ha recurrido a expresiones donde exista la posibilidad de que pueda cumplirse que cuando $\psi_{app} \rightarrow 0$ entonces $\chi \rightarrow 1$ e igualmente cuando $a_{wapp} \rightarrow 1$, $\chi \rightarrow 1$. De la gran cantidad de modelos que podrían cumplir con estos requisitos, se han escogido los tres que se muestran en la Tabla 4.8, los modelos 1 y 2 en función de la actividad del líquido aplicada y el número 3 dependiente de la succión total aplicada:

Tabla 4.8. Proposed models for osmotic efficiency, χ

Variable independiente	Modelo	Ecuación	Parámetro	σ_t	$\underline{\Delta}$
Actividad del líquido impuesta a_{wapp}	1	$\chi = \left(\frac{a_{wapp} - B}{A - B} \right)^Z$ (4.47)	A	1.25	20
			B	-1.45	-0.14
			Z	5.88	0.75
a_{wapp}	2	$\chi = a_{wapp}^\alpha$ (4.48)	α	6	6
	3		$\chi = \frac{\chi_{max}}{1 + Y \left(\frac{\psi_{app}}{1MPa} \right)^N}$ (4.49)	$\chi_{max} (*)$	1/0.57
	Y	1.13/0.04		9.02/0.01	
	N	0.36/0.99		0.14/0.98	

(*) Se comparan los valores calculados asumiendo como fija una $\chi_{max}=1$ versus aquellos obtenidos dejando en libertad los 3 parámetros del modelo 2

En primer lugar, se realizó el cálculo de los parámetros para los resultados experimentales de resistencia a tracción porque es donde se obtuvo un comportamiento más razonable con una transición más suave en la que, como se ha detallado en la Figura 4.44, se inicia en $\chi=1$ cuando $a_{wapp}=1$ y luego cae según una curva más suave que en el caso de la compresibilidad y por lo tanto, con una trayectoria más fácil de seguir. Los resultados de los 3 modelos propuestos se muestran en la Figura 4.45a y b en función de la a_{wapp} y la ψ_{app} , respectivamente.

Al igual que en la figura anterior, para el ajuste experimental de $\chi = \psi_{tip} / \psi_{app}$, se reflejan ambas curvas de forma diferente: línea continua para $a_w < 1$ y línea discontinua para $a_w = 1$; debido a la indeterminación que surge con χ cuando se trata de agua pura ($a_w = 1$).

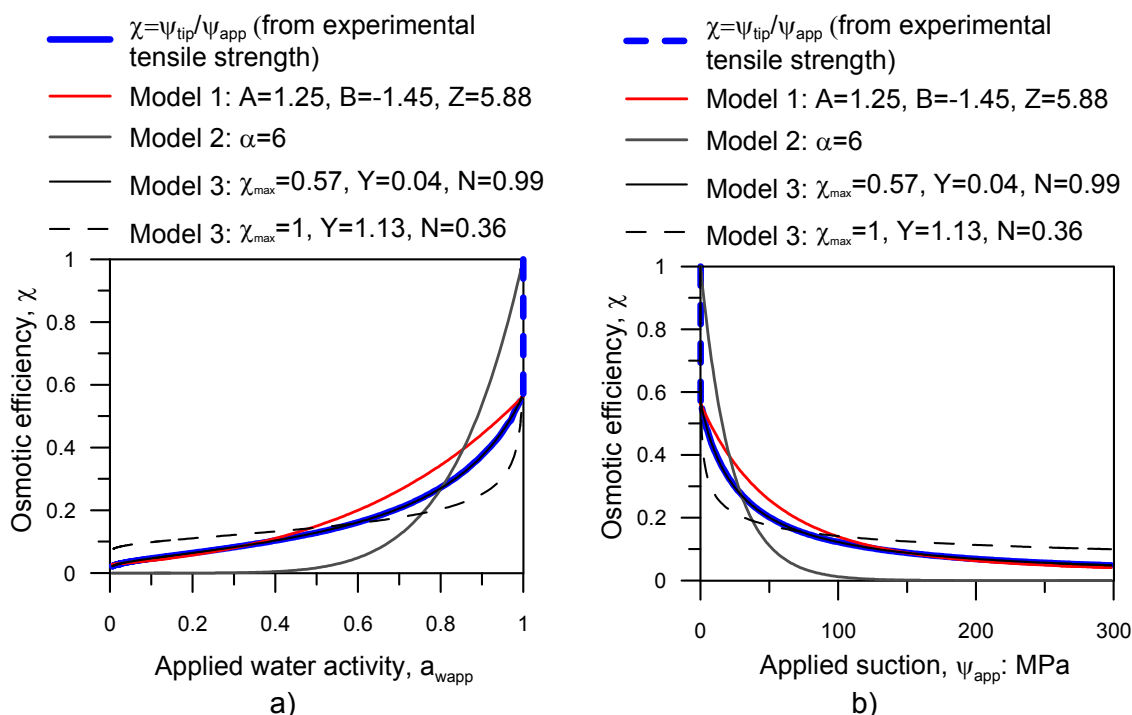


Figura 4.45 Eficiencia osmótica χ obtenida para la resistencia a tracción de discos de pizarra en función de: a) La actividad del líquido a_w . b) La succión aplicada al sistema

El Modelo 1 provee un ajuste razonable de la curva experimental, sin embargo tiene el inconveniente que no logra converger cuando se intenta fijar la condición de $\chi=1$ anteriormente descrita.

El Modelo 2 es el que menos se logra corresponder con la curva experimental debido a que mientras más se quieran ajustar los valores cercanos a $a_{wapp}=1$, mucho más violenta es la caída de la eficiencia y quedan bastante subestimada en general.

El Modelo 3 se ha graficado a manera comparativa con dos ajustes diferentes: uno en el que se ha dado libertad a todos los parámetros, que a pesar de que logra seguir con alta precisión la primera parte de la curva experimental no inicia en eficiencia $\chi=1$ cuando $a_{wapp}=1$ y el otro en el que se ha fijado la $\chi_{max}=1$ donde se considera que se sigue satisfactoriamente la curva experimental, aunque posee una caída un poco más fuerte cuando la a_{wapp} decrece en la zona cercana a $a_{wapp}=1$.

A continuación (Figura 4.46) se ilustran las 3 expresiones descritas ajustadas a la curva experimental del factor de eficiencia proveniente de los datos experimentales de la compresibilidad del material. Aunque la tendencia experimental en este caso es más complicada de reproducir, se refleja que la manera en que comparativamente logran ajustarse es similar a lo interpretado para la resistencia a tracción. Es decir, el Modelo 1 muestra un ajuste razonable aunque no se alcanza la condición para $\chi=1$. El Modelo 3 reproduce muy bien la curva de laboratorio si se fija $\chi=1$ y la sigue satisfactoriamente cuando se liberan todos los parámetros de la ecuación, aunque no cumple con la condición de $\chi=1$ cuando $a_{wapp}=1$. En cuanto al Modelo 2, se observa una sobreestimación de la eficiencia osmótica para $a_{wapp}>0.7$ que se incrementa con el crecimiento de la a_{wapp} aunque logra cerrar en (1,1); por esta razón, no se considera una correspondencia satisfactoria.

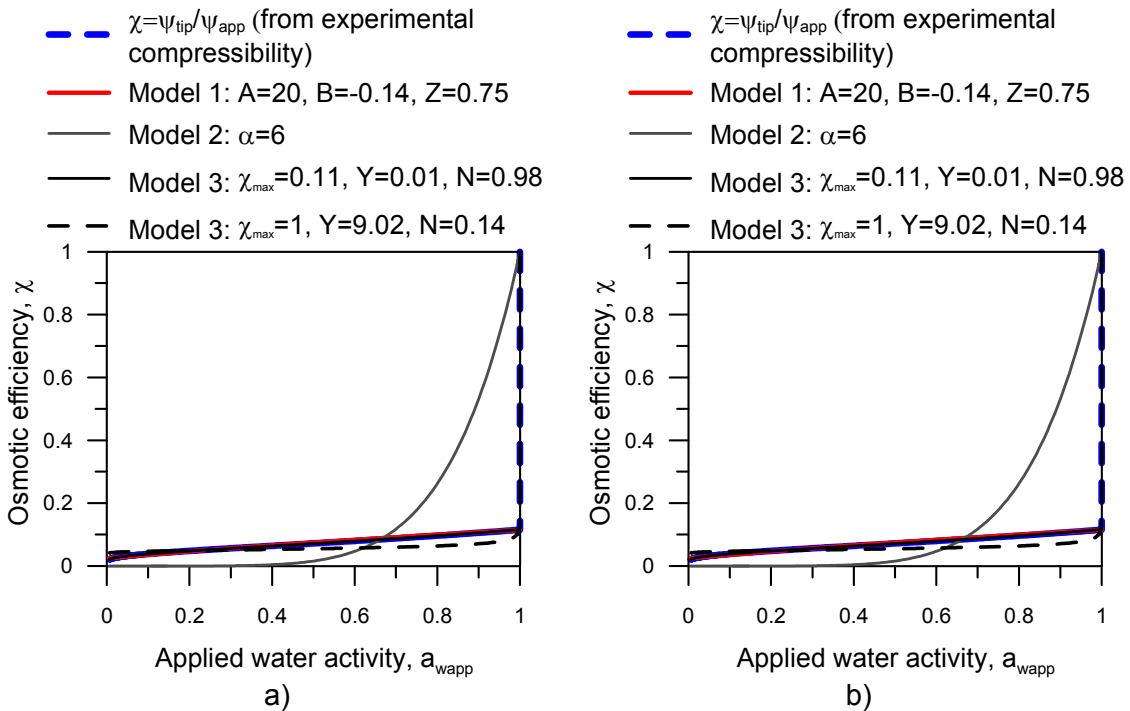


Figura 4.46 Eficiencia osmótica χ obtenida para la compresibilidad del conjunto de granos de pizarra en función de: a) La actividad del líquido a_w . b) La succión aplicada al sistema

Según la evaluación de los 3 modelos propuestos, se considera que la mejor opción para el cálculo de la eficiencia osmótica en función de la succión total aplicada tanto para resistencia a tracción como para compresibilidad, es el Modelo 3.

Mediante el uso de χ como factor de corrección de la succión o actividad del líquido aplicada, las leyes de la Tabla 4.7 pueden reescribirse de manera generalizada para calcular la resistencia a tracción y la compresibilidad en función de la succión que realmente domina el sistema como:

$$\sigma_t = \sigma_t(0) + \frac{m\psi_{tip}}{k + \psi_{tip}} = \sigma_t(0) + \frac{m\chi\psi_{app}}{k + \chi\psi_{app}} \quad (4.50)$$

$$\underline{\lambda} = \underline{\lambda}(0) + \frac{m\psi_{tip}}{k + \psi_{tip}} = \underline{\lambda}(0) + \frac{m\chi\psi_{app}}{k + \chi\psi_{app}} \quad (4.51)$$

La Figura 4.47a muestra σ_t en función de ψ_{tip} , como la succión aplicada ψ_{app} reducida con la eficiencia osmótica, utilizando la Ecuación (4.50). Paralelamente, en la Figura 4.47b se presenta igualmente la unificación de los valores de succión total corregidos, haciéndolos depender del índice de compresibilidad $\underline{\lambda}$, según la Ecuación (4.51).

Como se puede observar, la eficiencia osmótica entendida como función de la actividad del líquido o de la succión total aplicada, es bastante potente como factor de corrección del control de succión mediante la inmersión en líquido, debido a que consigue unificar de manera satisfactoria, los resultados obtenidos tanto a nivel de partícula, como fenomenológico.

Finalmente, los Modelos 1 y 3 propuestos logran realizar una equivalencia bastante real entre la succión total aplicada mediante líquido (transformándola a la succión que realmente actúa en la punta de la grieta, $\psi_{tip} = \chi \psi_{app}$) y la que se aplica con equilibrio de vapor, que es la que se considera verdadera, donde $\psi_{tip} = \chi \psi_{app}$.

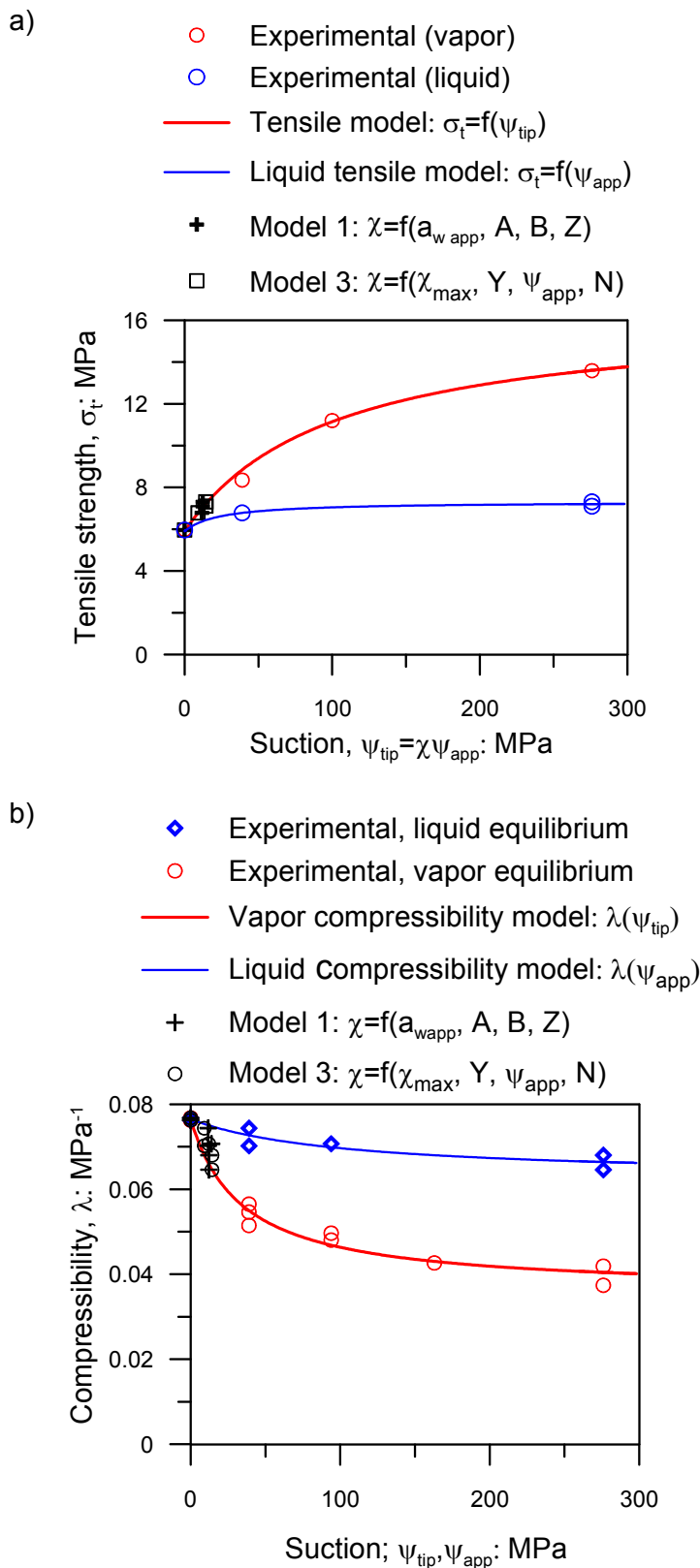


Figura 4.47 Unificación de la succión calculada en el *tip*, como herramienta para la obtención de una ley única de: a) Resistencia a tracción. b) Índice de compresibilidad λ para todos los tamaños estudiados

4.5 Conclusiones

Se definió el control de succión mediante la actividad del líquido dentro del marco experimental y conceptual, como una alternativa al control a través de la humedad relativa del vapor en ensayos hidro-mecánicos aplicados a escolleras. Para ello en primer lugar se plantearon comparativamente distintas maneras de llevar a cabo el proceso de humedecimiento en este tipo de material por vía experimental:

- A través de la previamente conocida HR del vapor, en donde la solución salina no se encuentra en contacto con la muestra y la relación entre el vapor de agua generado y la presión de vapor máxima saturante es la que controla la succión total; por lo que a la muestra únicamente entra en contacto con ese vapor que puede condensarse en las grietas de la partícula y formar meniscos con curvatura. En este caso, se asume que es más una succión de tipo matricial la que gobierna el comportamiento mecánico debido a la ausencia de solutos.
- A través de la actividad del líquido, que consiste en sumergir la muestra en una solución salina de actividad conocida, donde sí existe un contacto directo entre los componentes del líquido (agua más solutos) y el medio sólido. En este caso de saturación completa, se espera que no existan meniscos entre las grietas y las partículas. Los procesos están regulados por la succión osmótica, entendida como la actividad del líquido, que a su vez se puede expresar en función de la concentración de la solución. Este procedimiento puede realizarse desde un estado inicial seco del material o mediante el reemplazo del fluido de poros, y de esta manera modificar la succión dentro del marco de la actividad del líquido utilizada.

Se llevó a cabo una campaña de ensayos a nivel de partícula (resistencia a tracción indirecta) y a nivel fenomenológico (evaluación de la compresibilidad en edómetros) con el objeto de caracterizar y comparar la influencia de la HR del vapor y la actividad del líquido en el comportamiento hidro-mecánico de la pizarra seleccionada. Tanto en el plano de partícula como en el de conjunto de granos, los resultados arrojaron tendencias similares: bajo igualdad de succión total las muestras sumergidas en líquido presentan mayor daño que las que se creían “su equivalente” equilibradas con vapor; con una diferencia más marcada a medida que la succión total impuesta aumenta; existiendo un punto de convergencia en ausencia de solutos ($a_w=1$, HR=100%). Resultando que las leyes de resistencia a tracción y compresibilidad en función de la succión impuesta resultan diferentes, según el método utilizado para controlar la succión.

Por otra parte, entendiendo que la rotura de granos juega un papel primordial en las compresibilidades resultantes en los ensayos fenomenológicos en este tipo de material, se evaluaron los índices de rotura y características granulométricas después de los ensayos en función de la deformación volumétrica acumulada, obteniéndose una tendencia consistente con los comportamientos esperados, ya que se observa una mayor rotura de granos en los ensayos controlados mediante líquido frente a los equilibrados con vapor, para igualdad de succión total impuesta; esto a su vez representa la mayor susceptibilidad a la propagación subcrítica de grietas cuando el material está inmerso en líquido.

De manera conceptual, se comparó el control de succión mediante la actividad del líquido con el de la HR del vapor, sobre la base de los resultados experimentales obtenidos y teniendo en cuenta que el punto de partida de la propagación de la fractura en rocas se inicia en la cercanía de la grieta o *tip*; para ello se realizó una analogía de lo que ocurre en los suelos arcillosos (Bresler, 1973), mediante la cual se explica que durante el control de succión mediante líquido se forma una membrana semipermeable que evita el paso de los cationes hidratados hacia el *tip*, incrementándose la capacidad de filtrar con la concentración de la solución y el espacio entre los cationes presentes. Resumiendo el planteamiento de los fenómenos que ocurren en ambas técnicas de control de succión desde el punto de vista de las zonas susceptibles a la corrosión por incremento de humedad en las partículas de roca, se tiene:

- Control de succión mediante vapor dentro de la grieta de una partícula de roca: No existe diferencia entre la succión total en la punta de la grieta (ψ_{tip}) y la que se aplica (ψ_{app}), de manera que el comportamiento del material bajo las condiciones de control mediante vapor queda regulado por una única succión total: $\psi = \psi_{app} = \psi_{tip}$; que se relaciona con la HR del vapor a través de la ley psicrométrica en condiciones de equilibrio termodinámico, consistente con lo expuesto por (Oldecop and Alonso, 2001, 2004).
- Control de succión mediante líquido dentro de la grieta de una partícula de roca: En vista de que la concentración de soluto utilizada en esta investigación es muy alta, se plantea que la succión aplicada es mayor que la que alcanza la punta de la grieta, y por lo tanto su propagación subcrítica queda gobernada por una actividad del líquido de una solución salina más diluida que la que le fue impuesta. Esto se justifica por medio de la formación de una membrana semipermeable que puede estar actuando como filtro de las sales, entendidas como cationes hidratados. Resultando que la succión reguladora del sistema puede expresarse como $\psi_{tip} = \chi \psi_{app}$, donde χ funciona como un factor de corrección de la succión aplicada denominado eficiencia osmótica para efectos de esta tesis, y ψ_{app} depende de la actividad de líquido impuesta presente en la solución salina de control, la constante universal de los gases, la temperatura y el volumen molar del agua, según la adaptación de la ley psicrométrica.

Se ajustaron leyes de velocidad de propagación subcrítica de grietas en ambientes de vapor y líquido, mediante la reinterpretación de los experimentos del efecto de la HR y a_w en la velocidad de propagación sub-crítica de grietas en rocas y cristales de calcita (Nara et al., 2014, 2011; Rostom et al., 2012), y resultados de ensayos de la influencia de la HR en la tenacidad de fractura en rocas (Nara et al., 2012). Las leyes planteadas evidencian que las fisuras se propagan a una velocidad que depende únicamente de la velocidad de referencia V_0 , el factor de intensidad de tensiones K y la HR o a_w impuesta, según corresponda.

Se desarrolló una expresión constitutiva para la corrección de la succión aplicada cuando se utiliza la actividad del líquido. Esta corrección considera un factor (χ) que afecta a la succión aplicada como condición de contorno (ψ_{app}), parecido al concepto de eficiencia osmótica, y que permite obtener la succión en la zona de *tip* de la fisura $\psi_{tip} = \chi \psi_{app}$. Este factor de corrección (χ) depende de la actividad del líquido impuesta.

Se han presentado diferentes expresiones para (χ) , que han permitido unificar de manera satisfactoria los resultados de resistencia a la tracción en partículas y de compresibilidad ante carga de los edómetros.

Se demostró que la eficiencia osmótica entendida como función de la actividad del líquido o de la succión total aplicada, es bastante potente como factor de corrección del control de succión mediante la inmersión en líquido, debido a que consigue unificar de manera satisfactoria, los resultados obtenidos tanto a nivel de partícula, como fenomenológico.

4.6 Referencias

- Alonso, E.E., Tapias, M., Gili, J., 2012. Scale effects in rockfill behaviour. *Geotechnique Lett.* 2, 155–160. doi:10.1680/geolett.12.00025
- Atkinson, B.K., 1984. Subcritical crack growth in geological materials. *J. Geophys. Res.* 89, 4077–4114.
- Barbour, S.L., Fredlund, D.G., 1989. Mechanisms of osmotic flow and volume change in clay soils. *Can. Geotech. J.* 26, 551–562. doi:10.1139/t89-068
- Berg, C. van den, Bruin, S., 1981. Water activity and its estimation in food systems: Theoretical aspects, in: *Water Activity: Influences on Food Quality*. pp. 2–61.
- Branca, C., Magazù, S., Maisano, G., Migliardo, F., Migliardo, P., Romeo, G., 2002. Hydration study of PEG/water mixtures by quasi elastic light scattering, acoustic and rheological measurements. *J. Phys. Chem. B* 106, 10272–10276.
- Bresler, E., 1973. Anion Exclusion and Coupling Effects in Nonsteady Transport Through Unsaturated Soils: I. Theory. *Soil Sci. Soc. Am. Proc.* 37, 663–669.
- Castellán, G.W., 1987. *Fisicoquímica*.
- Charles, R.J., 1958. Static fatigue of glass. *J. Appl. Phys.* 29, 1549–1560.
- Coussy, O., 1995. *Mechanics of porous continua*. John Wiley Sons Ltd. Chichester.
- Delage, P., Romero, E., Tarantino, A., 2008. Recent developments in the techniques of controlling and measuring suction in unsaturated soils, in: *Keynote Lecture, Proc. 1st Eur. Conf. on Unsaturated Soils*. pp. 3–52.
- Gonçalves, J., 2014. Time-dependent behaviour of rockfill material. Master Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Harris, J.M., 1992. *Poly(ethylene Glycol) Chemistry: Biotechnical and Biomedical Applications*. New York: Plenum Press.
- Horvath, A.L., 1985. *Handbook of aqueous electrolyte solutions*. Halsted Press.
- ISRM, 1978. Suggested methods for determining tensile strength of rock materials. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech* 15.
- Lee, D.M., 1992. The angles of friction of granular fills. PhD Thesis. University of Cambridge, Cambridge, UK.

- Marine, I.W., Fritz, S.J., 1981. Osmotic model to explain anomalous hydraulic heads. *Water Resour. Res.* 17, 73. doi:10.1029/WR017i001p00073
- Marsal, R. J. & Resendiz, D., 1975. *Presas de tierra y enrocamiento*, Limusa, Me. ed.
- Marsal, R.J., 1973. Mechanical properties of rockfill., in: Hirschfeld, R. C. y Poulos, S. J., E. (Ed.), *Embankment Dam Engineering*. John Wiley & Sons, New York, p. 110–200.
- Mc Dowell, G.R., Bolton, M.D., 1998. On the micromechanics of crushable aggregates. *Géotechnique* 48, 667–679.
- Mitchell, J.K., 1993. *Fundamentals of Soil Behaviour*, Second. ed. California.
- Mokni, N., 2011. Deformation and flow driven by osmotic processes in porous materials. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Nara, Y., Morimoto, K., Hiroyoshi, N., Yoneda, T., Kaneko, K., Benson, P.M., 2012. Influence of relative humidity on fracture toughness of rock: Implications for subcritical crack growth. *Int. J. Solids Struct.* 49, 2471–2481.
- Nara, Y., Morimoto, K., Yoneda, T., Hiroyoshi, N., Kaneko, K., 2011. Effects of humidity and temperature on subcritical crack growth in sandstone. *Int. J. Solids Struct.* 48, 1130–1140.
- Nara, Y., Nakabayashi, R., Maruyama, M., Hiroyoshi, N., Yoneda, T., Kaneko, K., 2014. Influences of electrolyte concentration on subcritical crack growth in sandstone in water. *Eng. Geol.* 179, 41–49.
- Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.
- Oldecop, L.A., Alonso, E.E., 2001. A model for rockfill compressibility. *Géotechnique* 51, 127–139.
- Oldecop, L. a, Alonso, E.E., 2013. Rockfill mechanics, in: *Advances in Unsaturated Soils* (B. Caicedo ed.). Taylor & Francis Group, L. (Ed.), 1st Pan-American Conference on Unsaturated Soils. Cartagena de Indias, Colombia., pp. 61–86.
- Oldecop, L., Alonso, E., 2007. Theoretical investigation of the time-dependent behaviour of rockfill. *Géotechnique* 58, 765–769.
- Oldecop, L., Alonso, E., 2004. Testing rockfill under relative humidity control. *ASTM Geotech. Test. J.* 27, 11847.
- Romero, E., 2001. Controlled suction techniques, in: W.Y.Y. Gehling & F.Schaind (Ed.), 4º Simpósio Brasileiro de Solos Naô Saturados. Porto Alegre, Brasil, pp. 535–542.
- Romero, E., 1999. Thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated Boom Clay: an experimental study. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Romero, E., Alonso, E.E., Hueso, O., 2005. Effect of water composition on rockfill compressibility. *Proc. 16th Int. Conf. Soil Mech. Geotech. Eng.* 3, 1913–1916.
- Rostom, F., Røyne, A., Kristian, D., Renard, F., 2012. Effect of fluid salinity on

- subcritical crack propagation in calcite. *Tectonophysics* 583, 68–75.
- Tapias, M., 2016. Particle model for crushable aggregates which included size, time and relative humidity effects. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Tapias, M., Alonso, E.E., Gili, J.A., 2015. A particle model for rockfill behaviour. *Géotechnique* 65, 975–994.
- Turcotte, D.L., 1986. Fractals and fragmentation. *Geophys. Res. – Solid Earth* 91(B2), 1921–1926.
- Tyler, S.W., Wheatcraft, S.W., 1992. Fractal scaling of soil particle-size distribution analysis and limitations. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 56.2, 47–67.
- Zhang, H.-L., Han, S.-J., 1996. Viscosity and Density of Water + Sodium Chloride + Potassium Chloride Solutions at 298 . 15 K. *J. Chem. Eng. Data* 41, 516–520. doi:10.1021/je9501402

5

EFFECTO DEL MÉTODO DE CONTROL DE SUCCIÓN EN LA CINÉTICA DE LAS DEFORMACIONES

Como se ha visto en el capítulo anterior, el material de escollera tipo pizarra, posee gran sensibilidad al ambiente que la rodea, ya sea que se encuentre en un medio controlado mediante vapor o líquido.

Al generarse cambios hidro-mecánicos, como el humedecimiento bajo tensión o humedecimiento más incremento de tensión, ocurre una fragilización del material que da lugar a la rotura de partículas, que es el mecanismo predominante en el desarrollo de sus deformaciones, como ha sido explicado previamente. Además, se ha demostrado que a igualdad de succión total impuesta con líquido o vapor, los resultados de resistencia a tracción y compresibilidad del material son diferentes y se ha aceptado en primer lugar que la *HR* del vapor controla el comportamiento del material a través de la succión total en el momento en que se alcanza el equilibrio termodinámico y que ambas se encuentran relacionadas mediante la ley psicrométrica como fue demostrado por (Oldecop, 2000). Sin embargo, en el caso de inundación mediante líquido la succión aplicada no es la encargada de regular el comportamiento del material, motivado al efecto de la membrana semipermeable detallado en el capítulo anterior, que puede estar filtrando las sales presentes en la solución de control produciendo una diferencia entre las actividades de líquido antes y después de la membrana que origina que la solución que penetra hasta la punta de la grieta sea más diluída, siendo esta nueva actividad del líquido mayor a la aplicada quien gobierne la propagación de grietas en el sistema.

En este capítulo se pretende, estudiar la respuesta de la pizarra de Lechago a nivel fenomenológico y de partícula, mediante técnicas experimentales que permitan manipular la succión total a través del humedecimiento con líquido o vapor; con el objeto de evaluar si la cinética de los procesos de transporte de fluidos (o de penetración del vapor o del líquido en la roca) ejerce un papel importante en la evolución de las deformaciones que se presentan.

5.1 Introducción

5.1.1 Estudios previos

En el capítulo anterior, se han presentado casos experimentales donde se puede observar el desarrollo de deformaciones de colapso bajo tensión en un conjunto de partículas de pizarra sometido a humedecimiento, mediante la inundación con agua pura o el reemplazo de fluido de poros. Adicionalmente, se considera que el estudio de

la rotura de las partículas por separado bajo condiciones similares, posee gran relevancia para lograr el entendimiento de los fenómenos asociados al colapso de este tipo de material. Así como las distintas técnicas de humedecimiento.

No obstante, son pocas las investigaciones que se han desarrollado en este campo, particularmente en referencia al tipo de humedecimiento (vapor o líquido) y a la comparación entre ellos a igualdad de succión total impuesta. En general, los trabajos que hacen referencia a este tema, consisten en humedecimiento mediante agua pura líquida, sin contemplar el efecto del vapor ó la aplicación de succiones mayores que cero.

A nivel fenomenológico, en (Oldecop, 2000) se desarrolló un modelo constitutivo elastoplástico que reproduce el comportamiento de las escolleras en compresión volumétrica unidimensional o isotrópica que incluye el efecto de colapso. Además, se presenta un resumen de modelos matemáticos propuestos por diversos autores para al análisis de deformaciones de colapso en escolleras.

Desde el punto de vista de una partícula aislada, algunos autores (Clements, 1981; Sowers et al., 1965) realizaron ensayos simulando los contactos entre partículas de roca de una escollera. Las pruebas consistieron en llevar a compresión una punta de roca tallada en forma de pirámide o cuña contra una superficie plana de acero o de la misma roca según el esquema de la Figura 5.1a. El ensayo se inicia aplicando una carga a la punta seca, como consecuencia, se desarrollan una serie de roturas diferidas en el tiempo. Transcurridos 120 minutos se inunda la probeta con agua pura manteniendo la carga constante. Esto inicia un nuevo proceso de roturas, mucho más acelerado que el anterior (Figura 5.1b).

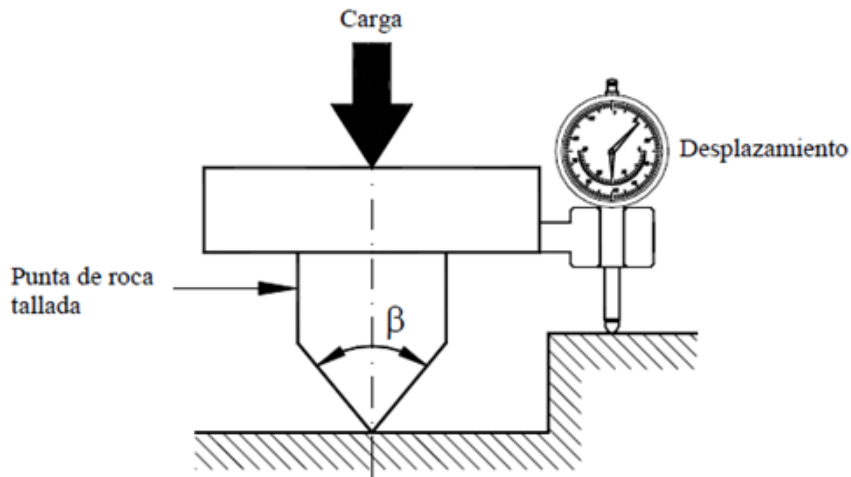
(Sowers et al., 1965) observaron que el agregado de un agente reductor de la tensión superficial produjo mayor rotura del contacto y redujo el tiempo entre la inundación y el inicio de la rotura. (Clements, 1981) evaluó la influencia de ángulo de contacto en el comportamiento a compresión de puntas piramidales talladas a partir de probetas cilíndricas y también de partículas irregulares, donde se concluyó que la carga de daño depende fuertemente del ángulo de contacto. Además se observó que, bajo una carga constante, ocurren deformaciones diferidas en el tiempo. La velocidad de deformación depende del ángulo de contacto y de la presencia de agua. Valores bajos del ángulo de contacto y la saturación de la probeta produjeron velocidades de deformación mayores.

Aunque sea en forma cualitativa, estos experimentos reflejan la naturaleza del mecanismo de deformación de la escollera y la importancia de la humedad en su comportamiento mecánico.

Cabe destacar la similitud del comportamiento que se muestra en la Figura 5.1b, con el fenómeno de colapso observado los ensayos edométricos del capítulo anterior, específicamente la inundación con agua pura bajo condiciones de HR previa y el reemplazo de fluido de poros; así como asientos de colapso registrados en presas de escollera mencionados en el Capítulo 1. Una vez más se aprecia la vinculación de la rotura de partículas con las deformaciones diferidas observadas en muchas estructuras de escollera y los fenómenos de colapso por cambios de humedad. (Tapias et al., 2015) explican en términos generales, dos tipos de rotura: una rotura

local en los alrededores de los contactos sometidos a altas tensiones y una falla por separación de grano, que típicamente se refiere a la división de una partícula por la mitad. En cualquier caso, como ya se ha visto, la humedad juega un papel fundamental y en este capítulo se busca diferenciar además, entre las velocidades de deformación cuando el material se somete a humedecimiento por líquido o vapor a igualdad de succión total impuesta.

a)



b)

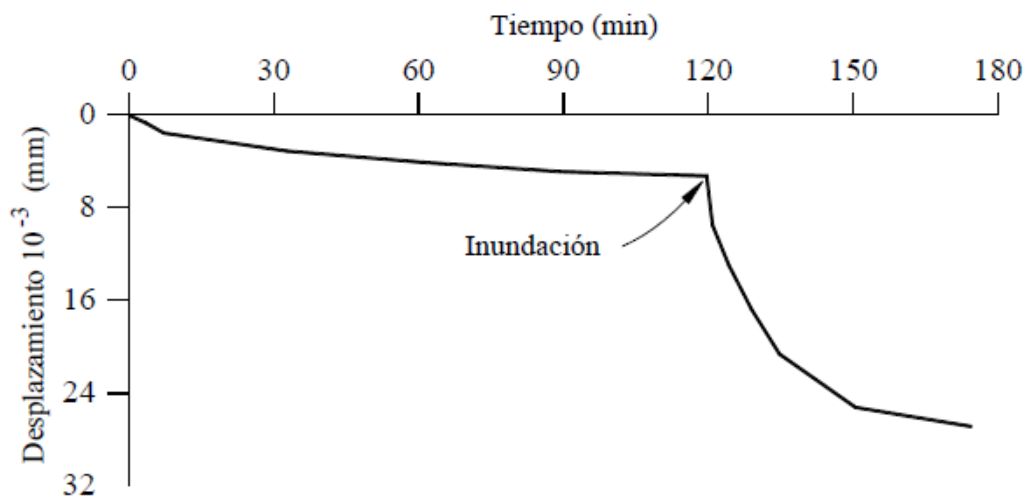


Figura 5.1 Compresión de una punta de roca tallada contra una superficie plana de la misma roca. a) Esquema del ensayo. b) Desplazamiento entre cabezales en función del tiempo (Clements, 1981).

5.2 Efecto de la cinética del humedecimiento mediante líquido y vapor en la velocidad de las deformaciones durante la rotura diametral de discos de pizarra bajo carga constante (Nivel de partícula)

En el Capítulo anterior, se evaluó experimentalmente la resistencia a tracción de discos de roca de la pizarra de Lechago bajo diferentes niveles de succión total equilibrada previamente mediante líquido o vapor; obteniendo como resultado una

resistencia a tracción en función de la succión total impuesta que sigue leyes diferentes dependiendo de la técnica de equilibrio utilizada.

Del análisis teórico de los mecanismos hidro-mecánicos-químicos que ocurren en una grieta de roca y la evaluación experimental anteriormente descrita, se puede resumir que la HR del vapor controla de manera eficiente la succión total, partiendo de la base de que en este caso la succión total impuesta ψ_{app} es igual a la que alcanza el *tip*, ψ_{tip} , y se calcula mediante la ley psicrométrica en el momento que se logra el equilibrio termodinámico. Por otra parte, cuando se realiza el control mediante líquido, la succión total (o actividad del líquido) impuesta como condición de borde, se ve afectada por la membrana semipermeable que filtra el paso de la totalidad de los cationes hidratados hacia la punta de la grieta, generando que la solución responsable de la propagación de la fisura sea más diluida; como no se conoce la actividad del líquido que logra llegar al *tip* a_{wtip} ni por ende la ψ_{tip} se decidió obtenerla mediante un factor de corrección denominado eficiencia osmótica, resultando $\psi_{tip} = \chi \psi_{app}$, donde χ es la eficiencia osmótica y ψ_{app} es la succión total impuesta que depende de la actividad de líquido aplicada, la constante universal de los gases, la temperatura y el volumen molar del agua.

Dentro del contexto de la ley de velocidad de propagación sub-crítica de grietas en conjunto con la dependencia de la tenacidad de la fractura de la roca con la HR o a_w en esta fase de la investigación se pretende profundizar un poco más, a nivel de partícula de roca, en las evoluciones temporales de las deformaciones y la posible influencia de la cinética de los procesos de variación de succión mediante líquido o vapor hasta llegar a la rotura.

5.2.1 Técnicas experimentales

5.2.1.1 Equipo utilizado

El montaje fue puesto en marcha en el equipo utilizado para los ensayos brasileños del Capítulo anterior, con una adaptación necesaria para incluir el control de succión mediante vapor (Figura 5.2a) y mediante líquido (Figura 5.2b). En ambos casos fue necesario añadir una cámara de metacrilato con 2 conexiones para entrada y salida de flujo. La carga fue aplicada por medio de una prensa ELE con control de desplazamiento de 5 Ton de capacidad, adquiriendo medidas de carga y desplazamiento mediante una célula de carga y un LVDT respectivamente.

Para completar el montaje con control de succión por transferencia de vapor, la cámara que aloja la muestra, fue conectada a un circuito cerrado, donde se hace circular el vapor de agua emitido por un envase con la solución salina de control a través de una bomba de aire, según la Figura 5.2a, siguiendo el esquema propuesto por (Oldecop, 2000). La evolución de la humedad relativa en el tiempo son tomadas en la salida de la cámara mediante un higrómetro.

En el caso del humedecimiento a través de líquido (Figura 5.2b), una de las válvulas de la cámara permanece cerrada, mientras que un recipiente con el líquido que controla la succión, se conecta a la otra válvula y se deja fluir, inundando la cámara que contiene la muestra y por último se desconecta parte del tubo de forma que el líquido permanezca a presión atmosférica durante el ensayo.

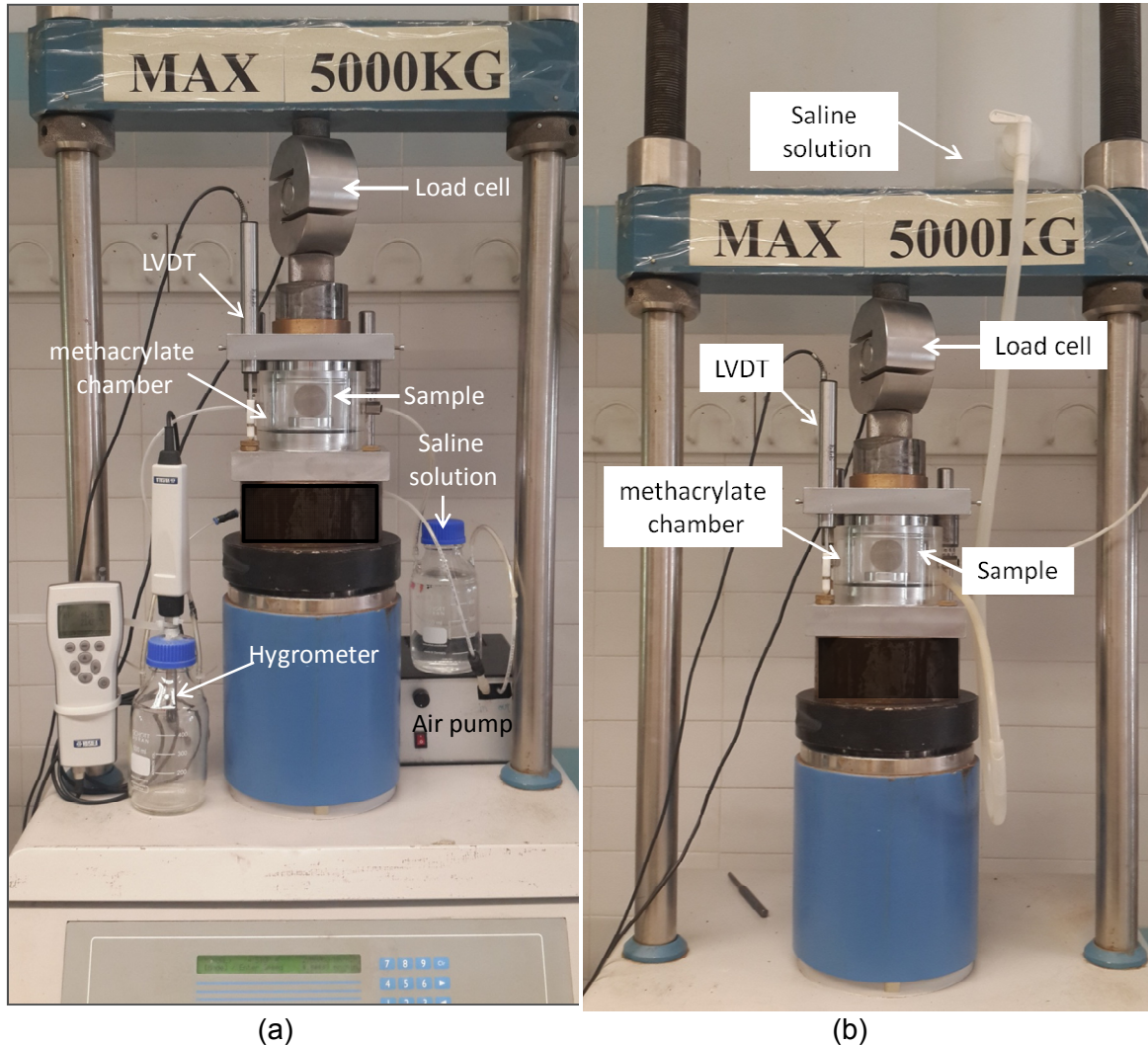


Figura 5.2 Montaje de ensayo de rotura diametral bajo carga constante y humedecimiento mediante: a) Humedad relativa del vapor. b) Inundación con líquido

5.2.1.2 Preparación del material y montaje de las probetas

El material utilizado en esta fase de la investigación sigue siendo la pizarra utilizada para construir la presa de Lechago, cuya caracterización se describe en el Capítulo 2.

Las probetas en forma de disco, corresponden al grupo fabricado para los ensayos brasileños del Capítulo anterior, cumpliendo con la relación espesor/diámetro requerida para este tipo de ensayo, entre 0.2 y 0.75, preferiblemente 0.5, según (ASTM:D3967-95a, 1995). Las dimensiones de las muestras obtenidas fueron de 50 x 25 mm. El procedimiento de fabricación se detalla paso a paso en el Capítulo 2.

5.2.1.3 Metodología seguida en los ensayos

Las condiciones iniciales de las muestras, al igual que en las campañas anteriores, dependen del ambiente del laboratorio donde se dejaron equilibrar durante largo tiempo; siendo el contenido de humedad inicial de aproximadamente $w=0.6\pm 0.1\%$, bajo la HR de laboratorio ($\approx 45\%$) controlada a una temperatura de 22°C .

En la nueva campaña experimental que se propone, la tensión diametral en la muestra se mantiene a un nivel constante, mientras se procede a su humedecimiento a través de líquido o vapor, hasta alcanzar en ambos casos la misma succión total impuesta. En estos experimentos, se ha utilizado como solución de control para imponer como condición de borde únicamente agua pura destilada ($HR=100\%$, $a_w=1$, $\psi_{app}=0$). Mediante las nomenclaturas H_V y H_I se identificarán los ensayos realizados mediante la imposición de vapor y líquido, respectivamente.

Los ensayos de rotura diametral bajo carga constante, se han realizado en 2 etapas principales bajo el siguiente protocolo, según el modo de controlar la succión (vapor o líquido).

5.2.1.3.1 Metodología del ensayo rotura diametral bajo carga constante con humedecimiento mediante vapor (Ensayo H_V)

a) Etapa de carga:

Se procede a cargar diametralmente la muestra en condiciones iniciales, dentro de la cámara de metacrilato. El incremento de carga se realiza a una velocidad de 1 mm/min hasta alcanzar un valor máximo de 500 Kg , donde se supone que el material no sufre daños visibles cuando se encuentra en estado seco. Llegado este punto, se detiene el desplazamiento de la prensa y se mantiene constante durante el resto del ensayo. Durante todo el proceso se adquieren mediciones de carga y desplazamiento.

b) Etapa de humedecimiento mediante transferencia de vapor:

Una vez alcanzada la carga deseada (sin haber producido daños apreciables a la muestra) y manteniendo la prensa sin desplazamiento, se inicia inmediatamente el proceso de humedecimiento por transferencia de vapor según el montaje de la Figura 5.2a, haciendo circular el vapor de agua contenido en el envase mediante la bomba de aire hacia la muestra en un circuito cerrado. En la salida de la cámara se encuentra un higrómetro que registra la evolución de los valores de HR y temperatura.

5.2.1.3.2 Metodología del ensayo de rotura diametral bajo carga constante con humedecimiento mediante líquido (Ensayo H_I)

a) Etapa de carga:

Se procede a cargar diametralmente la muestra exactamente igual a la etapa de carga del humedecimiento mediante vapor, del apartado anterior.

b) Etapa de humedecimiento mediante la inundación con líquido:

Al concluir la primera etapa y fijando desplazamiento nulo entre placas bajo la carga alcanzada, se procede de inmediato al humedecimiento mediante líquido, inundando la cámara donde se encuentra la muestra con la solución que controla la succión (agua pura en este caso) y se mantiene a presión atmosférica.

5.2.2 Resultados obtenidos a nivel de partícula

5.2.2.1 *Resultados a nivel de partícula. Caso vapor*

Para el caso de humedecimiento mediante vapor, los registros de la evolución temporal de la carga y la HR se han representado gráficamente en la Figura 5.3. En la curva de carga respecto al tiempo H_v se observan 3 etapas bien diferenciadas:

- La fase inicial representa la llamada "etapa de carga", durante la cual se ha incrementado la carga a velocidad constante hasta aproximadamente 570 Kg en 30 s. A partir de ese momento se detiene el desplazamiento de la prensa y se mantiene constante. En esta fase, el disco de pizarra no sufre daños apreciables.
- Mientras se mantiene el desplazamiento cero en la prensa, se inicia la transferencia de vapor, imponiendo una HR=100% dentro de la cámara que contiene la muestra. A medida que la HR se incrementa, se registra una relajación de la carga máxima alcanzada. Al final de esta fase, la carga medida fue de 513 Kg en un tiempo total (desde el inicio de la prueba) de 294 min.
- Finalmente ocurre la rotura del material, presentando una caída abrupta de la carga registrada en un instante de tiempo considerado casi inmediato; en el cual se destaca el momento en el que el factor de intensidad de tensiones supera la tenacidad de la roca, que en este caso, ha sido modificada por el incremento de la humedad relativa impuesta.

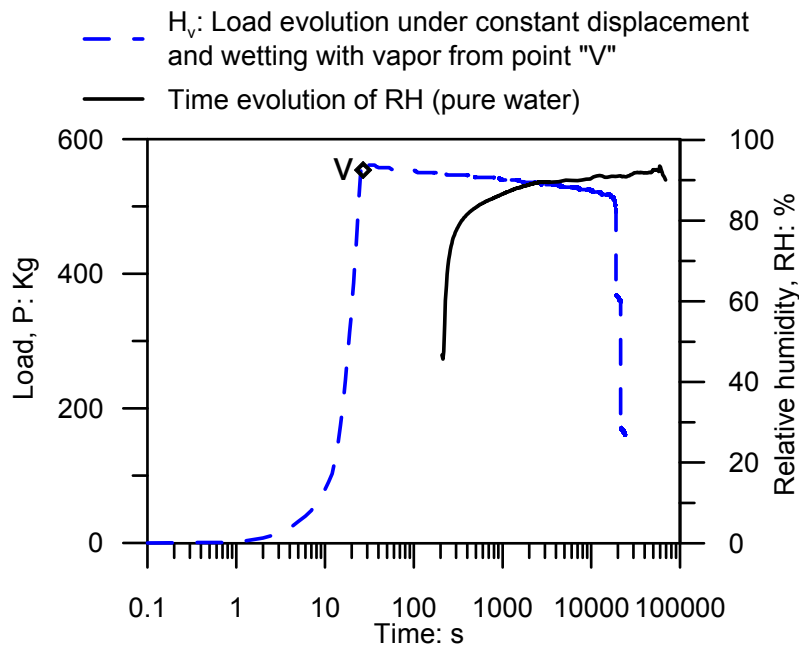


Figura 5.3 Evolución temporal de la carga diametral en un disco de pizarra bajo desplazamiento constante y humedecimiento mediante la humedad relativa del vapor desde el punto "V".

5.2.2.2 Resultados a nivel de partícula. Caso líquido

En cuanto al ensayo con humedecimiento mediante líquido (H_l), los registros de la evolución temporal de la carga y la HR se han representado gráficamente en la Figura 5.4 en contraste con los resultados de humedecimiento con vapor. En la curva de carga respecto al tiempo H_l , al igual que en el ensayo H_v , se diferencian 3 etapas:

- La fase inicial representa la llamada "etapa de carga", durante la cual se ha incrementado la carga a velocidad constante hasta aproximadamente 560 Kg en 25 s. A partir de ese momento se detiene el desplazamiento de la prensa y se mantiene constante. Se observa que las curvas obtenidas para líquido y vapor siguen un camino muy similar, hasta alcanzar una carga aproximadamente igual. En esta fase, no se aprecian daños visibles en la muestra.

- Manteniendo el desplazamiento cero en la prensa, se inicia la inundación con agua pura, imponiendo una $a_w=1$ dentro de la cámara que contiene la muestra. A medida que el líquido penetra en el disco de pizarra, se registra una relajación de la carga máxima alcanzada. Es interesante destacar que la carga disminuye a una velocidad mayor que la del vapor, hasta llegar a un valor de 444 Kg en un tiempo total (desde el inicio de la prueba) de 59 min, incrementándose la velocidad de propagación de grietas a medida que el agua líquida penetra en el material bajo una carga diametral constante.

- En la última etapa, la muestra falla, presentando una caída violenta de la carga de forma inmediata. Se ha podido detectar el momento en el que el factor de intensidad de tensiones supera la tenacidad de la roca, que en este caso ha sido modificada al

entrar en contacto con el agua pura. Adicionalmente, se observa que la muestra rompe bajo un valor final de carga menor que el resultante para el caso del vapor.

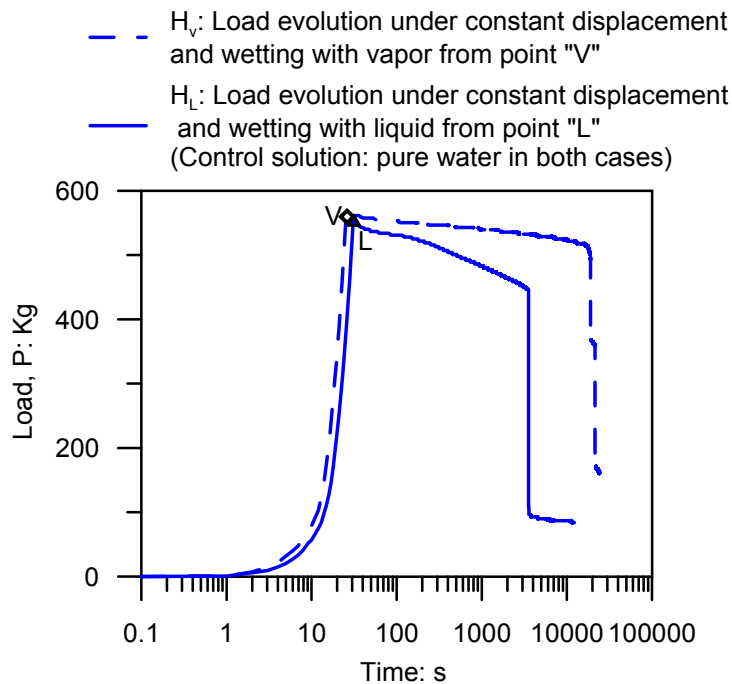


Figura 5.4 Comparación de la evolución temporal de la carga diametral en un disco de pizarra bajo humedecimiento mediante vapor y líquido y desplazamiento constante desde los puntos "V" y "L", respectivamente

5.2.3 Importancia de la cinética de los procesos de cambio de succión en la resistencia a tracción

Con los experimentos realizados, ha quedado demostrada la intervención de la cinética de los procesos de aplicación de succión en la velocidad de propagación de grietas, siendo la acción del líquido mucho más rápida, y por lo tanto, más agresiva que la del vapor (Figura 5.4). Por esta razón, en el material inundado con agua pura, se obtuvo una tasa mayor de disminución de la carga respecto al tiempo, que la registrada para la muestra humedecida mediante vapor.

Se sabe que la ley original para la velocidad de propagación de fisuras funciona, sin embargo, se esperaría según las teorías previas que consideran la tenacidad de la roca constante, que tanto en vapor como en líquido las grietas propaguen a igual velocidad. Por el contrario, en este apartado se han estudiado de cerca las evoluciones temporales, resultando diferentes en cada caso, debido a dos factores principales: en primer lugar, dichas fisuras se propagan a una velocidad que está en función de la tenacidad de fractura de la roca, que a su vez depende de la HR o a_w ; como se explicó a través de los experimentos de (Nara et al., 2012) en el Capítulo anterior. En segundo lugar, la cinética de los procesos de penetración del líquido y del vapor en la partícula, intervienen activamente en la velocidad del daño que ésta sufre.

La existencia de la diferencia entre los caminos de propagación de grietas (líquido / vapor), dan lugar a la idea de que introducir líquido en el contorno de la muestra intentando penetrar en el interior de la partícula, requiere un tiempo mucho menor que cuando se trata de vapor.

La complicación surge al tratar de dar una explicación al hecho de que los valores finales a los que se reduce la carga antes de fallar, no sean los mismos. El detalle principal consiste en que la posición de las grietas es otra de las variables que juega un papel importante, y a pesar de que se ha intentado trabajar con unos discos de pizarra muy similares y sin roturas; existen micro-fisuras que condicionan la falla y en algunos casos estarán expuestas a nivel más superficial y no habrá necesidad de que el líquido o el vapor penetren por completo en la muestra, para ocasionar grandes daños, disparando su propagación.

5.3 Efecto de la cinética de los procesos de humedecimiento a través de líquido y vapor sobre un conjunto de partículas de escollera sometidas a ensayos edométricos (Nivel fenomenológico)

5.3.1 Técnicas experimentales

5.3.1.1 *Equipo utilizado*

Se ha llevado a cabo una campaña de ensayos edométricos en una celda de 150 mm de diámetro, según lo explicado en el Capítulo 2. En la Figura 5.5 se detalla el montaje experimental para la aplicación de succión mediante la humedad relativa del vapor, que consta de: la célula edométrica con el controlador de presión eléctrico y el transductor de desplazamiento, los elementos utilizados para la transferencia de vapor (bomba de aire, solución salina o agua pura e higrómetro para la medición de la HR del vapor) y el sistema de adquisición de datos junto al ordenador que contiene el programa diseñado para controlar el ensayo y guardar los registros de las mediciones en el tiempo.

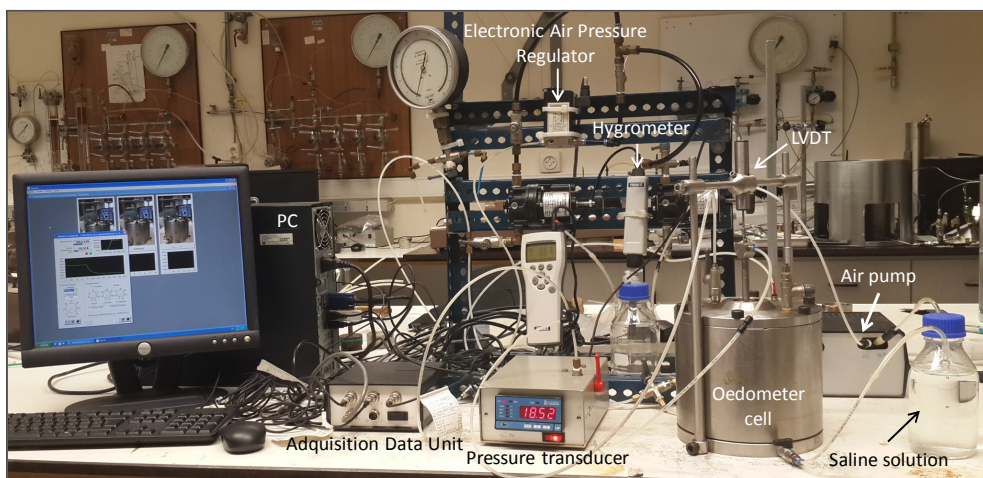


Figura 5.5 Montaje de ensayo edométrico con succión controlada mediante la HR del vapor

Paralelamente en la Figura 5.6 se presenta el montaje similar al anterior; la única diferencia radica en que la aplicación de la succión en este caso se realiza a través de la actividad del líquido, por lo que se muestra el envase de solución salina o agua pura, con la que se inunda la muestra desde la base de la celda edométrica.

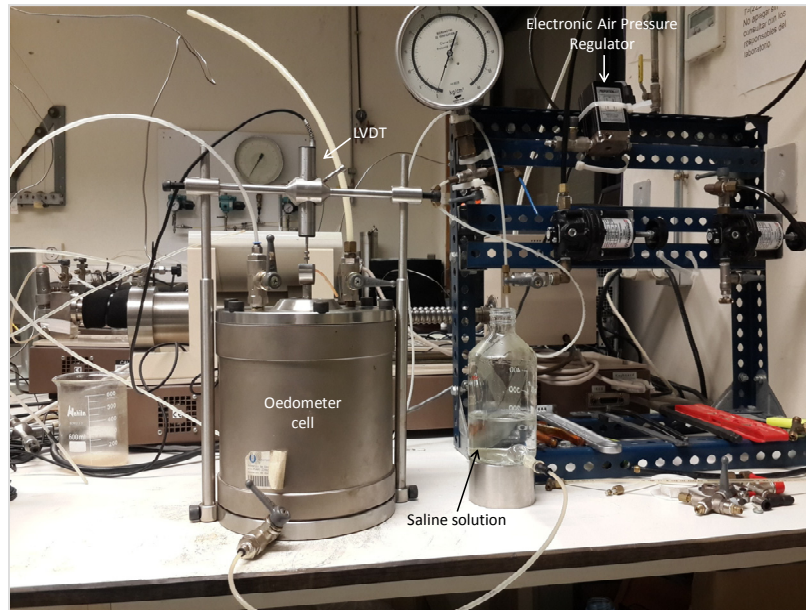


Figura 5.6 Montaje de ensayo edométrico con succión controlada mediante la actividad del líquido

5.3.1.2 Preparación del material y montaje de las probetas

El material dispuesto para esta fase de la investigación se trata de la pizarra de Lechago estudiada a lo largo de toda la tesis.

Las probetas fueron fabricadas con la distribución granulométrica de menor tamaño máximo empleada en las pruebas edométricas anteriores, es decir, $d_{\max}=8$ mm (Figura 5.7).

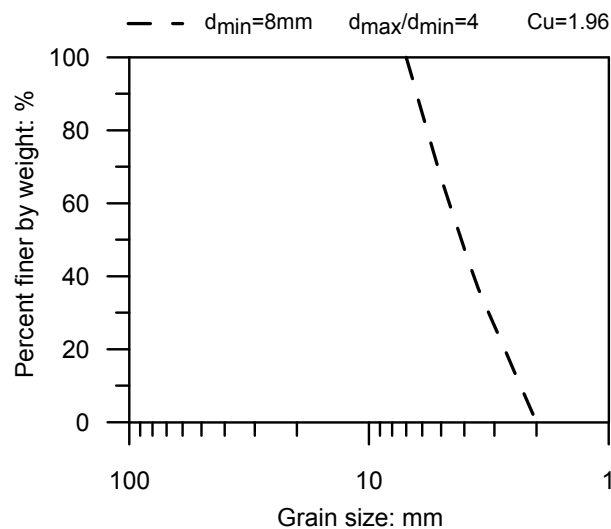


Figura 5.7 Distribución granulométrica inicial

La pizarra triturada fue compactada estáticamente en dos capas dentro de la célula edométrica, con la ayuda de un martillo Marshall.

La energía de compactación aplicada fue aproximadamente la del ensayo Proctor Estándar (584.3 kJ/m³). El índice de poros resultante fue $e_0=0.70\pm 0.03$.

El contenido de humedad inicial para todas las muestras es aproximadamente $w=0.6\pm 0.1\%$ en equilibrio con la humedad relativa presente en condiciones de laboratorio en esa época del año ($\approx 45\%$).

En este programa de ensayos edométricos se ha empleado una solución de LiCl con una concentración de 35 g LiCl / 100 gH₂O, para aplicar como condición de borde una succión total de 93 MPa (HR=50%, $a_w=0.5$).

5.3.1.3 Trayectorias seguidas en los ensayos

Los ensayos edométricos de este programa experimental constan de dos trayectorias, cuyo objetivo es observar el comportamiento del material mientras se modifica la succión total en vías de alcanzar el equilibrio termodinámico. Por lo tanto, son ensayos "no equilibrados" y serán identificados como NE.

La primera trayectoria (NE₁) consiste en un incremento de carga, seguida de una imposición de succión mediante vapor (NE_{1v}) o líquido (NE_{1l}) bajo carga constante (Figura 5.8).

Mientras que en la segunda trayectoria (NE₂), se realiza simultáneamente un incremento de carga y una aplicación de succión mediante vapor (NE_{2v}) o líquido (NE_{2l}) (Figura 5.9).

5.3.1.3.1 Trayectoria de los ensayos NE₁

A continuación se detallan las 2 etapas del ensayo NE₁:

a) Pre-carga: El camino seguido en el espacio tensión - succión para los ensayos NE_{1v} y NE_{1l} consiste en la aplicación de una tensión inicial en un solo escalón de 0.5 MPa, que corresponde al segmento OA de la Figura 5.8; bajo las condiciones de HR iniciales de la muestra (HR $\approx 45\%$). El material se mantuvo con esta tensión durante 24 h.

b) Variación simultánea de carga y succión mediante vapor (NE_{1v}) o líquido (NE_{1l}): En esta fase se procede al incremento de la tensión vertical hasta 2.0 MPa en aproximadamente 8 min, con una rampa de 4 kPa/s. Paralelamente, se disminuye la succión total, imponiendo una humedad relativa del vapor del 50% en el caso del ensayo NE_{1v} o inundando el material con una solución salina de $a_w=0.5$ para la trayectoria NE_{1l} (Segmento AB de la Figura 5.8). En ambos ensayos la succión total impuesta como condición de borde es de 93 MPa; sin embargo, se requiere un tiempo de equilibrado para que tanto el vapor como el líquido penetren en la muestra. Por esta razón, no se puede afirmar que estas probetas se encuentren en equilibrio termodinámico con su entorno.

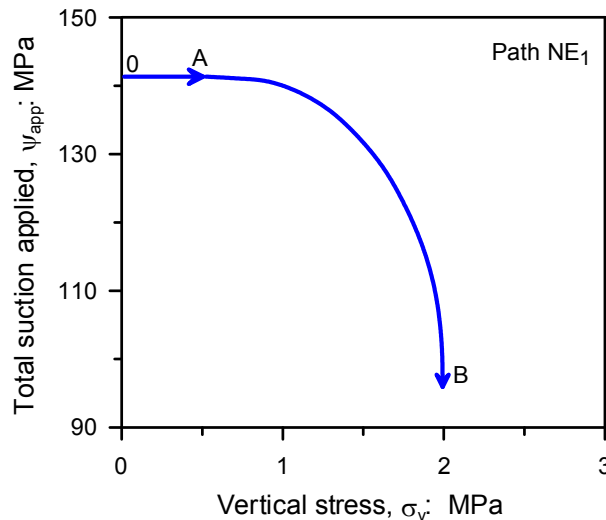


Figura 5.8 Trayectoria de ensayo edométrico NE_1 con humedecimiento mediante vapor y líquido hasta $\psi=97$ MPa, con incremento de carga simultáneo hasta 2MPa

5.3.1.3.2 Trayectoria de los ensayos NE_2

Estos ensayos edométricos, vienen a representar una simulación de los ensayos de rotura diametral a nivel de partícula, identificados como H_l y H_v , con la diferencia que la imposición de succión total no se realiza con agua pura, sino con una solución salina que aplica como condición de borde una $\psi_{app}=93$ MPa. Su trayectoria comprende 3 etapas:

a) Pre-carga: Al igual que en los experimentos NE_1 , para las trayectorias NE_{2v} y NE_{2l} , se aplica un escalón de tensión inicial de 0.5 MPa y se mantiene durante 24 h bajo las condiciones de HR iniciales de la muestra ($HR \approx 45\%$), como se observa en el segmento OA de la Figura 5.9.

b) Incremento de la tensión vertical: En esta etapa se procede al incremento de la tensión vertical de 0.5 MPa hasta 2.0 MPa en aproximadamente 8 min, con una rampa de 4 kPa/s, bajo succión total constante (condiciones iniciales), como se puede observar en el segmento AB de la Figura 5.9. Esta fase tiene una duración aproximada de 1 h.

c) Variación de succión mediante vapor (NE_{2v}) o líquido (NE_{2l}): La etapa final corresponde al segmento BC de la Figura 5.9, donde se procede a la disminución de la succión total bajo tensión vertical constante (2.0 MPa), imponiendo una humedad relativa del vapor del 50% en el caso del ensayo NE_{2v} o inundando el material con una solución salina de $a_{wapp}=0.5$ para la trayectoria NE_{2l} . Al igual que en las trayectorias NE_1 , no se debe afirmar que estas probetas se encuentren en equilibrio termodinámico con su entorno, hasta pasado mucho tiempo.

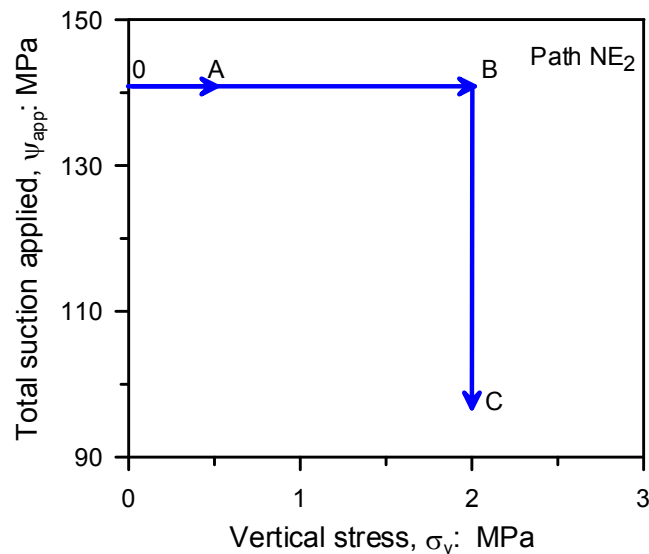


Figura 5.9 Trayectoria de ensayo edométrico NE_2 con humedecimiento mediante vapor y líquido imponiendo como condición de borde una $\psi_{app}=93$ MPa, bajo carga constante de 2 MPa (Simulación de ensayo de rotura diametral bajo carga constante y humedecimiento, H_v y H_l)

5.3.2 Resultados de ensayos de la cinética de los procesos de humedecimiento a nivel fenomenológico

5.3.2.1 Ensayos edométricos de incremento de tensión simultáneo a la disminución de succión (NE_1)

Los resultados de los ensayos tipo NE_1 se han representado en la Figura 5.10, donde se puede observar que el aumento de las deformaciones en el tiempo se produce a una velocidad mucho mayor en la muestra donde la succión fue aplicada con líquido (NE_{1l}) que donde fue aplicada mediante vapor (NE_{1v}) (Figura 5.10a); en consistencia con las pruebas de rotura bajo carga a nivel de partícula (Figura 5.4).

Las deformaciones obtenidas al final de cada ensayo difieren entre ellas en un 5.1 %. Éstas representan la sumatoria del reacomodo y rotura de partículas debido a la acción mecánica más la causada por la disminución de la succión total. En todo caso, merece la pena recordar el esquema explicativo de lo que ocurre en la grieta de roca realizado en el capítulo anterior, donde se concluyó que aunque la succión total impuesta por ambos métodos es la misma, la que produce la propagación de grietas en el caso del líquido se ve reducida por la eficiencia osmótica de la membrana semipermeable que filtra el paso de los cationes hidratados hacia el *tip* (Capítulo 4). No obstante, en esta fase experimental, el material es sometido a un humedecimiento progresivo en el que no puede afirmarse que el sistema se encuentre en equilibrio termodinámico y aparentemente los fenómenos se ven afectados por la velocidad a la que ocurre cada proceso.

El aumento de la tensión vertical, que se llevó a cabo con un regulador de presión eléctrico, sigue exactamente la misma evolución temporal en ambos casos, como se

muestra en la Figura 5.10b; de manera que las dos probetas se encuentran a un nivel tensional equivalente, a lo largo del tiempo en cada ensayo.

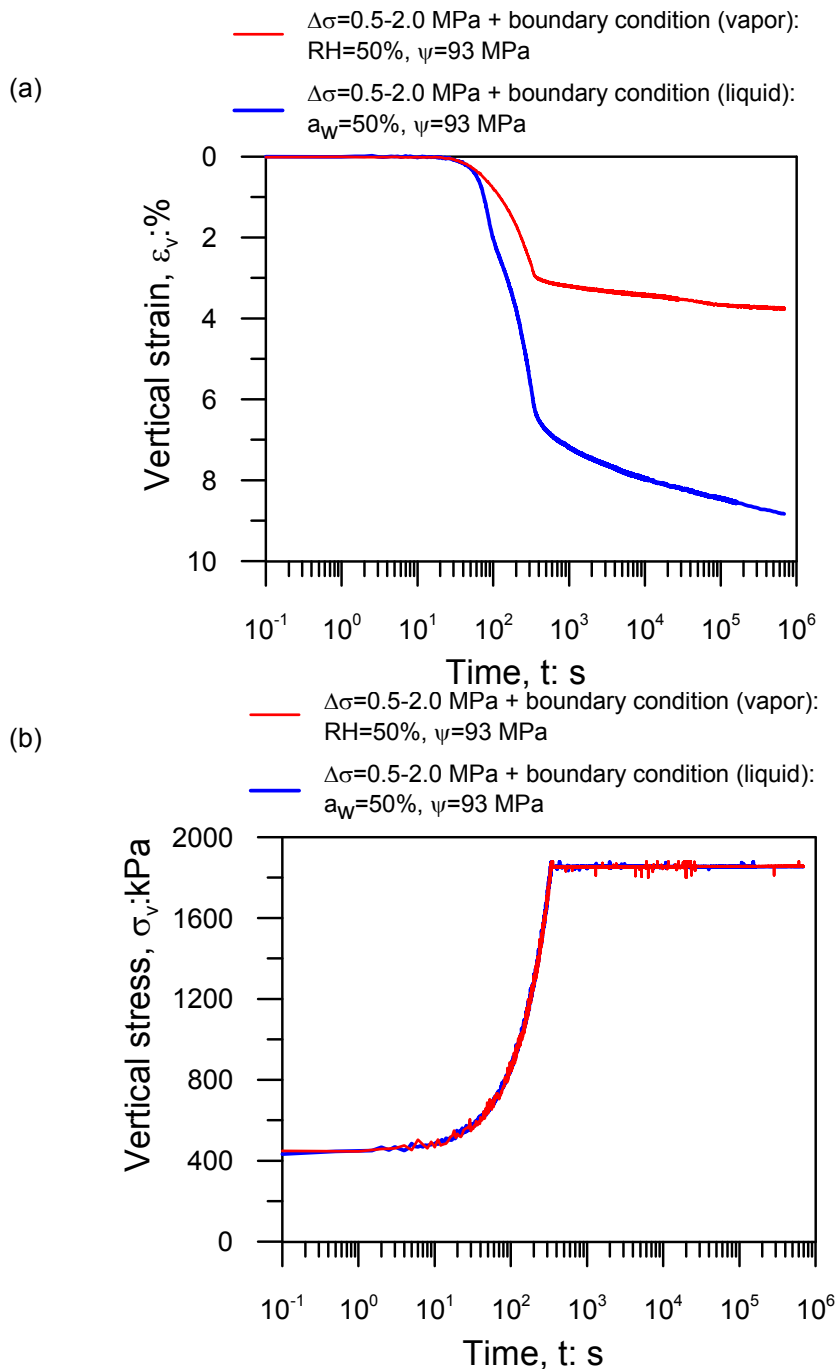


Figura 5.10 Resultados del ensayo NE_1 . a) Evolución temporal de la deformación en la etapa de variación simultánea de tensión y succión mediante vapor (NE_{1v}) y líquido (NE_{1l}). b) Registro de la tensión vertical respecto al tiempo para ambos ensayos

5.3.2.2 Ensayos edométricos de humedecimiento bajo carga constante (NE_2). Simulación de pruebas de rotura diametral bajo carga constante (Hl y Hv)

Las evoluciones temporales de la deformación vertical obtenidas en los ensayos tipo NE_2 , se han graficado en la Figura 5.11; donde cabe resaltar, la gran rapidez con la

que se deforma el material cuando ha sido inundado con un líquido de $a_{wapp}=0.5$ (NE_{2l}) bajo una tensión constante de 2.0 MPa, respecto a la probeta que fue objeto de transferencia de vapor con una HR impuesta como condición de borde de 50% (NE_{2v}) bajo la misma tensión.

Adicionalmente, el momento en el que comienza el proceso de rotura es mucho antes en el ensayo NE_{2l}, iniciándose el colapso en un tiempo de aproximadamente 6 segundos, mientras que el NE_{2v} las deformaciones se iniciaron a los 500 segundos; por lo que se deduce que es posible que al vapor le cueste más trabajo penetrar y producir la propagación de fisuras que al líquido. Esta observación concuerda con los resultados obtenidos a nivel de partícula para los discos de pizarra a los que se les aplicó succión total nula mediante líquido y vapor. Al final de ambas pruebas se obtuvo un diferencial de deformación entre ellas de 4.9 %; un poco menor que en los ensayos tipo N₁, lo cual es consistente con que la acción mecánica en este caso se reduce, debido a que el material inició su etapa importante de compresión primaria en la etapa anterior a la imposición de la succión.

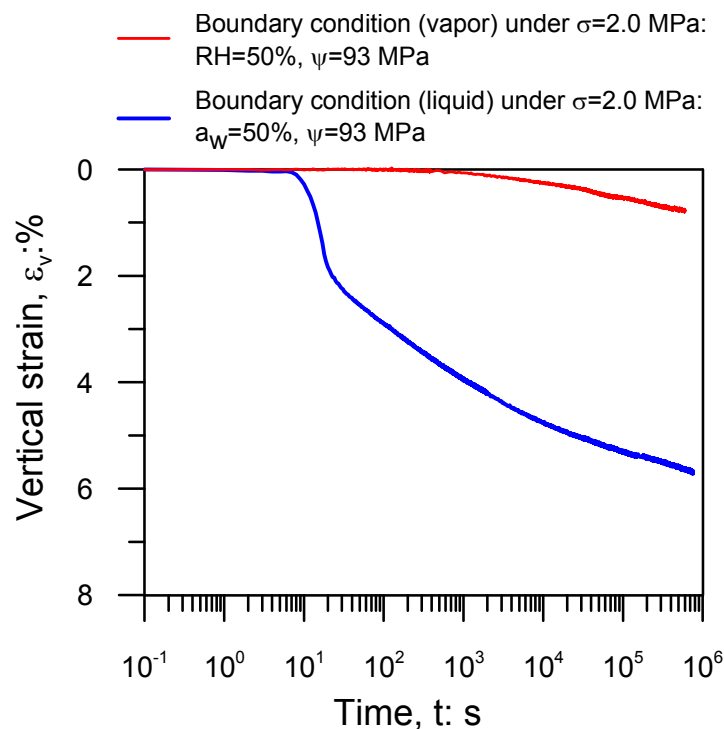


Figura 5.11 Resultados del ensayo NE₂: Evolución temporal de la deformación en la etapa de carga constante de 2.0 MPa y humedecimiento a través de vapor (NE_{2v}) y líquido (NE_{2l})

Por otra parte, la probeta NE_{2l} es la única que se considera que desarrolló una deformación de colapso propiamente dicha, específicamente desde el instante de tiempo igual a 6 segundos, hasta $t = 20$ s; período de tiempo en el cual se registró un incremento de deformación del 2 %. Mientras que en el ensayo NE_{2v} la velocidad de propagación de grietas, y por ende, la rotura de partículas ocurre más lentamente.

Lo que podría esperarse de un experimento similar en el que se utilice agua pura para el humedecimiento mediante líquido y vapor, es que se produzca una diferencia en la velocidad de deformación, siendo mayor en el caso de la inmersión en agua pura

líquida; con la particularidad de que exista unión entre ambos valores de deformaciones obtenidas a largo plazo.

5.3.3 Importancia de la cinética de los procesos de cambio de succión de acuerdo al método utilizado en la compresibilidad del material

Del Capítulo anterior, se conoce que a igualdad de succión total impuesta, la compresibilidad que se obtiene al equilibrar el material con líquido es mayor que la del vapor. En esta fase de la investigación se persigue demostrar cómo intervienen las velocidades de reacción a las variaciones de succión en ambos casos.

Con los experimentos realizados, se ha logrado comprobar la intervención de la cinética de los procesos de aplicación de succión en la velocidad de propagación de fisuras, siendo la acción del líquido mucho más rápida, y por lo tanto, más agresiva que la del vapor (Figura 5.10a y Figura 5.11). Sin embargo, se plantea la inquietud para el futuro, de continuar con una campaña experimental similar, pero esta vez aplicando la misma de succión en el *tip* para líquido y vapor, haciendo uso de la corrección de la succión osmótica con un factor reductor en el caso líquido, como se sugiere en el Capítulo anterior.

Una vez estudiadas las diferencias en las velocidades de propagación de grietas a nivel de partícula, se esperaba que ocurriera de forma parecida en ensayos edométricos realizados a un conjunto de partículas; tal y como ha sucedido.

Siendo la acción producida por el líquido nuevamente más agresiva que la del vapor, se aprecia una diferencia muy notable en las compresibilidades finales, en el instante de inicio de las deformaciones y en las velocidades de deformación. Las partículas rompen mucho antes y más rápido cuando el humedecimiento se realiza mediante líquido. Al igual que en los ensayos a nivel de partícula, se pueden atribuir estas diferencias a dos factores principales: en primer lugar, las leyes que predicen la velocidad de propagación de grietas son diferentes para líquido y vapor, debido a que están en función de la tenacidad de fractura de la roca, que a su vez depende de la HR o a_w ; como se explicó a través de los experimentos de (Nara et al., 2012). En segundo lugar, se encuentra la intervención de la cinética de los procesos de penetración del líquido y del vapor en la partícula en las deformaciones que se presentan. Podría pensarse que dicha cinética depende principalmente de la difusividad de vapor en la roca y de su permeabilidad al líquido, no obstante, es sumamente complicado garantizar que la permeabilidad en un tipo de material sea la misma que en cualquier partícula proveniente de dicho material, debido a la cantidad de defectos (fisuras) que pueden no ser detectados a simple vista.

Recordando los tipos de rotura de granos como lo expresan (Tapias et al., 2015), en términos generales, existen dos tipos de rotura: una rotura local en los alrededores de los contactos sometidos a altas tensiones y una falla por separación de grano, que típicamente se refiere a la división de una partícula por la mitad. Por lo tanto, lo que sucede a nivel fenomenológico con la compresibilidad está muy vinculado a la resistencia a tracción de la partícula individual, debido a que los contactos entre partículas formarán también un eje más débil entre dos puntos que terminará en la

falla por tracción. A pesar de que a nivel macroscópico las deformaciones se produzcan en gran parte como consecuencia de la rotura de partículas, no son comportamientos directamente comparables, debido a la existencia de otros fenómenos como el reacomodo, el número de coordinación, etc. y adicionalmente se calcula como un promedio de rotura de un conjunto de granos y no localmente como es el caso a nivel de partícula individual.

Paralelamente a estos efectos, surge la idea basada en la suposición de que, toda partícula posee fisuras, visibles o no, y algunas de esas fisuras podrían estar cerca de la superficie. Partiendo de esta base, si se tiene un conjunto de partículas bajo tensión en un estado inicial seco (Figura 5.12a), los niveles de tensión se concentrarán inicialmente en los contactos entre partículas. Si posteriormente se modifican las condiciones del ambiente en el que se encuentra el material, inundándolo por ejemplo, con el líquido más agresivo (agua pura); el agua irá llenando los espacios vacíos entre los granos e intentará penetrar hacia el interior de cada grano a cierta velocidad. El proceso que ocurre a nivel de partícula se inicia como un efecto superficial o de "contacto"; basta con que el agua entre en contacto con la grieta más superficial, formando una corona o anillo de fragilización, para que dicha grieta se propague, causando la rotura del grano (Figura 5.12b). De igual manera ocurre cuando el material es sometido al humedecimiento a través de vapor, solo que en ese caso la velocidad a la que el vapor penetra en las grietas es mucho menor y por esta razón la respuesta mecánica es mucho más lenta que cuando se humedece directamente mediante líquido. Más adelante se demostrará numéricamente cómo ocurren estos procesos con líquido y con vapor a nivel de partícula.

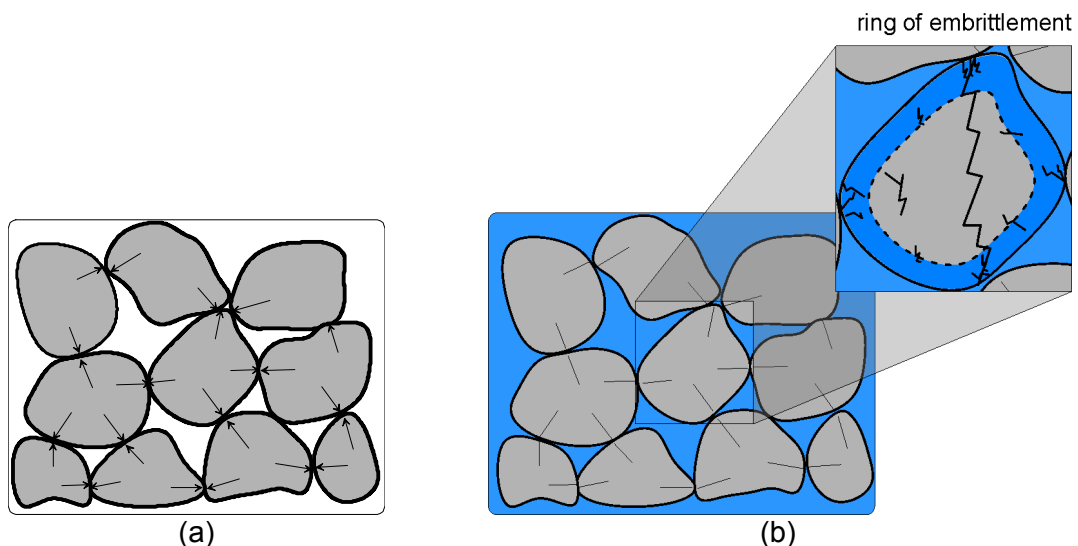


Figura 5.12 Conjunto de partículas de roca bajo tensión: a) Estado inicial seco. b) Luego de humedecimiento mediante la inundación con líquido. Formación de anillo de fragilización hasta la rotura.

5.4 Conclusiones

Una vez demostrada la diferencia de comportamiento del material cuando se controla la succión mediante líquido o vapor; en esta fase de la investigación se ha explorado experimentalmente la intervención de la cinética de los procesos de humedecimiento bajo tensión constante en la resistencia a tracción y en la compresibilidad del material, específicamente, la manera en que se desarrolla la velocidad de deformación en cada caso.

Con la finalidad de alcanzar el objetivo propuesto, se llevó a cabo un programa de ensayos hidro-mecánicos a nivel de partícula (rotura diametral) y a nivel fenomenológico (evaluación de la compresibilidad en edómetros), bajo tensión constante.

Dentro del marco de los experimentos realizados, se llamó estados "no equilibrados" a las condiciones hidro-mecánicas-químicas en las que se encuentra la muestra desde el momento inicial de aplicación de la succión en el contorno (ya sea mediante líquido o vapor) hasta el final de cada ensayo. Estas condiciones evolucionan en el tiempo, causando cambios en el material que se producen a cierta velocidad, dependiendo de la capacidad de penetración del agente (líquido o vapor) hacia el interior de las partículas de roca.

En los ensayos a nivel de partícula, las evoluciones temporales de carga registradas disminuyen en el tiempo a medida que se produce la disminución de la succión total, hasta que se alcanza la rotura. De los resultados obtenidos, las conclusiones pueden dividirse en dos puntos principales:

-Velocidad de deformación: La degradación del material inundado con líquido ocurrió a una velocidad considerablemente mayor que la del material sometido a la transferencia de vapor; lo cual sugiere que la cinética de los procesos interviene activamente en la resistencia a tracción. Además, la muestra con líquido rompió mucho antes que la de vapor (casi 4 horas de diferencia entre ambas roturas). En resumen, el agua pura líquida es capaz de penetrar con mucha más facilidad y rapidez en la roca que el vapor, ocasionando un mayor incremento en la velocidad del propagación de fisuras.

-Valor último de carga: No es tarea sencilla dar una explicación al hecho de que el material inundado con agua pura líquida bajo carga, se rompe bajo un nivel de carga menor que el sometido a transferencia de vapor con agua pura. Sin embargo, es bastante factible que la configuración inicial de micro-grietas en el disco de pizarra, en combinación con la posición de los puntos de apoyo utilizados en cada caso, sean factores importantes a considerar y puedan predeterminar los valores de caída de resistencia a tracción. Por esta razón, éste es un tema que continuará abierto y en el cual se debe profundizar tanto experimentalmente como numéricamente.

A nivel fenomenológico (conjunto de partículas), los ensayos edométricos se llevaron a cabo en dos trayectorias hidro-mecánicas: en la primera, la aplicación de la succión mediante la actividad del líquido y la HR del vapor se realizó junto con el incremento de tensión hasta un punto en el que ésta se mantuvo constante, es decir, las roturas

fueron generadas como consecuencia de un efecto mecánico más un efecto hidráulico. La segunda trayectoria consistió en aplicar el mismo valor de succión alcanzado anteriormente mediante líquido y vapor bajo igual valor de tensión constante (similar al ensayo a nivel de partícula), siendo en este caso más importantes las deformaciones ocurridas a nivel hidráulico que mecánico. No obstante, el comportamiento fue muy parecido; en ambas trayectorias, el material sometido a inundación con líquido desarrolló mayores deformaciones que el material controlado con vapor y a una mayor velocidad. Es decir, se comprueba que la cinética de los procesos de cambio de succión mediante líquido o vapor, juegan un papel importante en la respuesta del material. Bajo igualdad de succión total impuesta inicialmente, el líquido logra penetrar mucho más rápido que el vapor y como consecuencia, es capaz de incrementar la velocidad de propagación de fisuras y la rotura de partículas en un tiempo mucho menor que el vapor. Al igual que en los ensayos a nivel de partícula, se pueden atribuir estas diferencias a tres factores principales:

- Las leyes que predicen la velocidad de propagación de grietas son diferentes para líquido y vapor, debido a que están en función de la tenacidad de fractura de la roca, que a su vez depende de la HR o a_w ; como se explicó a través de los experimentos de (Nara et al., 2012).
- Cuando se realiza la aplicación de succión mediante la actividad del líquido, la succión que actúa sobre el *tip* es menor por el efecto señalado anteriormente (filtrado de cationes por membrana semi-permeable).
- Se considera que la acción del agua que ocurre a nivel de partícula se inicia superficialmente en la zona de contacto de partículas, que está más dañada. Basta con que el agua entre en contacto con la grieta más superficial para que dicha grieta se propague causando la rotura del grano.

5.5 Referencias

- ASTM:D3967-95a, 1995. Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens, Annual Book of ASTM Standards. West Conshohocken. doi:10.1520/D3967-95A
- Clements, R.P., 1981. The deformation of rockfill: inter-particle behaviour, bulk properties and behaviour in dams. PhD Thesis. King's College, University of London.
- Nara, Y., Morimoto, K., Hiroyoshi, N., Yoneda, T., Kaneko, K., Benson, P.M., 2012. Influence of relative humidity on fracture toughness of rock: Implications for subcritical crack growth. *Int. J. Solids Struct.* 49, 2471–2481.
- Nobari, E.S., Duncan, J.M., 1972. Effect of reservoir filling on stresses and movements in earth and rockfill dams. Report TE-72-1. University of California. Department of Civil Engineering. California.
- Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.
- Sowers, G.F., Williams, R.C., Wallace, T.S., 1965. Compressibility of broken rock and

settlement of rockfills. Proc. 6th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng., Montr. 2, 561–565.

Tapias, M., Alonso, E.E., Gili, J.A., 2015. A particle model for rockfill behaviour. Géotechnique 65, 975–994.

6

SIMULACIONES DE ENSAYOS DE ROTURA DIAMETRAL DE PARTÍCULAS. EVOLUCIONES TEMPORALES DE PRESIONES Y ACTIVIDADES DEL LÍQUIDO

Las leyes que rigen la propagación subcrítica de grietas en los materiales interpretadas en el Capítulo 4 bajo ambientes corrosivos con vapor y líquido fueron estudiadas previamente por (Oldecop, 2000) dentro de unas condiciones más simplificadas; y conforman la base fundamental para el estudio de uno de los principales mecanismos de falla de estos materiales: la rotura de partículas.

Con el objeto de profundizar sobre los fenómenos que se presentan a medida que se modifica la succión mediante vapor y líquido, se diseñó la campaña experimental explicada en el Capítulo 5, donde se llevaron a cabo ensayos de laboratorio tanto a nivel fenomenológico como de partícula, cuyos resultados demostraron que las probetas sometidas a humedecimiento mediante líquido bajo carga constante sufren una velocidad de deformación considerablemente mayor que las sometidas al mismo ensayo con vapor.

Sobre esta base, ha surgido la inquietud de analizar la dependencia de la velocidad de propagación subcrítica de grietas con respecto a la ubicación de las micro-fisuras dentro de la partícula de roca. Dentro de este contexto, se presume que la evolución de la penetración de líquido o vapor durante los procesos de humedecimiento del material bajo carga, en conjunto con la distribución de micro-fisuras en el material, condicionan la propagación de grietas y por ende, la rotura de las partículas. Es decir, cuando estas fisuras se encuentran a nivel superficial, no es necesario que el agente corrosivo penetre completamente hacia el centro del grano para que se genere la rotura; basta con que se forme simplemente una pequeña corona de fragilización desde la superficie hacia el interior de la partícula, como se detalló en último esquema del capítulo anterior. La cinética de este proceso resultó ser diferente de acuerdo al método de humedecimiento utilizado, obteniéndose velocidades de deformación mayores en el caso líquido que en el vapor, bajo igualdad de succión total aplicada, según los ensayos mencionados.

Considerando los interesantes resultados experimentales obtenidos a nivel de partícula, referidos a la rotura diametral bajo carga por humedecimiento con ambos métodos, surge la iniciativa de explicar los fenómenos observados mediante una simulación numérica, cuyo objetivo principal consiste en observar de cerca la evolución de presiones y actividades del líquido mientras ocurren los procesos de cambio de succión mediante vapor y líquido, hasta alcanzar la rotura.

6.1 Modelo de daño isótropo

6.1.1 Introducción

El daño de un sólido continuo, en el sentido de la degradación de la rigidez, es una alteración de las propiedades elásticas durante la aplicación de la carga causada por una disminución del área efectiva resistente (Maugin, 1992). Esta caída del área efectiva está asociada con la aparición de micro-fisuras cuando se incrementa la carga por encima de un umbral determinado.

(Oller, 2001) explica que el daño únicamente afecta a las propiedades elásticas del material, y que paralelamente, la plasticidad se desarrolla a raíz de un aumento irrecuperable en la deformación (deformación plástica); complementándose entre ambos fenómenos. Siendo común en los materiales, la pérdida de resistencia inducida por el daño (deformación elástica) y por la plasticidad (crecimiento en la deformación inelástica).

En sus inicios, la teoría de daño continuo fue presentada dentro del marco de problemas de fluencia, sin embargo, posteriormente ha sido aceptada como una alternativa válida para simular el complejo comportamiento constitutivo de muchos materiales utilizados en la ingeniería. Dentro de las diferentes formulaciones posibles, en este capítulo se presenta un modelo de daño simple con una variable interna escalar que permite caracterizar el daño local, como lo hicieron (Oller, 2001; Sánchez et al., 2014).

A pesar de su simplicidad, este modelo se considera altamente potente y puede ser utilizado para representar el comportamiento no lineal de materiales metálicos y geomateriales, debido a que permite simular una respuesta marcada por la degradación de la rigidez una vez superado el umbral de daño.

6.1.2 Generalidades

Físicamente, el proceso de degradación de las propiedades de un material es consecuencia de la presencia y crecimiento de micro-fisuras y pequeños vacíos dentro de la estructura de cualquier material (Oller, 2001). Según el esquema de la Figura 6.1, se suele distinguir entre la “sección transversal intacta” en el espacio efectivo (sólido equivalente no degradado: área sin micro-fisuras) y la “sección transversal total” en el espacio real (sólido real degradado: área que involucra tanto el espacio intacto como el degradado).

El proceso de crecimiento de micro-fisuras se puede simular en este contexto, teniendo en cuenta la teoría de las variables internas de estado, introduciendo una variable interna de daño representada por un escalar. De esta manera, los modelos de daño escalares realizan un seguimiento de la degradación mecánica de los materiales mediante la variable de daño d . El rango de variación de la variable d se encuentra entre 0 (para el material intacto) y 1 (para el material fuertemente degradado) (Sánchez et al., 2014).

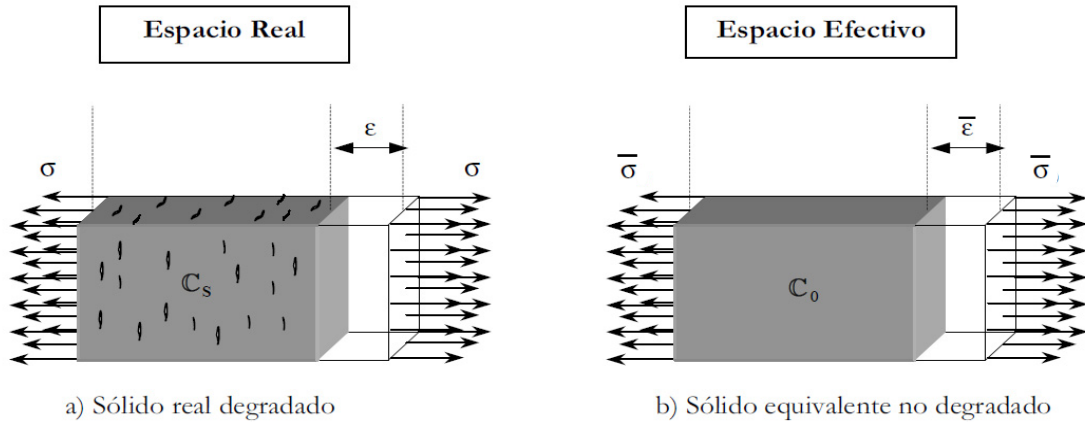


Figura 6.1 Representación esquemática de la hipótesis de tensión efectiva (Oller, 2001)

Con el objeto de describir el comportamiento de los elementos de interfase suelo-suelo, (Sánchez et al., 2014) adoptaron un modelo de daño por tracción; apropiado para simular la apertura de las fisuras durante el secado. De la misma forma, en esta investigación será utilizado el modelo de daño por tracción para simular la rotura diametral de discos de pizarra mostrada en la fase experimental (Capítulos 4 y 5). Dicho modelo se expresa según la siguiente ecuación constitutiva:

$$\sigma = (1 - d)\bar{\sigma} \quad (6.1)$$

Donde σ es la tensión nominal (fuerza por unidad de sección transversal total), $d \in [0, 1]$; $\bar{\sigma}$ es la tensión elástica (la que actúa únicamente en el suelo intacto) que viene dada por:

$$\bar{\sigma} = \mathbf{C} : \epsilon \quad (6.2)$$

Donde \mathbf{C} es el tensor elástico de cuarto orden.

El daño se plantea en función de dos variables internas vinculadas a la tensión y a la deformación denotadas como q y r , respectivamente. Siendo $r=q/(1-d)$, lo cual conlleva a la siguiente regla de evolución de daño en términos de la variable interna r :

$$d(r) = 1 - \frac{q(r)}{r} \quad (6.3)$$

Donde r controla el tamaño del dominio elástico en el espacio de tensiones elásticas.

Una explicación más detallada del modelo de daño por tracción, se puede encontrar en el Anexo E.

6.2 Modelo de daño isótropo por tracción para simular el comportamiento de la pizarra cuarcítica de Lechago sometida a rotura diametral entre placas bajo carga con humedecimiento mediante vapor y líquido

6.2.1 Adaptación del modelo de daño por tracción para la simulación de la rotura diametral entre placas de la pizarra cuarcítica de Lechago bajo carga con humedecimiento a través de vapor y líquido

Se ha considerado adecuado, utilizar el modelo de daño por tracción con el objeto de caracterizar el comportamiento bajo tracción indirecta de los discos de la pizarra obtenidos experimentalmente, para cambios de succión a través de la HR del vapor y la actividad del líquido.

Con la finalidad de lograr el objetivo propuesto, se ha tomado como base el modelo de (Sánchez et al., 2014) programado en CODE_BRIGTH. Dentro del pre-proceso, se tiene un archivo de información básica (geometría, condiciones de contorno, control temporal y propiedades mecánicas, hidráulicas y químicas) que es leído a través del MATLAB, el cual genera las entradas al CODE_BRIGTH donde se ejecutan los cálculos. Finalmente, la visualización o pos-proceso se realiza mediante los programas GiD y Gnuplot.

En la Figura 6.2 se observa un esquema de un disco de pizarra, como los utilizados anteriormente para los experimentos de resistencia a tracción.

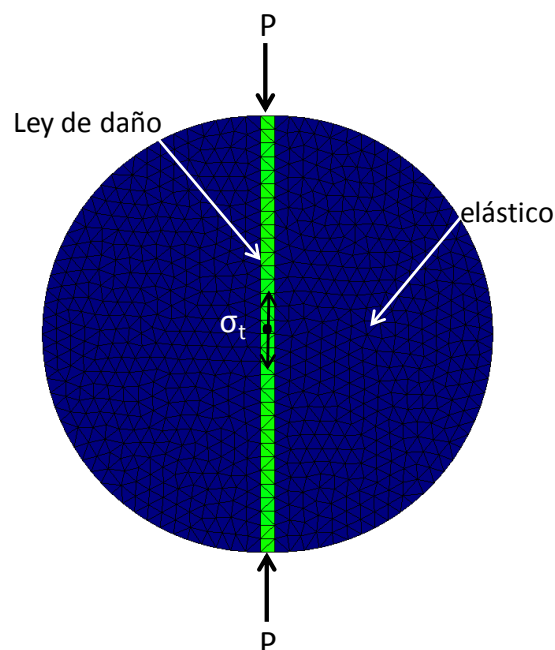


Figura 6.2 Representación esquemática del modelo de daño por tracción en discos de pizarra

Inicialmente se considera que la muestra no posee fisuras. Para el modelo en cuestión, la ley de daño se aplica sobre los elementos en los que teóricamente se produce la fractura durante un ensayo de tipo brasileño; es decir, se coloca una interfase entre los elementos finitos ubicados en la superficie que cruza el centro del

disco diametralmente entre los dos puntos de contacto con la carga P . En dicho plano, queda predeterminada la concentración de tensiones, partiendo de la base de que teóricamente se conoce la solución. Es decir, se adopta como primera aproximación, la hipótesis que sugieren algunos autores como (Hawkes and Mellor, 1970), quienes han considerado que la máxima tensión de tracción se encuentra en el centro de la muestra y que una vez que esa tensión alcanza el valor de la resistencia a tracción del material, se inicia y se propaga una fractura. Con esta técnica se está asumiendo una interfaz única que atraviesa diametralmente la muestra en el sentido en que se aplica la carga; el resto del material se comporta elásticamente.

Por otra parte, para simular numéricamente la respuesta de una muestra más acorde con las obtenidas en la realidad se podría realizar el mallado de toda la muestra donde se desconoce la solución y en el que todos los elementos tienen la posibilidad de separarse por fragmentación. Esta técnica fue utilizada por (Sánchez et al., 2014) para simular la desecación de grietas en suelos, colocando interfases entre todos los elementos finitos; en esta particular tarea se está trabajando actualmente.

El modelo tiene dos parámetros (principales) con los cuales queda caracterizado el comportamiento a tracción bajo cambios de succión con vapor y líquido, a saber:

$\sigma_t(\psi)$: La ley de resistencia a tracción en función de la succión total, obtenida experimentalmente para equilibrio con vapor y líquido (Capítulo 4)¹.

G_f : Energía de fractura, que se refiere al área bajo la curva de “softening” de la tensión con la deformación, que en este caso se ha considerado exponencial, con una energía de fractura de 100 N/m, que es semejante a la del hormigón. Es importante destacar que para esta primera fase de simulaciones, éste parámetro no se ha diferenciado según el método de cambio de succión utilizado (vapor o líquido), sin embargo, se pretende implementar una ley que permita que la energía de fractura evolucione de manera distinta en función del tipo de humedecimiento, $G_f(\psi)$.

Estos parámetros permiten la degradación del módulo elástico E , a través de la variable de daño d .

6.2.2 Datos de entrada del modelo

Con el objeto de lograr una caracterización inicial de la resistencia a tracción de los discos de pizarra bajo cambios de succión, lo más ajustada posible a la realidad, se utilizaron medidas físicas y leyes obtenidas experimentalmente.

En la Tabla 6.1 se muestran los datos de entrada divididos en:

¹ Respecto a este punto, cabe destacar que las leyes $\sigma_t(\psi)$ utilizadas en las simulaciones son lineales debido a que el ajuste de los datos experimentales inicialmente fue simplificado a una ecuación lineal, tanto para líquido como para vapor, aunque posteriormente fue mejorado y adaptado según lo presentado en el Capítulo 4. Actualmente se está modificando el modelo para incluir los cambios y mejoras necesarias.

- Geometría: Está referida a la muestra y a los elementos finitos que la componen. La muestra corresponde a un disco de las mismas dimensiones que las utilizadas en los experimentos, cuyo radio r es de 25 mm y su espesor es igual al radio. En cuanto a la geometría de los elementos finitos, se tiene un espesor h de $r/15$ y una relación de tamaño del elemento R igual a su espesor entre el espesor de la fractura.
- Concernientes al material: Pueden ser de carácter hidroquímico o mecánico. En el primer grupo se encuentran: la permeabilidad k , la difusividad del vapor D_w y los parámetros p y λ de la curva de retención (Ver Capítulo 2), todos medidos experimentalmente. Adicionalmente se tiene la dispersividad longitudinal del soluto d_l , que se ha adoptado igual al espesor del elemento finito h y la dispersividad transversal del soluto d_t calculada como $h/2$. En el segundo grupo se considera el Módulo de Young E (obtenido experimentalmente y presentado en el Capítulo 2), el Módulo de Poisson (asumido como nulo) y las leyes de resistencia a tracción en función de la succión $\sigma_t(\psi)$ obtenidas como primera aproximación de los resultados experimentales para vapor y líquido según la siguiente ecuación:

$$\sigma_t(\psi) = \sigma_y(0) + d_{\sigma_y} \psi \quad (6.4)$$

Donde $\sigma_y(0)$ es la tensión de tracción para succión cero expresada en MPa, que será igual para vapor y líquido debido a que es el punto de convergencia entre ambas leyes, acorde con las teorías previas que afirman que imponer una HR=100% es equivalente a inundar la muestra con agua pura. El parámetro d_{σ_y} es la pendiente de la recta que adoptará distintos valores para vapor y líquido.

En los ensayos que se han simulado en el presente capítulo se mantendrán los parámetros que aparecen en la Tabla 6.1, con excepción de las leyes de $\sigma_t(\psi)$, debido a que se hicieron pruebas con dos tipos de ecuación: las lineales obtenidas por vía experimental en esta investigación y una logarítmica proveniente de los resultados de ensayos en discos de mayor tamaño por (Oldecop, 2000).

Tabla 6.1 Datos y parámetros de entrada del modelo

Geometría		Radio, r (m)		D/2	0.0250
		Espesor del elemento, h (m)		r/15	0.0017
		Relación de tamaño, R		h/h _f	15
Material	Hidroquímicos	Permeabilidad, k (m ²)		Experimental	2.46 x 10 ⁻¹⁹
		Curva de retención	ρ	Experimental	1.96
			λ	Experimental	0.28
		Difusividad de vapor, D _w (m ² /s)		Experimental	5.7 x 10 ⁻⁸
		Dispersividad longitudinal del soluto d _l (m)		h	0.0017
		Dispersividad transversal del soluto d _t (m)		h/2	0.0009
		Difusividad del soluto (m ² /s)		Default code_bright	5.012 x 10 ⁻⁹
	Mecánicos	Módulo de Young, E (MPa)		Experimental	2157
		Módulo de Poisson, ν		Asumido	0
		Ley de resistencia a tracción (Vapor)	σ _v (0)		5.9
			d _{σv}		0.0253
Ley de resistencia a tracción (Líquido)		σ _v (0)		5.9	
	d _{σv}		0.0043		

6.2.3 Condiciones iniciales

Las condiciones iniciales dentro del modelo son iguales para todas las simulaciones realizadas:

- Presión del líquido inicial p_{l0} : Relativa a la componente matricial de la succión s , donde $s = -p_l$, asumiendo una presión del gas $p_g = 0$. Le fue asignado un valor de $p_{l0} = -100$ MPa, de acuerdo con las condiciones iniciales del ambiente en el que fueron equilibradas las muestras antes de los ensayos.
- Succión osmótica π_0 : Se asumió un valor de 1.0 MPa, considerando que la succión osmótica inicial del material es muy baja. Posteriormente se reportó en el laboratorio un valor aproximado de 0.6 MPa.
- Tensión: Cero. En el momento previo al ensayo no existe incremento de la carga diametral.

6.2.4 Etapas de los ensayos simulados

Etapa 1: Corresponde a la etapa de carga realizada en los ensayos H_v y H_L del capítulo anterior, donde se procede a cargar diametralmente la muestra en condiciones iniciales hasta llegar a un valor de carga donde se supone que el material no sufre daños visibles cuando se encuentra en estado seco. Llegado este punto, se detiene el desplazamiento diametral impuesto y se mantiene constante durante el resto del ensayo.

Etapa 2: Se refiere al humedecimiento de la muestra mediante líquido (Ensayo H_L) o vapor (Ensayo H_V) bajo desplazamiento diametral constante, es decir, no existe incremento de carga. Es importante destacar, que en ambos casos la succión total aplicada no necesariamente es la que alcanza la punta de la grieta al momento de la rotura, debido a que para el caso vapor, existe una evolución temporal de la HR que en algún punto alcanza un valor suficiente para disparar la velocidad subcrítica de grietas bajo la carga en la que se encuentra y activar su propagación. En cuanto a la inundación mediante líquido, existe una evolución de las variables involucradas, en especial de la succión osmótica; y de acuerdo con lo interpretado en los 2 capítulos anteriores la totalidad de los cationes presentes podría no estar llegando a la punta de la grieta y el sistema se encuentra gobernado por una actividad de líquido menor.

6.2.5 Control del tiempo y velocidad de desplazamiento

Etapa 1: La duración de la etapa de carga t_1 fue fijada en 50000 s, mientras que para el diferencial de tiempo d_{t1} se adoptó un valor de 10000 s. Durante este período se utilizó una velocidad de desplazamiento v_{d1} de 1×10^{-9} m/s.

Etapa 2: Una vez transcurridos los 50000 s de la etapa de carga, en la fase de humedecimiento bajo desplazamiento diametral constante, los controles de tiempo y velocidad fueron modificados, fijando $t_2=10000$ s, $d_{t2}=2$ s y $v_{d2}=0$.

6.3 Simulaciones del efecto de la humedad relativa del vapor y la actividad del líquido en la rotura de discos de pizarra bajo carga diametral con desplazamiento constante

Sobre la base de los ensayos de rotura diametral entre placas presentados en los capítulos 4 y 5, se realizaron una serie de simulaciones con el modelo de daño por tracción con la finalidad de lograr un mejor entendimiento de la manera en que se produce la cinética de los procesos cuando las muestras se humedecen con líquido y con vapor bajo carga constante.

A continuación se expone como ejemplo la simulación s1 realizada con el objetivo de comparar la cinética de las variables que producen el daño hasta alcanzar la rotura. Se le ha añadido la letra "v" o "l" al final del nombre para identificar si el humedecimiento fue llevado a cabo con vapor o líquido, respectivamente.

En resumen, esta etapa de la investigación pretende reflejar el comportamiento de discos similares de pizarra para igualdad de condiciones iniciales pero con diferentes condiciones de contorno y leyes de resistencia a tracción en función de la succión.

6.3.1 Simulación s1

La simulación s1 refleja el comportamiento de discos de pizarra sometidos a compresión diametral bajo carga a desplazamiento constante, cuya succión es disminuida hasta alcanzar 19.8MPa. Dicha succión, corresponde a una HR=86% en s1v o una $a_w=0.86$ en s1l. Para ello se utilizó la ley de $\sigma_t(\psi)$ sugerida mediante un ajuste logarítmico de los datos experimentales de (Oldecop, 2000), quien ensayó el mismo material para un tamaño mayor y únicamente utilizó el equilibrio de vapor para controlar la succión total mediante la HR (Ver detalles en el Capítulo 4). Por esta razón, los parámetros adoptados para vapor y líquido son los mismos y la Ecuación (6.4) se convierte en:

$$\sigma_t(\psi + p_{atm}) = \sigma_y(p_{atm}) + d_{\sigma_y} \log(\psi + p_{atm}) \quad (6.5)$$

Los datos y parámetros de entrada para s1 se resumen en la siguiente tabla.

Tabla 6.2 Datos y parámetros de entrada del modelo para la simulación s1.

Geometría		Radio, r (m)	D/2	0.0250	
		Espesor del elemento, h (m)	$r/15$	0.0017	
		Relación de tamaño, R	h/h_f	15	
Material	Hidroquímicos	Permeabilidad, k (m^2)	Experimental	2.46×10^{-19}	
		Curva de retención	ρ	Experimental	1.96
			λ	Experimental	0.28
		Difusividad de vapor, D_w (m^2/s)	Experimental	5.7×10^{-8}	
		Dispersividad longitudinal del soluto d_l (m)	h	0.0017	
		Dispersividad transversal del soluto d_t (m)	$h/2$	0.0009	
		Difusividad del soluto (m^2/s)	Default code_bright	5.012×10^{-9}	
		Mecánicos	Módulo de Young, E (MPa)	Experimental	2157
	Módulo de Poisson, ν		Asumido	0	
	Ley de resistencia a tracción (Vapor)		$\sigma_y(p_{atm})$	1.0	
			d_{σ_y}	0.1	
	Ley de resistencia a tracción (Líquido)		$\sigma_y(p_{atm})$	1.0	
d_{σ_y}		0.1			
Tipo de ley		Logarítmica			

A continuación se explican las condiciones de contorno adoptadas para los casos de humedecimiento con vapor y líquido.

6.3.1.1 Condiciones de contorno para la simulación s1v

En este caso se pretende incrementar la HR del vapor en el disco de pizarra bajo una carga constante, según el esquema de la Figura 6.3, donde la etapa (0) se refiere a las

condiciones iniciales del sistema que quedan definidas por la presión del líquido p_{l0} y la succión osmótica π_0 , adoptando los valores explicados anteriormente según el entorno de laboratorio donde fueron equilibradas las muestras. En la etapa (1) se realiza un incremento de carga diametral elástica sin ocasionar daño y bajo la misma succión inicial. Por último, en la etapa (2), se mantiene la carga constante y se aplican las condiciones de succión final, que para este caso se han fijado en $p_{lf}=-19.9\text{MPa}$ y $\pi_f=0$, lo que se traduce en una disminución de la succión total ψ hasta llegar a 19.8MPa y una $\text{HR}=86\%$ al alcanzar el equilibrio termodinámico, según dicta la ley psicrométrica.

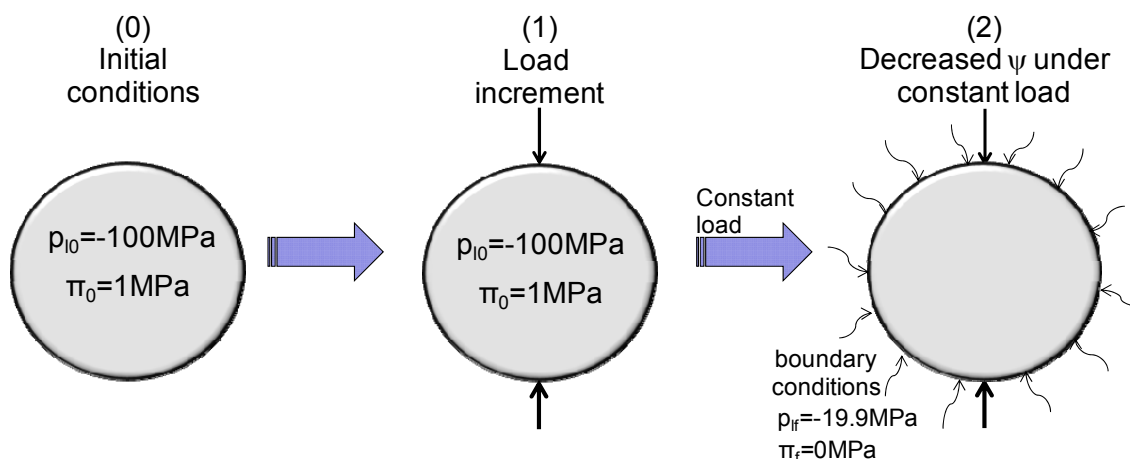


Figura 6.3 Condiciones de borde en las distintas etapas de la simulación s1v con cambio de succión mediante vapor

En la siguiente tabla se aprecian los parámetros antes mencionados para las diferentes etapas y adicionalmente se encuentra el tipo de cambio de succión γ_{sol} , que es introducida en el modelo como 0 (cero) cuando se realiza mediante vapor y 2 (dos) en el caso líquido.

Tabla 6.3 Condiciones de contorno para la simulación s1v

Parámetro	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	-19.9
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	0
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	0	0

(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

6.3.1.2 Condiciones de contorno para la simulación s1l

El objetivo de esta simulación es predecir la respuesta del material mientras se inunda bajo carga, manteniendo el desplazamiento constante con un líquido de actividad conocida ($a_w=0.86$) según el esquema de la Figura 6.4, donde la etapa (0) se refiere a las condiciones iniciales del sistema que quedan definidas por la presión del líquido p_{l0} y la succión osmótica π_0 . En la etapa (1) se realiza un incremento de carga diametral elástica sin ocasionar daño bajo la misma succión inicial. Por último, en la etapa (2), se mantiene el desplazamiento constante y se aplican las condiciones de succión final, que para este caso se han fijado en $p_{lf}=-19.9\text{MPa}$ y $\pi_f=19.8\text{MPa}$, es decir, la succión

total ψ se hace disminuir hasta llegar a 19.9 MPa al igual que en el caso del vapor, pero esta vez mediante la imposición de una actividad del líquido de $a_w=0.86$.

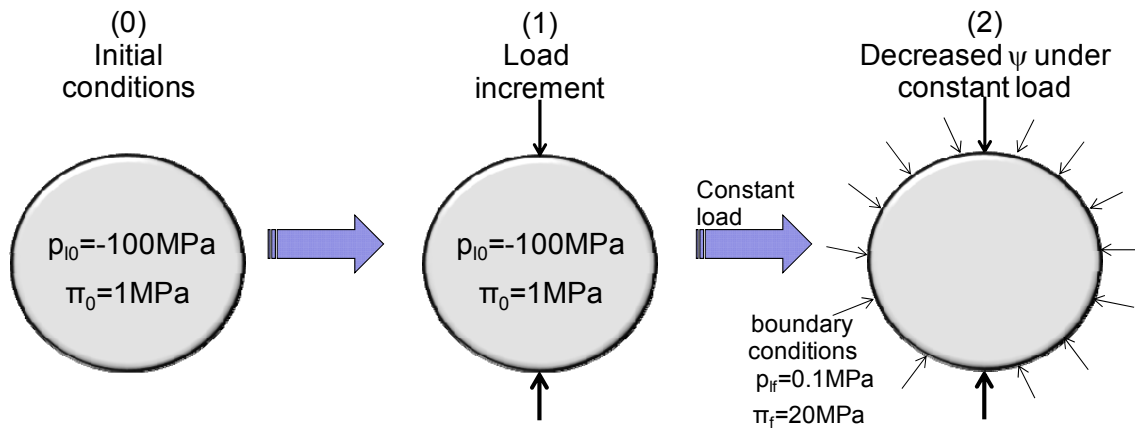


Figura 6.4 Condiciones de borde en las distintas etapas de la simulación s1I con cambio de succión mediante líquido

En la siguiente tabla se aprecian los parámetros antes mencionados para las diferentes etapas y adicionalmente se encuentra el tipo de cambio de succión γ_{sol} , que en este caso de equilibrio con líquido se adopta igual a 2 (dos).

Tabla 6.4 Condiciones de contorno para la simulación s1I (Líquido).

Parámetro	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	0.1
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	19.8
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	2	2

(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

6.4 Resultados de las simulaciones de la influencia de la humedad relativa del vapor y la actividad del líquido en la rotura diametral de discos de pizarra bajo carga con desplazamiento constante

En este apartado se presentan los resultados de la simulación s1 para humedecimiento a través de vapor y líquido.

Una vez realizados los cálculos en el *Code-bright* con los parámetros señalados para cada caso, se llevó a cabo el post-proceso mediante el programa *Gid* con el que fue posible obtener la evolución temporal de distintas variables como: el daño d , la succión matricial $s=-p_l$, la succión osmótica π , así como la humedad relativa asociada con la succión matricial HR_m , que no toma en cuenta la componente osmótica. Dicha evolución temporal se calculó para todos los casos en un punto del eje central del disco de pizarra a 20mm del centro de la muestra, específicamente sobre la coordenada (0, 0.02, 0)m según el esquema de la Figura 6.5. Cabe recordar que el

disco posee 50mm de diámetro y 25mm de espesor. Paralelamente, en el caso de la simulación s1 también se presentan los cálculos de las variables en el centro de la muestra, tanto para vapor s1v como para líquido s1l, con la finalidad de comparar la velocidad de penetración de ambos fluidos en distintas ubicaciones dentro de la muestra.

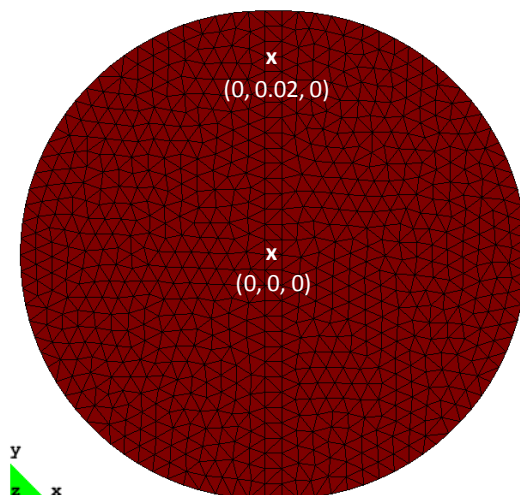


Figura 6.5 Ubicación de coordenadas dentro del disco de pizarra de 0.05m de diámetro y 0.025m de espesor para el análisis de la evolución de las variables durante las simulaciones. Unidades en metros.

Adicionalmente, a través de una escala de colores se reflejan los resultados de las variables para cada simulación en 3 instantes diferentes del proceso: al inicio de la etapa 2 ($t=50000s$) que es cuando se inicia la imposición de vapor o líquido, al cabo de un minuto aproximadamente de haberse iniciado la etapa 2 y al final del ensayo.

Por último, se comparan las curvas de evolución temporal de la succión total ψ entendida como la adición de las componentes matricial y osmótica, para vapor y líquido bajo igualdad de ψ impuesta en cada grupo de simulaciones.

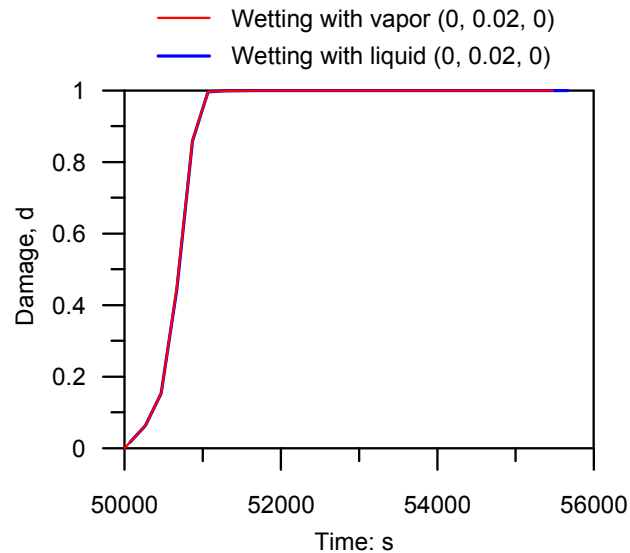
6.4.1 Resultados Simulación s1

Las curvas de la evolución temporal de daño para la coordenada $(0, 0.02, 0)m$ se muestra en la Figura 6.6a de manera comparativa para cambio de succión mediante vapor y líquido, observándose una igualdad perfecta de la cinética del daño con independencia del método utilizado para humedecer la muestra. Igualmente, en las Figura 6.6b y c se indica un inicio de la etapa 2 sin daño aparente $d=0$, seguido del incremento de la variable de daño aproximadamente un minuto después, culminando con el máximo daño ($d=1$) al final de ambos ensayos.

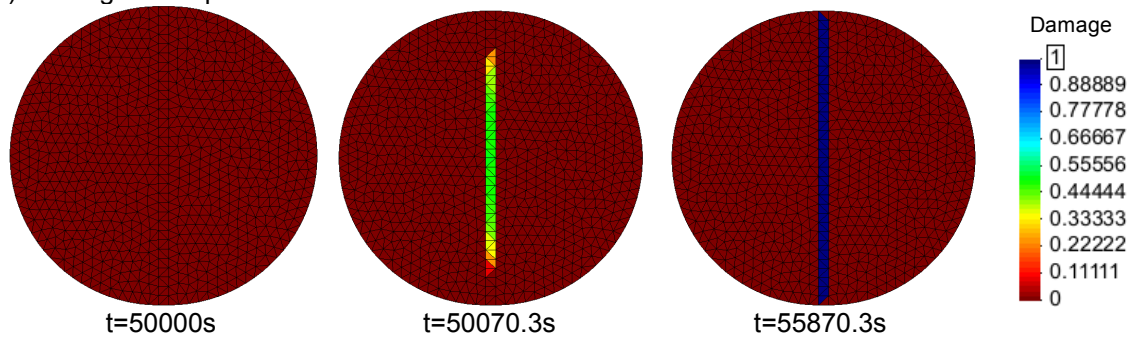
Es de hacer notar, que de acuerdo con los resultados experimentales generados en esta investigación, se esperaba que la variable de daño d evolucionara más rápidamente cuando el humedecimiento se llevaba a cabo a través de la inundación con líquido de actividad conocida equivalente a la succión impuesta con vapor. Sin embargo, es probable que la consideración de una única ley de energía de fractura pueda estar causando que no se note la diferencia entre ambos métodos de

humedecimiento, aunque sí se tome en cuenta para la resistencia a tracción. Por esta razón, se crea la necesidad de implementar leyes diferentes para la energía de fractura en función de la succión, como se hizo para la resistencia a tracción.

a)



b) Wetting with vapor



c) Wetting with liquid

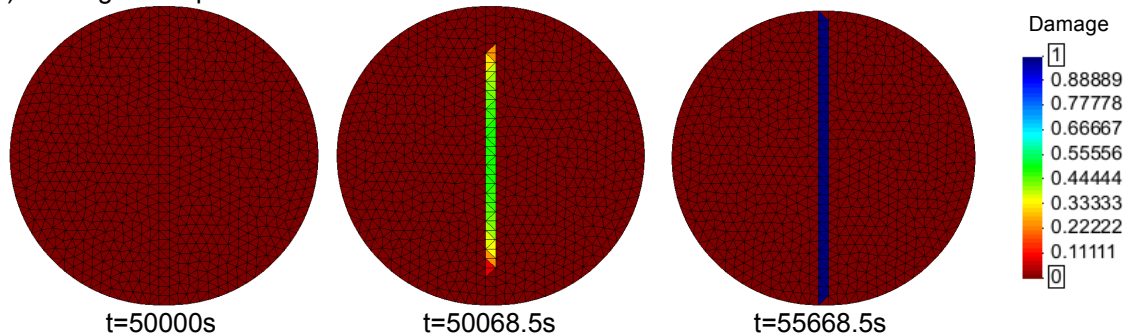
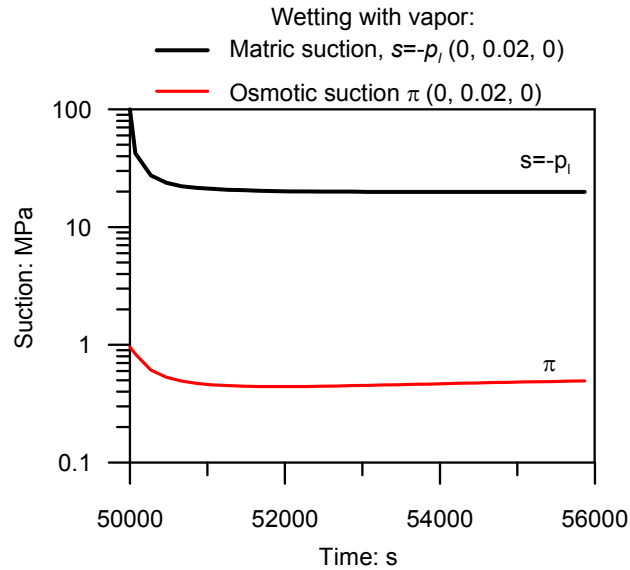


Figura 6.6 Simulación s1: Evolución de la variable de daño d para cambio de succión bajo carga con desplazamiento constante mediante: a) Vapor y líquido en el punto de coordenadas en metros (0, 0.02, 0). b) Vapor dentro del disco de pizarra. c) Líquido dentro del disco de pizarra.

Paralelamente, como principal objetivo de esta fase de la investigación se considera de gran importancia profundizar en la manera que actúan por separado las componentes osmótica y matricial cuando el humedecimiento se realiza con vapor en contraste con el mismo proceso en líquido. A continuación se muestran gráficamente ambas evoluciones temporales.

a)



b)

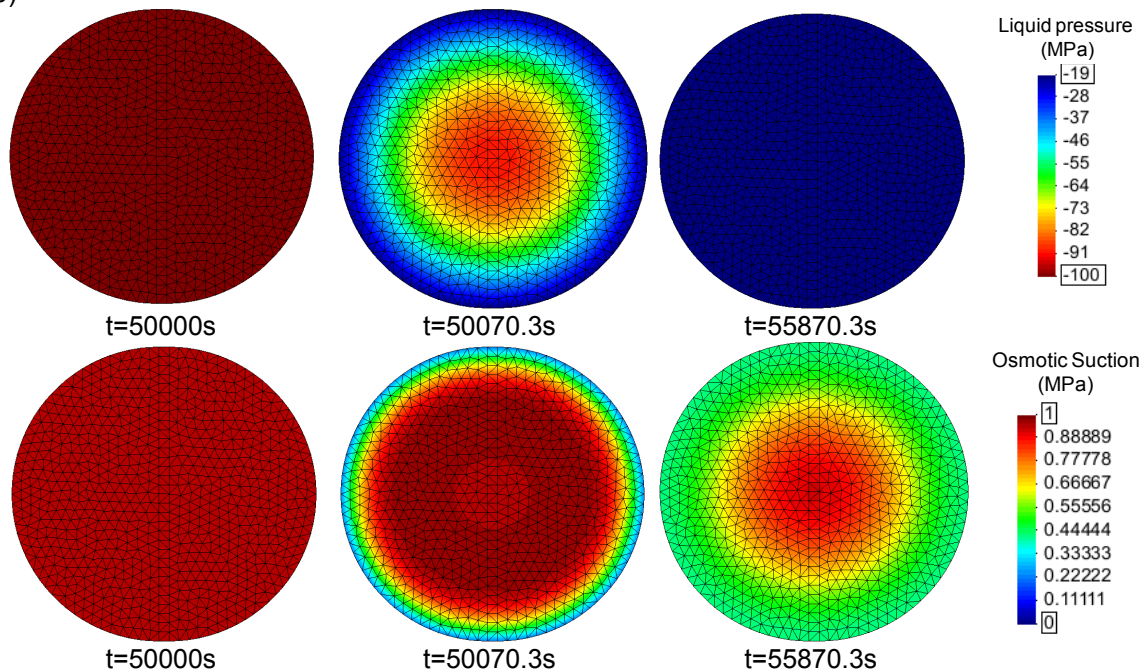
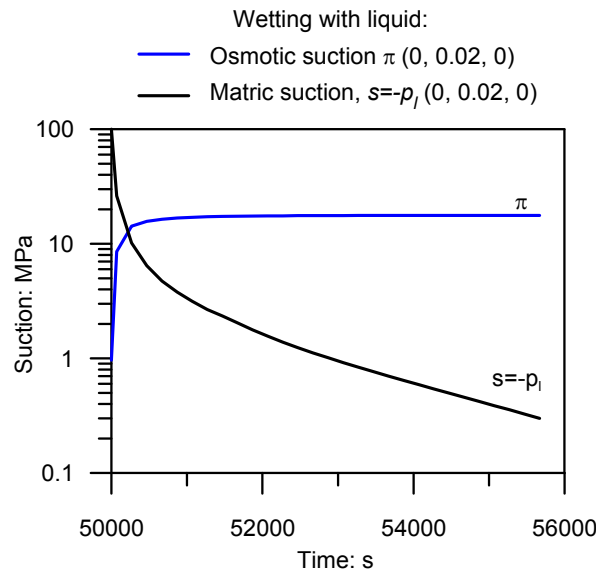


Figura 6.7 Simulación s1v: Evolución de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga con desplazamiento constante mediante vapor en: a) El punto de coordenadas en metros (0,0.02,0). b) El disco de pizarra

En la Figura 6.7a se observa el decrecimiento de las succiones matricial y osmótica en el punto (0, 0.02, 0)m para el ensayo s1v hasta alcanzar un nivel aproximadamente constante transcurridos alrededor de 2000s de haber iniciado el humedecimiento mediante vapor (etapa 2). A su vez, la succión matricial ($s=-p_l$) demuestra ser más efectiva en la rapidez de penetración en la muestra (Figura 6.7b) que la componente osmótica, cuya condición final impuesta ($\pi_f=0$) únicamente se impone en un anillo perimetral muy fino. No obstante, el gradiente impuesto en la succión osmótica fue mucho menor que el de la matricial, lo cual revela la consistencia de los resultados.

A continuación se evidencia la evolución de las mismas variables analizadas anteriormente, pero para el caso de humedecimiento mediante líquido (Figura 6.8).

a)



b)

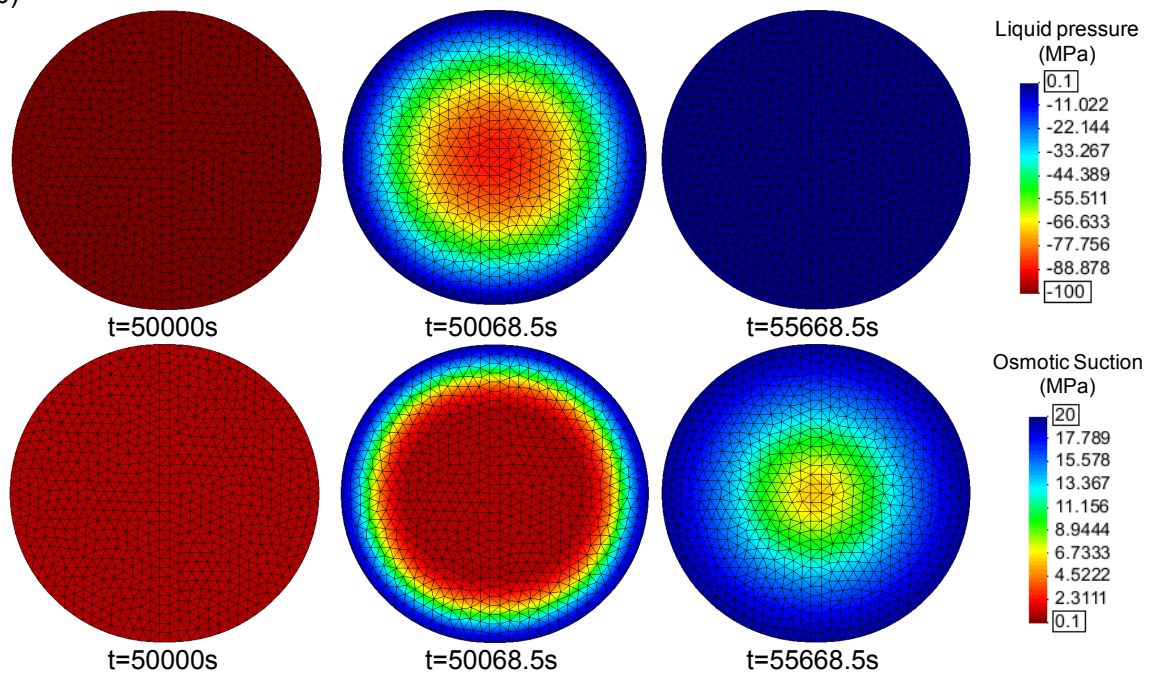


Figura 6.8 Simulación s11: Evolución de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga con desplazamiento constante mediante líquido en: a) El punto de coordenadas en metros (0,0.02,0). b) El disco de pizarra

En referencia a la evolución temporal de ambas componentes de la succión durante el humedecimiento con líquido en la coordenada (0, 0.02, 0)m para la simulación s11 se observa un comportamiento distinto al anterior, en el cual la cinética de la succión matricial es mucho menor que en la osmótica (Figura 6.8a), es decir, que su proceso evoluciona con mayor lentitud.

Si se observan las tendencias alrededor de los 52000s se puede notar que la componente osmótica se encuentra estabilizada para ese instante, mientras que la matricial continúa disminuyendo hasta el final del ensayo. Esta diferencia en el

comportamiento de la cinética de ambas componentes de la succión entre s1v y s1l se observa con mayor claridad si se suman las dos succiones para obtener la succión total ψ , cuya evolución en el mismo punto durante la etapa 2 de los ensayos con vapor s1v y con líquido s1l se presentan en la Figura 6.9.

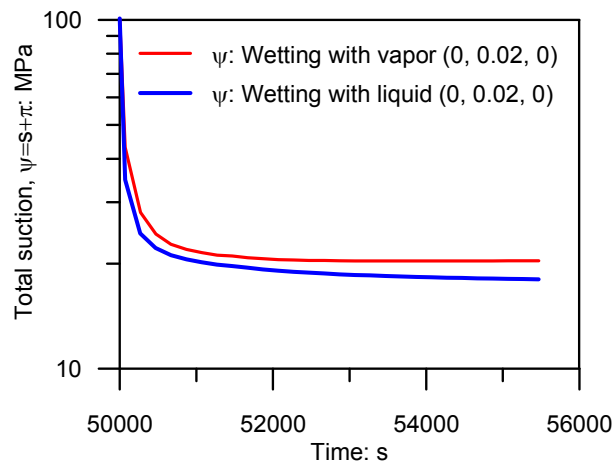


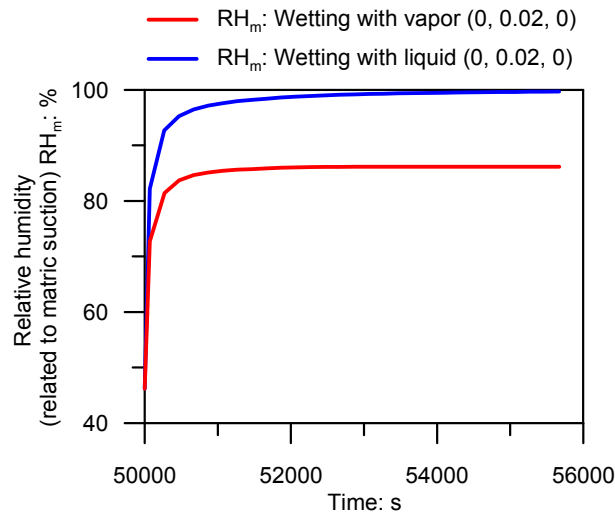
Figura 6.9 Simulación s1: Evolución temporal de la succión total ($\psi=s+\pi$) en el punto de coordenadas en metros (0,0.02,0) para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.

Las curvas presentadas proporcionan la idea de que la muestra inundada con líquido siente el cambio de ψ a una velocidad un poco mayor que cuando es humedecida con vapor y sufren una separación en el tiempo, aunque se haya impuesto la misma condición final en ambos casos.

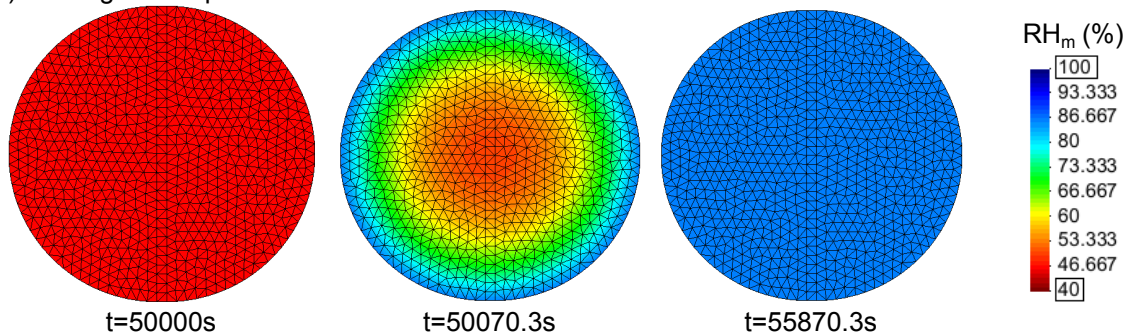
Por otra parte, en las simulaciones se ha tomado el término succión total para referirse a la succión total aplicada ψ_{app} , por lo cual, si se incorpora la interpretación planteada en capítulos anteriores, en el caso del líquido en realidad es la actividad del líquido que está gobernando el sistema a_{wtip} la que actúa en la punta de la grieta del disco, que ha llegado a esa zona en un estado más diluido como consecuencia del efecto filtro que evita que la totalidad de los cationes hidratados penetren por completo.

Adicionalmente, es interesante conocer la evolución de la humedad relativa matricial y comparar s1v y s1l. Esta variable define la HR resultante sin tomar en cuenta la componente osmótica. En la Figura 6.10a se presentan las curvas obtenidas en el punto (0, 0.02, 0)m, donde se observa un tiempo de estabilización un poco inferior para el caso de vapor ($HR_m=86\%$). .

a)



b) Wetting with vapor



c) Wetting with liquid

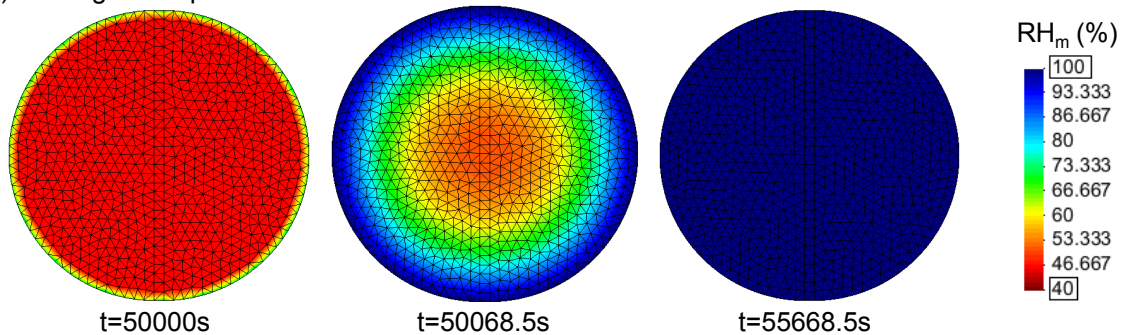


Figura 6.10 Simulación s1: Evolución temporal de la humedad relativa matricial RH_m para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante: a) Vapor y líquido en el punto de coordenadas en metros (0, 0.02, 0). b) Vapor dentro del disco de pizarra. c) Líquido dentro del disco de pizarra.

A continuación se presenta la comparación de la evolución de las distintas variables obtenidas en las simulaciones s1v y s1l en las coordenadas (0, 0.02, 0)m y en el centro del disco (0, 0, 0).

Como se evidencia a través de la Figura 6.11, el daño ocurre más lentamente en el punto más cerca del perímetro del disco, si se compara con el daño obtenido en el centro. Esta respuesta concuerda con la hipótesis propuesta inicialmente de que el daño se inicia en el centro de la muestra. Sin embargo, actualmente se está trabajando en el inicio de la propagación de fisuras en un punto aleatorio del disco, porque se sabe que existen micro-grietas en los contactos altamente tensionados que pueden activarse con la acción de la carga y la humedad.

En ambos casos no se observa diferencia entre el humedecimiento con líquido y vapor, aunque se estima que debería existir una evolución más rápida en la variable d cuando el humedecimiento se hace a través de líquido. Esta respuesta se debe a que la ley de energía de fractura utilizada es la misma para ambos casos, por lo que otra mejora del modelo en la que se está trabajando actualmente consiste en separar esta función, según la manera de aplicar la succión.

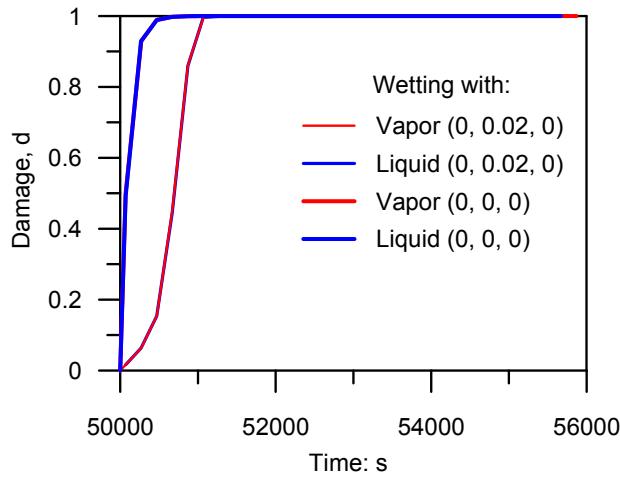


Figura 6.11 Simulación s1: Evolución temporal de la variable de daño d en los puntos de coordenadas en metros $(0,0.02,0)$ y $(0, 0, 0)$ para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.

Por otra parte, en la Figura 6.12 se ha representado la evolución temporal de las componentes matricial y osmótica para ambas coordenadas en el humedecimiento con la HR del vapor bajo carga mientras se mantiene constante el desplazamiento.

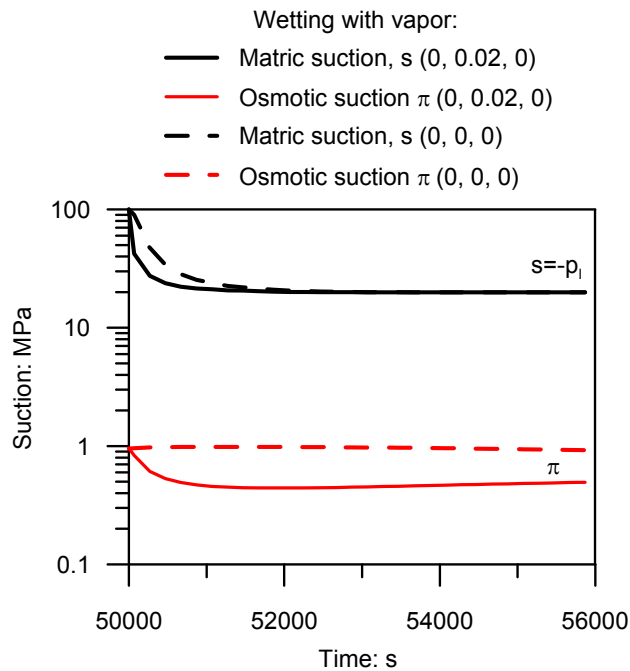


Figura 6.12 Simulación s1v: Evolución temporal de las succiones matricial s y osmótica π para humedecimiento bajo carga a desplazamiento constante mediante vapor en los puntos de coordenadas en metros $(0,0.02,0)$ y $(0, 0, 0)$.

Como era de esperarse, los cambios impuestos para los dos tipos de succión ocurren con mayor rapidez en la coordenada más cercana al perímetro (0, 0.02, 0)m y tardan más en llegar al centro.

La Figura 6.13 describe la evolución de ambas componentes de la succión durante el humedecimiento con líquido bajo carga, manteniendo el desplazamiento constante. Al igual que lo observado cuando se humedece mediante vapor, se nota que la velocidad de cambio de las dos componentes de la succión resulta mayor en la zona perimetral que en el centro del disco.

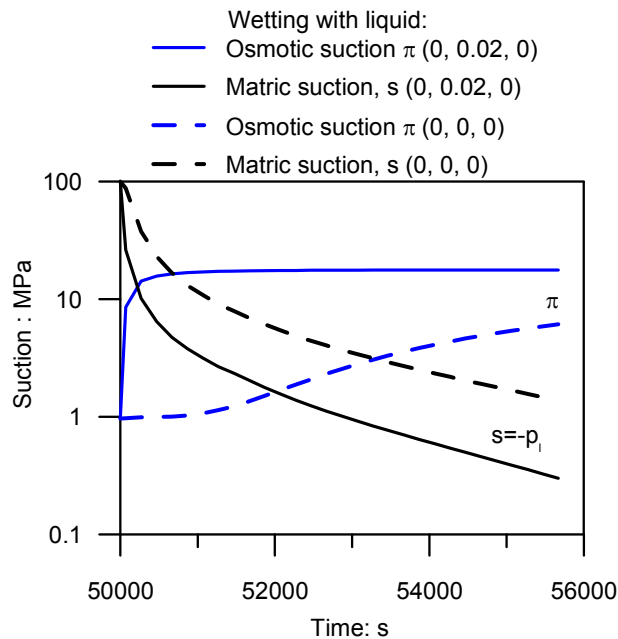


Figura 6.13 Simulación s1I: Evolución temporal de las succiones matricial s osmótica π para humedecimiento bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0).

La evolución de la humedad relativa matricial también fue comparada para ambas coordenadas, como se observa en la Figura 6.14, donde las curvas reflejan que la variación de la HR_m se produce más rápidamente en la coordenada más superficial a medida que el vapor penetra en los poros del disco de roca.

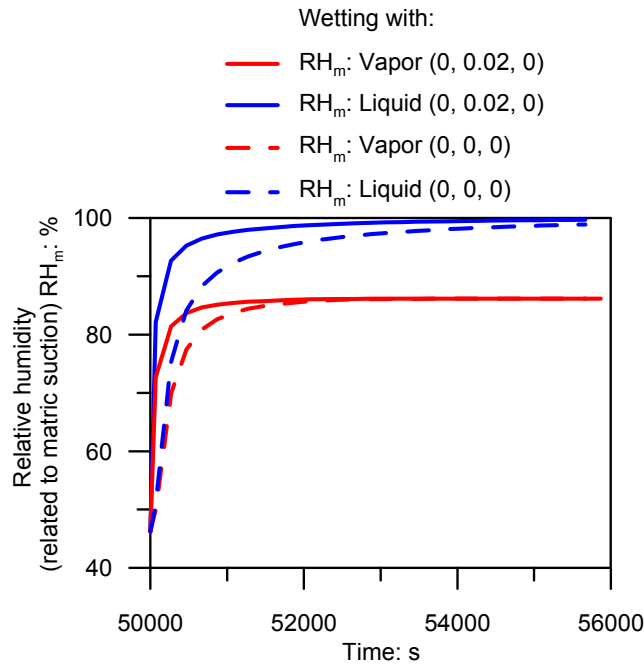


Figura 6.14 Simulación s1: Evolución temporal de la humedad relativa matricial RH_m en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0) para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.

Finalmente, una manera de comprender las variaciones de la succión que se están presentando en los distintos puntos del disco de pizarra, se ha procedido a retomar el concepto aditivo de la succión total ψ como la sumatoria de las componentes matricial y osmótica. En la Figura 6.15 se muestran los resultados obtenidos para la succión total en las coordenadas (0, 0.02, 0)m y (0, 0, 0).

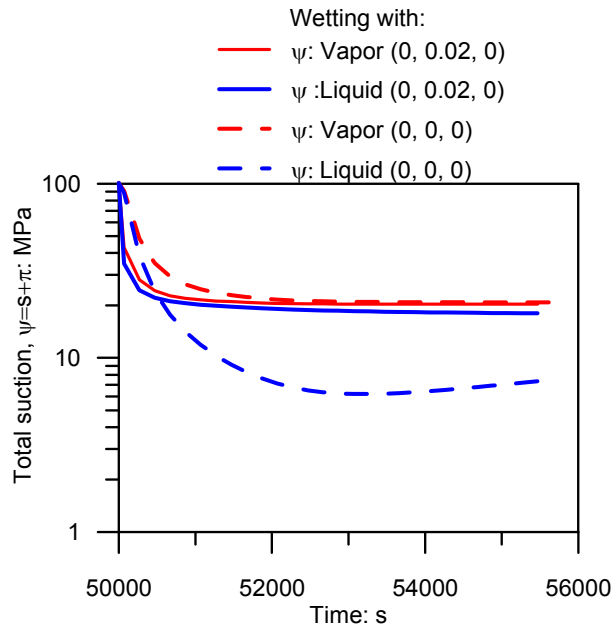


Figura 6.15 Simulación s1: Evolución temporal de la succión total ($\psi = s + \pi$) en los puntos de coordenadas en metros (0,0.02,0) y (0, 0, 0) para cambio de succión bajo carga a desplazamiento constante mediante líquido y vapor.

Para ambas coordenadas, la evolución temporal de la succión total obtenida con humedecimiento a través de líquido es algo más rápida que para vapor; no obstante, en el centro del disco, esta diferencia es más marcada.

6.5 Conclusiones

Se propuso explicar los fenómenos observados en los resultados experimentales mediante una simulación numérica, con la finalidad de observar de cerca la evolución de presiones y actividades del líquido mientras ocurren los procesos de cambio de succión mediante vapor y líquido, hasta alcanzar la rotura.

Las simulaciones se realizaron sobre la base del modelo de daño isótropo por tracción propuesto por (Sánchez et al., 2014), programado en CODE_BRIGTH para ensayos de tipo brasileño en el material estudiado, donde inicialmente se considera que la muestra no posee fisuras. El modelo tiene dos parámetros principales con los cuales queda caracterizado el comportamiento a tracción bajo cambios de succión con vapor y líquido, que son: $\sigma_t(\psi)$: La ley de resistencia a tracción en función de la succión total, obtenida experimentalmente para equilibrio con vapor y líquido y G_f : Energía de fractura, que se refiere al área bajo la curva de “softening” de la tensión con la deformación, que para esta fase previa de simulaciones, no se diferenció según el método de cambio de succión utilizado (vapor o líquido).

De la manera como fue concebido el modelo, la ley de daño se aplica sobre los elementos en los que teóricamente se produce la fractura durante un ensayo de tipo brasileño; en dicho plano, queda predeterminada la concentración de tensiones y el resto del disco se considera elástico. No obstante, para simular numéricamente la respuesta de una muestra más acorde con las obtenidas en la realidad se podría realizar el mallado de toda la muestra en el que todos los elementos tienen la posibilidad de separarse por fragmentación, tal y como lo hicieron (Sánchez et al., 2014) para simular la desecación de grietas en suelos.

El tipo de ensayo sobre el que se han realizado las simulaciones en este capítulo no se refiere a un brasileño convencional, sino a una rotura diametral bajo carga con desplazamiento constante a medida de que se somete a humedecimiento mediante líquido o vapor; tal y como se llevó a cabo experimentalmente en el capítulo anterior en los ensayos H_l y H_v , respectivamente.

Se hizo el esfuerzo de seguir los protocolos más adecuados para caracterizar experimentalmente la muestra, con el objeto de introducir al modelo unos parámetros lo más ajustados posible a la realidad mediante medidas físicas de laboratorio. Se adoptaron parámetros concernientes al material de carácter hidroquímico, entre ellos, la permeabilidad k , la difusividad del vapor D_w y los parámetros p y λ de la curva de retención; y mecánico como el Módulo de Young E , el Módulo de Poisson y las leyes de resistencia a tracción en función de la succión $\sigma_t(\psi)$.

Como ejemplo se ha presentado la simulación s1v y s1l para humedecimiento con vapor y líquido, respectivamente. Los resultados analizados se refieren al seguimiento de variables como las succiones matricial y osmótica; donde la primera se define como el valor negativo de la presión del líquido y la segunda más vinculada a la acción química producto de la actividad del líquido.

En ambas simulaciones se representaron esquemáticamente con una escala de colores dentro del disco, las evoluciones temporales del daño d , las componentes de la succión s y π y la humedad relativa de tipo matricial RH_m . Adicionalmente se obtuvo la evolución de dichas variables en 2 coordenadas específicas de la muestra: una más superficial (0, 0.02, 0)m y la otra en el centro (0, 0, 0).

- Variable de daño, d : En líneas generales el daño se incrementa a medida que transcurre el humedecimiento. Esto indica que el material se va degradando paralelamente a la disminución de succión bajo carga y su evolución se produce de manera consistente según la ubicación de la coordenada analizada. Es decir, en el centro de la muestra el daño ocurre a mayor velocidad que en la superficie, debido a que se aplicó la ley de daño desde el centro de la muestra (donde se supone que se concentran, en principio, las tensiones de tracción). Sin embargo, esta solución que se ha adoptado de forma preliminar no es del todo satisfactoria y se plantea una mejora colocando interfases en todos los elementos finitos, con la finalidad que todos tengan la posibilidad de separarse por fragmentación. De esta manera se obtendrá una respuesta más acorde con la realidad, en la cual la ubicación de microfisuras superficiales juega un papel primordial a medida de que el agente corrosivo (líquido o vapor) inicia su penetración hacia la muestra, generándose una evolución del daño desde afuera hacia adentro del disco.

Otra mejora que se propone consiste en obtener la energía de fractura en función de la succión por separado para líquido y vapor, así como se hizo con la resistencia a tracción.

- Succiones matricial y osmótica, s y π : La evolución temporal de ambas componentes de la succión durante el humedecimiento con líquido para la simulación s1l evidencia que la cinética de la succión osmótica es mucho más potente que la de la matricial, al contrario de lo que ocurre en la simulación con vapor s1v.

Por otra parte, si se compara la evolución temporal de ambas componentes para las 2 coordenadas estudiadas, en el caso de humedecimiento a través de la HR del vapor bajo carga, los cambios impuestos para los dos tipos de succión ocurren con mayor rapidez en la coordenada más cercana al perímetro (0, 0.02, 0)m y tardan más en llegar al centro. En el caso del humedecimiento con líquido, se produce un comportamiento similar al del vapor, aunque se destaca una diferencia entre las evoluciones de s y π y mucho más acentuada. Esta respuesta revela que el humedecimiento con líquido genera una cinética claramente mayor que la que ocurre durante la transferencia de vapor. En otras palabras, la penetración del líquido origina cambios en el sistema (representados por las componentes de la succión) que se producen a una mayor velocidad que en el vapor.

- Succión total ψ : Las curvas reflejan que la muestra inundada con líquido experimenta el cambio de ψ a una velocidad mayor que cuando es humedecida con vapor.
- Humedad relativa matricial R_{Hm} : Esta variable define la HR que resulta al eliminar el efecto de la componente osmótica. Tanto para el caso de humedecimiento con vapor como con líquido se observó que la estabilización de la H_{Rm} ocurre en instantes similares si se analizan en la misma coordenada. No obstante, si se comparan las evoluciones en la coordenada superficial con la del centro del disco, los cambios impuestos para los dos tipos de succión ocurren con mayor rapidez en la coordenada más cercana al perímetro y tardan más en llegar al centro, lo cual es consistente con la manera en que se han planteado los cambios de succión.

Las simulaciones numéricas realizadas generaron unos resultados preliminares que proveen un primer paso para la comprensión de la evolución de la cinética de las variables que intervienen en los fenómenos que se producen durante el humedecimiento de discos de pizarra bajo carga, mediante la actividad del líquido y la HR del vapor. No obstante es necesario profundizar dentro de este marco implementando algunas mejoras, principalmente, lograr que las fisuras puedan iniciar su propagación en cualquier punto de la muestra.

6.6 Referencias

- Hawkes, I., Mellor, M., 1970. Uniaxial testing in rock mechanics laboratories. Eng. Geol. 4, 177–285.
- Maugin, G.A., 1992. The termodinamics of plasticity and fracture, Cambridge University Press. Cambridge.
- Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.
- Oller, S., 2001. Fractura mecánica. Un enfoque global. CIMNE, Barcelona, España.
- Sánchez, M., Manzoli, O.L., Guimarães, L.J.N., 2014. Modeling 3-D desiccation soil crack networks using a mesh fragmentation technique. Comput. Geotech. 62, 27–39. doi:10.1016/j.compgeo.2014.06.009

7

DESARROLLO DE UN NUEVO EQUIPO TRIAXIAL PARA AGREGADOS GRUESOS CON SUCCIÓN CONTROLADA Y MEDICIÓN LOCAL DE DEFORMACIONES

7.1 Introducción

El diseño de un equipo triaxial para escolleras es una tarea compleja; la primera consideración que hay que adoptar es el tamaño de la probeta a ensayar. Como se ha mencionado anteriormente, el tamaño de la escollera en sitio, por ejemplo la que se usa en la construcción de espaldones de presas, varía entre 0.6 y 2 m de diámetro; razón por la cual, años atrás se pensaba que la célula ideal sería la que alojase una muestra con partículas del mismo tamaño. Como consecuencia de este planteamiento los primeros equipos desarrollados para tal fin por (Marsal, 1963b) y (Marachi et al., 1969) contaban con dimensiones realmente inmensas, específicamente los tamaños de probetas alcanzaban 1.13 m de diámetro por 2.50 m de altura y 0.91 m de diámetro por 2.28 m de altura, respectivamente. De la experiencia de los referidos autores, hoy en día al momento de desarrollar un proyecto de este tipo, también se toma en cuenta la inversión en tiempo y dinero necesaria para construir y manipular un equipo de tal magnitud, debido a que hay que considerar una serie de recursos adicionales, tanto humanos como mecánicos. Por este motivo se han venido diseñando equipos de menor tamaño, menor costo y con mayor facilidad de manipulación.

Como consecuencia del problema descrito anteriormente, se empezaron a utilizar granulometrías escaladas geométricamente que pudieran funcionar en equipos menor tamaño (Marachi et al., 1969). El diámetro más comúnmente utilizado en los últimos tiempos para triaxiales de escolleras es de aproximadamente 300 mm, un ejemplo de ellos es el utilizado en los experimentos de (Gupta, 2000; Xu et al., 2012) y el desarrollado en el Departamento de Ingeniería del Terreno de la UPC por (Chávez et al., 2009). En general, se ha cumplido con una relación diámetro de probeta tamaño máximo de partícula alrededor de 6 según se recomienda en (Marachi et al., 1969).

Dentro de las respuestas más resaltantes de los ensayos triaxiales realizados a diversos tipos de agregados gruesos en el Departamento de Ingeniería del Terreno de la UPC como la pizarra de Lechago (Chávez, 2004) y la caliza de Garraf (Ortega, 2008), se encuentra la sensibilidad existente a los cambios de humedad relativa (Alonso et al., 2016), además del comportamiento de dilatancia (expansión) que se genera en granulometrías de tamaño máximo 40mm en los estados más secos y que parece no estabilizarse aún cuando se alcancen valores cercanos al 20% de la deformación axial; por lo cual se hace difícil concluir la llegada a un estado crítico.

El presente capítulo tiene como objetivo principal explicar el desarrollo de una nueva célula triaxial para materiales de grano grueso con control de succión y medidas locales de las deformaciones radiales, con la finalidad de obtener resultados que complementen el estudio de la dilatancia de este tipo de materiales, ensayando probetas con una granulometría de tamaño máximo menor que el analizado por (Alonso et al., 2016); finalmente se estudia la configuración post-ensayo de una de las muestras mediante una tomografía axial computarizada TAC.

7.1.1 Estudios previos

Entre todas las investigaciones previas referentes al diseño y construcción de equipos triaxiales para escolleras cuyos inicios se remontan a la década de los 60, este apartado se enfoca en el trabajo realizado en el Laboratorio de Geotecnia de la UPC por (Chávez, 2004; Chávez et al., 2009).

El equipo triaxial con control de succión tiene unas dimensiones de probeta de 250mm de diámetro y 500mm de altura y con la granulometría utilizada se tiene una relación de 6.25 entre el diámetro de la probeta y el tamaño máximo de la partícula. En esta célula se han hecho estudios experimentales en dos tipos de material de escollera: la pizarra utilizada para construir la presa de Lechago (Chávez, 2004; Chávez et al., 2009) y una caliza usualmente empleada como balasto ferroviario (Alonso et al., 2016; Ortega, 2008). Las curvas granulométricas de ambos materiales antes y después de la compactación se muestran en la Figura 7.1.

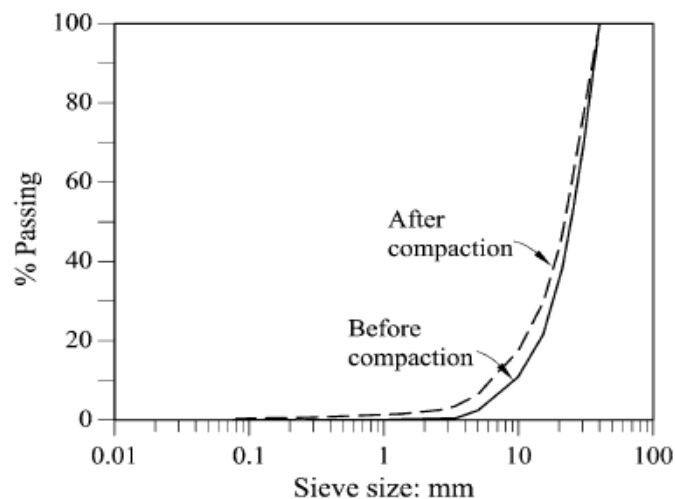


Figura 7.1 Distribución granulométrica de la pizarra de la presa de Lechago y la caliza dura ensayados en el triaxial de escolleras con control de succión (Alonso et al., 2016)

La compactación fue realizada bajo la energía del proctor estándar directamente sobre la base de la célula dentro de la membrana de neopreno que sirve de recubrimiento durante el ensayo y adicionalmente dentro de un molde metálico del tamaño de la muestra. De esta manera se obtuvo un índice de poros $e_0=0.504\pm 0.02$.

En la Figura 7.2 se presenta un esquema de la célula desarrollada, donde se observan cada uno de sus componentes. Un aspecto importante tomado en cuenta para el

diseño fue el concepto de un sistema de doble pared que consiste en una pared interna y un cilindro circular que corona el cabezal; entre estas dos piezas, se mide el nivel de agua con un DPT.

Las medidas de deformación en la probeta se realizan de manera global y local. Para las globales se cuenta con tres transductores de desplazamiento (LVDT) en la parte superior del cabezal con los que se obtiene un promedio de la deformación axial de la muestra, y un transductor diferencial de presión (DPT), que mide la variación del volumen de agua dentro de la cámara a medida que se deforma la muestra.

Paralelamente, las medidas de deformación local se realizan a través de dos transductores de deformación axial (LDT) en la parte media de la probeta ubicados en extremos diametralmente opuestos y tres transductores de deformación radial (DDT) colocados en los cuartos y al centro de su altura. Las medidas locales axiales son útiles para evitar la acumulación de errores que pudieran presentarse por un contacto inadecuado entre el cabezal y los agregados. De igual forma, se puede evaluar la penetración de la membrana mediante la diferencia entre las medidas globales y las locales.

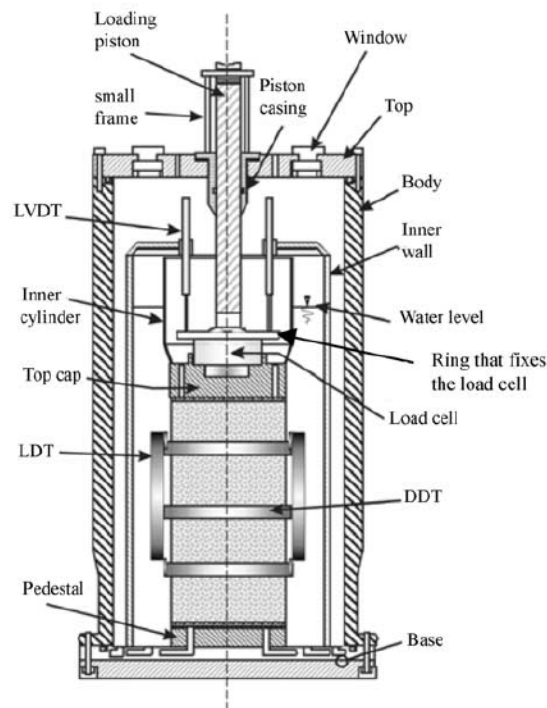


Figura 7.2 Triaxial cell scheme (Chávez et al., 2009)

El marco de carga tiene en su parte inferior un pistón hidráulico que se acciona por medio de una bomba de aceite cuando se requiere trabajar con deformación controlada o por una interfase aire-aceite para tensión controlada. Las mediciones de carga son registradas mediante una célula de carga (Figura 7.2).

El sistema de control de succión es el mismo planteado por (Oldecop, 2000) donde la succión total es controlada a partir de la humedad relativa impuesta por una solución salina, donde el vapor se transfiere con el uso de una bomba de aire que lo hace

circular a través de la muestra hasta alcanzar el equilibrio termodinámico, momento en el cual se puede obtener la succión total en función de la HR del vapor con el uso de la ley psicrométrica.

Los investigadores que utilizaron este equipo, lograron obtener una gran cantidad de resultados de ensayos triaxiales en agregados gruesos; sin embargo, paralelamente hicieron algunas recomendaciones para futuras investigaciones como: mejorar la instrumentación interna debido a que algunas de sus partes, como las galgas extensométricas de las células de medición diametral, se deterioran con frecuencia debido a que se encuentran sumergidas a elevadas tensiones de confinamiento, además de que el contacto entre galga y fleje se deteriora con las deformaciones; adicionalmente propusieron la automatización de las trayectorias tensión-deformación con el objeto de mejorar el control de la aplicación de tensiones desviadoras y de confinamiento.

Con los resultados de los ensayos realizados en este equipo para los materiales señalados, según (Alonso et al., 2016) se ha logrado estudiar:

- La evolución de las distribuciones granulométricas
- Las reglas de dilatancia descrita en términos de la relación de tensiones, el trabajo plástico generado y la tensión de confinamiento promedio
- La forma de la superficie de fluencia en un plano triaxial, la cual resultó para ambas litologías estar bien representada por formas elípticas cuyo eje mayor sigue aproximadamente la línea de K_0 .
- Se encontró que la HR afecta significativamente la evolución de la distribución granulométrica, la respuesta de la tensión desviadora con la deformación y las reglas de dilatancia.

Las trayectorias seguidas en principio, con la grava de caliza, para alcanzar los resultados descritos se presentan en la Figura 7.3.

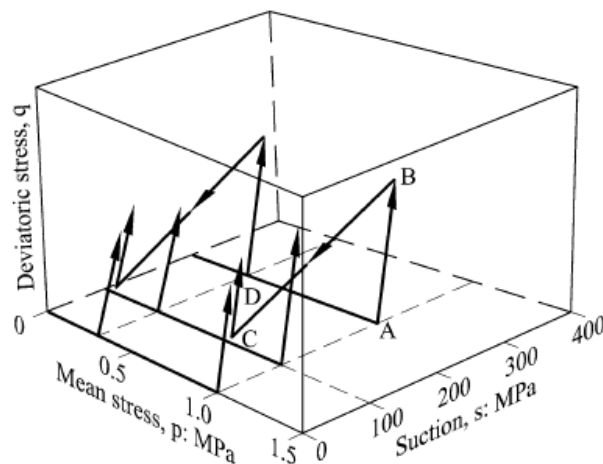


Figura 7.3 Trayectorias seguidas en las muestras de gravas de caliza bien graduadas en el espacio (p, q, s) (Alonso et al., 2016)

En cuanto a la grava de pizarra se siguieron básicamente las mismas trayectorias a pesar de que los valores de las tensiones de confinamiento y succiones no fueron

iguales para todas las muestras estudiadas; en este caso la succión se mantuvo constante a lo largo de los ensayos.

Como se explica en (Alonso et al., 2016), los especímenes exhiben un comportamiento dúctil para las tensiones y succiones ensayado. Se demuestra la respuesta de una tensión desviadora sistemáticamente menor para las muestras equilibradas a $HR=100\%$; sin embargo, para estados más secos ($10\% < HR < 50\%$) las diferencias no son tan notables. Además, se observa una fuerte dilatancia positiva (contractancia) en etapa inicial de la tensión desviadora aplicada, como consecuencia de la rotura de granos y la rotura de los contactos entre ellos. A medida que se acumula la tensión desviadora, la tasa de dilatancia decrece hasta hacerse cero en la proximidad del límite de la condición de corte; y posteriormente, se observa una etapa de dilatancia (expansión) a tensión de corte constante, básicamente. La dilatancia se incrementa cuando la HR decrece, es decir, a cuando el material se encuentra más seco.

A manera comparativa se graficaron los resultados de los ensayos similares sobre la pizarra de Lechago en la Figura 7.5.

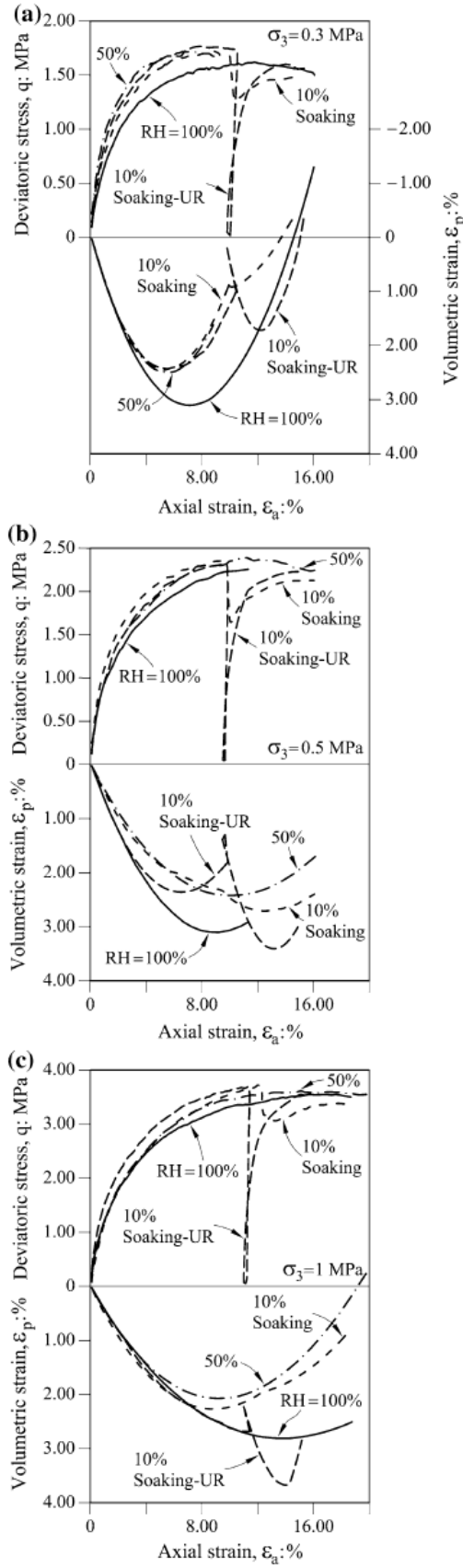


Figura 7.4 Ensayos triaxiales con succión controlada en muestras bien graduadas de caliza bajo tensión de confinamiento: a) $\sigma_3=0.3$ MPa. b) $\sigma_3=0.5$ MPa. c) $\sigma_3=1.0$ MPa (Alonso et al., 2016)

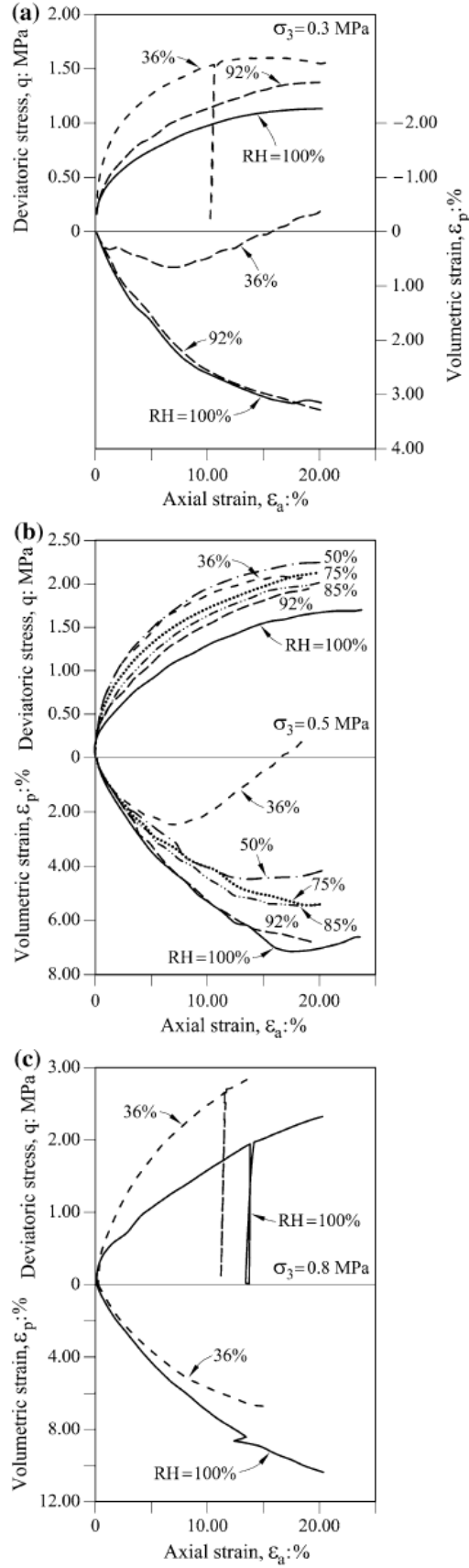


Figura 7.5 Ensayos triaxiales con succión controlada en muestras de la pizarra de Lechago bajo tensión de confinamiento: a) $\sigma_3=0.3$ MPa. b) $\sigma_3=0.5$ MPa. c) $\sigma_3=0.8$ MPa (Alonso et al., 2016)

En este caso, la influencia de la HR tiene mayor importancia y está mejor definida. En todos los experimentos bajo tensión de confinamiento de 0.5 MPa para HR=36, 50, 75, 85, 92 y 100% se evidencia una correlación entre la tensión de corte movilizada y la HR aplicada. Ahora la contractancia domina la respuesta volumétrica debido al incremento del rompimiento de las partículas, mientras que la dilatancia (expansión) de nuevo disminuye con la HR.

Adicionalmente se calculó la evolución del índice de dilatancia D como se indica en la expresión (4.1), donde $\dot{\epsilon}_p^p$ y $\dot{\epsilon}_a^p$ son las tasas de deformación volumétrica plástica y axial en términos de la relación de tensiones $R=\sigma_1/\sigma_3$.

$$D = 1 - \frac{\dot{\epsilon}_p^p}{\dot{\epsilon}_a^p} \quad (7.1)$$

Las condiciones de estado crítico fueron encontradas para $D=1$. La Figura 7.6 indica que las trayectorias de dilatancia de las cuatro muestras representadas finalizan en el estado crítico para la pizarra de Lechago.

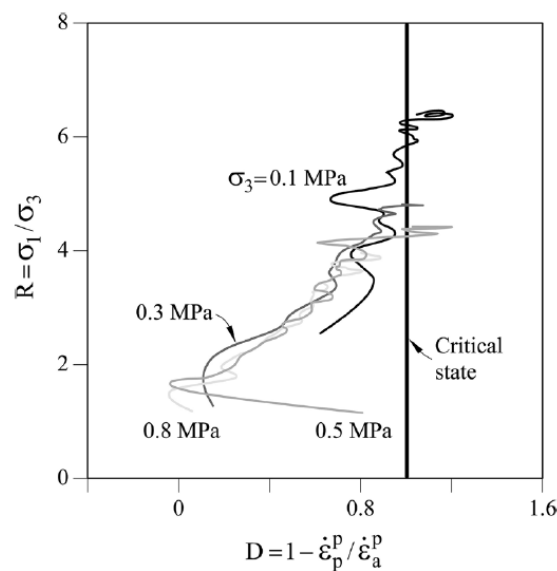


Figura 7.6 Dilatancia en los ensayos triaxiales de muestras saturadas de la pizarra de Lechago (Alonso et al., 2016)

7.2 Descripción general del equipo

Dentro del marco anteriormente descrito en la búsqueda del diseño óptimo de un equipo triaxial para agregados gruesos, se plantea la inquietud de desarrollar una nueva célula que sea manejable en cuanto a su tamaño y que a su vez permita obtener la mayor cantidad de información de calidad posible de la muestra durante el ensayo, sin necesidad de invertir una cantidad excesiva de tiempo en su preparación, ni espacio dentro del equipo.

Bajo esta premisa se presenta el desarrollo del nuevo equipo triaxial de escolleras con succión controlada, que incluye un sistema simple e innovador que permite registrar las medidas locales de deformación radial que experimenta la muestra durante las diferentes trayectorias tensionales y de succión en tres niveles longitudinales de la probeta.

La célula diseñada con el apoyo de Tomás Pérez, del Laboratorio de Geotecnia de la UPC, posee la capacidad de alcanzar una presión de cámara hasta 4 MPa, con unas dimensiones de probeta de 200x400 mm. Adicionalmente, se cuenta con un sistema de palpadores radiales en contacto directo con la muestra que registra las deformaciones mediante transductores de desplazamiento ubicados externamente.

El equipo se compone a nivel general de: la célula triaxial, la prensa de aplicación de carga, la instrumentación, el circuito de control de humedad relativa, el sistema de adquisición de datos y los equipos auxiliares para el montaje. La presión de confinamiento es aplicada mediante aire comprimido, mientras que la carga axial se maneja con una prensa Instron de 200 ton de capacidad, que permite realizar ensayos con control de deformación y de carga.

El equipo permite imponer la humedad relativa deseada a la probeta; aplicando un flujo de vapor de agua, que se encuentra en equilibrio termodinámico con una solución colocada en un recipiente dentro del circuito (Oldecop, 2000). Se utiliza una tarjeta de adquisición de datos de 16 bits para grabar las salidas amplificadas de los transductores durante los ensayos. Los equipos auxiliares principales son: una grúa constituida por un pescante giratorio, y un polipasto con una capacidad de soportar 9.8 kN; un molde para la compactación que se separa longitudinalmente por la mitad; y un pisón compactador.

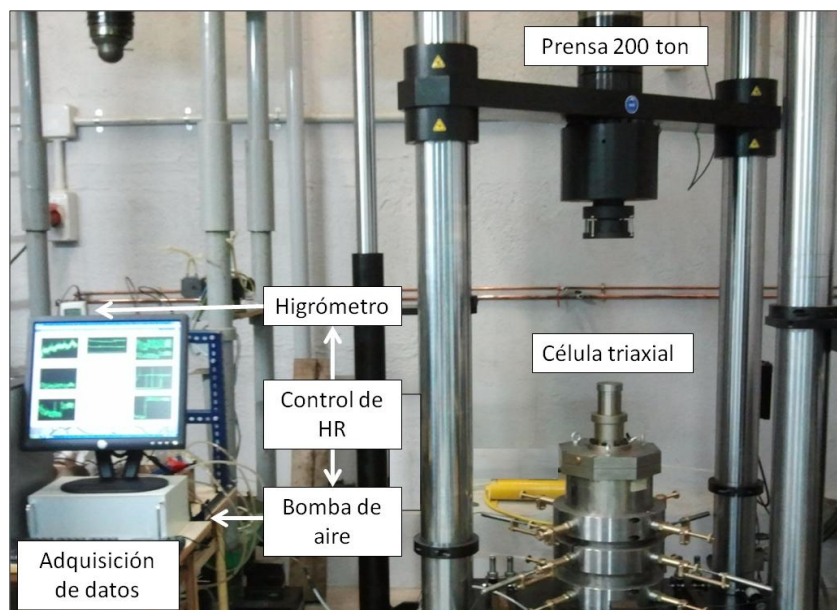


Figura 7.7 Esquema general del nuevo equipo triaxial para escolleras con control de succión y medidas de deformación local

7.2.1 Célula triaxial. Elementos mecánicos

La aplicación de la carga vertical se realiza por medio de una prensa Instron de 200 ton de capacidad, automatizada con su propio programa que se encarga del control y adquisición de datos de los ensayos. Previo inicio de cada prueba debe diseñarse un método de control, éste incluye: especificaciones de la muestra, definición de las diferentes etapas del ensayo, trayectorias de carga y descarga, y condiciones de finalización, entre otras. La prensa posee una célula de carga y un transductor de desplazamiento que fueron previamente calibrados en el rango de trabajo que se pretende utilizar con el equipo triaxial (Anexo G).

La nueva célula triaxial fue diseñada y construida en el Laboratorio de Geotecnia de la Universitat Politècnica de Catalunya (UPC). En la Figura 7.8 se encuentra el esquema de la célula; donde se muestran los palpadores encargados de registrar las deformaciones radiales, cuyo diseño está basado en (Mora, 2016).

La célula cuenta con 3 partes principales construidas en acero inoxidable 316: la cámara en forma cilíndrica abierta por ambos extremos, la base sobre la cual se encuentra el pedestal y la tapa en cuyo centro está ubicada la guía del eje o pistón a través del cual se aplica la carga vertical. La unión entre estas piezas, así como entre otras partes metálicas se realiza mediante juntas tóricas de acrílnitrilo-butadieno para asegurar la estanqueidad del sistema.

La base del equipo posee dos canales internos, uno para comunicación con la muestra (drenaje que se utiliza como parte del circuito de control de succión) y otro con la cámara (para aplicar la presión de confinamiento) y un pedestal con disco poroso.

En la zona media se encuentran: la celda o cámara, que va fijada al pedestal, en cuyo interior se aloja la probeta confinada por la membrana de caucho anti-abrasivo sin empalmes fabricada con una formulación especial de goma resistente al corte y al desgaste de 3mm de espesor y el cabezal con el disco poroso superior que alberga un conducto para el control de succión de la muestra, como se observa en la foto vista de planta (Figura 7.9a); adicionalmente se encuentran los 3 anillos soportes de instrumentación para medición de deformación radial, en los cuales se ubican 12 palpadores confrontados en ejes perpendiculares, que se aprecian más claramente en la Figura 7.9b.

En la parte superior se ubican: una rótula cóncava sobre el cabezal (pensando en que exista mayor libertad en las deformaciones volumétricas sufridas por la probeta, en comparación con una base de pistón plana), el eje axial de transmisión de carga vertical, el apoyo de carga axial en la prensa y la tapa que cierra la celda.

El material utilizado para la construcción de la mayoría de las piezas fue acero inoxidable 316. Las partes más delicadas, como son las que conforman el eje del pistón se fabricaron en acero F-115 y posteriormente se les realizó un tratamiento niquelado químico, para evitar la corrosión.

Para garantizar que no exista comunicación entre la muestra y la cámara, es necesario que el cierre entre membrana - cabezal y membrana - pedestal quede completamente hermético, por esta razón se dejó un canal en el perímetro del cabezal superior de

manera que pueda ser bordeado por la membrana y ésta a su vez ser fijada por una brida metálica que se ajusta al ancho del canal. La misma técnica fue utilizada para cerrar el perímetro del pedestal.

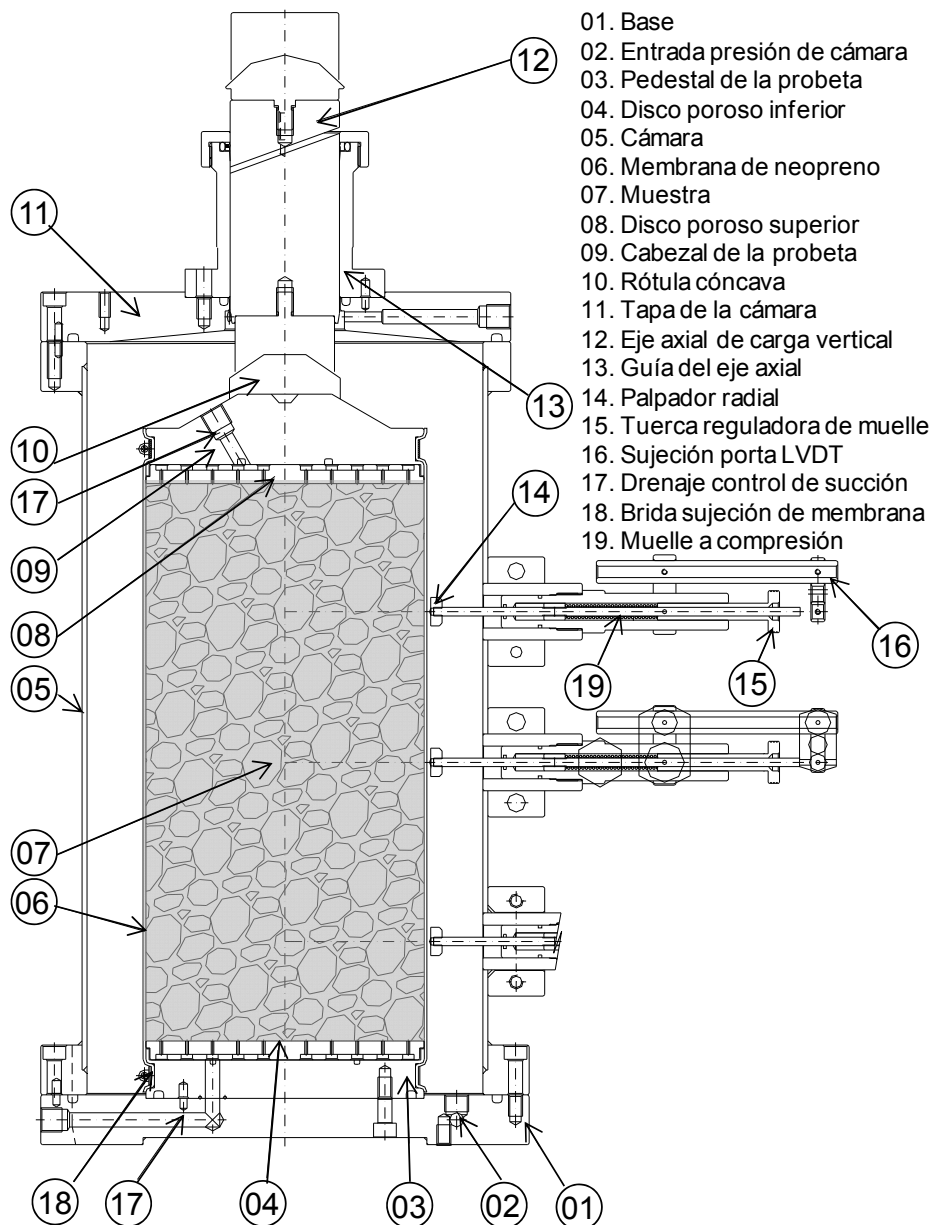


Figura 7.8 Esquema de la nueva célula triaxial para escolleras con control de succión y medidas de deformación local, sobre la base de los planos dibujados por Tomás Pérez (2014) del Laboratorio de Geotecnia de la UPC

La presión de la cámara es aplicada a través del sistema de aire comprimido del laboratorio, con capacidad hasta 4MPa y se controla por medio de un regulador eléctrico *Proportion-Air* con presión de salida máxima de 3.4MPa.

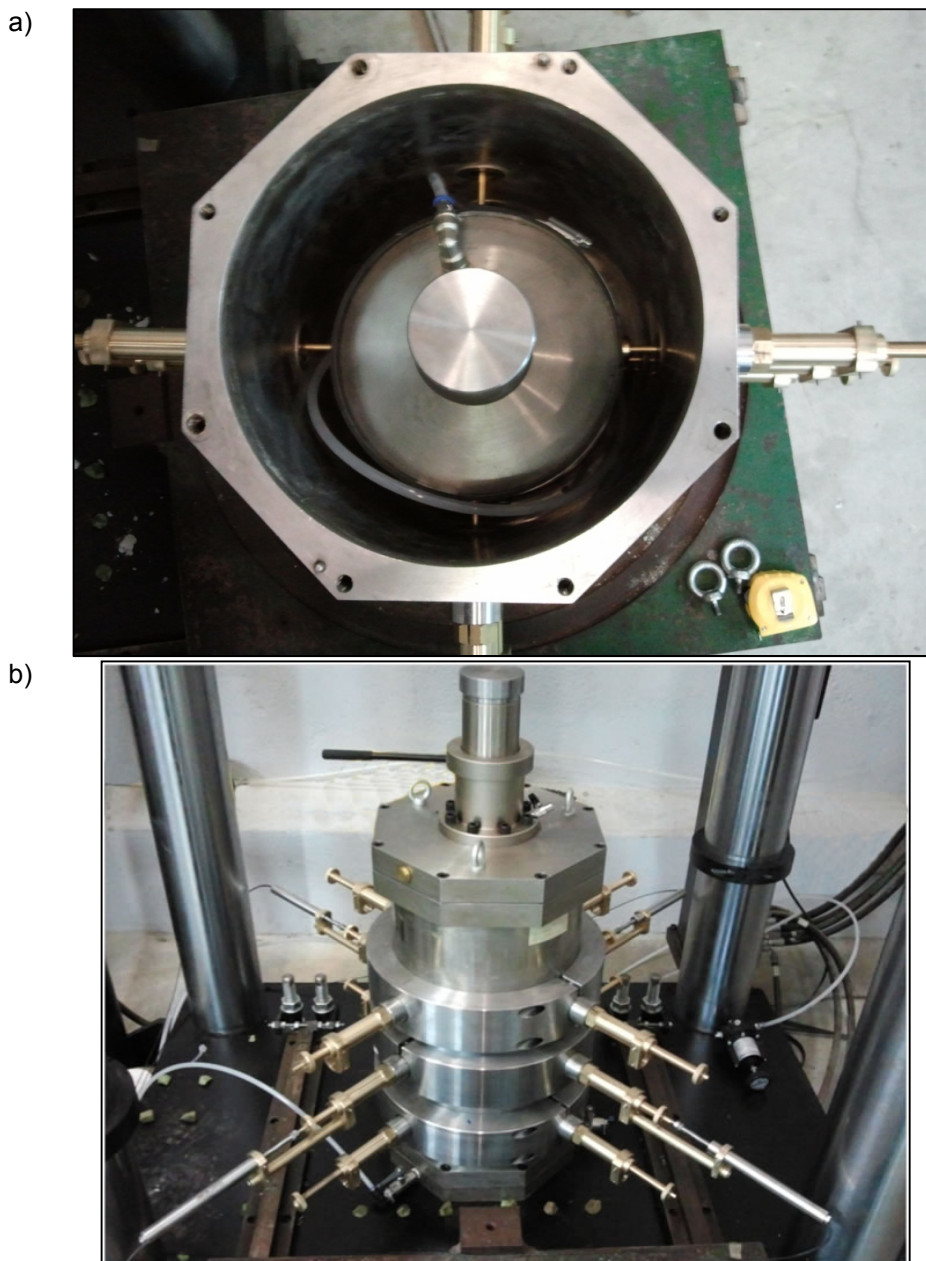


Figura 7.9 Nuevo equipo triaxial de escolleras con control de succión y sistema de palpadores para medición de deformación radial: a) Vista de planta del montaje sin la tapa. b) Montaje completo del equipo cerrado dentro del marco de la prensa

7.2.2 Equipos auxiliares

Debido a las dimensiones y el peso de la célula y las partes que la conforman, se hace necesario el uso de equipos auxiliares para su manipulación durante el montaje y desmontaje, entre ellos: una grúa constituida por un pescante giratorio, y un polipasto con una capacidad de soportar 9.8 kN; un molde que se abre por la mitad longitudinalmente para la compactación; y un pisón compactador Marsal. Las herramientas de compactación y las técnicas utilizadas se explican más detalladamente en el apartado 7.5.1 referente a la preparación de la muestra.

Adicionalmente se requiere un carro construido en el laboratorio compuesto de una base sobre rieles para la colocación del equipo dentro del marco de la prensa.

7.3 Instrumentación

7.3.1 Desarrollo de sistemas de medición radial externos

Surgió la propuesta de utilizar un sistema de palpadores radiales basado en el novedoso diseño utilizado por (Mora, 2016) para medir la deformación de la muestra, compuesto básicamente de piezas construidas en latón, conformadas por (Figura 7.10): un cartucho guía testigo que va roscado a la pared de la célula triaxial, donde se aloja un testigo interno en cuyo extremo se encuentra un disco palpador radial y un testigo externo en cuyo extremo exterior va colocado un LVDT. Ambos testigos se encuentran unidos mediante un empalme que a su vez sirve como tope del muelle, el cual permanece en contacto por el extremo opuesto con la tuerca reguladora que se encuentra roscada al cartucho guía.

Todo el sistema está pensado para que el disco palpador radial siempre permanezca en contacto con la muestra, de esta forma, cuando exista deformación radial, el muelle permita el desplazamiento de los testigos, registrándose continuamente mediante el transductor de desplazamiento. El muelle empleado es un muelle de compresión rectificado, con las siguientes especificaciones: 77mm de longitud, 10mm de diámetro externo, 1.70 mm espesor y una constante elástica $k=6\text{N/mm}$.

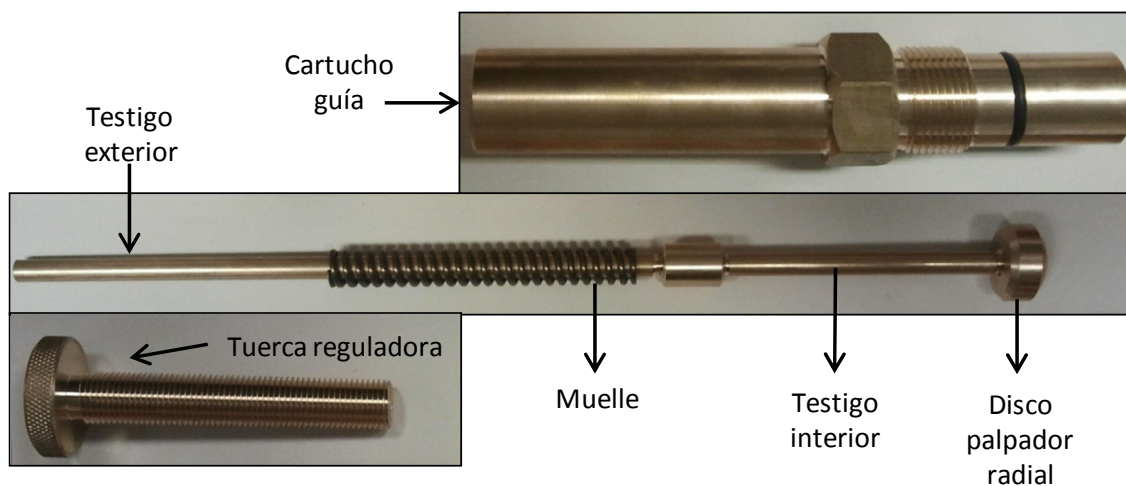


Figura 7.10 Palpadores para medir la deformación radial de la probeta

El contacto entre el palpador y la muestra se logra mediante el giro manual de la tuerca de apriete que causará la compresión del muelle, el cual transmitirá la presión generada al empalme metálico situado entre el testigo interno y el externo. Aunque el muelle acompaña el giro de la tuerca, el empalme entre ambos testigos evita que el testigo interno también gire. A medida de que el muelle se comprime con el giro de la tuerca, el palpador se moverá hacia el interior de la cámara y una vez que éste entre

en contacto con la membrana que recubre la probeta se iniciará el registro de las deformaciones con el LVDT.

Durante la etapa de compresión de los ensayos triaxiales en la que se impone un incremento de la presión de cámara, puede darse el caso de que la fuerza que ésta ejerce sobre el palpador F_p supere la ejercida por el muelle F_m para mantener el contacto del palpador con la probeta, produciéndose un efecto de expulsión del dispositivo; si adicionalmente la muestra se va comprimiendo, el contacto entre el palpador y la muestra se pierde. Llegado este momento, se debe realizar un ajuste a través del giro de la tuerca reguladora para garantizar nuevamente el contacto y con éste, la medición de la deformación.

Lo anteriormente expuesto, conlleva a la necesidad de calcular la longitud de compresión del muelle que generará el equilibrio entre la fuerza de compresión del muelle y la fuerza de expulsión del palpador $F_m = F_p$; para lograrlo, se ha tomado como base el protocolo de (Mora, 2016), recurriendo en primer lugar a la Ley de Hooke adaptada para este caso: $F_m = k_m x_m$, donde la fuerza F_m que se opone a la expulsión del palpador está en función de k_m que es la constante elástica del muelle y la longitud de compresión x_m necesaria para que ambas fuerzas se igualen. Por su parte, la fuerza de expulsión del palpador F_p puede calcularse como $F_p = \sigma_3 A_p$, donde σ_3 es la presión de cámara y A_p es la sección transversal del testigo interior del palpador.

En los ensayos preliminares realizados con la nueva célula, la máxima presión alcanzada fue de 0.5 MPa, por lo que con las especificaciones del muelle y del testigo a utilizar, se ha obtenido como resultado que es necesario comprimir el muelle una longitud total de 2.31mm para contrarrestar la fuerza de expulsión del palpador.

Adicionalmente, el aumento de la presión de cámara también genera la compresión de la probeta; por lo que además de conseguir el equilibrio entre ambas fuerzas, se requiere reajustar un poco más con la tuerca reguladora con el fin de incrementar F_m para garantizar el contacto con la probeta deformada. En el caso de las especificaciones del material, la membrana y los palpadores utilizados por (Mora, 2016) se consideró de gran importancia que este último incremento de F_m no superase la rigidez de la muestra para evitar la penetración hacia la membrana y el material. Sin embargo en la presente investigación este aspecto no cobra relevancia, debido a que las condiciones mencionadas son muy diferentes, ya que en este caso se cuenta con una muestra mucho más rígida (grava de pizarra en vez de arcilla), la membrana es mucho más resistente (fabricada de 3mm de espesor en base a neopreno reforzado anti corte y desgaste en lugar de látex) y el diseño del palpador permite mayor distribución de tensiones.

La ubicación de los cartuchos guía del sistema de medición de deformaciones radiales permite que esta medida se realice en 2 ejes independientes a 3 alturas diferentes. Como se presentó en el esquema de la Figura 7.8 y en la fotografía de la Figura 7.9b, en cada anillo que bordea la cámara los cartuchos guía se encuentran colocados diametralmente opuestos, el anillo central queda justo a la mitad de la altura de la probeta (200mm) y los anillos inferior y superior se encuentran a una distancia del central de 126 y 106mm, respectivamente. Esta disposición permite registrar la

evolución de las deformaciones sufridas por la probeta durante el ensayo de una manera eficaz, puesto que son realizadas local e independientemente.

7.3.2 Automatización del equipo

Paralelamente se realizó la automatización del equipo triaxial, mediante la elaboración de un software *Geolab* de control de ensayos y adquisición de datos; además se diseñó y construyó la caja electrónica (Figura 7.11), compuesta de: dos fuentes de alimentación (de 24Vdc-2A y 10-15Vdc-2A), un amplificador de señal, que se ha colocado previendo en un futuro se desee tomar las mediciones con una célula de carga independiente de la prensa y una tarjeta de adquisición de datos de *National Instruments*, modelo NI PCI-6221 16 Bits de 16 canales.

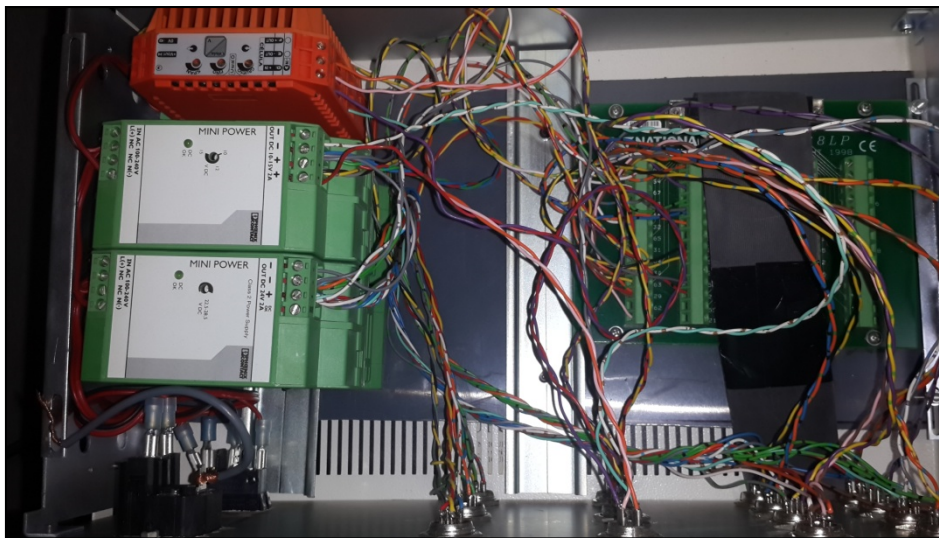


Figura 7.11 Caja electrónica de triaxial para escolleras de 200x400mm

Adicionalmente la instrumentación consta de 12 LVDTs de recorrido ± 25 mm y linealidad menor a 0.2%; un regulador de presión eléctrico *Proportion-Air* con capacidad de 3.4 MPa y precisión de 0.5% F.S; un transductor de presión entre 0 - 4 MPa y precisión de $\pm 0.25\%$; y un higrómetro *Vaisala* para llevar los registros de humedad relativa y temperatura.

Por medio de los LVDTs colocados en los extremos exteriores de los palpadores radiales se registran continuamente las medidas de deformación radial de la muestra en 12 puntos diferentes.

El regulador de presión eléctrico permite controlar la presión de la cámara mediante el programa, por lo que se pueden hacer rampas de una manera sencilla y eficiente. A su vez la presión que se genera dentro de la celda se mide con el transductor de presión mencionado, colocado en una de las válvulas de salida del equipo.

El control y la adquisición de datos de la carga vertical se realiza mediante el equipo y software *Bluehill* que viene con la prensa *Instron*; así como el registro de la medición de la deformación axial.

7.3.3 Calibración de sensores

La calibración de dispositivos como los 12 LVDTs y el transductor de presión, se ha realizado mediante el módulo de adquisición de datos *Geolab*; en el que se logra el registro de mediciones de voltaje en tiempo real para cada sensor. Estas mediciones en voltios pueden visualizarse en la pantalla del ordenador y a cada valor se le asigna manualmente la medida correspondiente en la unidad que se desea obtener, para ello se requiere la comparación con otro dispositivo de medición, que en el caso de los LVDTs fue un comparador (micrómetro) y para el transductor de presión se utilizó otro transductor *Lexitron* con capacidad de 50 MPa y resolución de 0.001 MPa.

En referencia al regulador de presión eléctrica *proportion air*, funciona paralelamente de dos maneras: como sensor (lee información y la envía a la tarjeta de adquisición de datos a través del canal de salida) y como regulador (controla la presión, por lo que recibe órdenes a través del canal de entrada). Por esta razón, se procedió a realizar dos calibraciones:

- Calibración del sensor (canal de entrada): Se realiza mediante el software de la tarjeta de adquisición de datos *National Instrument*, a través del cual se imponen diferentes valores de voltaje que son leídos mediante un transductor de presión externo previamente calibrado (*Lexitron* con capacidad de 50 MPa y resolución de 0.001 MPa). La calibración se obtiene con un número suficiente de valores de voltajes a los que les es asignado su correspondiente valor de presión.
- Calibración del regulador (canal de salida): se ejecuta haciendo uso del programa de adquisición de datos *Geolab* para leer los valores de presión en voltios y un equipo controlador digital de presión y volumen GDS que alcanza un valor máximo de presión de 2.0 MPa con una resolución de medida de 0.001MPa, mediante el cual se aplican distintos valores de presión al regulador eléctrico para asignar el valor de presión correspondiente a esa señal.

La célula de carga de la prensa viene con una calibración de fábrica; sin embargo, debido a que los rangos de presión que se utilizan para este equipo son considerablemente menores que los que posee dicho dispositivo de medición, se realizó una calibración mediante incrementos en la presión de cámara del equipo triaxial. De esta manera, se compararon las medidas que registra el sistema de adquisición de datos de la prensa para la célula de carga y la relación resultante de la presión de cámara registrada con el *Geolab* entre el área del pistón de carga del triaxial. La curva obtenida se muestra en el Anexo G.

7.4 Control de la succión

El control de succión durante los ensayos en la nueva célula triaxial para escolleras puede realizarse mediante la humedad relativa del vapor o la actividad del líquido (explicados al detalle en el Capítulo 4), debido a que se cuenta con un sistema de drenaje superior e inferior de la probeta, condición primordial para el uso de ambos métodos.

El uso de la transferencia de vapor para el control de la succión total se lleva a cabo sobre la base del esquema presentado por (Oldecop, 2000) donde mediante un circuito cerrado se hace circular vapor a través de la muestra con la ayuda de una bomba de aire que lo impulsa desde un envase con la solución salina de control, imponiendo la humedad relativa deseada. En el momento en que se alcanza el equilibrio termodinámico la HR se puede relacionar la succión total mediante la ley psicrométrica.

El método de control de succión a través de la actividad del líquido se realiza inundando la probeta con una solución salina de actividad conocida, que impondrá una actividad del líquido en el *tip* igual a la eficiencia osmótica multiplicada por la actividad del líquido aplicada. Finalmente la succión podrá obtenerse mediante la ley psicrométrica sustituyendo la HR por la actividad del líquido en el *tip*.

7.5 Programa experimental preliminar

7.5.1 Preparación de muestras

El material utilizado en esta fase de la investigación consiste en la misma pizarra cuarcítica de Lechago que se ha venido estudiando durante todo el desarrollo de la tesis. Como fue explicado en el Capítulo 2, la muestra tomada en campo presentaba tamaños de hasta 300mm, por lo cual fue necesario triturarlo y separarlo por tamaños previamente para fabricar las distribuciones granulométricas deseadas.

Es importante señalar que sobre la base de los resultados obtenidos por (Chávez, 2004) y (Ortega, 2008) para granulometrías con tamaños máximos de 40mm respecto a la respuesta dilatante y la dificultad de alcanzar un estado crítico claro, se ha decidido utilizar una granulometría de fábrica de tamaño máximo 5 veces menor.

La compactación de las probetas fue realizada con la energía del Proctor Estándar para todas las trayectorias experimentales preliminares, 584.3 kJ/m^3 , dentro de un molde especial de las dimensiones de la probeta divisible longitudinalmente por la mitad Figura 7.12.

La muestra fue compactada sobre la base del equipo, confinada por una membrana de caucho anti-abrasivo sin empalmes fabricada con una formulación especial de goma resistente al corte y al desgaste de 3mm de espesor que se coloca dentro del molde de acero de 200mm de diámetro mencionado anteriormente. Luego de realizar la compactación y colocar el cabezal sobre la muestra, debe cortarse el sobrante de

membrana dejando un espacio suficiente para fijar la brida de cierre membrana - cabezal.

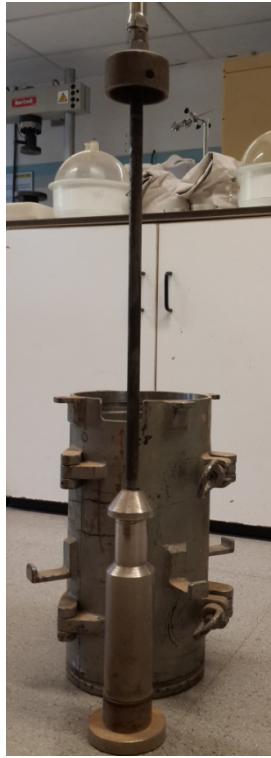


Figura 7.12 Compactación en molde con membrana de neopreno de 3mm de espesor sobre base de equipo triaxial de escolleras.

El índice de poros e_0 y la densidad seca γ_d obtenida mediante la compactación fueron de 0.54 ± 0.03 y 1.78 Mg/m^3 bajo un contenido de humedad de $0.6 \pm 0.1\%$. El martillo Marshall posee una base de zapata fija de 10mm de diámetro, que transmite al material un esfuerzo mejor distribuido, evitando un exceso de rotura de partículas en la superficie de cada capa.

En la Tabla 7.1 se presentan las características de la distribución granulométrica de fábrica y sus relaciones con las dimensiones de la celda y del martillo utilizado. Debido a la forma de compactar dentro de la membrana confinada por el molde, inevitablemente no permite a la escollera absorber toda la energía aplicada. En cualquier caso, es importante destacar que la energía de compactación es absorbida por este tipo de material de dos formas: una porción en rotura de granos y otra en su reacomodo.

Tabla 7.1 Compactación de probetas para ensayos triaxiales

Ensayo	d_{\max}	d_{\max}/d_{\min}	d_{\max}/d_{\min}	C_u	C_u	$\emptyset_{\text{hammer}}/$ d_{\max}	$\emptyset_{\text{cell}}/$ d_{\max}
		inicial	pos-compact.				
Triaxial	8	4	108.11	1.99	2.38	12.5	25

A continuación se muestra una comparación de las distribuciones granulométricas antes y después de la compactación (Figura 7.13), donde se observa la cantidad de rotura de partículas durante este proceso.

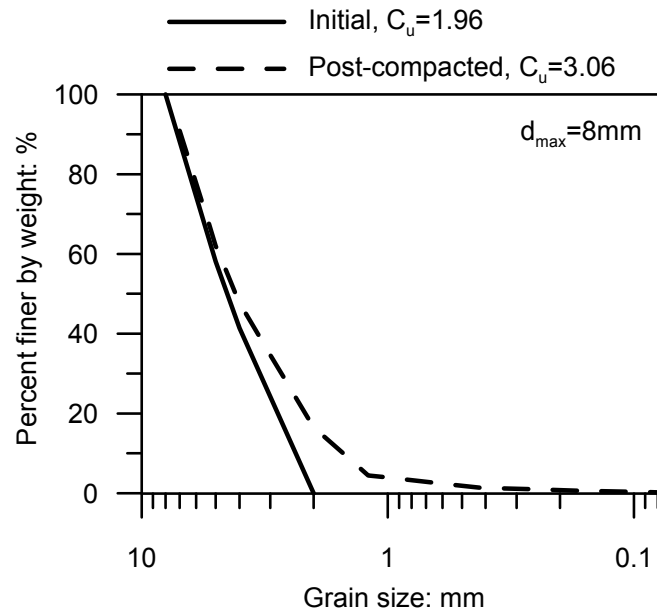


Figura 7.13 Distribución granulométrica de fábrica y después de la compactación

7.5.2 Trayectorias seguidas en los ensayos triaxiales preliminares

Los tipos de ensayos preliminares propuestos consisten en pruebas triaxiales consolidadas drenadas CD con diferentes valores de succión, controlados mediante la HR del vapor y la actividad del líquido; adicionalmente fueron aplicadas diferentes velocidades de carga y presión de confinamiento. En la Figura 7.14 se ilustran las trayectorias en el espacio tensión - succión.

Para todos los casos, las condiciones iniciales del material son las de laboratorio, con un 50% de HR y una succión de 100MPa y las etapas de los ensayos se dividen en: Compresión y control de succión y por último la aplicación de la tensión desviadora. La trayectoria TX1 fue seguida en los ensayos TX1a y TX1b, donde inicialmente el material fue inundado con agua pura ($a_w=1$) y posteriormente sometido a una tensión de confinamiento de 0.5 MPa. Una vez transcurrida la etapa de compresión, se procedió a incrementar la tensión desviadora hasta alcanzar la rotura u obtener el 20% de la deformación de la probeta.

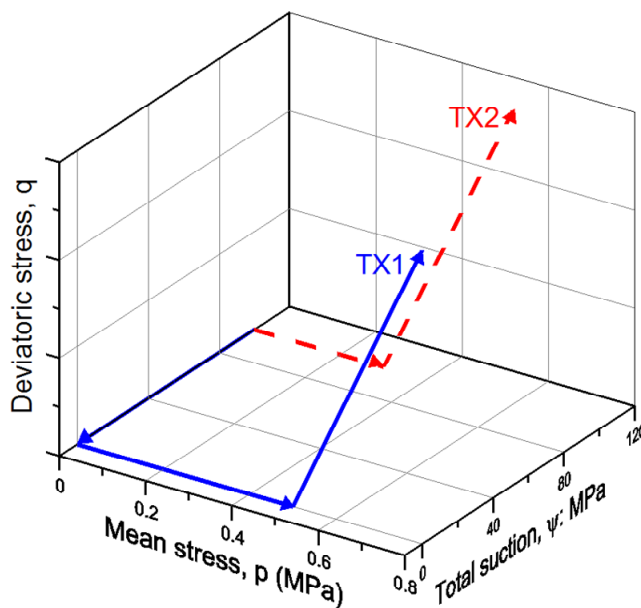


Figura 7.14 Trayectorias de los ensayos triaxiales preliminares en el espacio p - q - s

El ensayo TX2 consistió en incrementar la tensión de confinamiento bajo estado seco ($HR=50\%$) hasta 0.3MPa; inmediatamente después de concluir la compresión, se inició la etapa de incremento de la tensión desviadora. Uno de los principales objetivos de este ensayo es observar de cerca si existe el fenómeno de dilatancia (expansión) y si se alcanza una condición de volumen constante (estado crítico).

Las velocidades de aplicación de la tensión desviadora fueron 0.0036mm/s para los ensayos TX1a y TX2; 0.036mm/s y 0.052mm/s para TX1b.

7.6 Resultados preliminares

A continuación se presentan los resultados obtenidos en los ensayos preliminares con control de deformación, donde las medidas de carga y variación de altura fueron tomadas con la célula de carga y el transductor de desplazamiento de la prensa y las deformaciones radiales fueron registradas por los palpadores de deformación radial del anillo central.

Las condiciones iniciales de todas las muestras son: $e_0=0.54\pm 0.03$, $\omega_0=0.6\pm 0.1$, $\gamma_d=1.78 \text{ Mg/m}^3$.

Las respuestas de deformación axial y volumétrica de las trayectorias TX1a y TX1b saturadas con agua pura ($a_w=1$, $RH=100\%$) se muestran en las Figura 7.15 y Figura 7.16, respectivamente. La presión de cámara impuesta fue de 0.5 MPa para ambos casos.

La única diferencia entre estos dos ensayos fue la velocidad impuesta de deformación, donde el TX1b se cargó a una velocidad 10 veces mayor que el TX1a. Aunque ambos resultados son bastante similares en cuanto al valor máximo de tensión desviadora alcanzado $1.3 < q < 1.4 \text{ MPa}$, las curva de tensión desviadora y deformación volumétrica ϵ_p en función de la deformación axial ϵ_a están por debajo en el ensayo TX1a donde la

velocidad fue menor. Más adelante se hace un análisis en comparativo de todas las curvas obtenidas.

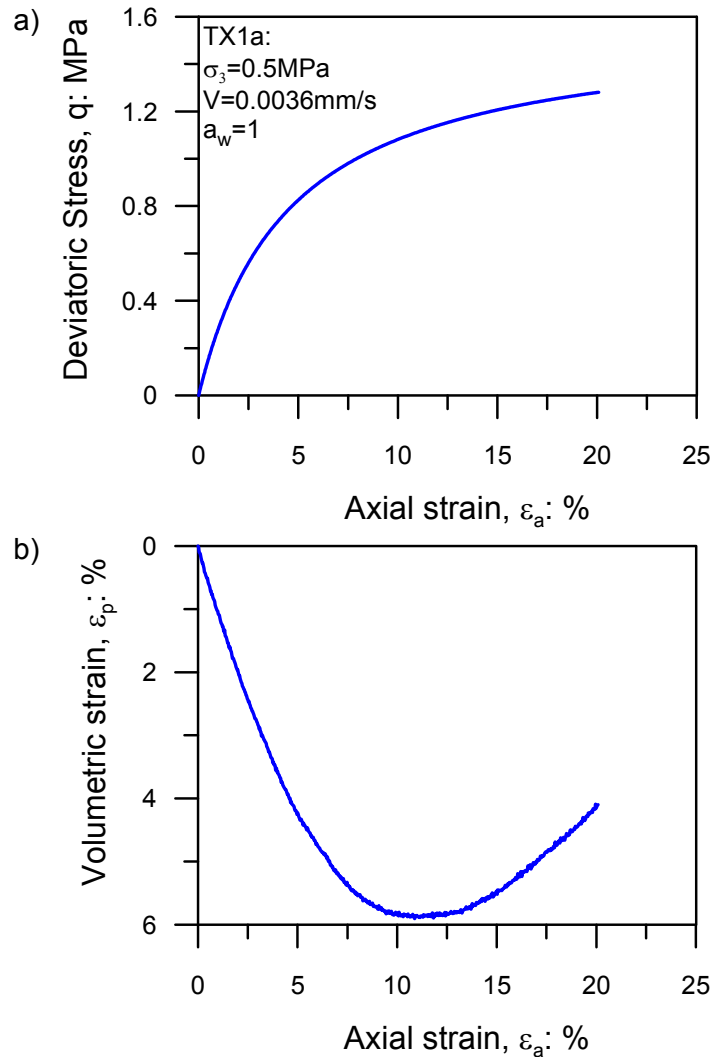


Figura 7.15 Resultados del ensayo TX1a: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial

Las dos probetas ensayadas con estas condiciones presentan una deformación volumétrica de compresión hasta $\epsilon_p \approx 5.8\%$ donde se alcanza una deformación axial entre 11 y 12% en TX1a y 9 y 11% en TX1b; en este tramo se estabiliza y posteriormente se inicia una respuesta expansiva en las 2 trayectorias. A pesar de ello, en ambos casos, la tensión desviadora pareciera que empieza a estabilizarse, sin embargo, no lo logra por completo. Este comportamiento requiere de un estudio más detallado que involucre una campaña de ensayos adicional. Es posible que la rotura de partículas esté originando un reacomodo que incremente el número de coordinación, causando mayor protección de los granos más pequeños hacia los de mayor tamaño.

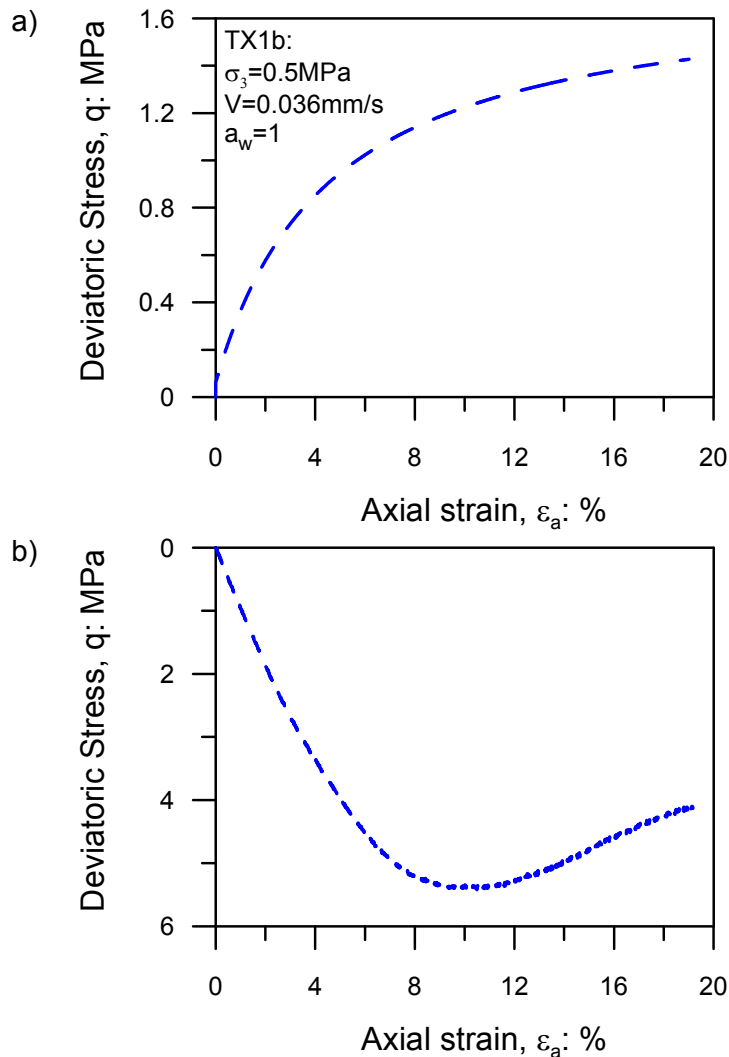


Figura 7.16 Resultados del ensayo TX1b: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial

La Figura 7.17 ilustra el comportamiento obtenido para la trayectoria seca del ensayo TX2, llevado a rotura con una $HR=50\%$ y una presión de confinamiento de 0.3 MPa, a diferencia de los ensayos TX1a y b cuya presión de cámara aplicada fue de 0.5 MPa, por lo que más adelante se comparan en un único gráfico normalizando el desviador con la tensión media efectiva Figura 7.18 y así obtenerse una idea de las tendencias que se producen en este tipo de material bajo las condiciones estudiadas. En este caso la velocidad de deformación aplicada fue igual a la del TX1b.

Lo más resaltante de estos resultados radica en el comportamiento dilatante negativo (expansión) que se produce al obtener una $\epsilon_p \approx 1.5\%$ y una $\epsilon_a \approx 2\%$, que tiende a estabilizarse una vez registrada una $\epsilon_a \approx 13\%$; consistente con la estabilización de la tensión desviadora; lo que demuestra una condición de volumen constante donde se puede haber alcanzado el estado crítico. Esta condición no pudo ser observada en tamaños mayores de partícula por (Chávez, 2004) en la pizarra de Lechago ni por (Ortega, 2008) en la caliza de Garraf, donde la curva de dilatancia para estados secos continuaba su crecimiento sin estabilización al llegar al 20% de la deformación axial.

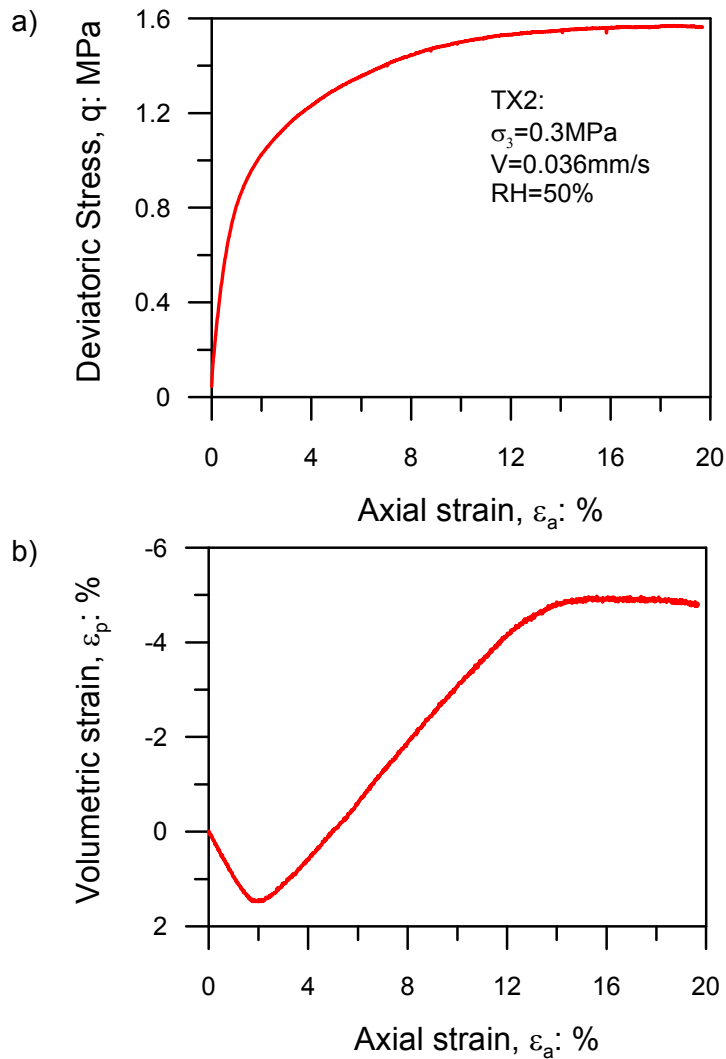


Figura 7.17 Resultados del ensayo TX2: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial

Con el objeto de visualizar de manera general el comportamiento de las 3 muestras sometidas a ensayos triaxiales bajo las condiciones descritas, en la Figura 7.18 se ilustran las curvas de la relación de la tensión desviadora con la tensión neta efectiva q/p y deformación volumétrica en función de la deformación axial.

Las 2 probetas que fueron saturadas con agua pura y llevadas a una deformación axial del 20% bajo una presión de cámara de 0.5 MPa a velocidades diferentes (TX1a y b), reflejan un comportamiento similar en la etapa inicial de compresión, no obstante, al llegar al punto en que se estabiliza la deformación volumétrica y comienza la dilatación (expansión) las curvas empiezan a separarse cada vez más, adquiriendo mayor resistencia y menor deformación la probeta cuya velocidad de deformación aplicada fue mayor. Este comportamiento concuerda con la cinética de los mecanismos de rotura y reacomodo, en el que mientras más rápido se impone la deformación vertical, menos tiempo tendrán las partículas para romperse y reacomodarse, lo cual repercutirá en un incremento de su resistencia.

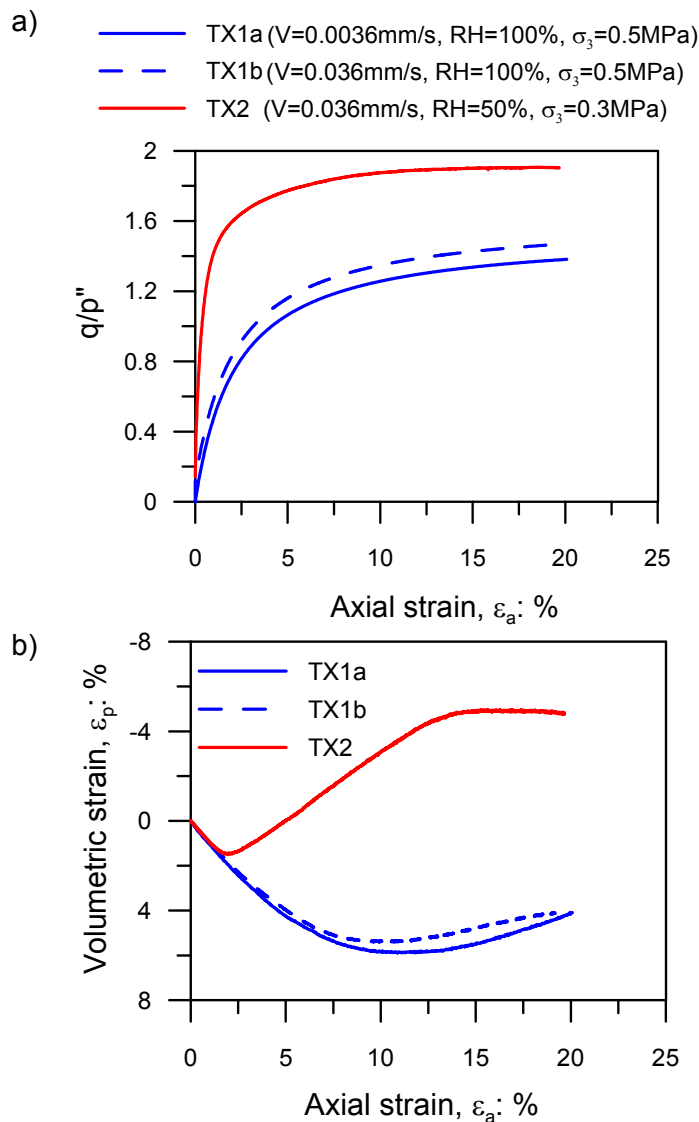


Figura 7.18 Comparación de los resultados triaxiales: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial

Se evidencia claramente la dependencia del comportamiento tensión-deformación con la succión, observándose una mayor rigidez en la trayectoria seca TX2, y como consecuencia, una mayor resistencia.

En cuanto a la respuesta volumétrica del ensayo TX2 con el material seco, inicialmente se observa una compresión que sigue las curvas de las trayectorias TX1a y b; sin embargo en el momento que se llega a una $\varepsilon_p \approx 1.5\%$ la tendencia cambia a comportamiento expansivo hasta encontrar una condición de volumen constante en la que se asume se alcanzado el estado crítico; al contrario de la deformación volumétrica de los estados saturados en donde la dilatancia surge a mayor deformación axial y no se estabiliza al final del ensayo.

Como se mencionó anteriormente, (Chávez, 2004) obtuvo resultados triaxiales de muestras del mismo material de pizarra para un tamaño máximo de partícula de 40mm. En la Figura 7.19 se comparan el resultado de uno de sus ensayos secos ($HR=36\%$) con el TX2 ($HR=50\%$). Ambos estados se consideran estados secos y las curvas tensión-deformación obtenidas para ambos tamaños máximos de grano (Figura

7.19a) son muy similares, sin embargo se requiere un mayor número de ensayos para lograr interpretaciones claras en cuanto a las tendencias de las respuestas triaxiales.

Aunque (Chávez, 2004) observó una respuesta expansiva en muestras secas, la condición de volumen constante no fue alcanzada, como se muestra en la Figura 7.19b. No obstante, la trayectoria TX2 realizada dentro de la presente investigación con un tamaño máximo de partícula de 8mm, sí logra una estabilización volumétrica posterior a la dilatancia.

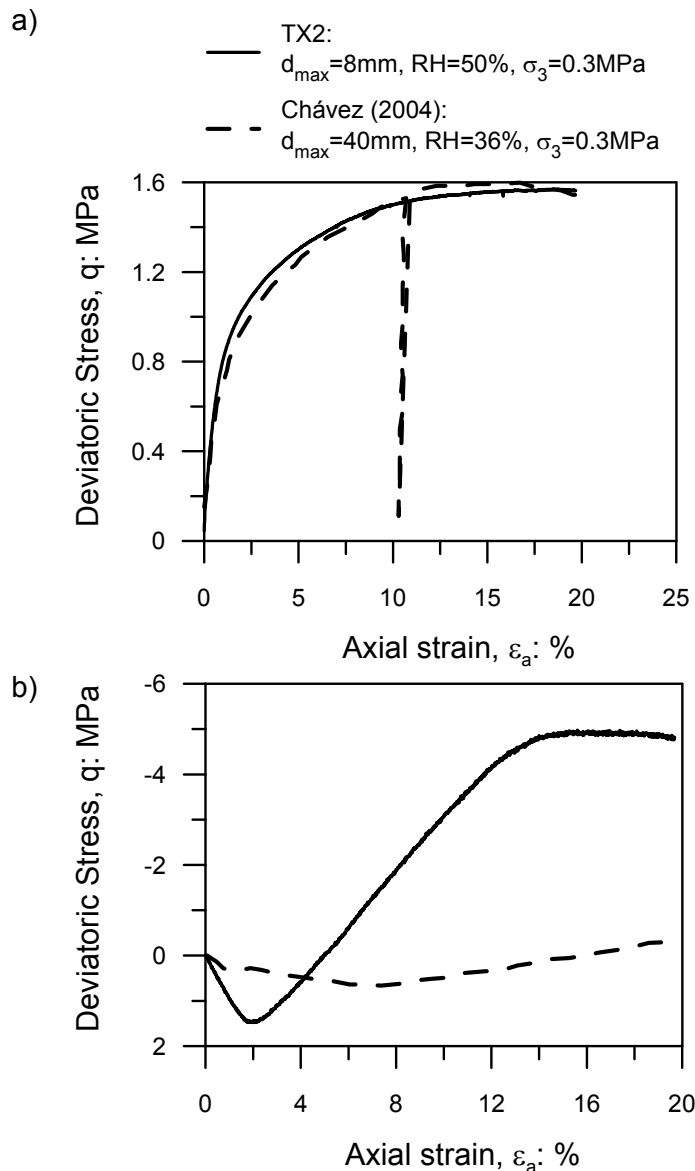


Figura 7.19 Comparación de los resultados triaxiales secos $d_{\max}=8\text{mm}$ con los obtenidos por (Chávez, 2004) para $d_{\max}=40\text{mm}$: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial

Paralelamente se hicieron comparaciones para estados saturados (HR=100%) con dos distintos tamaños máximos de partícula (Figura 7.20).

En cuanto al comportamiento volumétrico, la compresión es mayor en la muestra de mayor d_{\max} , que guarda equivalencia con el resultado indicado anteriormente (la muestra con mayor expansión durante el corte fue la de 8 mm). Los resultados

también son consistentes en términos de la tensión lateral aplicada y el estado de saturación (mayor compresión en el caso saturado a mayor tensión lateral).

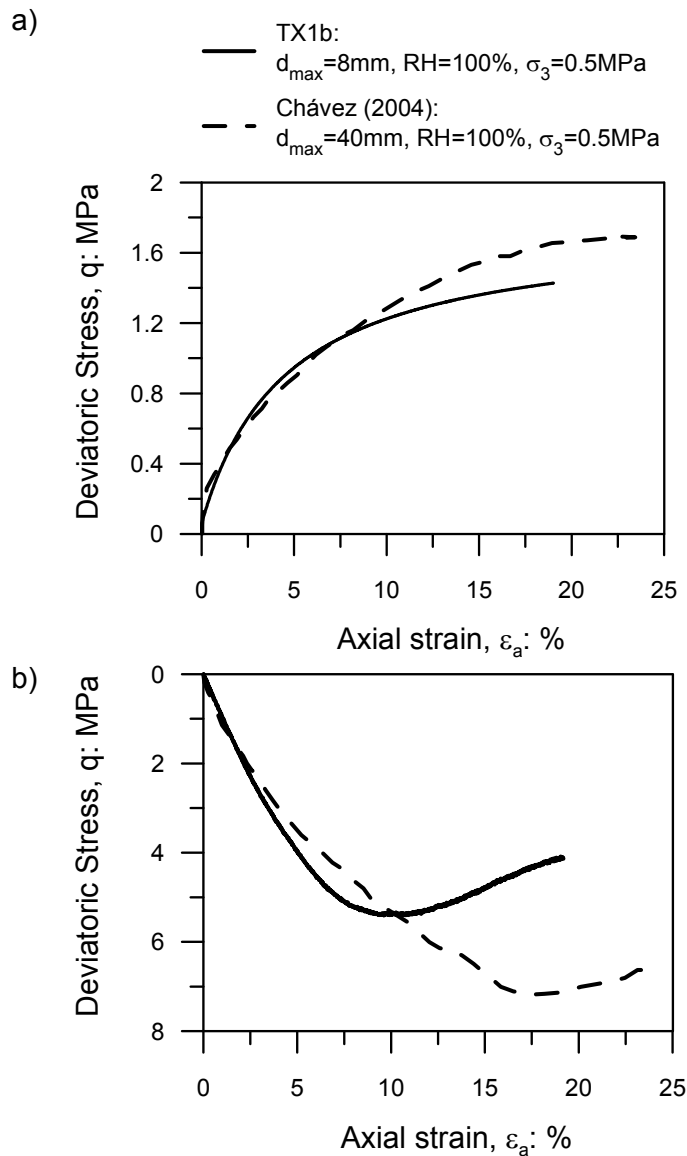


Figura 7.20 Comparación de los resultados triaxiales saturados $d_{\max}=8\text{mm}$ con los obtenidos por (Chávez, 2004) para $d_{\max}=40\text{mm}$: a) Tensión desviadora en función de la deformación axial. b) Deformación volumétrica en dependencia con la deformación axial

Es evidente la necesidad de realizar una campaña de ensayos triaxiales que logre complementar los resultados preliminares mostrados, abarcando un mayor número de datos, con distintos valores de HR y presiones de confinamiento; para poder analizar con mayor profundidad los fenómenos que se presentan y establecer, entre otros, un modelo de dilatación adecuado para este tipo de material.

7.7 Rotura de partículas

Como se ha venido confirmando durante el desarrollo de esta tesis, la rotura de partículas, junto a su reacomodo, juega un papel primordial en las deformaciones que se producen durante el incremento de carga y la disminución de succión. En los ensayos triaxiales realizados en este capítulo se ha podido constatar el fenómeno de rotura, como puede observarse en forma preliminar en las imágenes de la Figura 7.21, donde existe una cantidad apreciable de material de tamaños menores al $d_{\min}=2\text{mm}$ inicial (de fábrica).



Figura 7.21 Visualización de rotura de partículas posterior al ensayo triaxial seco

Adicionalmente, en cada ensayo se llevó a cabo una granulometría posterior de una muestra representativa de 2Kg de material, que fue preparado y tamizado como se muestra en la Figura 7.22.

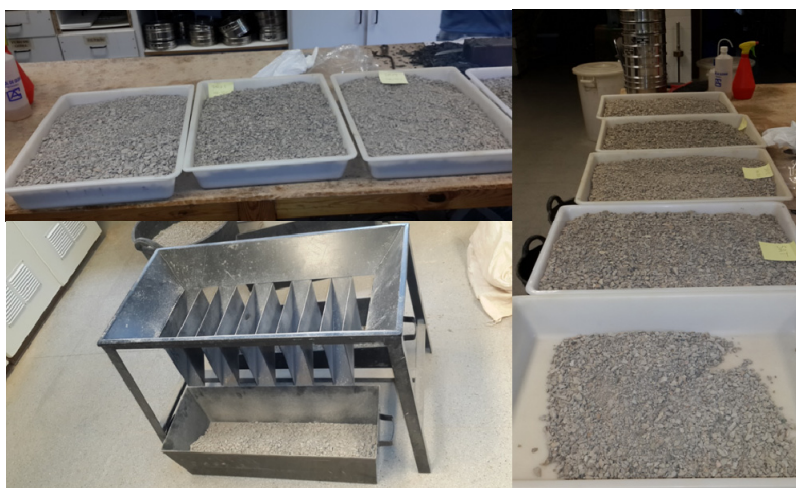


Figura 7.22 Preparación del material para las granulometrías posteriores a los ensayos triaxiales

A manera comparativa, en la Figura 7.23 se muestran las curvas granulométricas de fábrica, post-compactación y de los ensayos TX1a, TX1b y TX2, donde se evidencia la gran rotura de granos que se genera durante la compactación y adicionalmente la

dependencia de este fenómeno con la humedad, confirmando la alta velocidad de propagación de grietas en ambientes donde el agua logra penetrar como agente corrosivo, observándose que para las trayectorias saturadas TX1a y b las partículas rompieron en mayor porcentaje que para el estado seco TX2.

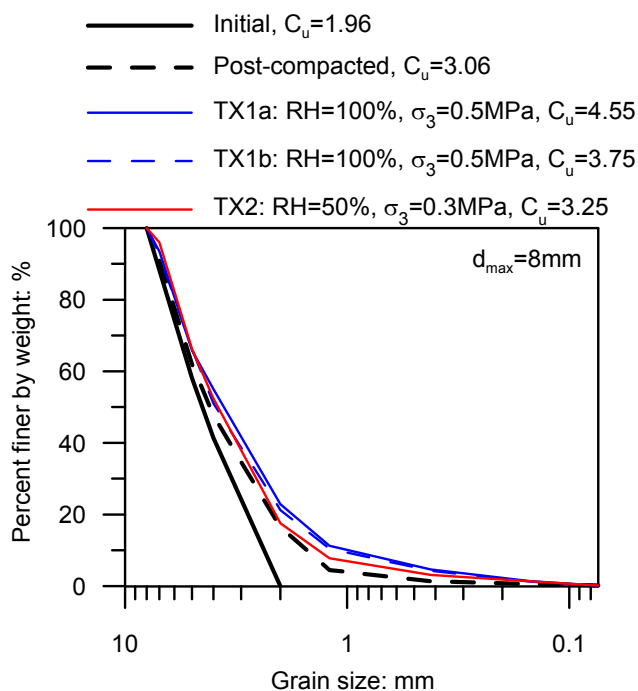


Figura 7.23 Comparación de curvas granulométricas antes y después de los ensayos triaxiales

Paralelamente, en la Figura 7.24 se presentan los índices de rotura de Hardin B_r , el tamaño medio de grano d_{50} y el coeficiente de uniformidad C_u , en función de la deformación volumétrica acumulada ε_v . Al igual que en Capítulo 3, se considera que la variable ε_v es de gran utilidad para representar la rotura, debido a que consiste en la acumulación de todas las deformaciones sufridas desde el inicio de los ensayos.

Los resultados reflejan la importancia de la succión aunada a la presión de confinamiento durante los ensayos, observándose un incremento tanto en la rotura de granos como en la uniformidad de la distribución granulométrica con la HR. Además, se evidencian los cambios en la distribución granulométrica durante la compactación, que se han graficado asumiendo una $\varepsilon_v=0$, a pesar de que se ha producido una deformación durante la compactación dinámica que no ha sido registrada.

De igual manera el tamaño medio de grano disminuye con el incremento de succión, consistente con los resultados mostrados para trayectorias edométricas en el Capítulo 3.

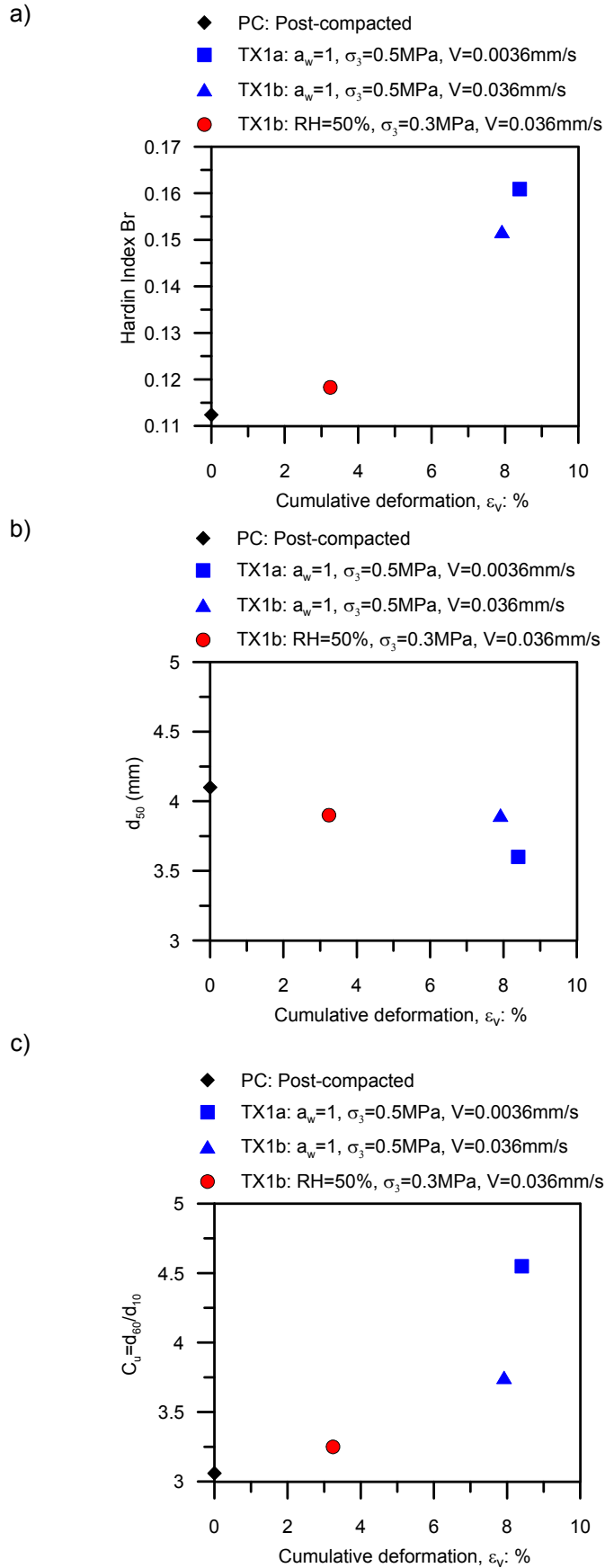


Figura 7.24 La deformación volumétrica acumulada como variable independiente de: a) Índice de rotura de Hardin, Br . b) Tamaño medio de grano, d_{50} . c) Coeficiente de uniformidad, C_u

7.8 Efecto de dilatación

Como se ha mencionado previamente, el efecto de la dilatación en materiales granulares gruesos ha sido de particular interés en investigaciones realizadas por otros autores; dentro de la UPC destacan los trabajos de (E. Alonso et al., 2011; Alonso et al., 2016; Chávez, 2004; Ortega, 2008), quienes analizaron la dilatación ocurrida en ensayos triaxiales en material de caliza y la pizarra de Lechago objeto de esta tesis.

Uno de los aspectos que ha llamado la atención ha sido la tendencia de la dilatación (deformación volumétrica de expansión) a incrementar sin aparente estabilización, incluso alcanzando deformaciones axiales del 20%. En la campaña de ensayos preliminares cuyos resultados se han venido describiendo en este capítulo, se ha hecho referencia al comportamiento de las deformaciones volumétricas obtenidas en el ensayo seco TX2 bajo una HR=50%, donde en este caso se logra alcanzar una condición de volumen constante luego de la deformación expansiva, posiblemente debido al menor tamaño de granos ensayado ($d_{\max}=8\text{mm}$), si se compara con los anteriores para la caliza y la pizarra ($d_{\max}=40\text{mm}$).

Siguiendo el cálculo realizado en las investigaciones anteriores de la evolución del índice de dilatación D , mediante la Ecuación (4.1), se procedió a hacer el cálculo con los resultados de los ensayos TX1a, TX1b y TX2. En la Figura 7.25a se presenta la relación de tensiones $R=\sigma_1/\sigma_3$ en función del índice de dilatación D para las trayectorias mencionadas con $d_{\max}=8\text{mm}$, donde se evidencian altos índices de dilatación en la trayectoria seca TX2 y la posible llegada a una condición de volumen constante ($D>1$, estado crítico); al contrario de las curvas de los ensayos saturados para una mayor presión de confinamiento.

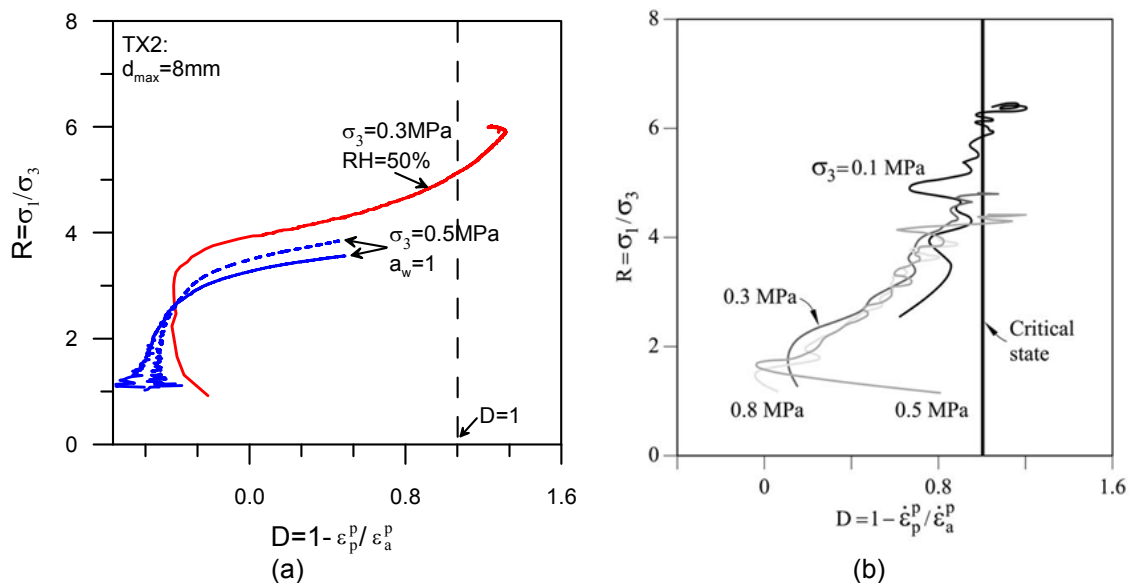


Figura 7.25. Índice de dilatación calculado en ensayos triaxiales sobre la pizarra de Lechago realizados a: a) $d_{\max}=8\text{mm}$, $p=0.3\text{MPa}$, $HR=50\%$. b) $d_{\max}=40\text{mm}$, $p=0.1, 0.3, 0.5$ y 0.8MPa , $HR=36\%$ (Alonso et al., 2016)

En la Figura 7.25b se observan las curvas obtenidas por (Alonso et al., 2016) para la pizarra de Lechago con $d_{\max}=40\text{mm}$ bajo diferentes presiones de confinamiento y una $HR=36\%$, donde el único ensayo que supera la línea $D=1$ fue el realizado bajo $\sigma_3=0.1\text{MPa}$.

Es de hacer notar que se requieren mayor cantidad de ensayos para profundizar en este aspecto, debido a que con este ensayo preliminar solo se puede considerar de que para tamaños menores de partícula la tendencia indica que el índice D durante el ensayo TX2 toma valores notablemente mayores que los de los resultados previos en el mismo material pero de mayor tamaño máximo de grano a igual presión de confinamiento y en estado seco. Adicionalmente la línea de estado crítico encontrada para $d_{\max}=40\text{mm}$ en $D=1$, es superada en el caso del $d_{\max}=8\text{mm}$, alcanzando un índice de dilatación de $D=1.4$.

7.9 Análisis de muestra seca posterior al ensayo TX2 por Tomografía Computarizada (TC)

Entre los fenómenos que más han despertado interés en las últimas investigaciones respecto al comportamiento triaxial de los agregados granulares gruesos, se encuentran: la dilatación que se genera en los estados secos (succiones altas), la rotura de partículas, el estado crítico, y adicionalmente se ha intentado, sin éxito, ubicar la existencia de una banda de corte en las probetas después de ejecutar los ensayos.

Como se ha mencionado anteriormente, los experimentos llevados a cabo en este capítulo conforman una campaña preliminar que necesita ser complementada ampliando el número de ensayos, tomando en cuenta los distintos parámetros que están involucrados en el comportamiento del material. Sin embargo, con el objeto de sacar el mayor provecho posible a los resultados obtenidos se ha considerado interesante poder observar, de una manera cualitativa, la distribución de las partículas que conforman la probeta luego de la rotura en el caso de la probeta seca, que demostró mayor dilatación y una forma de barril perfecta producida por el tipo de deformación volumétrica obtenida; lo cual podría dar una idea referente a la existencia de una banda de corte. Para alcanzar este objetivo, se llevó a cabo una tomografía computarizada (TC) o escáner, que ha sido utilizada previamente en otras investigaciones en el Laboratorio de Geotecnia de la UPC, como es el caso de (Sau, 2013).

La tomografía computarizada (TC) o simplemente escáner es una técnica no destructiva que utiliza radiación X permitiendo la visualización tridimensional de la estructura interna de una muestra, determinada principalmente por las variaciones en su densidad y su composición atómica. Este método fue originalmente desarrollado como una técnica de imagen médica a principio de la década de los años 70 (Hounsfield, 1974, 1972) y su aplicación en investigaciones dentro de la geociencia se inició a partir de 1980.

Dentro de los usos que se le ha dado a la TC de rayos X se encuentra la evaluación de las propiedades físicas y mecánicas de distintos tipos de geomateriales en campos

de la ciencia y la ingeniería como la geología, ciencia del suelo, ingeniería de petróleo, ingeniería geotécnica e ingeniería de rocas (Otani, 2006). En estas áreas, se requiere no solamente la visualización del comportamiento en 3 dimensiones, sino también un estudio cuantitativo. Según (Otani, 2006) existen dos tipos de investigación dentro de la aplicación de la TC de rayos X para los geomateriales:

- para evaluar propiedades ingenieriles en escala micro,
- para evaluar el comportamiento promedio utilizando un análisis de imagen apropiado.

En lo que concierne a esta etapa de la tesis se pretende trabajar con el segundo propósito mencionado, a través del programa de tratamiento y análisis de imagen *ImageJ*, es decir, estará enfocado hacia un estudio preliminar cuantitativo.

7.9.1 El método de Tomografía Computarizada TC de rayos X

7.9.1.1 Fundamentos

En el método de TC se realiza un back-análisis numérico del coeficiente de atenuación μ de un rayo X basado en una intensidad del haz de rayos X existente y atenuado (I_0 e I , respectivamente) y se expresa según la siguiente ecuación (Kak and Slaney, 1987):

$$I = I_0 \exp(-\mu x) \quad (7.2)$$

Donde x es la distancia del rayo-X que se transmite sobre la muestra. El coeficiente de atenuación μ depende principalmente de la densidad, el número atómico de la muestra y el haz de rayos-X generado. Sobre la base del coeficiente de atenuación de rayos-X con respecto al agua, el *CT-value* se define como (Otani, 2006):

$$CT - value = \frac{\mu_t - \mu_w}{\mu_w} \kappa \quad (7.3)$$

Donde μ_t es el coeficiente de atenuación de rayos-X de la muestra, μ_w es el coeficiente de atenuación de rayos-X con respecto al agua y κ es una constante. La imagen de la TC consta de un *CT-value* definido por la Ecuación (7.3) y el número total de niveles de colores sobre la imagen es 256 en escala de grises. Debido a que el coeficiente de atenuación de rayos-X es proporcional a la densidad de material, el *CT-value* también lo es.

7.9.1.2 Voxel

La imagen de la TC consta de una unidad en tres dimensiones denominada *voxel*, así como, en general una imagen digital está compuesta por píxeles que la muestran en tres dimensiones. La altura de el *voxel* es igual al ancho del haz de rayos-X.

7.9.2 Efecto de volumen parcial

Los límites del material escaneado se detectan borrosos hasta cierto punto, por lo tanto un *voxel* podría afectar los *CT-values* de su alrededor porque el método de la TC mediante rayos-X tiene una limitación en cuanto a su resolución (Otani, 2006). Cada *voxel* en una imagen de TC representa el promedio de las propiedades de atenuación de los materiales, en consecuencia, el *CT-value* resultante representa un promedio de sus propiedades. Si un *voxel* contiene aire y partículas de suelo, el *CT-value* en el *voxel* no se relaciona directamente con la densidad específica de las partículas de suelo sino con la densidad aparente.

Con la finalidad de clarificar el efecto del volumen parcial, (Otani, 2006) preparó diferentes muestras de suelo con variedad de contenidos de partículas finas y se clasificaron según los siguientes casos:

- El tamaño de todas las partículas del suelo es mayor que el tamaño de un *voxel*
- El tamaño de partículas del suelo es mayor o menor que el tamaño del *voxel*
- El tamaño de todas las partículas del suelo es menor que el tamaño de un *voxel*

Los *CT-values* obtenidos de esos tres especímenes indican dos percepciones: La primera se refiere al *CT-value* con respecto a la gravedad específica y la segunda en función de la densidad aparente. Merece la pena resaltar que la gravedad específica de las partículas de suelo no cambia debido a variaciones en el tamaño de grano. La Figura 7.26 presenta la distribución de los *CT-values* en las imágenes de la TC realizada en material de granito con diámetro medio de partículas entre 2.0 y 4.25 mm (Figura 7.26a) y entre 75 y 106 micras (Figura 7.26b), ambas confinadas en un molde de cloruro de vinilo. El *CT-value* de las partículas de granito se encuentra entre 1000 y 1500 y el de aire está cerca de -1000. La variación de los *CT-values* que se reflejan en la distribución de granos de menor tamaño mostrada en la Figura 7.26b, resultando en una desviación estándar $SD=125$, es mucho menor que la observada en la Figura 7.26a para tamaños mayores, cuya $SD=1136$.

Para el granito de partículas de mayor tamaño se logran distinguir los espacios vacíos de los ocupados por el propio material, por lo tanto el valor promedio del *CT-value* para representar la densidad aparente dentro de un molde es muy variable. Caso contrario ocurre con el granito de menor tamaño medio de partículas donde existe una distribución más estable debido a que el tamaño de los granos de suelo es mucho más pequeño que el de la resolución, en consecuencia, en este caso sí se refleja la densidad aparente del material.

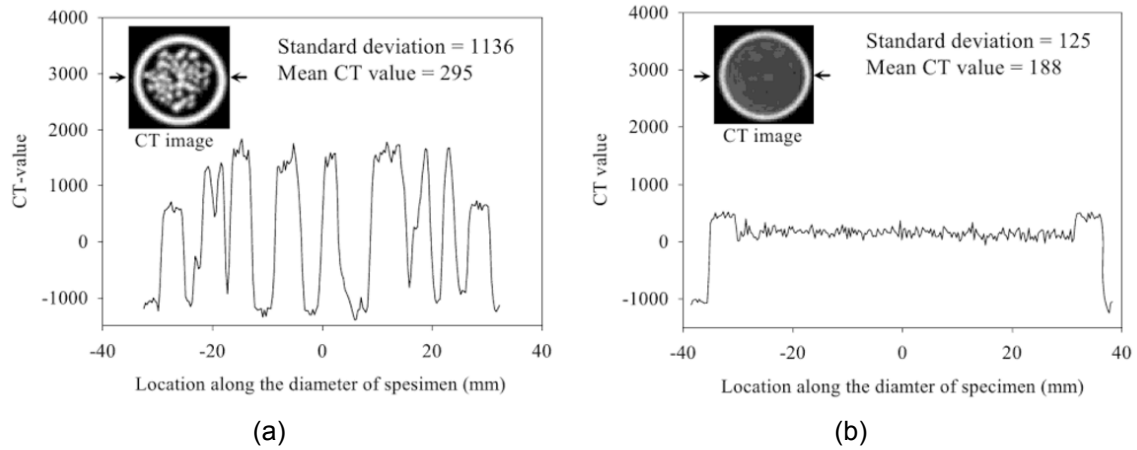


Figura 7.26 Distribución del *CT-value* en el material de granito (Otani, 2006). a) Tamaño medio de partícula: 2.0 - 4.25 mm. b) Tamaño medio de partícula: 75 - 106 micras

La Figura 7.27 presenta la relación entre el *CT-value* y el tamaño de grano investigado por (Otani, 2006). La barra de error significa la variabilidad de los resultados para las tres muestras ensayadas y se puede observar cómo el *CT-value* aumenta en el rango de tamaño de grano de 425-2000 micras con una desviación estándar mucho mayor que el material de tamaño de partícula entre 106-425 micras. Este incremento del *CT-value* en el rango mencionado se produce debido al incremento del tamaño de grano respecto al tamaño del *voxel*, lo que significa que un *voxel* se encuentra parcialmente ocupado por partículas con tamaño similar al suyo (por ejemplo 850 - 2000 micras). Por lo tanto, cuando el *CT-value* es convertido a densidad aparente, la relación de ocupación del tamaño de grano respecto a la dimensión del *voxel* debería ser examinada mediante la calibración del *CT-value* con la densidad aparente para cada rango de tamaño de partícula.

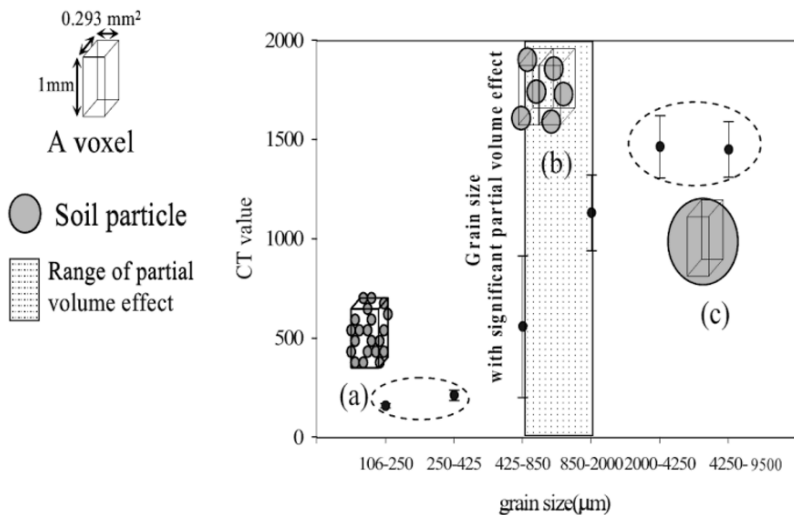


Figura 7.27 Relación entre el *CT-value* y el tamaño de grano (Otani, 2006)

7.9.3 Preparación de la muestra para la TC

La muestra post-ensayo de la trayectoria TX2 (HR=50%, $\sigma_3=0.3\text{MPa}$) con el comportamiento dilatante más evidente fue la escogida para ser analizada mediante la TC de rayos-X. En la Figura 7.28 se presenta una fotografía de la muestra una vez finalizado el ensayo y desmontada la cámara del equipo triaxial.

La muestra fue desacoplada de la base del equipo manteniendo el pedestal, el cabezal y la membrana en su lugar, para poder realizar el traslado con el mayor cuidado posible. La presencia de piezas metálicas dentro del equipo de TC no representa ninguna objeción para la ejecución de la prueba; sin embargo los datos que se adquieren en las zonas cercanas a ellas poseen una cantidad de ruido apreciable que dificulta su análisis. Por esta razón, se decidió descartar las secciones transversales allegadas a las piezas metálicas, lo cual no influye en la representatividad de los datos tomados, puesto que el tamaño de la probeta es bastante grande y la cantidad de secciones examinadas es suficiente para tener una visión preliminar cualitativa de lo que ha ocurrido durante el ensayo.

La TC de rayos-X fue realizada en el Hospital Veterinario de Montjuic ubicado en Barcelona por el personal médico y técnico especializado en este tipo de análisis.



Figura 7.28 Muestra post-ensayo de la trayectoria TX2

7.9.4 Resultados de la TC de rayos-X en la muestra post-ensayo de la trayectoria TX2

Como se ha expresado desde el inicio del apartado 7.9 el objetivo de la TC por rayos-X en la muestra TX2 es realizar un análisis preliminar cualitativo de la distribución de las partículas de grava de pizarra que se han roto y reacomodado generando una deformación volumétrica dilatante que alcanzó un estado de volumen constante bajo las condiciones ensayadas. En la Figura 7.29 se muestra la imagen del topograma que se obtuvo de la TC a la muestra.

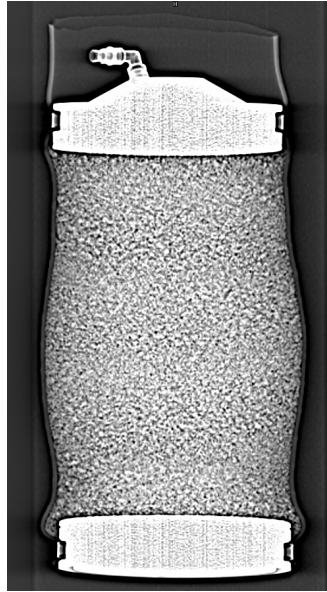


Figura 7.29 Topograma de la probeta post-ensayo de la trayectoria TX2

7.9.4.1 Post-proceso para el tratamiento de las imágenes de la TC

Las imágenes obtenidas de la TC se encuentran en formato DICOM que es el formato de salida del equipo. Con la finalidad de analizar el escáner realizado se ha recurrido al programa ImageJ siguiendo previamente los siguientes pasos:

- Extracción de los archivos del *stack* (paquete de imágenes de secciones transversales)
- Creación de un área de interés (ROI) para el paquete de imágenes seleccionado que abarque la mayor sección posible de la muestra
- Cálculo de los principales datos estadísticos dentro de la ROI en escala de grises *SV* (promedio, desviación estándar, máximos y mínimos)
- Una vez obtenidos los resultados, los *gray values* o *SV* medidos en unidades Hounsfield (HU) son transformados a *CT-values* mediante la siguiente expresión:

$$CT - value = m \times SV + b \quad (7.4)$$

Donde m es la pendiente re-escalada, SV es el valor de almacenamiento también conocido como *gray value*, escala de grises o valores codificados en formato pixel y b es el intercepto re-escalado. En el caso de la TC realizada para esta investigación, estos parámetros resultaron ser $m=1$ y $b=-1024$ (extraídos de la información de cabecera de las imágenes).

Adicionalmente, para esta prueba la dimensión del *voxel* es de 5 mm.

Los datos adquiridos con la TC constan de 120 secciones transversales a lo largo del eje longitudinal de la probeta. En la Figura 7.30 se presentan las 7 de las 14 secciones seleccionadas para analizar los resultados de la TC, las otras 7 secciones se encuentran a una distancia muy pequeña de las que se muestran en la imagen, debido

a que se querían observar las posibles diferencias o errores existentes a distancias próximas. Las secciones seleccionadas se identifican desde la parte superior cercana al cabezal hasta el pedestal de la probeta como *slice*: 1, 2, 20, 21, 40, 41, 60, 61, 80, 81, 100, 101, 119 y 120. Dentro de este capítulo se mostrarán las imágenes obtenidas de los *slices* en los que se consideró que existe un comportamiento más representativo, que son los identificados en la Figura 7.30, a saber: 1, 101 y 120; el resto se encuentra en el Anexo H.

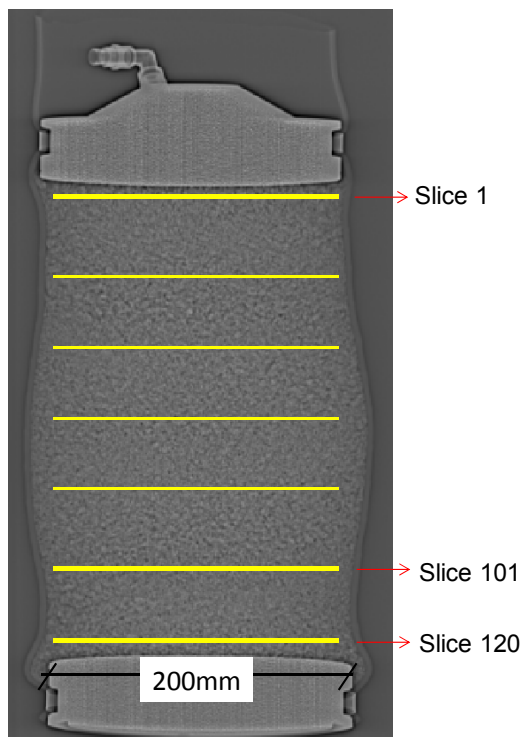


Figura 7.30 Algunas de las secciones transversales seleccionadas sobre el topograma de la probeta

7.9.4.2 Resultados obtenidos en las secciones seleccionadas

Dentro de cada sección transversal escogida, se seleccionó un espacio lineal diametral con el fin de calcular a través del programa *ImageJ* la distribución del *CT-value* y sus correspondientes promedios y desviación estándar. Siguiendo el ejemplo anteriormente descrito de (Otani, 2006) se debe prestar atención a la desviación estándar resultante en cada caso, donde se reflejará un valor menor para aquellas secciones en las que el material se encuentre más denso y por ende, las partículas sean de menor tamaño debido a que han sufrido mayor rotura. Por lo tanto, se intentará identificar las zonas donde la probeta ha sufrido mayor rotura de granos durante el ensayo y la posible existencia de una banda de corte.

Cabe destacar que este estudio requiere ser complementado en primer lugar con un escáner de una probeta que haya sido previamente compactada bajo las condiciones descritas previas a cada ensayo, para poder tener un punto de comparación de la configuración de la muestra antes y después del ensayo y poder tener una visión más clara de qué cantidad de partículas se rompen durante la compactación y cómo

quedan distribuidas espacialmente, y paralelamente, qué porcentaje de rotura se produce durante el ensayo y su respectiva configuración de granos.

En este capítulo se han incluido las imágenes y gráficas correspondientes a las secciones transversales o *slices* 1/120, 101/120 y 120/120; las 11 restantes procesadas se encuentran en el Anexo H.

La Figura 7.31a se presenta la imagen de la 1era sección transversal analizada (la más cercana al cabezal de la probeta), en la cual se ha identificado el espacio diametral de 182 mm de longitud del cual se han extraído y procesado los datos de *CT-values*, que luego de ser transformados mediante la Ecuación (7.4) han sido graficados en función de la ubicación a lo largo del espacio diametral seleccionado en la Figura 7.31b, en la cual se muestran adicionalmente los parámetros estadísticos de interés: *CT-value* promedio y desviación estándar.

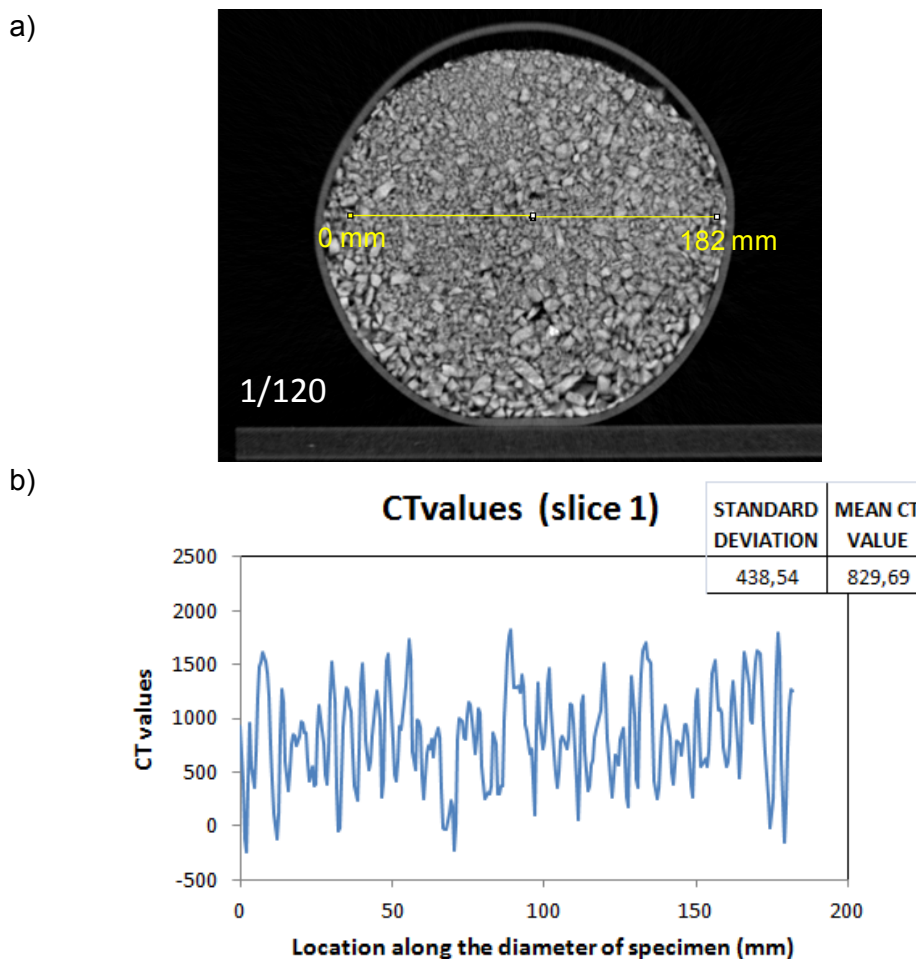


Figura 7.31 *Slice* 1/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

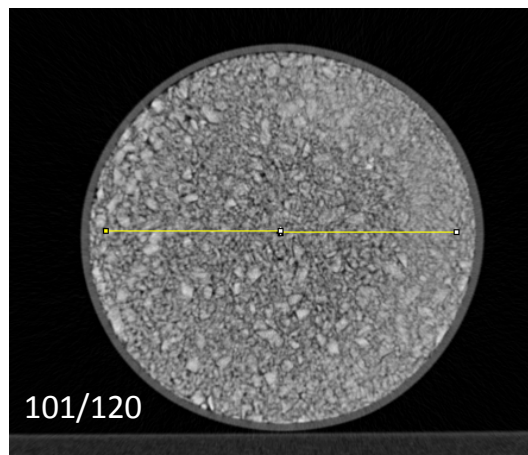
Como se puede observar en la imagen, la existe una diversidad notoria en el tamaño de las partículas, existiendo zonas en las que predominan los granos más gruesos, otras los más finos, y alguna con una distribución de granos combinada o menos uniforme.

Siendo necesaria la escogencia de un espacio diametral para tener los valores de la escala de grises en dependencia con su ubicación diametral, los resultados están tomados únicamente en dicho espacio y no puede llegarse a una conclusión profunda sin un análisis en 3 dimensiones que abarque toda la muestra. Como se ha mencionado previamente, se pretende mostrar unos resultados preliminares para tener una idea cualitativa de la respuesta que ha tenido el material mediante las imágenes del escáner realizado.

Con un valor de desviación estándar del *CT-value* de 438.54 y la forma de la curva obtenida se puede confirmar que se tiene un tamaño máximo de granos y un rango de tamaño mayor que el reportado por (Otani, 2006) para una muestra de granito con tamaño de partícula entre 2 y 4.25 mm; ya que se conoce según la curva granulométrica de esta probeta de grava de pizarra que sus granos se encuentran entre 0.074 y 8 mm. Además de que la desviación estándar obtenida en este caso es 1.5 veces mayor que la de (Otani, 2006), sugiriendo que la muestra de granito contiene menos espacios vacíos, por lo que se encuentra más densa.

A continuación (Figura 7.32) se presentan los resultados del *slice* 101/120 que se encuentra en el límite inferior de la curva que forma el modo "barril" de la probeta, ubicado longitudinalmente en el topograma mostrado en la Figura 7.30.

a)



b)

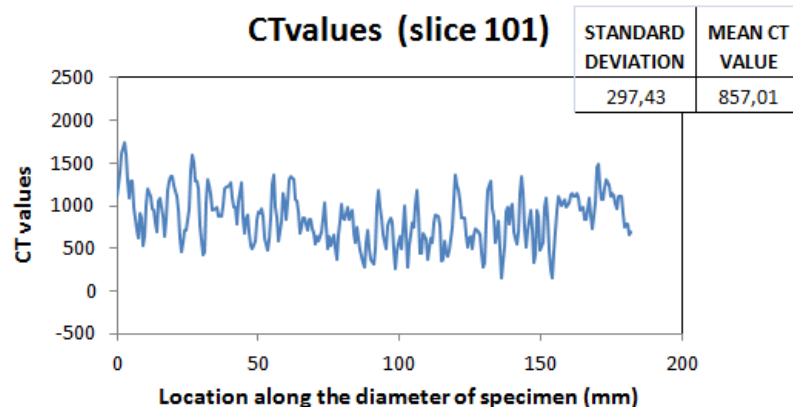


Figura 7.32 *Slice* 101/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

La imagen de la sección refleja una mayor densidad de partículas debido a su rotura hacia la derecha del círculo formando un anillo que bordea internamente la membrana confinante. Sin embargo, solo el espacio diametral marcado fue analizado y los datos se reportan en la Figura 7.32b; reportándose la menor desviación estándar de los *CT-values* de todo el grupo analizado con un valor $SD=297.43$, lo cual confirma lo que visualmente se aprecia en la imagen, donde se observa que en esta sección se ha sufrido una mayor rotura de granos porque los tamaños son más pequeños y poseen menos espacios vacíos entre sí.

Por último, se muestra la Figura 7.33 con los resultados del slice 120 que se ubica longitudinalmente lo más cercano posible al pedestal de la probeta. La imagen de la sección transversal refleja a simple vista tamaños gruesos mezclados con algunas partículas finas, donde no parece haber sufrido tanta rotura como en el caso del *slice* 101 (Figura 7.32b) pero más rotura que en el *slice* 1 (Figura 7.31); ya que la desviación estándar resultante fue $SV=407.24$.

En líneas generales, según el análisis preliminar descrito, la zona inferior de la probeta aparentemente ha sufrido mayor rotura, especialmente debajo de la curva que forma el modo "barril" de la muestra post-ensayo.

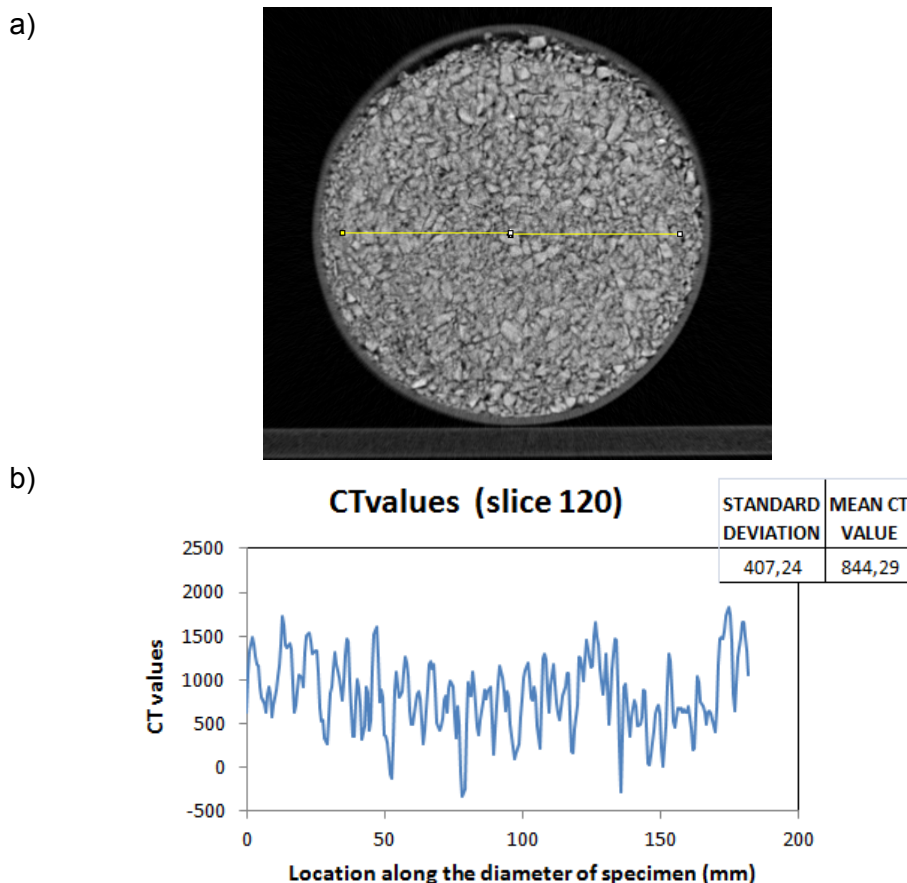


Figura 7.33 *Slice* 120/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

Con la finalidad de tener una visión general de lo que ocurre longitudinalmente con los valores de desviación estándar del *CT-value* por sección transversal, se han ubicado

los puntos con menor SD de cada sección en el topograma de la muestra (Figura 7.34), donde puede observarse que con los datos analizados hasta ahora, no logra demostrarse la existencia de una banda de corte.

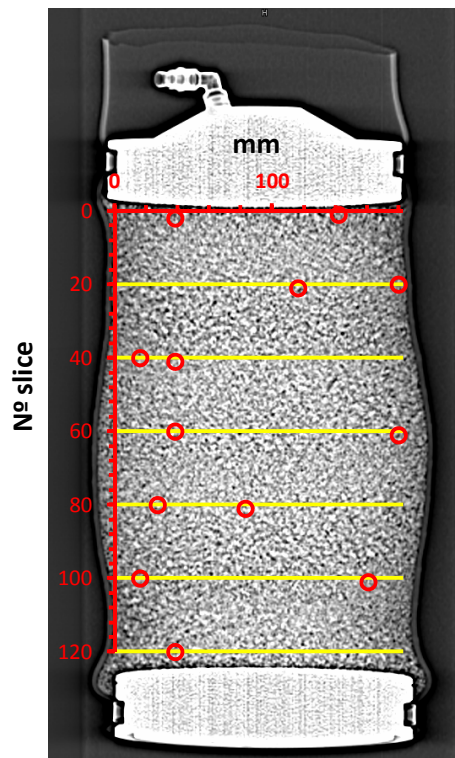


Figura 7.34. Ubicación de los puntos con menor desviación estándar por *slice* sobre el topograma de la probeta

La respuesta de la rotura de partículas para el caso estudiado se evidencia en forma de cadenas de rotura, en las que se presume que los contactos entre granos han sido sometidos a mayores tensiones y han generado la propagación de grietas y posterior rotura de los granos. (Alonso and Tapias, 2015) explican que en una configuración granular bajo carga, las partículas individuales tienden a estar altamente cargadas en una dirección dada; este fenómeno puede ser visualizado como cadenas internas de carga; adicionalmente en cada escenario, el factor de intensidad de tensiones puede ser definido para cada partícula definiendo una cadena de carga interna.

7.10 Conclusiones

El presente capítulo surgió con el objetivo principal de profundizar en el estudio de la dilatación de agregados granulares durante trayectorias triaxiales bajo efecto escala; para ello se consideró indispensable desarrollar una nueva célula triaxial con control de succión y medidas locales de deformaciones radiales. No obstante, la cantidad de tiempo invertido en todas las tareas para lograr la puesta en marcha del equipo, impidió que se pudiera llevar a cabo una campaña experimental que complementase el estudio de la dilatación en este tipo de materiales.

Aunque esta fase de la investigación no ha pretendido ser demostrativa, el trabajo realizado servirá como base en la profundización y ampliación de la línea de investigación del estudio de comportamiento hidro-mecánico de agregados granulares gruesos que ha tenido tradición dentro del Departamento de Ingeniería del Terreno de la UPC, dejando las herramientas necesarias para la obtención de nuevos datos experimentales, fundamentales para el desarrollo y validación de modelos constitutivos más avanzados. Dentro de los logros alcanzados durante esta etapa de la tesis, se resume:

Se diseñó, construyó, calibró y puso en marcha un equipo triaxial innovador de 200x400mm para agregados granulares gruesos con control de succión y medidas locales de deformaciones radiales, que cumple con las condiciones de manejabilidad en cuanto a su tamaño y un registro de alta precisión de la evolución de las deformaciones radiales durante los ensayos. La célula incluye un sistema que permite registrar las medidas locales de deformación radial que experimenta la muestra durante las diferentes trayectorias tensionales y de succión en tres niveles longitudinales de la muestra. Las mediciones se realizan a través de palpadores radiales en contacto directo con la muestra, registrando las deformaciones con la ayuda de transductores de desplazamiento ubicados externamente.

Se llevó a cabo una campaña preliminar de ensayos sobre probetas de granulometría de tamaño máximo 8mm, que es cinco veces menor que el utilizado en las investigaciones de (Alonso et al., 2016; Chávez, 2004; Ortega, 2008). A pesar de que se requiere el desarrollo de nuevas campañas experimentales con el equipo desarrollado para alcanzar un mejor entendimiento de los procesos que ocurren, los resultados preliminares obtenidos aportan ideas de tendencias de comportamiento que sirven como base para futuros estudios. Dentro de las respuestas más resaltantes, se tiene:

- El efecto de la velocidad de aplicación de la tensión vertical se pudo apreciar mediante la etapa final de deformación volumétrica con comportamiento dilatante, durante el cual la probeta con mayor velocidad de deformación aplicada fue adquiriendo mayor resistencia y menor deformación; esto concuerda con la cinética de los mecanismos de rotura y reacomodo en el que mientras más rápido se impone la deformación vertical, menos tiempo tendrán las partículas para romperse y reacomodarse, lo cual repercutirá en un incremento de su resistencia.
- La respuesta volumétrica del material seco presentó un comportamiento expansivo que finalmente encuentra una condición de volumen constante donde se asume se alcanzado el estado crítico que no ha sido observado en estudios previos de otros autores para tamaños de partícula mayores.
- Se verificó, de manera preliminar, la dependencia de la resistencia al corte y deformación volumétrica con la succión, donde en los ensayos de menor succión se obtuvo una menor resistencia y un comportamiento dilatante muy discreto comparado con el ensayo bajo succión alta.
- En referencia al efecto tamaño, al comparar los resultados de los ensayos saturados ($d_{max}=8mm$) con los obtenidos por (Chávez, 2004) ($d_{max}=40mm$), se tiene que las curvas de tensión desviadora en función de la deformación axial

para ambos tamaños de partícula reflejan un comportamiento consistente con los mecanismos de rotura en función de la uniformidad de la granulometría inicial d_{max}/d_{min} (Capítulo 3). Es decir, las distribuciones más uniformes con número de coordinación más bajo rompen con mayor facilidad, y como consecuencia, su resistencia al corte es menor que para las granulometrías abiertas con partículas más protegidas.

- Del fenómeno de dilatancia, se concluye sobre la base de los resultados en condiciones secas en comparación con los resultados de (Alonso et al., 2016) para el mismo material con $d_{max}=40\text{mm}$. Para ello se calculó la evolución de la relación de tensiones $R=\sigma_1/\sigma_3$ en función del índice de dilatancia D . Aunque se requieren mayor cantidad de datos para profundizar en este aspecto, actualmente se puede considerar de que para tamaños menores de partícula, la tendencia indica que el índice de dilatancia D toma valores notablemente mayores que los de los resultados previos en el mismo material pero con mayor tamaño máximo.

Por último, se estudió de forma cualitativa la configuración post-ensayo de la probeta seca mediante el análisis de las imágenes de una tomografía axial computarizada TC. En este análisis no se evidenció la presencia de una banda de corte, sino la rotura de partículas en forma de cadenas de rotura, tal como se indica en (Alonso and Tapias, 2015).

7.11 Referencias

- Alonso, E., Romero, E.E., Ortega, E., Chavez, C., 2011. Yielding of coarse granular aggregates, in: 6th International Conference on Dam Engineering. Lisbon, pp. 73–83.
- Alonso, E.E., Romero, E.E., Ortega, E., 2016. Yielding of rockfill in relative humidity-controlled triaxial experiments. *Acta Geotech.* 11, 455–477. doi:10.1007/s11440-016-0437-9
- Alonso, E.E., Tapias, M., 2015. Rockfill Mechanics. Experimental Observations and DEM Modelling. Proc. 15th Pan-American Conf. Soil Mech. Geotech. Eng. Buenos Aires (Argentina), Novemb. 15th - 18th, 2015. 1–36. doi:10.3233/978-1-61499-601-9-79
- Chávez, C., 2004. Estudio del Comportamiento Triaxial de Materiales Granulares de Tamaño Medio con Énfasis en la Influencia de la Succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Chávez, C., Romero, E., Alonso, E.E., 2009. A Rockfill Triaxial Cell with Suction Control. *Geotech. Test. J.* 32, 101590. doi:10.1520/GTJ101590
- Gupta, A.K., 2000. Constitutive Modeling of Rockfill Materials. PhD Thesis. Indian Institute of Technology Delhi.
- Hounsfield, G.N., 1974. Computerized transverse axial scanning (tomography). Part I.

- Description of system. *Br. J. Radiol.* 46(552), 1016–22.
- Hounsfield, G.N., 1972. A method of and apparatus for examination of a body by radiation such as X- or gamma-radiation. British Patent No 1.283.915.
- Kak, A.C., Slaney, M., 1987. *Principles of Computerized Tomographic Imaging*, IEEE PRESS. ed.
- Marachi, D., Chan, C.K., Bolton, S.H., Duncan, J.M., 1969. Strength and deformation characteristics of rockfill materials. Rep. No. TE-69-5. Berkeley, CA, USA.
- Marsal, R.J., 1963. Triaxial chamber for rockfill tests, in: *II Congreso Panamericano de Mecánica de Suelos E Ingeniería de Cimentaciones*. Brasil, p. Vol. I. pp. 99–122.
- Mora, R., 2016. Efectos de la microestructura en el comportamiento hidromecánico de suelos compactados. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.
- Ortega, E., 2008. Comportamiento de materiales granulares gruesos. Efecto de la succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Otani, J., 2006. X-ray computed tomography for geotechnical engineering, in: Desrues, J., Viggiani, G., Bésuelle, P. (Eds.), *Advances in X-Ray Tomography for Geomaterials*. 2nd International Workshop on the Application of X-Ray CT for Geomaterials (GeoX 2006). ISTE, Aussois, France, pp. 95–114. doi:10.1002/9780470612187.ch5
- Sau, N., 2013. CAT Scanner as a tool for geotechnical sample inspection. Master Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Xu, M., Song, E., Chen, J., 2012. A large triaxial investigation of the stress-path-dependent behavior of compacted rockfill. *Acta Geotech.* 7, 167–175. doi:10.1007/s11440-012-0160-0

8

CONCLUSIONES

Este capítulo resume las conclusiones y los aportes de la tesis, además, se plantean recomendaciones para investigaciones futuras en esta línea de investigación.

8.1 Resumen y conclusiones

La investigación llevada a cabo de carácter experimental se centró en el estudio del comportamiento hidro-mecánico de material de escolleras (agregados gruesos) a nivel fenomenológico y de partícula. Para ello se seleccionó como material de ensayo la pizarra cuarcítica fracturada utilizada para la construcción de los espaldones de la Presa de Lechago en Teruel - España.

El material utilizado en la Tesis se extrajo de un afloramiento cercano a la presa, por lo que la etapa inicial se dedicó a la caracterización del material a través de una serie de ensayos hidro-mecánicos. Ello permitió comparar las propiedades del material con las que se habían descrito en anteriores estudios.

Adicionalmente los equipos de laboratorio fueron ajustados, mejorados, calibrados y automatizados para ser empleados en las distintas campañas de ensayo diseñadas para cumplir los objetivos de este trabajo.

Con la finalidad de exponer de una manera clara y simplificada las actividades realizadas, el resumen y sus conclusiones se dividen según los capítulos presentados: 1) Efecto de la historia hidro-mecánica y del tamaño de grano en la compresibilidad a largo plazo de los agregados gruesos; 2) influencia de la variación de la succión mediante vapor y actividad del líquido en la respuesta mecánica de la pizarra; 3) efecto del método de control de succión en la cinética de las deformaciones; 4) evoluciones temporales de presiones y actividades (concentraciones) del líquido mediante simulaciones de ensayos de rotura diametral de partículas; y 5) desarrollo de un nuevo equipo triaxial para agregados gruesos con succión controlada y medición local de deformaciones.

8.1.1 Efecto de la historia hidro-mecánica y del tamaño de grano en la compresibilidad a largo plazo de los agregados gruesos

Se evaluó fenomenológicamente y de forma sistemática la compresibilidad dependiente del tiempo de los agregados gruesos, con énfasis en los efectos de escala (tamaño de partículas) e historia de tensiones y succión. Para ello se llevó a

cabo una campaña experimental de ensayos edométricos con control de succión para tres granulometrías diferentes, sobre las gravas de pizarra en estudio, que permitió evaluar los efectos planteados desde un enfoque mecánico e hidráulico.

Esta fase se estudió desde dos enfoques diferentes de interpretación de la compresibilidad secundaria: en primer lugar, en función del grado de sobreconsolidación OCR y por otra parte, en función de la deformación volumétrica acumulada (índice de poros actual).

8.1.1.1 Compresibilidad dependiente del tiempo en función del grado de sobreconsolidación OCR

Se evaluó la compresibilidad secundaria en agregados granulares siguiendo un punto de vista similar al que se utiliza para estudiar el comportamiento de los suelos, tomando como base su historia mecánica e hidráulica.

Mediante el ajuste de los resultados experimentales para todos los tamaños de grano y las condiciones de ensayo realizadas, se logró establecer una ley para el cálculo del índice de compresibilidad dependiente del tiempo en estado normalmente consolidado, $C_{\alpha NC}$, que depende de la succión total, el diámetro máximo de partícula y la tensión vertical aplicada, y a su vez se utilizan dos parámetros de referencia (diámetro de referencia de partícula y la tensión vertical de referencia). Esta ley se obtuvo para un rango de tensiones ingenieriles, en el que el $C_{\alpha NC}$ se incrementa con la tensión aplicada sin lograr estabilizarse y empezar a decaer, como se piensa que debería ocurrir a mayores tensiones verticales.

Durante las trayectorias de descarga, los índices de compresión secundaria C_{α} , reflejaron una importante reducción de la compresión secundaria a mayor incremento del OCR, similar a la respuesta observada en suelos arcillosos por (Alonso et al., 2000). La reducción de C_{α} para una misma tensión vertical actual con el incremento del OCR es una consecuencia de la disminución del índice de poros y de la reducción del factor de intensidad de tensiones. La reducción de este último aspecto obedece a dos factores. El primero consiste en la re-distribución de las tensiones de contacto entre partículas, en donde existe una mayor área de contacto a $OCR > 1$, asociada con el daño y la rotura localizada cercana a los puntos de mayor tensión entre contactos. El segundo se refiere a la evolución de la granulometría, entendida como el decrecimiento de los tamaños de partícula causado por la rotura ocurrida durante el estado de mayor tensión vertical.

Se logró describir la variación de $C_{\alpha}/C_{\alpha NC}$ evaluado a tensión constante para distintos valores de OCR mediante una ecuación empírica que toma en cuenta todas las granulometrías utilizadas y que permitieron reproducir satisfactoriamente los datos experimentales.

De la interpretación de los ensayos hidráulicos que fueron vinculados con trayectorias de humedecimiento y secado bajo tensión vertical constante, se obtuvo que la compresibilidad a largo plazo reflejó un comportamiento consistente con el de los ensayos mecánicos de precompresión, evidenciándose una reducción en el C_{α} en las muestras sobreconsolidadas hidráulicamente (muestras sometidas históricamente a

una succión total mayor que la actual). No obstante, se incluyó un aumento de tensión vertical adicional posterior al segundo ciclo de saturación que confirmó una disminución en el $C_{\alpha NC}$, a pesar de estar en estado normalmente consolidado, saturado y presentar un estado tensional mayor. Este hecho indicó la necesidad de incorporar adicionalmente las deformaciones volumétricas acumuladas (o alternativamente el índice de poros actual) para analizar los cambios de en el índice de compresión secundaria. Estos resultados tienen implicaciones prácticas ingenieriles directas, siendo de gran utilidad el hecho de que se haya demostrado que tanto la precarga como el pre-humedecimiento en campo en este tipo de material con poco incremento del OCR (alrededor de $OCR=1.15$), facilite una disminución importante de las deformaciones de *creep*.

Como consecuencia de que la rotura de partículas juega un papel fundamental en la deformación a largo plazo de estos materiales surgió la necesidad de estudiarla mediante las granulometrías antes y después de los ensayos y hacerlas depender, más que de la historia de tensiones y succión, de la deformación volumétrica acumulada desde el inicio de las trayectorias, así como del estado tensional actual (tensión vertical y succión total).

8.1.1.2 Compresibilidad dependiente del tiempo en función de la deformación volumétrica acumulada o la estructura del material

Dentro de este contexto, en primer lugar quedó demostrado que la rotura de partículas no depende únicamente del tamaño máximo de grano, sino también de factores como la uniformidad en la distribución granulométrica, el número de contactos (número de coordinación), entre otros.

La rotura de granos se evaluó a través del trabajo plástico disipado por unidad de volumen en función de la deformación volumétrica acumulada, observándose para todos los tamaños, un incremento en la rotura de partículas a medida que aumenta el trabajo, es decir, al romperse una mayor cantidad de granos se genera una mayor disipación de energía. Adicionalmente se analizó la tendencia de la dimensión fractal con el trabajo plástico y la deformación volumétrica, reflejándose un crecimiento de la dimensión fractal en función de ambas variables. Sin embargo, no fue posible llegar a la definición de una dimensión fractal última y única, que fuera característica del material. Posiblemente se debe al hecho de que las tensiones verticales se limitaron.

Adicionalmente se estudió la influencia del tamaño de partícula en la compresibilidad dependiente del tiempo, concluyendo que por sí solo, el d_{max} , no es suficiente para normalizar el conjunto de resultados experimentales en el caso de muestras bien graduadas (no uniformes). Dentro de este marco se propuso una expresión para la obtención del índice de compresión secundaria en función de la relación d_{max}/d_{min} para $\sigma_v=1$ MPa, $\psi=0$ y $OCR=1$, llegando a la conclusión principal de que el d_{max}/d_{min} es un factor clave en la respuesta del material a largo plazo. Dentro de este marco, se demostró la importancia del tamaño mínimo de grano en la compresibilidad a largo plazo, gracias a que ejercen un papel protector de las partículas de mayor tamaño. Durante este proceso el número de coordinación crece, distribuyendo mejor las tensiones y evitando el incremento de la rotura en el tiempo.

Finalmente, el aporte fundamental más importante de este capítulo consistió en la interpretación de la deformación secundaria mediante una ley constitutiva en función de un estado definido por: el tipo de material caracterizado por el tamaño máximo de partícula d_{max} , su estructura entendida como el índice de poros e (o alternativamente la deformación volumétrica acumulada) y las condiciones tensionales actuales de tensión vertical σ_v y succión ψ .

El modelo propuesto se utilizó para simular el índice de compresión secundaria tanto en descargas mecánicas como hidráulicas, obteniéndose una correspondencia satisfactoria que logra representar las tendencias del comportamiento hidro-mecánico del material bajo las condiciones analizadas, a pesar de la dificultad que supone la combinación de las variables que intervienen en la compresibilidad a largo plazo.

8.1.2 Influencia de la variación de la succión mediante vapor y actividad del líquido en la respuesta mecánica de la pizarra

Se propuso el control de succión mediante la actividad del líquido enmarcado en dos contextos: experimental y conceptual, como una alternativa al control a través de la humedad relativa del vapor en ensayos hidro-mecánicos aplicados a escolleras. La actividad del líquido que inunda es una medida de la concentración efectiva de agua que induce *stress corrosion* y equivalente termodinámicamente a la humedad relativa del vapor (concentración efectiva de vapor de agua o fugacidad).

Desde el punto de vista experimental, en primer lugar se plantearon diferentes formas de llevar a cabo el proceso de humedecimiento en este tipo de material:

- A través de un incremento de la humedad relativa que envuelve al medio. En este caso, la solución salina no se encuentra en contacto con la muestra y la relación entre el vapor de agua generado y la presión de vapor máxima saturante a una determinada temperatura es la que controla la succión total. El vapor se condensa en las grietas de las partículas formando meniscos con curvatura. En este caso, se asume que la succión que domina el comportamiento mecánico del material es más una succión de tipo matricial, a pesar de controlar la succión total, ya que se considera que la succión osmótica es baja como consecuencia de la dilución progresiva del agua en contacto con el medio durante el proceso de humedecimiento.
- A través de un incremento en la actividad del líquido, que consiste en cambiar la concentración de la solución salina inicial con una actividad conocida y en contacto con la muestra por otra más diluida. Como el medio está totalmente saturado se espera que no haya meniscos en las grietas de las partículas, es decir que la succión matricial sea nula. En este marco los procesos están más vinculados a la succión osmótica, que a su vez se puede expresar en función de la concentración de la solución. Este proceso también puede realizarse partiendo desde un estado inicial seco con humedad relativa controlada e inundando posteriormente el material con una solución salina controlada.

Se llevó a cabo una campaña de ensayos a nivel de partícula (resistencia a tracción indirecta) y a nivel fenomenológico (evaluación de la compresibilidad ante carga y cambios de succión en edómetros) con el objeto de caracterizar y comparar la influencia de la HR del vapor y la actividad del líquido en el comportamiento hidromecánico de la pizarra. El control de la succión a través de HR y con actividad resultó en respuestas equivalentes: mayor compresibilidad ante carga con el aumento de HR y de la actividad (asociada con una mayor rotura de partículas), así como el desarrollo de deformación volumétrica de colapso cuando se incrementaba la HR o la actividad a tensión vertical constante. Sin embargo, consistentemente y bajo igualdad de succión total aplicada, las muestras sumergidas en líquido reflejaron un mayor daño (mayor rotura de partículas y compresibilidad) que las equilibradas con vapor. Esta diferencia se torna más importante a medida que la succión total impuesta aumenta. Por el contrario, las curvas de compresibilidad coinciden a $a_w=1$ y HR=100%. Por esta razón, se ajustaron leyes de resistencia a tracción y compresibilidad en función de la succión impuesta por separado, según el método utilizado para controlar la succión.

Para explicar estas diferencias entre HR y actividad, se asumió que durante el control de succión mediante líquido se forma una membrana semipermeable que evita el paso de los cationes hidratados de las sales presentes hacia el *tip* de la fisura, incrementándose la capacidad de filtrar con la concentración de la solución y la disminución de la separación entre las paredes de la fisura. De esta manera, cuando se utiliza control de la actividad, se considera que en el *tip* llega una solución más diluida (filtrada) que presenta una actividad mayor que la utilizada para la imposición de la succión. A mayor concentración de la solución para imponer succión, es decir a menor actividad, esta diferencia con la concentración del *tip* llega a ser importante.

Se desarrolló una expresión constitutiva para la corrección de la succión aplicada cuando se utiliza la actividad del líquido. Esta corrección considera un factor (χ) que afecta a la succión aplicada como condición de contorno (ψ_{app}), parecido al concepto de eficiencia osmótica, y que permite obtener la succión en la zona de *tip* de la fisura $\psi_{tip}=\chi\psi_{app}$. Este factor de corrección (χ) depende de la actividad del líquido impuesta. Se han presentado diferentes expresiones para (χ), que han permitido unificar de manera satisfactoria los resultados de resistencia a la tracción en partículas y de compresibilidad ante carga de los edómetros.

Se han interpretado los resultados experimentales descritos en (Nara et al., 2012), donde se presenta una tenacidad de fractura de la roca que no es constante, sino que depende de la HR. Esto ha permitido ajustar leyes de velocidad de propagación subcrítica de grietas en ambientes de vapor y líquido, mediante la reinterpretación de los experimentos del efecto de la HR y a_w en la velocidad de propagación sub-crítica de grietas en rocas y cristales de calcita (Nara et al., 2014, 2011; Rostom et al., 2012), así como los resultados de ensayos de la influencia de la HR en la tenacidad de fractura en rocas (Nara et al., 2012).

8.1.3 Efecto del método de control de succión en la cinética de las deformaciones de la pizarra

En esta fase de la investigación se evaluó experimentalmente la cinética de los procesos de humedecimiento utilizando las dos técnicas de control de HR y de actividad. El estudio analiza la evolución de la deformación vertical en ensayos edométricos a tensión vertical constante, así como la evolución del desplazamiento vertical de una partícula sometida a compresión diametral. Tanto los ensayos de compresibilidad en el conjunto de granos, como en los de compresión diametral de partículas, el comportamiento fue muy parecido.

El material inicialmente seco sometido a inundación con líquido en condiciones edométricas desarrolló mayores deformaciones que el material controlado con vapor y a una mayor velocidad. Es decir, se comprueba que la cinética de los procesos de cambio de succión mediante líquido o vapor, juegan un papel importante en la respuesta del material. Bajo igualdad de succión total impuesta inicialmente, el líquido logra acceder a las fisuras más rápido que el vapor y como consecuencia, es capaz de incrementar la velocidad de propagación de fisuras y la rotura de partículas en un tiempo mucho menor que el vapor. Paralelamente, no ha sido obvia la justificación del hecho de que una partícula inundada con agua pura líquida bajo carga, se rompa bajo un nivel de carga menor que el sometido a transferencia de vapor con agua pura. Parece que la distribución inicial de las micro-fisuras de la roca puede jugar un papel importante.

Las diferencias en la cinética de las deformaciones han sido atribuidas a tres factores principales:

- Desde un punto de vista micromecánico, las leyes que predicen la velocidad de propagación de grietas son diferentes para líquido y vapor, debido a que están en función de la tenacidad de fractura de la roca, que a su vez depende de la HR o a_w .
- Cuando se realiza la aplicación de succión mediante la actividad del líquido, la succión que actúa sobre el *tip* es menor por el efecto señalado anteriormente (filtrado de cationes por membrana semi-permeable).
- Se considera que la acción del agua que ocurre a nivel de partícula se inicia superficialmente en la zona de contacto de partículas, que está más dañada. Basta con que el agua entre en contacto con la grieta más superficial para que dicha grieta se propague causando la rotura del grano.

8.1.4 Simulaciones de ensayos de rotura diametral de partículas. Evoluciones temporales de presiones y actividades del líquido

Se llevaron a cabo simulaciones de los ensayos del efecto del humedecimiento mediante la actividad del líquido o la HR del vapor en la rotura diametral de partículas bajo carga constante. Para ello se utilizó el modelo de daño isótropo por tracción propuesto por (Sánchez et al., 2014), programado en CODE_BRIGHT, donde inicialmente se consideró que la muestra no posee fisuras. El modelo tiene dos parámetros (principales) con los cuales queda caracterizado el comportamiento a tracción bajo cambios de succión con vapor y líquido. Éstos parámetros son: 1) La ley de resistencia a tracción en función de la succión total, obtenida experimentalmente

para equilibrio con vapor y líquido y 2) la energía de fractura, que se refiere al área bajo la curva de “softening” de la tensión con la deformación. Para esta fase previa de simulaciones, no se ha diferenciado la energía de fractura según el método de aplicación de succión utilizado (vapor o líquido).

A través de las simulaciones se logró el seguimiento de la actuación por separado de las componentes osmótica y matricial de la succión; tanto para humedecimiento con vapor, como con actividad de líquido. Como resultado, se obtuvo que la penetración del líquido, que incluye la difusión de la salinidad, origina cambios en el sistema que se producen a una mayor velocidad que la generada mediante la difusión del vapor.

La diferencia planteada en el comportamiento de la cinética de ambas componentes de la succión entre el humedecimiento con vapor y con líquido, se observó además, mediante la succión total $\psi = s + \pi$. Las curvas reflejan que la muestra inundada con líquido experimenta el cambio de ψ a una velocidad mayor que cuando es humedecida con vapor.

Las simulaciones numéricas realizadas generaron unos resultados preliminares que proveen un primer paso para la comprensión de la evolución de la cinética de las variables que intervienen en los fenómenos que se producen durante el humedecimiento de discos de pizarra bajo carga, mediante la actividad del líquido y la HR del vapor. No obstante es necesario profundizar dentro de este marco implementando algunas mejoras, principalmente, lograr que las fisuras puedan iniciar su propagación en cualquier punto de la muestra.

8.1.5 Desarrollo de un nuevo equipo triaxial para agregados gruesos con succión controlada y medición local de deformaciones

Esta etapa de la tesis surgió con el objetivo principal de profundizar en el estudio de la dilatación (expansión) de agregados gruesos durante trayectorias de incremento de tensión desviadora y en la evaluación del efecto del tamaño de partículas. Para ello se consideró indispensable desarrollar una nueva célula triaxial con control de succión y medidas locales de deformaciones radiales. Sin embargo, la cantidad de tiempo invertido en todas las tareas para lograr la puesta en marcha del equipo, impidió que se pudiera llevar a cabo una campaña experimental extensa para cumplir con los objetivos propuestos. Dentro de los logros alcanzados, se destaca:

Se diseñó, construyó, calibró y puso en marcha un nuevo equipo triaxial (200 mm de diámetro y 400 mm de altura) para agregados gruesos con control de succión y medidas locales de deformaciones radiales. Este equipo cumple con las condiciones de manejabilidad en cuanto a su tamaño. La célula incluye un sistema que permite registrar las medidas locales de desplazamiento radial que experimenta la muestra. Las mediciones se realizan a través de un sistema novedoso de medidas radiales locales en dos planos ortogonales de la muestra a diferentes alturas.

Se llevó a cabo una campaña preliminar de ensayos sobre probetas de granulometría de tamaño máximo 8mm, que es cinco veces menor que el tamaño utilizado en las investigaciones de (Alonso et al., 2016; Chávez, 2004; Ortega, 2008). Los resultados

obtenidos aportan primeras aproximaciones que reflejan tendencias un comportamiento dilatante (expansivo) que finalmente encuentra una condición de volumen constante donde se asume que se ha alcanzado el estado crítico. Esta respuesta no había sido observado en estudios previos de otros autores para tamaños de partícula mayores. El fenómeno de dilatación se evaluó de la misma forma que lo hicieron (Alonso et al., 2016) para los resultados de gravas de pizarra con $d_{\max}=40\text{mm}$ mediante la evolución de la relación de tensiones $R=\sigma_1/\sigma_3$ en función del índice de dilatación D . Aunque se requieren mayor cantidad de datos para profundizar en este aspecto, actualmente se puede considerar que para tamaños menores de partícula la tendencia indica que el índice de dilatación D toma valores notablemente mayores que los de los resultados previos en el mismo material pero con mayor tamaño de partículas.

En referencia al efecto tamaño, al comparar los resultados de los ensayos saturados ($d_{\max}=8\text{mm}$) con los obtenidos por (Chávez, 2004) ($d_{\max}=40\text{mm}$), se tiene que las curvas de tensión desviadora en función de la deformación axial para ambos tamaños de partícula reflejan un comportamiento consistente con los mecanismos de rotura en función de la uniformidad de la granulometría inicial d_{\max}/d_{\min} (Capítulo 3). Es decir, las distribuciones más uniformes con número de coordinación más bajo rompen con mayor facilidad, y como consecuencia, su resistencia al corte es menor que para las granulometrías abiertas con partículas más protegidas.

Por último, se estudió de forma cualitativa la configuración post-ensayo de la probeta seca mediante el análisis de las imágenes de una tomografía axial computarizada *TC*. En este análisis no se evidenció la presencia de una banda de corte, sino la rotura de partículas en forma de cadenas de rotura, tal como se indica en (Alonso and Tapias, 2015).

8.2 Aportes de la tesis

Los avances y aspectos más destacados se dividen en tres tipos: experimental, fundamental y de implicación práctica.

8.2.1 Contribuciones experimentales

- Se propuso la técnica del control de succión mediante la actividad del líquido como una alternativa al control a través de la humedad relativa del vapor en ensayos hidro-mecánicos aplicados a agregados granulares provenientes de escolleras.
- Los equipos de laboratorio utilizados para ensayos fenomenológicos y de partícula fueron mejorados mediante su actualización, automatización y calibración.
- Se desarrolló un nuevo equipo triaxial de 200x400mm para agregados gruesos con control de succión y medidas locales de desplazamiento radial de alta precisión a diferentes alturas de la muestra.

8.2.2 Contribuciones fundamentales

- Se propuso una expresión para la obtención del índice de compresión secundaria en función de la relación d_{\max}/d_{\min} . Se observó que el tamaño mínimo de grano es un factor importante en la compresibilidad a largo plazo, ya que protege a las partículas grandes susceptibles de romperse.
- Se presentó un marco constitutivo para la deformación secundaria de los agregados gruesos en función de un estado definido por: el tamaño máximo de partícula d_{\max} , el índice de poros actual (o alternativamente la deformación volumétrica acumulada) y las condiciones de tensión σ_v y succión ψ actuales.
- Se interpretó la acción de la actividad del líquido considerando la existencia de una membrana semi-permeable en la grieta de la partícula de roca, que evita que la totalidad de los cationes hidratados penetren hacia su interior. Como consecuencia, la succión en el *tip* -que gobierna el comportamiento del material a través de la propagación subcrítica de grietas- es menor a la succión impuesta.
- Se propusieron expresiones para estimar la succión que actúa sobre el *tip* conociendo la actividad del líquido aplicada como condición de contorno.
- Se interpretaron los ensayos de (Nara et al., 2012) (Nara et al., 2014, 2011; Rostom et al., 2012), para proponer expresiones de propagación subcrítica de grietas que consideran la HR y la actividad del líquido.
- Se estudió la cinética de la rotura de una partícula mediante un código acoplado de elementos finitos Code_Bright, que incluye condiciones de contorno con HR o con la actividad del líquido (concentración de la solución).

8.2.3 Contribuciones con implicaciones prácticas

- Se demostró que tanto la precarga como el pre-humedecimiento de este tipo de material (para inducir OCR mayores de 1.15) facilita la disminución progresiva de las deformaciones de *creep* que podrían inducirse en campo.
- Se puso en evidencia la influencia de la actividad del líquido (salinidad) en la compresibilidad y resistencia de las estructuras construidas con material de escollera en medios salinos -entornos marítimos o similares-. De esta evidencia experimental, se deduce la posibilidad de que estas construcciones sufran deformaciones de colapso o diferidas, como consecuencia de cambios ambientales que favorezcan el incremento de la actividad del líquido en contacto con el material (dilución de la concentración, como por ejemplo lluvias o inundaciones provenientes de ríos, embalses u otras fuentes de agua con menor concentración de sales).

8.3 Trabajos futuros

Se recomienda profundizar en los siguientes aspectos:

- Desarrollar, mediante un procedimiento experimental sistemático, la determinación de la fracción de partículas que se rompen durante los ensayos fenomenológicos y dividirlos según (Tapias et al., 2015) en *splitting* -división del grano por la mitad- y *comminution* -trituración generada por una fractura más localizada-.
- Continuar con la evaluación de los efectos de tamaño, escala, índice de poros y succión en la compresibilidad secundaria de los agregados granulares, tomando en cuenta:
 - La ejecución de ensayos de compresibilidad partiendo de un estado inicial de referencia correspondiente a la post compactación.
 - El desarrollo de nuevas campañas experimentales en las que se alcancen mayores tensiones con el objeto de extender la curva límite de compresibilidad secundaria para estados normalmente consolidados en función de la tensión aplicada. Se espera que los C_α decaigan a partir de un valor más alto de σ_v que se escapa del rango ingenieril evaluado en esta investigación.
- Explorar una técnica experimental que logre separar la aplicación y medición de la succión osmótica y la matricial en este tipo de material, con la finalidad de estudiar posteriormente lo que ocurre cuando ambas actúan en conjunto.
- Llevar a cabo el control de succión mediante la actividad del líquido con una solución de polietilenglicol (PEG) con moléculas de mayor tamaño que la empleada en los ensayos de esta tesis, con la finalidad de comprobar la influencia del tamaño de la molécula de soluto en la respuesta hidro-mecánica del material.
- Mejorar el modelo de propagación subcrítica de grietas con la inclusión de nuevos resultados experimentales referentes a la influencia de la actividad del líquido en la tenacidad de la fractura y en la propagación subcrítica de fisuras.
- Complementar, experimentalmente y numéricamente, la influencia de la cinética de la penetración del líquido y vapor en las deformaciones de estos materiales.
- Continuar con una campaña experimental similar a las realizadas con control de succión mediante la actividad del líquido, pero esta vez aplicando la misma de succión en el *tip* para líquido y vapor, haciendo uso de la corrección de la succión osmótica propuesta a través de la eficiencia osmótica en el caso líquido.
- Mejorar el modelo de daño empleado para las simulaciones incluyendo dos aspectos principales: el inicio de la propagación de fisuras en un punto aleatorio del disco de roca y una ley de energía de fractura en función de la succión aplicada.
- Desarrollar una campaña experimental en la nueva célula triaxial con el objeto de profundizar en el estudio de la dilatancia de agregados granulares durante trayectorias triaxiales bajo el efecto escala.
- Utilizar distintos tipos de material de escollera en las todas campañas experimentales presentadas en esta tesis, con la finalidad de comparar su influencia (composición mineralógica, tenacidad, etc.) en los diferentes aspectos estudiados.

- Llevar a cabo campañas experimentales sobre el conjunto de granos, bajo distintos índices de poros, con el objeto de profundizar en el efecto de la estructura del material en los diferentes aspectos evaluados.
- Simular los resultados obtenidos en los ensayos fenomenológicos mediante el modelo de elementos discretos DEM propuesto por (Tapias, 2016).

REFERENCIAS

- Alonso, E., Oldecop, L., Pinyol, N., 2009. Long term behaviour and size effects of coarse granular media. *Mech. Nat. Solids* 255–281. doi:10.1007/978-3-642-03578-4_12
- Alonso, E., Romero, E.E., Ortega, E., Chavez, C., 2011. Yielding of coarse granular aggregates, in: 6th International Conference on Dam Engineering. Lisbon, pp. 73–83.
- Alonso, E.E., Gens, A., Josa, A., 1990. A constitutive model for partially saturated soils. *Géotechnique* 40, 405–430. doi:10.1680/geot.1990.40.3.405
- Alonso, E.E., Lloret, A., Gens, A., 2000. Precompression design for secondary settlement reduction. *Géotechnique* 50, 645–656. doi:10.1680/geot.2000.50.6.645
- Alonso, E.E., Olivella, S., Pinyol, N.M., 2005. A review of Beliche Dam. *Geotechnique* 55, 267–285.
- Alonso, E.E., Olivella, S., Soriano, A., Pinyol, N.M., Esteban, F., 2011. Modelling the response of Lechago earth and rockfill dam. *Géotechnique* 61, 387–407. doi:10.1680/geot.SIP11.P.013
- Alonso, E.E., Romero, E.E., Ortega, E., 2016. Yielding of rockfill in relative humidity-controlled triaxial experiments. *Acta Geotech.* 11, 455–477. doi:10.1007/s11440-016-0437-9
- Alonso, E.E., Tapias, M., 2015. Rockfill Mechanics. Experimental Observations and DEM Modelling. Proc. 15th Pan-American Conf. Soil Mech. Geotech. Eng. Buenos Aires (Argentina), Novemb. 15th - 18th, 2015. 1–36. doi:10.3233/978-1-61499-601-9-79
- Alonso, E.E., Tapias, M., Gili, J., 2012. Scale effects in rockfill behaviour. *Géotechnique Lett.* 2, 155–160. doi:10.1680/geolett.12.00025
- ASTM:D3967-95a, 1995. Standard Test Method for Splitting Tensile Strength of Intact Rock Core Specimens, Annual Book of ASTM Standards. West Conshohocken. doi:10.1520/D3967-95A
- Atkinson, B.K., 1984. Subcritical crack growth in geological materials. *J. Geophys. Res.* 89, 4077–4114.
- Ayad, R., Konrad, J.M., Soulie, M., 1997. Desiccation of a sensitive clay: application of the model CRACK. *Can. Geotech. J.* 34, 943–951. doi:10.1139/t99-003
- Barbour, S.L., Fredlund, D.G., 1989. Mechanisms of osmotic flow and volume change in clay soils. *Can. Geotech. J.* 26, 551–562. doi:10.1139/t89-068
- Berg, C. van den, Bruin, S., 1981. Water activity and its estimation in food systems: Theoretical aspects, in: *Water Activity: Influences on Food Quality*. pp. 2–61.
- Branca, C., Magazù, S., Maisano, G., Migliardo, F., Migliardo, P., Romeo, G., 2002. Hydration study of PEG/water mixtures by quasi elastic light scattering, acoustic and rheological measurements. *J. Phys. Chem. B* 106, 10272–10276.
- Bresler, E., 1973. Anion Exclusion and Coupling Effects in Nonsteady Transport Through Unsaturated Soils: I. Theory1. *Soil Sci. Soc. Am. Proc.* 37, 663–669.

- Cañavate, A., 2011. Influencia de la forma de las partículas en la compresibilidad de las escolleras. Master thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Cardoso, R., Romero, E., Lima, A., Ferrari, A., 2007. A Comparative Study of Soil Suction Measurement Using Two Different High-Range Psychrometers. *Exp. Unsaturated Soil Mech. Springer Proc. Phys.* 112, 79–93.
- Castellán, G.W., 1987. Físicoquímica.
- Cetin, H., Laman, M., Ertunç, A., 2000. Settlement and slaking problems in the world's fourth largest rock-fill dam, the Atatürk Dam in Turkey. *Eng. Geol.* 56, 225–242.
- Charles, J.A., 1989. Geotechnical properties of coarse grained soils, in: 12th Int Conf on Soil Mechanics and Foundation Engineering, General Report, Discussion Session 8. pp. 2495–2519.
- Charles, R.J., 1958. Static fatigue of glass. *J. Appl. Phys.* 29, 1549–1560.
- Chávez, C., 2004. Estudio del Comportamiento Triaxial de Materiales Granulares de Tamaño Medio con Énfasis en la Influencia de la Succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Chávez, C., Alonso, E., 2003. A constitutive model for crushed granular aggregates wich includes suction effects. *Soils Found.* 43, 215–227.
- Chávez, C., Romero, E., Alonso, E.E., 2009. A Rockfill Triaxial Cell with Suction Control. *Geotech. Test. J.* 32, 101590. doi:10.1520/GTJ101590
- Clements, R.P., 1981. The deformation of rockfill: inter-particle behaviour, bulk properties and behaviour in dams. PhD Thesis. King's College, University of London.
- Coussy, O., 1995. *Mechanics of porous continua.* John Wiley Sons Ltd. Chichester.
- Delage, P., Romero, E., Tarantino, A., 2008. Recent developments in the techniques of controlling and measuring suction in unsaturated soils, in: Keynote Lecture, Proc. 1st Eur. Conf. on Unsaturated Soils. pp. 3–52.
- Gardner, W.R., 1956. Calculation of capillary conductivity from pressure plate flow data. *Soil Sci. Soc. Am. Proc.* 20 3, 317–320.
- Gonçalves, J., 2014. Time-dependent behaviour of rockfill material. Master Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Gupta, A.K., 2000. Constitutive Modeling of Rockfill Materials. PhD Thesis. Indian Institute of Technology Delhi.
- Harris, J.M., 1992. *Poly(ethylene Glycol) Chemistry: Biotechnical and Biomedical Applications.* New York: Plenum Press.
- Hawkes, I., Mellor, M., 1970. Uniaxial testing in rock mechanics laboratories. *Eng. Geol.* 4, 177–285.
- Hoffmann Jauge, C.A., 2005. Caracterización hidromecánica de mezclas de pellets de bentonita. Estudio experimental y constitutivo. PhD Thesis. Universitat Politècnica

de Catalunya.

- Horvath, A.L., 1985. Handbook of aqueous electrolyte solutions. Halsted Press.
- Hounsfield, G.N., 1974. Computerized transverse axial scanning (tomography). Part I. Description of system. Br. J. Radiol. 46(552), 1016–22.
- Hounsfield, G.N., 1972. A method of and apparatus for examination of a body by radiation such as X- or gamma-radiation. British Patent No 1.283.915.
- Hudson, J.A., Harrison, J.P., 2007. Engineering Rock Mechanics: An Introduction to the Principles.
- Hueso, O., 2003. Compresibilidad de escolleras: Influencia de la humedad relativa. Final work of undergraduated course. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- ISRM, 1978. Suggested methods for determining tensile strength of rock materials. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech 15.
- Kak, A.C., Slaney, M., 1987. Principles of Computerized Tomographic Imaging, IEEE PRESS. ed.
- Ladd, C.C., 1971. Settlement analysis of cohesive soils. Research Report R71-2. Soils Publication. MIT Cambridge, Mass.
- Lakshmikantha, M.R., Prat, P.C., Ledesma, A., 2012. Experimental evidence of size effect in soil cracking. Can. Geotech. ... 49, 264–284. doi:10.1139/T11-102
- Lee, D.M., 1992. The angles of friction of granular fills. PhD Thesis. University of Cambridge, Cambridge, UK.
- Marachi, D., Chan, C.K., Bolton, S.H., Duncan, J.M., 1969. Strength and deformation characteristics of rockfill materials. Rep. No. TE-69-5. Berkeley, CA, USA.
- Marine, I.W., Fritz, S.J., 1981. Osmotic model to explain anomalous hydraulic heads. Water Resour. Res. 17, 73. doi:10.1029/WR017i001p00073
- Marsal, R. J. & Resendiz, D., 1975. Presas de tierra y enrocamiento, Limusa, Me. ed.
- Marsal, R.J., 1973. Mechanical properties of rockfill., in: Hirschfeld, R. C. y Poulos, S. J., E. (Ed.), Embankment Dam Engineering. John Wiley & Sons, New York, p. 110–200.
- Marsal, R.J., 1963. Triaxial chamber for rockfill tests, in: II Congreso Panamericano de Mecánica de Suelos E Ingeniería de Cimentaciones. Brasil, p. Vol. I. pp. 99–122.
- Marsal, R.J., L.R., A., Guzmán, M.A., Adame, H., 1976. El Infiernillo. Behavior of dams built in Mexico. Report. Instituto de Ingeniería, UNAM. Mexico.
- Maugin, G.A., 1992. The termodinamics of plasticity and fracture, Cambridge University Press. Cambridge.
- Mc Dowell, G.R., Bolton, M.D., 1998. On the micromechanics of crushable aggregates. Géotechnique 48, 667–679.
- Mesri, G., Feng, T.W., Benak, J.M., 1990. Postdensification penetration resistance of clean sands. J. Geotech. Engng ASCE 116, 1095–1115.

- Mitchell, J.K., 1993. *Fundamentals of Soil Behaviour*, Second. ed. California.
- Mokni, N., 2011. Deformation and flow driven by osmotic processes in porous materials. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Montobbio, D., 2001. Efecto de la granulometría en la compresibilidad de escolleras. (Final work of undergraduated course). Universitat de Barcelona, Facultat de Geologia; Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Mora, R., 2016. Efectos de la microestructura en el comportamiento hidromecánico de suelos compactados. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Nara, Y., Morimoto, K., Hiroyoshi, N., Yoneda, T., Kaneko, K., Benson, P.M., 2012. Influence of relative humidity on fracture toughness of rock: Implications for subcritical crack growth. *Int. J. Solids Struct.* 49, 2471–2481.
- Nara, Y., Morimoto, K., Yoneda, T., Hiroyoshi, N., Kaneko, K., 2011. Effects of humidity and temperature on subcritical crack growth in sandstone. *Int. J. Solids Struct.* 48, 1130–1140.
- Nara, Y., Nakabayashi, R., Maruyama, M., Hiroyoshi, N., Yoneda, T., Kaneko, K., 2014. Influences of electrolyte concentration on subcritical crack growth in sandstone in water. *Eng. Geol.* 179, 41–49.
- Nobari, E.S., Duncan, J.M., 1972. Effect of reservoir filling on stresses and movements in earth and rockfill dams. Report TE-72-1. University of California. Department of Civil Engineering. California.
- Oldecop, L.A., 2000. Compresibilidad de escolleras. Influencia de la humedad. PhD Thesis. University of California. Department of Civil Engineering.
- Oldecop, L.A., Alonso, E.E., 2001. A model for rockfill compressibility. *Géotechnique* 51, 127–139.
- Oldecop, L. a, Alonso, E.E., 2013. Rockfill mechanics, in: *Advances in Unsaturated Soils* (B. Caicedo ed.). Taylor & Francis Group, L. (Ed.), 1st Pan-American Conference on Unsaturated Soils. Cartagena de Indias, Colombia., pp. 61–86.
- Oldecop, L., Alonso, E., 2007. Theoretical investigation of the time-dependent behaviour of rockfill. *Géotechnique* 58, 765–769.
- Oldecop, L., Alonso, E., 2004. Testing rockfill under relative humidity control. *ASTM Geotech. Test. J.* 27, 11847.
- Oller, S., 2001. *Fractura mecánica. Un enfoque global*. CIMNE, Barcelona, España.
- Ortega, E., 2008. Comportamiento de materiales granulares gruesos. Efecto de la succión. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Otani, J., 2006. X-ray computed tomography for geotechnical engineering, in: Desrues, J., Viggiani, G., Bésuelle, P. (Eds.), *Advances in X-Ray Tomography for Geomaterials*. 2nd International Workshop on the Application of X-Ray CT for Geomaterials (GeoX 2006). ISTE, Aussois, France, pp. 95–114. doi:10.1002/9780470612187.ch5

- Pineda, J., Alonso, E.E., Romero, E., 2014. Environmental degradation of claystones. *Géotechnique* 64, 64–82. doi:10.1680/geot.13.P.056
- Ramon, A., 2006. Efecte de la granulometria en el comportament d'esculleres. Final work of undergraduated course. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Ramon, A., Alonso, E., Romero, E., 2008. Grain size effects on rockfill constitutive behaviour, in: 1st Europ. Conf. on Unsaturated Soils E-UNSAT 2008. Durham, UK, pp. 341–348.
- Romero, E., 2001. Controlled suction techniques, in: W.Y.Y. Gehling & F.Schaid (Ed.), 4^o Simpósio Brasileiro de Solos Naõ Saturados. Porto Alegre, Brasil, pp. 535–542.
- Romero, E., 1999. Thermo-hydro-mechanical behaviour of unsaturated Boom Clay: an experimental study. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Romero, E., Alonso, E.E., Hueso, O., 2005. Effect of water composition on rockfill compressibility. *Proc. 16th Int. Conf. Soil Mech. Geotech. Eng.* 3, 1913–1916.
- Romero, E., Gens, A., Lloret, A., 1999. Water permeability, water retention and microstructure of unsaturated compacted Boom clay. *Eng. Geol.* 54, 117–127.
- Rostom, F., Røyne, A., Kristian, D., Renard, F., 2012. Effect of fluid salinity on subcritical crack propagation in calcite. *Tectonophysics* 583, 68–75.
- Sánchez, M., Manzoli, O.L., Guimarães, L.J.N., 2014. Modeling 3-D desiccation soil crack networks using a mesh fragmentation technique. *Comput. Geotech.* 62, 27–39. doi:10.1016/j.compgeo.2014.06.009
- Sau, N., 2013. CAT Scanner as a tool for geotechnical sample inspection. Master Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Soriano, A., Sánchez, F.J., 1999. Settlements of railroad high embankments, in: European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering. Netherlands.
- Sowers, G.F., Williams, R.C., Wallace, T.S., 1965. Compressibility of broken rock and settlement of rockfills. *Proc. 6th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng.*, Montr. 2, 561–565.
- Tanaka, K & Tamamushi, R., 2013. A Physico-chemical Study of Concentrated Aqueous Solutions of Lithium Chloride. *J. Chem. Inf. Model.* 53, 1689–1699. doi:10.1017/CBO9781107415324.004
- Tapias, M., 2016. Particle model for crushable aggregates which included size, time and relative humidity effects. PhD Thesis. Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior d'Enginyers de Camins, Canals i Ports de Barcelona.
- Tapias, M., Alonso, E.E., Gili, J.A., 2015. A particle model for rockfill behaviour. *Géotechnique* 65, 975–994.
- Turcotte, D.L., 1986. Fractals and fragmentation. *Geophys. Res. – Solid Earth* 91(B2), 1921–1926.

- Tyler, S.W., Wheatcraft, S.W., 1992. Fractal scaling of soil particle-size distribution analysis and limitations. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 56.2, 47–67.
- UNE-EN 933-3:2012, 2012. Ensayos para determinar las propiedades geométricas de los áridos. Parte 3: Determinación de la forma de las partículas. Índice de lajas.
- van Genuchten, M.T.T., 1980. A Closed-form Equation for Predicting the Hydraulic Conductivity of Unsaturated Soils¹. *Soil Sci. Soc. Am. J.* 44, 892. doi:10.2136/sssaj1980.03615995004400050002x
- Vicol, T., 1990. Comportement hydraulique et mécanique d'un solfin non saturé: Application à la modélisation. PhD Thesis. Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, Paris, France (in French).
- Xu, M., Song, E., Chen, J., 2012. A large triaxial investigation of the stress-path-dependent behavior of compacted rockfill. *Acta Geotech.* 7, 167–175. doi:10.1007/s11440-012-0160-0
- Zhang, H.-L., Han, S.-J., 1996. Viscosity and Density of Water + Sodium Chloride + Potassium Chloride Solutions at 298 . 15 K. *J. Chem. Eng. Data* 41, 516–520. doi:10.1021/je9501402

ANEXO A. ENSAYOS DE EFECTO TIEMPO. HISTORIA MECÁNICA

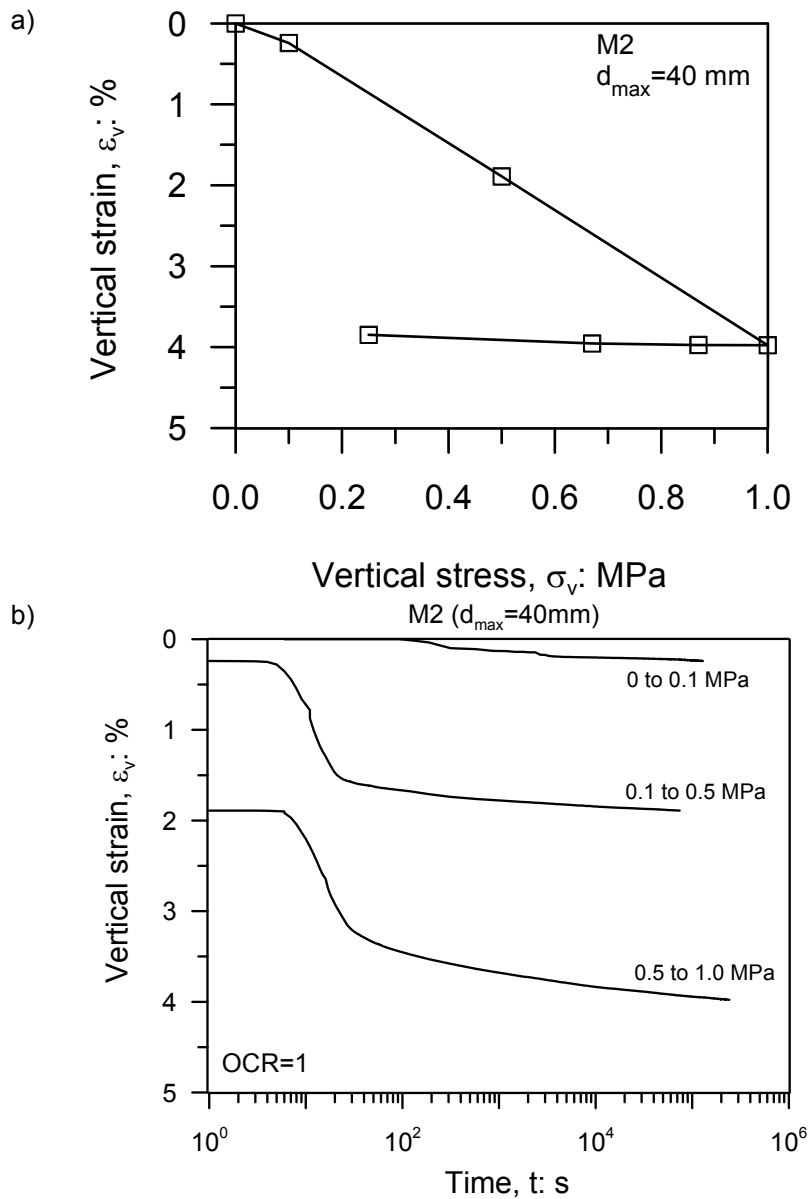


Figura A. 1 Resultados del ensayo M2 ($d_{max}=40\text{mm}$): a) NCL bajo una succión total constante de 39MPa. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado.

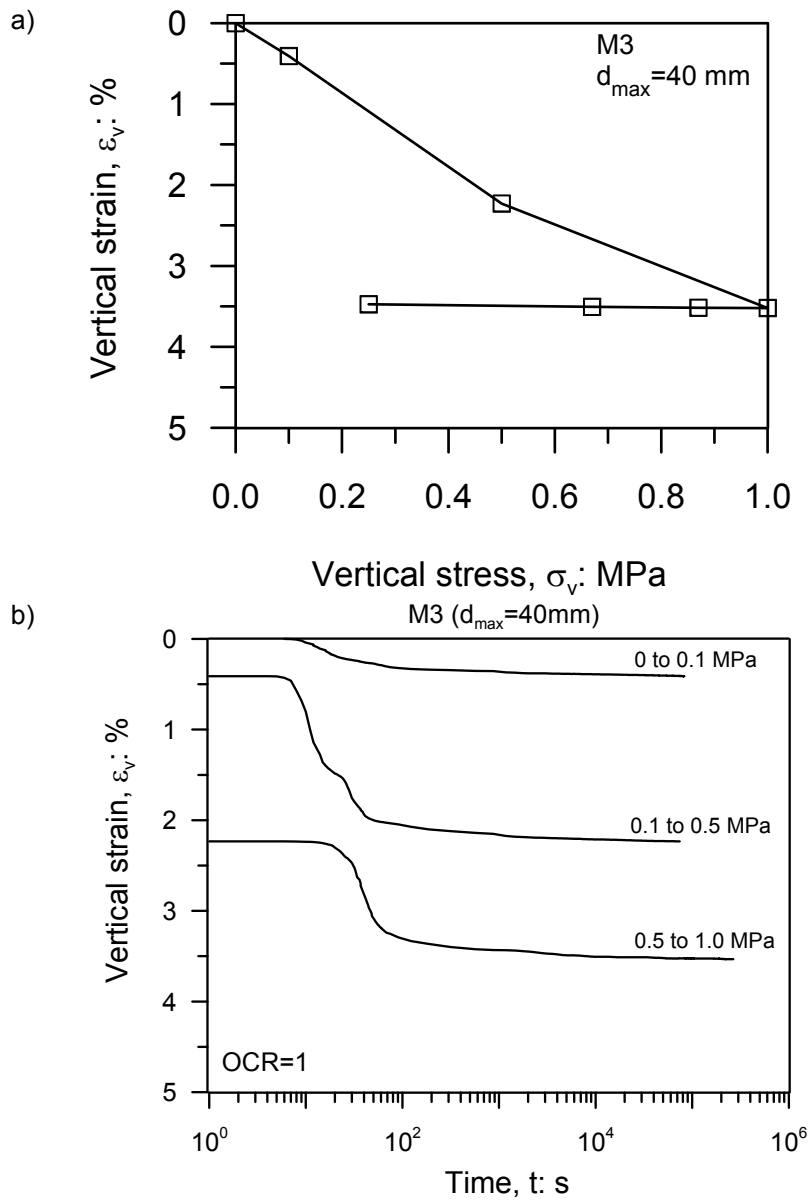


Figura A. 2 Resultados del ensayo M3 ($d_{max}=40$ mm): a) NCL bajo una succión total constante de 160 MPa. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado.

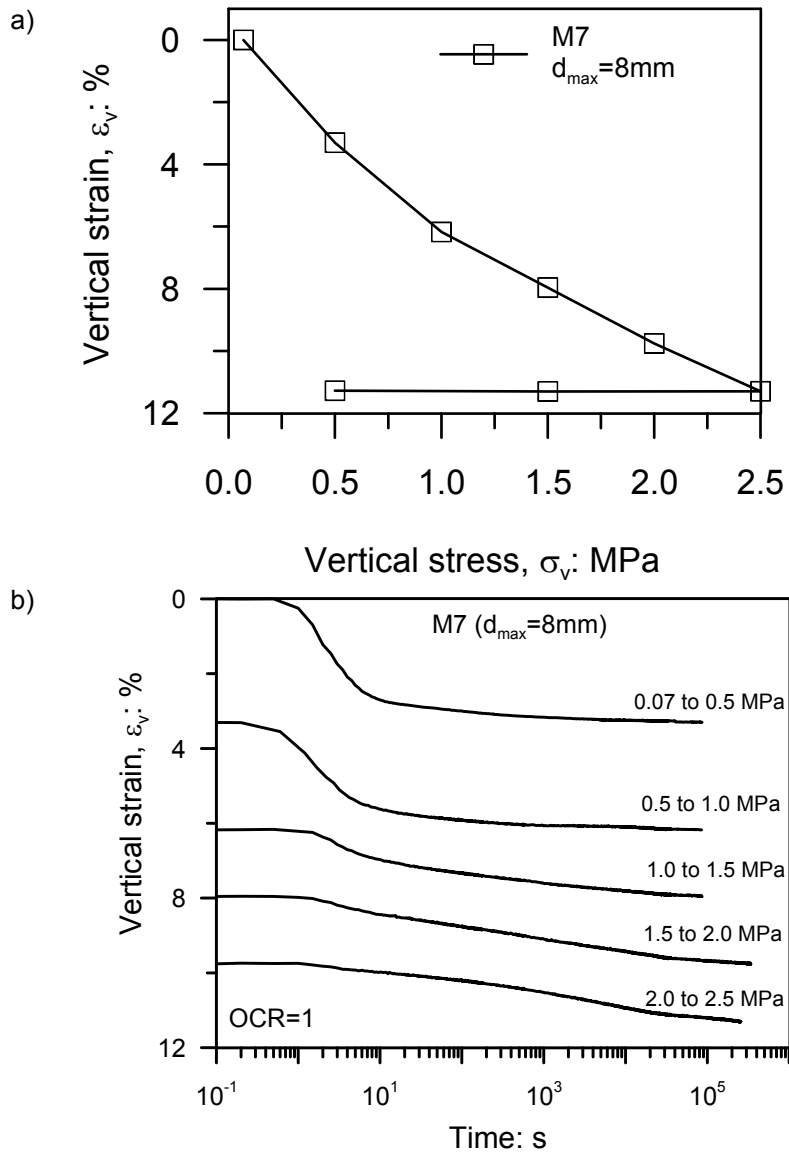


Figura A. 3 Resultados del ensayo M7 ($d_{max}=8mm$): a) NCL bajo una succión total constante de 39MPa. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado.

ANEXO B. ENSAYOS DE EFECTO TIEMPO. HISTORIA HIDRÁULICA

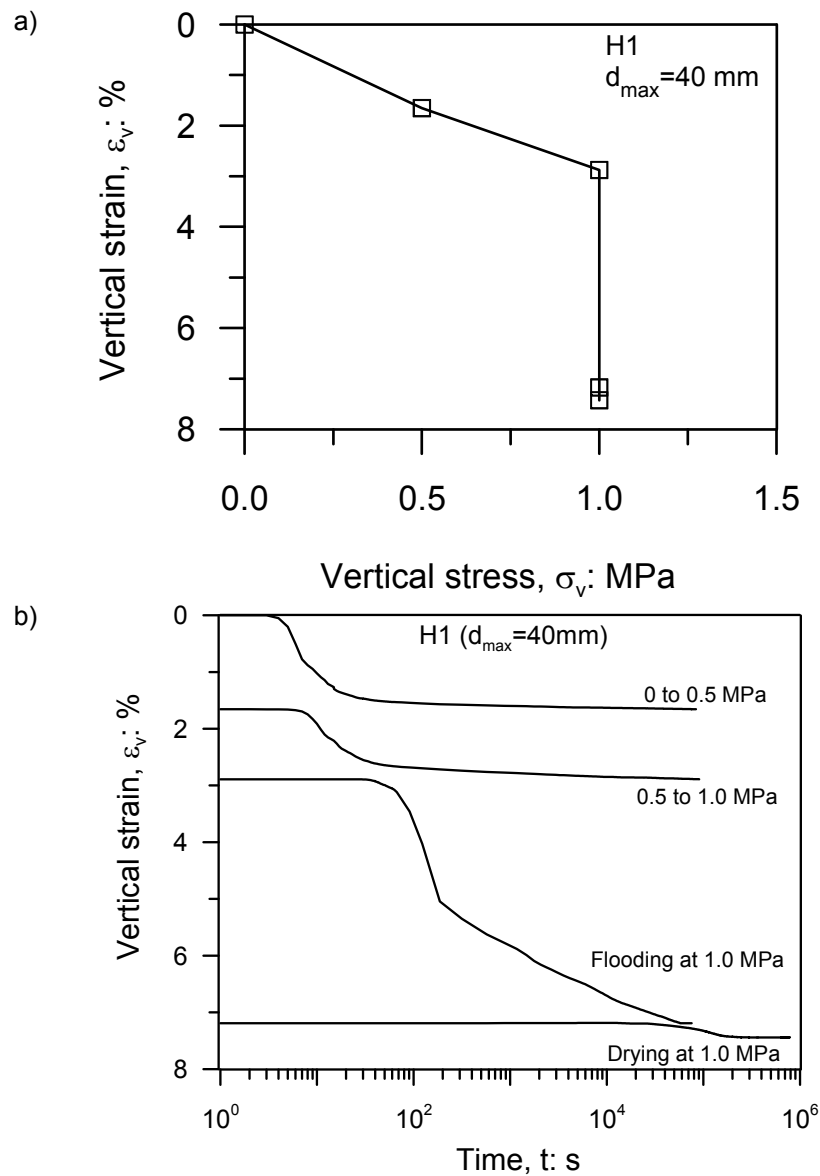


Figura B. 1 Resultados del ensayo H1 ($d_{max}=40$ mm): a) NCL bajo una succión total constante inicial de 160 MPa con posteriores ciclos de humedecimiento y secado a una tensión constante de 1.0 MPa. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado.

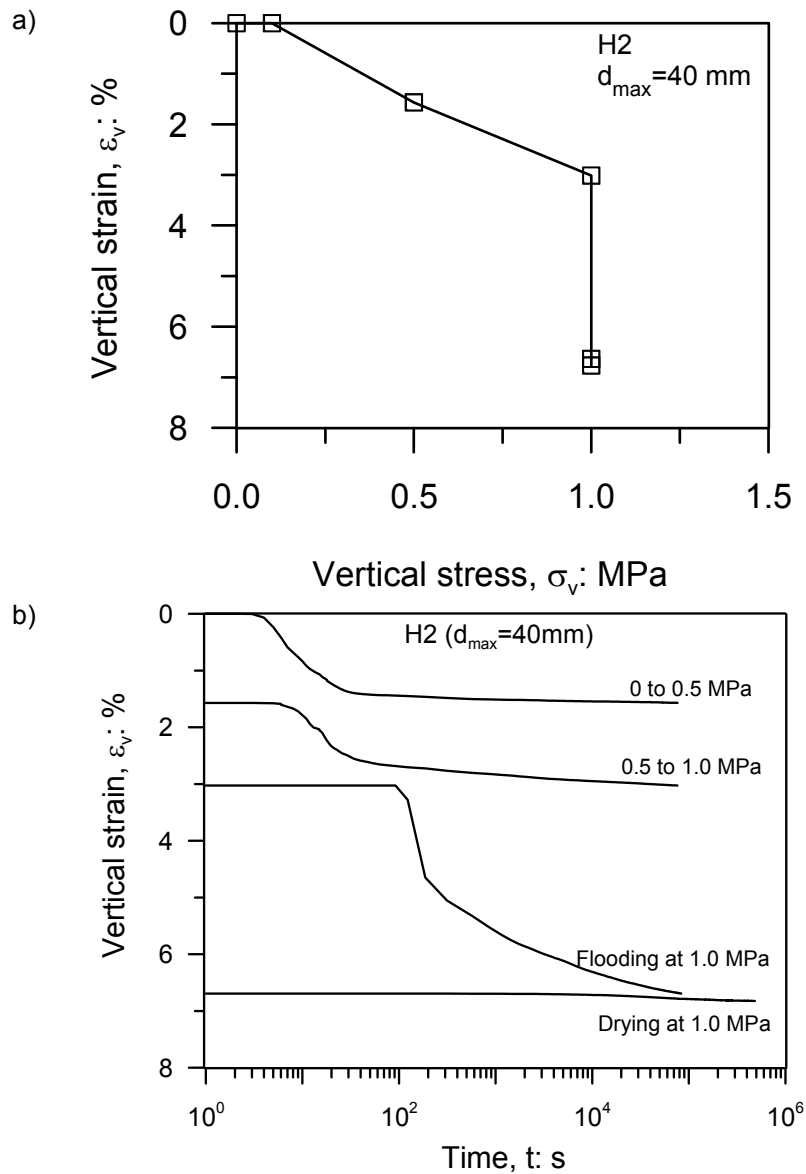


Figura B. 2 Resultados del ensayo H2 ($d_{max}=40mm$): a) NCL bajo una succión total constante inicial de 160 MPa con posteriores ciclos de humedecimiento y secado a una tensión constante de 1.0 MPa. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado.

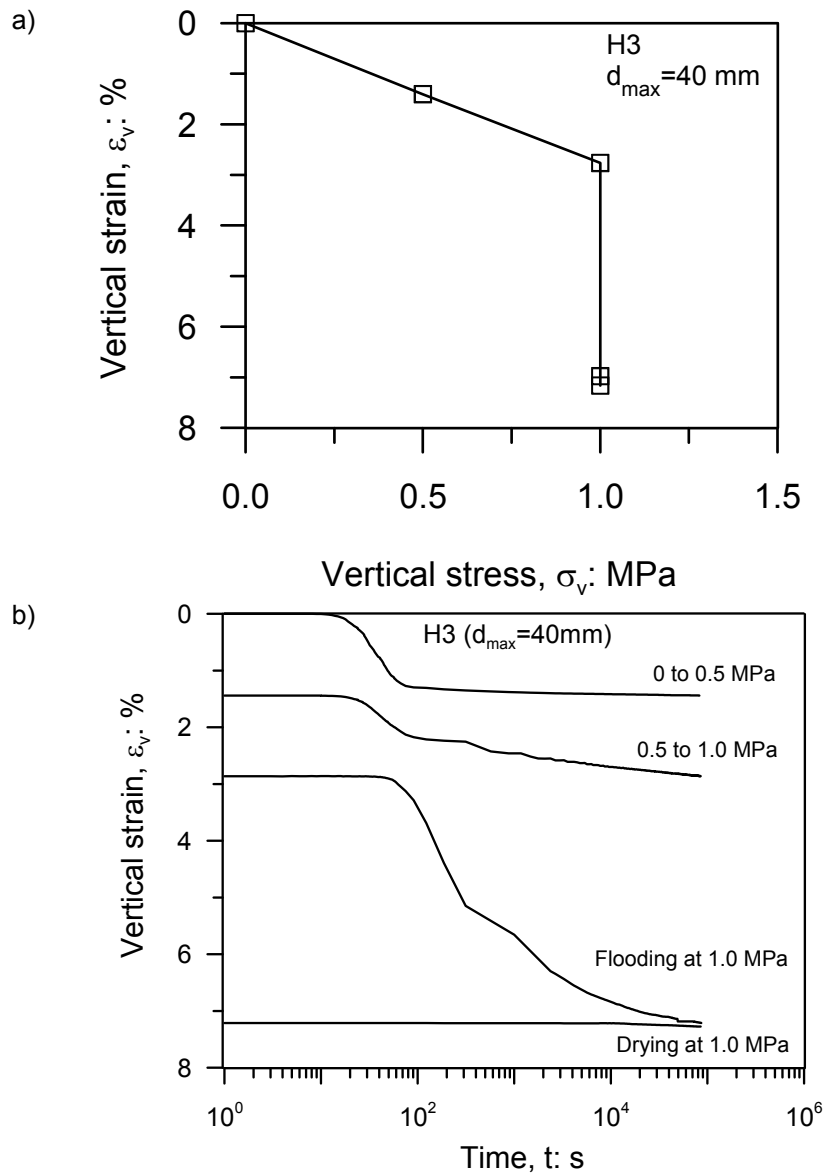


Figura B. 3 Resultados del ensayo H3 ($d_{max}=40$ mm): a) bajo una succión total constante inicial de 160 MPa con posteriores ciclos de humedecimiento y secado a una tensión constante de 1.0 MPa. b) Evolución temporal de la deformación vertical durante el estado normalmente consolidado.

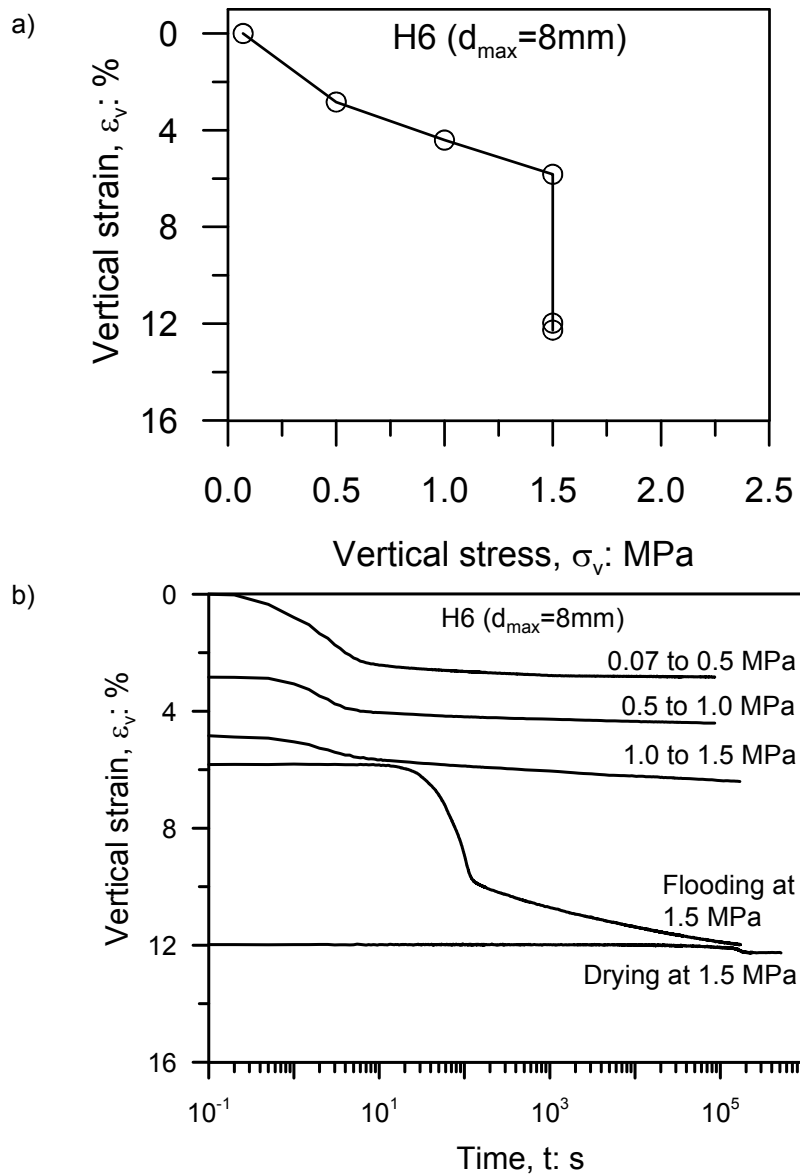


Figura B. 4 Resultados del ensayo H6 ($d_{max}=8mm$): a) bajo una succión total constante inicial de 100 MPa con posteriores ciclos de humedecimiento y secado a una tensión constante de 1.5 MPa. b) Evolución temporal de la deformación vertical

ANEXO C. CALIBRACIÓN DE SOLUCIONES PARA IMPOSICIÓN DE SUCCIÓN

CALIBRACIÓN DE LA SOLUCIÓN DE POLIETILENGLICOL 200 (PEG200)

En la siguiente gráfica se reflejan los puntos experimentales de succión osmótica π obtenidos para diferentes concentraciones de soluciones preparadas con PEG200. Las mediciones de succión fueron tomadas con el psicrómetro de punto de rocío WP4. Adicionalmente se realizó un ajuste con la ley señalada en la gráfica, donde π representa la succión osmótica en MPa y c la concentración de la solución en gramos de PEG200 / gramos de H₂O.

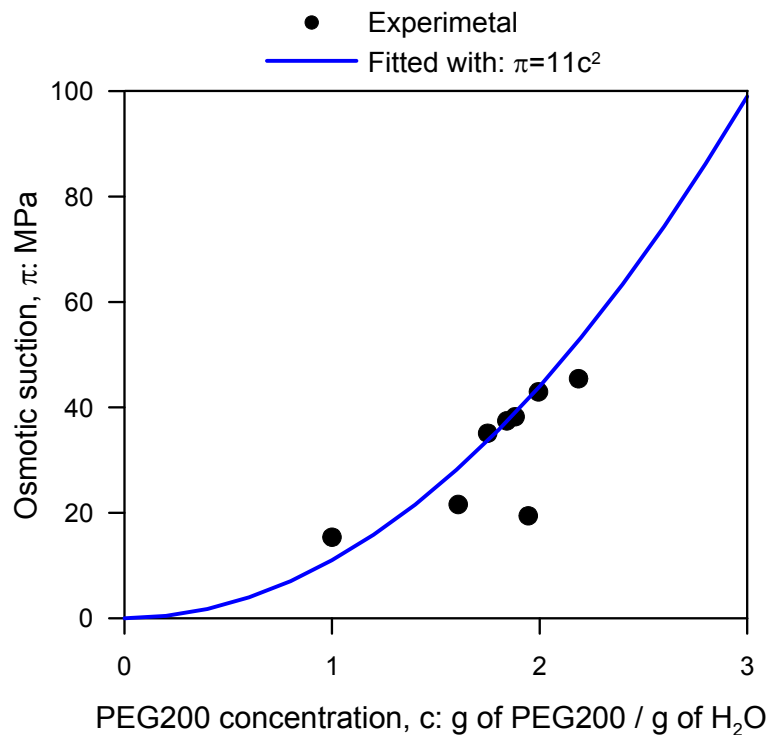


Figura C. 1 Calibración de la solución de polietilenglicol PEG200

CALIBRACIÓN DE LA SOLUCIÓN DE CLORURO DE LITIO

La siguiente figura muestra los puntos experimentales de succión osmótica π obtenidos para diferentes concentraciones de soluciones preparadas con LiCl. Las mediciones de succión fueron tomadas con el psicrómetro de punto de rocío WP4. Adicionalmente se realizó un ajuste con la ley señalada en la gráfica, donde π representa la succión osmótica en MPa y c la concentración de la solución en gramos de LiCl / gramos de H₂O.

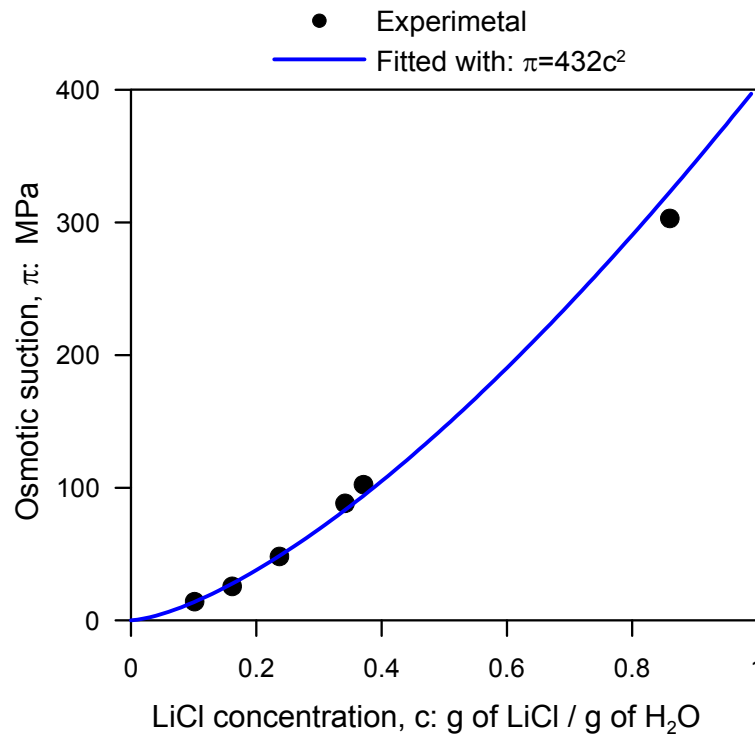


Figura C. 2 Calibración de la solución salina de LiCl

ANEXO D. CORRECCIÓN DE DENSIDADES DE SOLUCIONES SALINAS

CORRECCIÓN DENSIDAD DE LA SOLUCIÓN DE NaCl

A continuación se presentan los resultados obtenidos de la calibración de la densidad de la solución de NaCl para los datos experimentales de (Zhang and Han, 1996) mediante el ajuste de los parámetros de la ley adoptada según (Horvath, 1985); donde considerando una temperatura constante, la densidad de la solución ρ depende de la densidad del agua ρ_{H_2O} y de la concentración, tal y como se plantea en la gráfica. Siendo la densidad del agua ρ_{H_2O} expresada en Mg/m^3 y ω^* en kg de soluto / kg de solución.

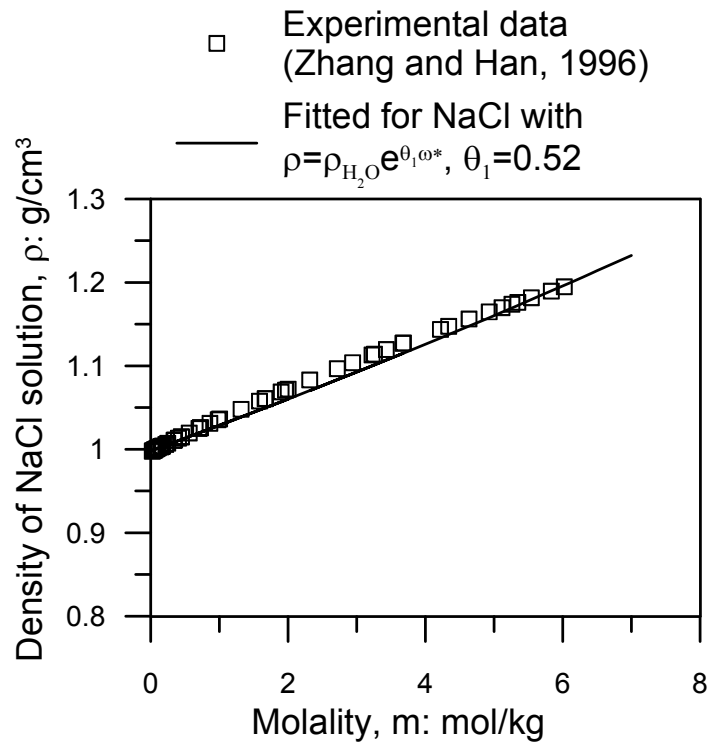


Figura D. 1 Calibración de la densidad de la solución de NaCl

CORRECCIÓN DENSIDAD DE LA SOLUCIÓN DE LiCl

La siguiente figura ilustra la calibración de la densidad de la solución de LiCl para los datos experimentales de (Tanaka, K & Tamamushi, 2013) mediante el ajuste de los parámetros de la ley adoptada según (Horvath, 1985); donde considerando una temperatura constante, la densidad de la solución ρ depende de la densidad del agua ρ_{H_2O} y de la concentración, tal y como se plantea en la gráfica. Siendo la densidad del agua ρ_{H_2O} expresada en Mg/m^3 y ω^* en kg de soluto / kg de solución.

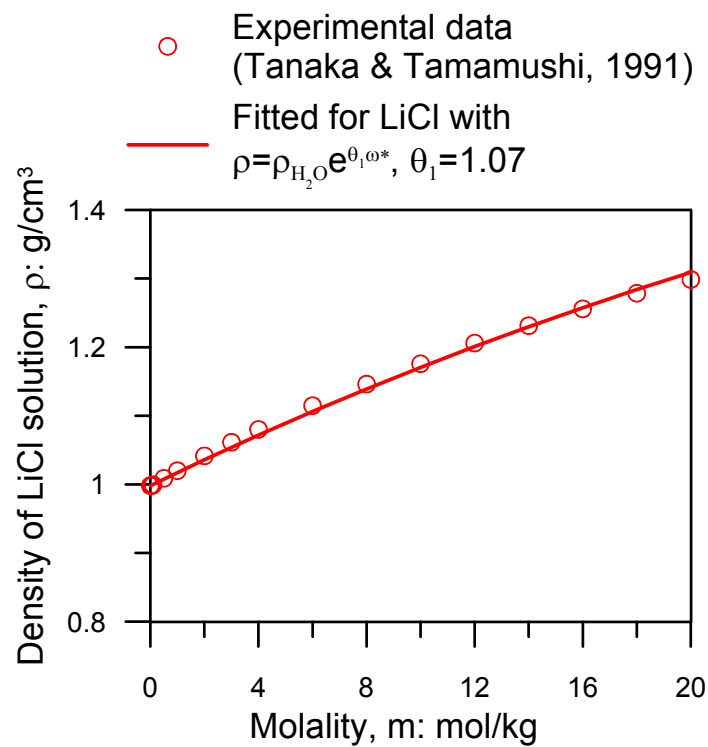


Figura D. 2 Calibración de la densidad de la solución de LiCl

ANEXO E. MODELO DE DAÑO POR TRACCIÓN

DESCRIPCIÓN DEL MODELO DE DAÑO POR TRACCIÓN

El criterio de daño define el dominio elástico y viene dado por:

$$\bar{\varphi} = -\bar{\sigma}_n - q(r) \leq 0 \quad (\text{E. 1})$$

Siendo σ_n el componente de la tensión normal en la base del elemento finito ($\sigma_n = \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n}$) como se muestra en la Figura E. 1; q y r son las tensión y la deformación como variables internas, respectivamente.

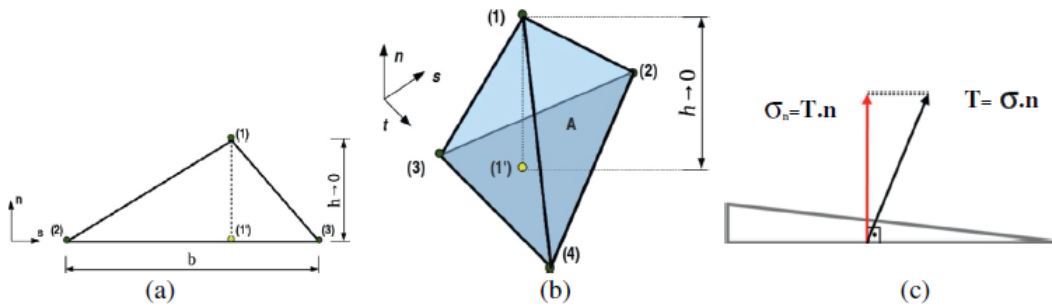


Figura E. 1 Finite elements with high aspect ratio (Sánchez et al., 2014): projection of tensile vector on the normal direction.

Dividiendo la Ecuación por $(1-d)$, el daño puede ser expresado en términos de tensiones elásticas como:

$$\bar{\varphi} = -\bar{\sigma}_n - r \leq 0 \quad (\text{E. 2})$$

Siendo $r=q/(1-d)$, lo cual conlleva a la siguiente regla de evolución de daño en términos de la variable interna r :

$$d(r) = 1 - \frac{q(r)}{r} \quad (\text{E. 3})$$

Observando la Ecuación (E. 3), se puede deducir que r controla el tamaño del dominio elástico en el espacio de tensiones elásticas. El modelo constitutivo ha sido complementado mediante las condiciones de carga-descarga, dadas por las relaciones de Kuhn–Tucker:

$$\bar{\varphi} \leq 0, \quad \dot{r} \geq 0, \quad \dot{r}\bar{\varphi} = 0 \quad (\text{E. 4})$$

Y la condiciones de consistencia:

$$\dot{r}\bar{\varphi} = 0 \text{ si } \bar{\varphi} = 0 \quad (\text{E. 5})$$

Las Ecuaciones (E. 4) y (E. 5) conducen a la siguiente ley de evolución explícita para la variable interna de deformación durante el (pseudo) tiempo t asociado con el proceso de carga:

$$r_t = \max_{s \in [0, t]} [-\bar{\sigma}_n(s), r_0] \quad (\text{E. 6})$$

De acuerdo con la ecuación anterior, r toma el valor máximo que alcanza la tensión elástica de tracción $-\bar{\sigma}_n$ durante el proceso de carga, comenzando desde valor inicial r_0 , igual a la resistencia a tracción del suelo.

La evolución de la variable interna de tensión puede ser expresada mediante una ley de reblandecimiento exponencial de la forma:

$$q(r) = \sigma_t e^{\frac{\sigma_t^2}{EG_f} h(1-r/\sigma_t)} \quad (\text{E. 7})$$

Donde E es el módulo de Young, σ_t es la resistencia a tracción y G_f es la energía de fractura modo I del suelo, la cual puede ser determinada siguiendo la metodología detallada por (Ayad et al., 1997) y (Lakshmikantha et al., 2012). La energía de fractura está relacionada con la ley de reblandecimiento del material de la manera siguiente: a medida que aumenta la energía de fractura, la abertura de grieta necesaria para dirigir la tensión de tracción a cero (correspondiente a la completa formación de grietas), debe ser mayor.

ANEXO F. RESULTADOS DE LAS SIMULACIONES DE ROTURA BAJO CARGA DIAMETRAL CON HUMEDECIMIENTO CON VAPOR Y LÍQUIDO

RESULTADOS SIMULACIÓN s2

Tabla F. 1 Condiciones de contorno para la simulación s2v (Vapor).

	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	0.1
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	1
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	1	1

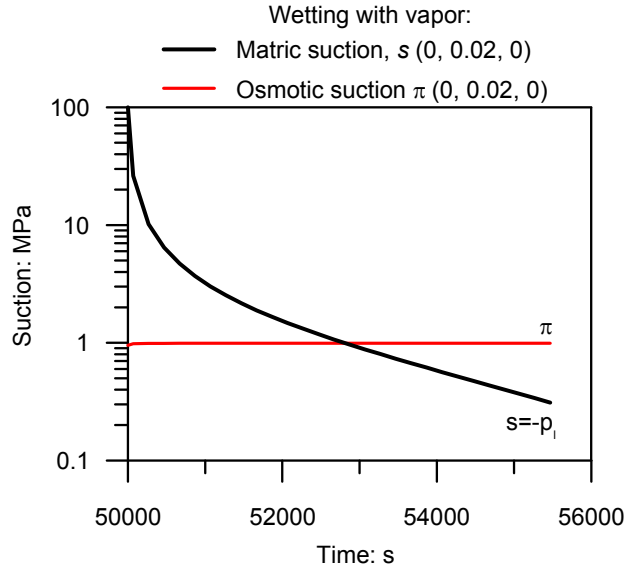
(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

Tabla F. 2 Condiciones de contorno para la simulación s2l (Líquido).

	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	0.1
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	1
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	1	1

(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

a)



b)

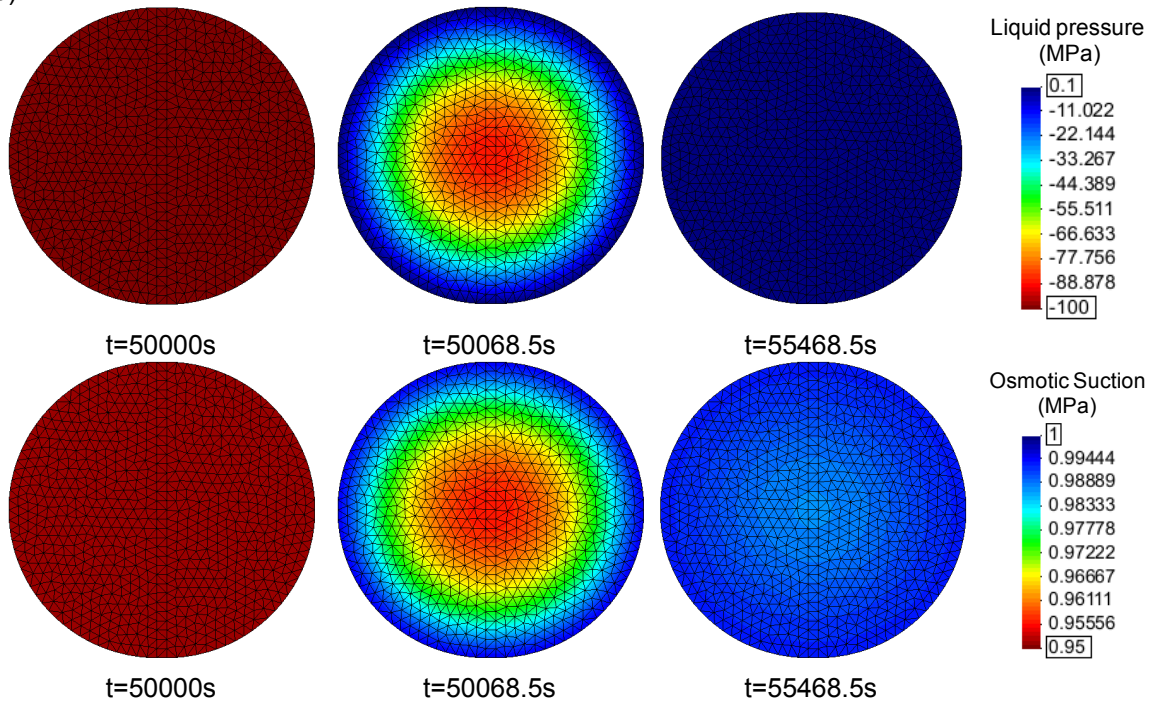
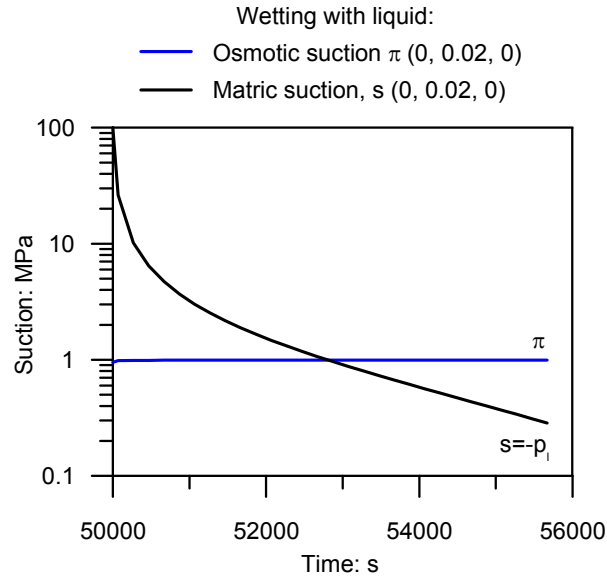


Figura F. 1 Simulación s2v: Evolución temporal de la succión matricial s , presión del líquido p_i y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga mediante vapor en: a) El punto de coordenadas en metros $(0,0.02,0)$. b) El disco de pizarra

a)



b)

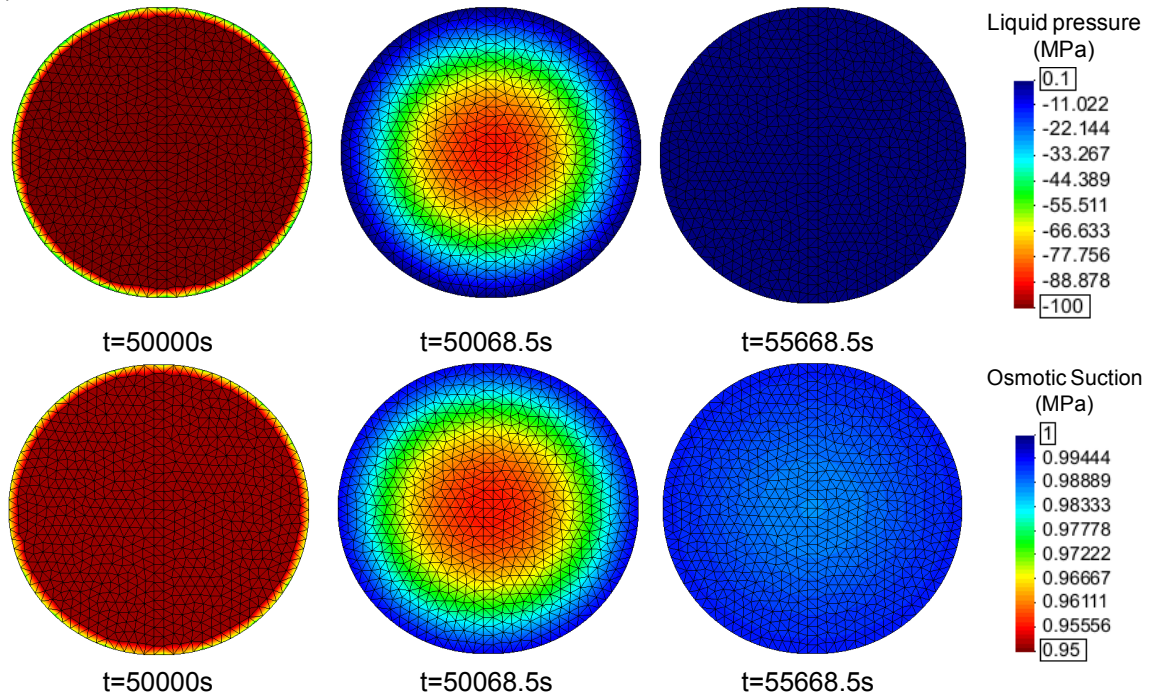
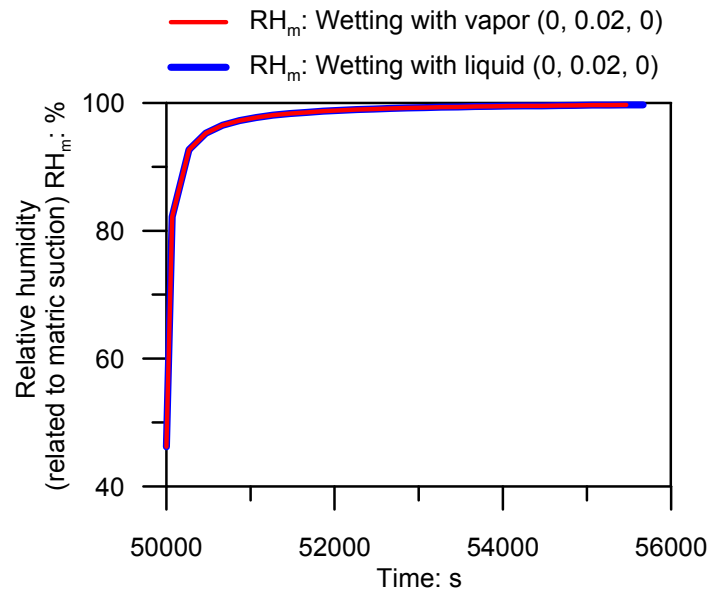
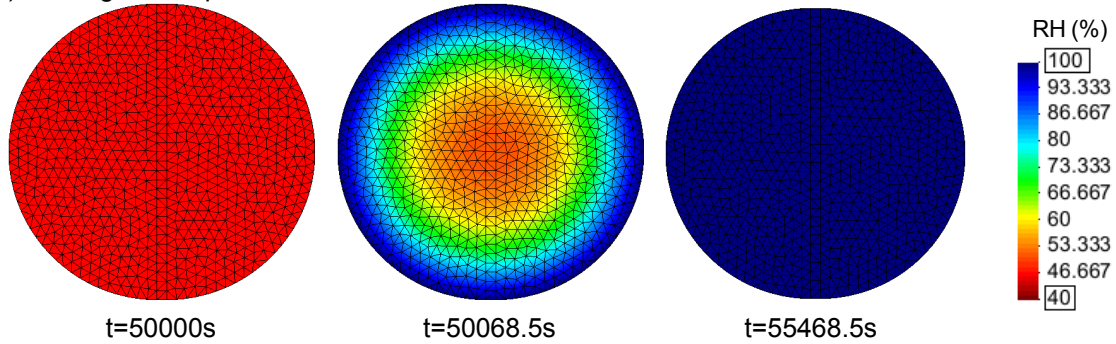


Figura F. 2 Simulación s2l: Evolución temporal de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga con desplazamiento constante mediante líquido en: a) El punto de coordenadas en metros (0,0.02,0). b) El disco de pizarra

a)



b) Wetting with vapor



c) Wetting with liquid

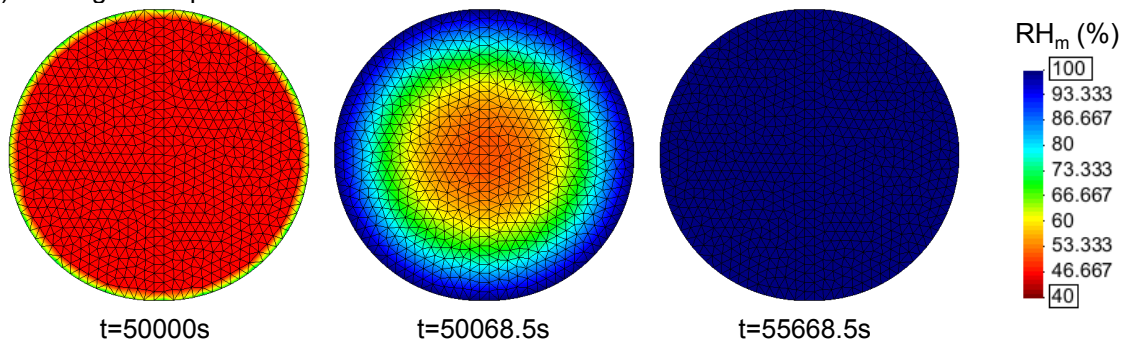


Figura F. 3 Simulación s2: Evolución temporal de la humedad relativa matricial RH_m por cambio de succión bajo carga constante mediante: a) Vapor y líquido en el punto de coordenadas en metros (0, 0.02, 0). b) Vapor dentro del disco de pizarra. c) Líquido dentro del disco de pizarra.

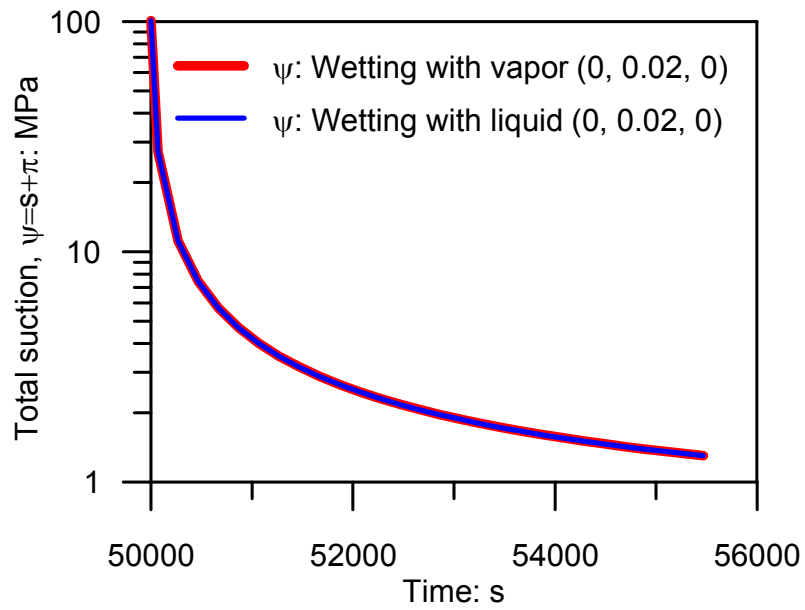


Figura F. 4 Simulación s2: Evolución temporal de la succión total ($\psi=s+\pi$) en el punto de coordenadas en metros (0,0.02,0) para cambio de succión bajo carga constante mediante líquido y vapor.

RESULTADOS SIMULACIÓN s3

Tabla F. 3 Condiciones de contorno para la simulación s3v (Vapor).

	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	-19.9
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	0
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	0	0

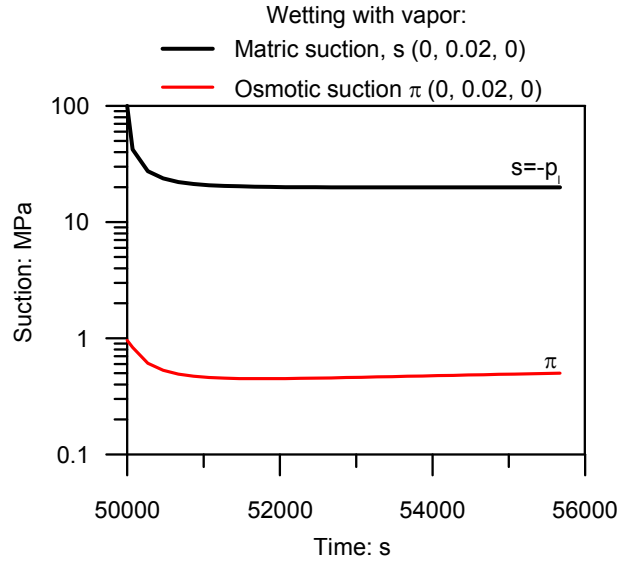
(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

Tabla F. 4 Condiciones de contorno para la simulación s3l (Líquido).

	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	0.1
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	19.9
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	2	2

(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

a)



b)

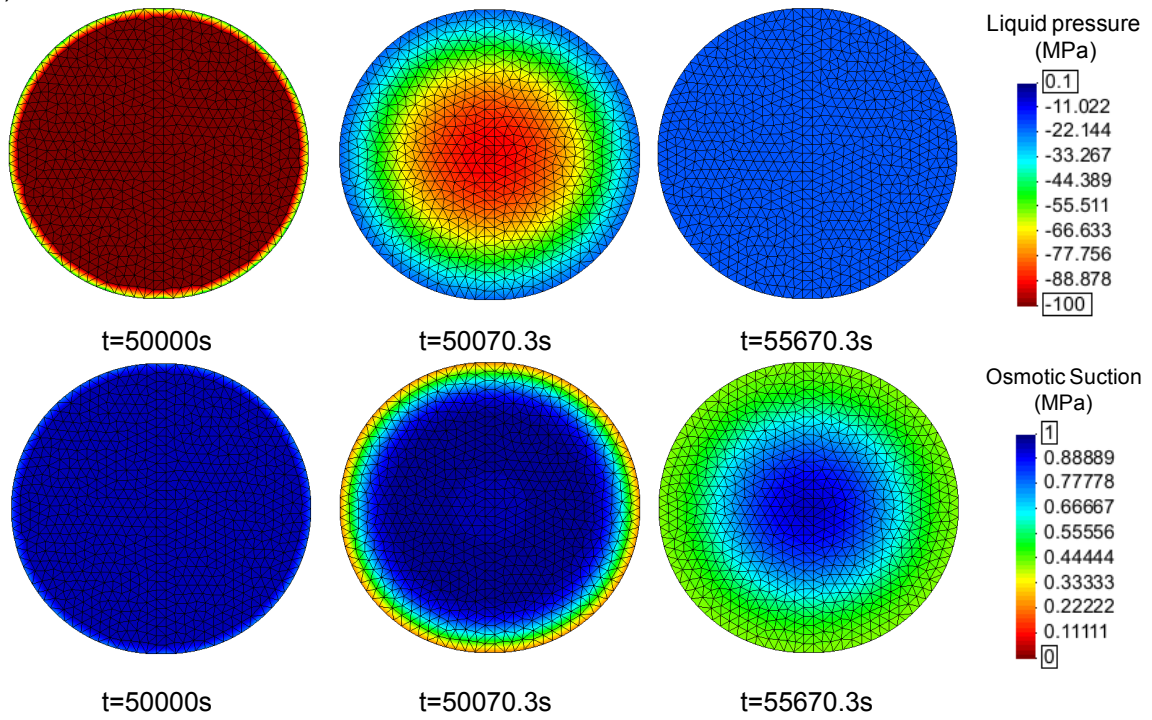
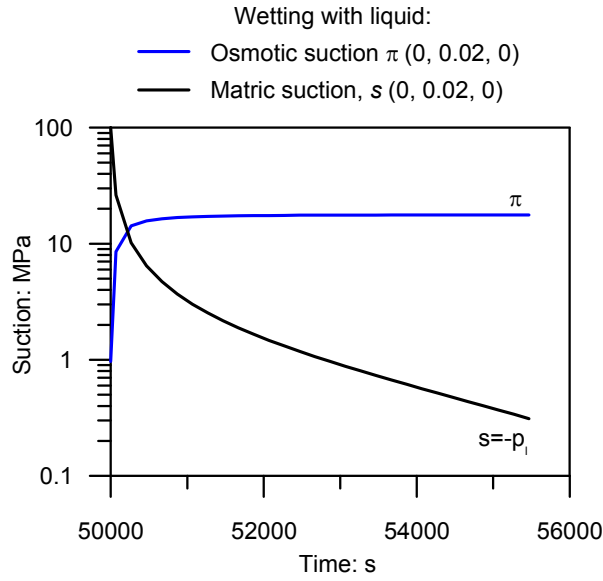


Figura F. 5 Simulación s3v: Evolución temporal de la succión matricial s , presión del líquido p_i y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga mediante vapor en: a) El punto de coordenadas en metros $(0,0.02,0)$. b) El disco de pizarra

a)



b)

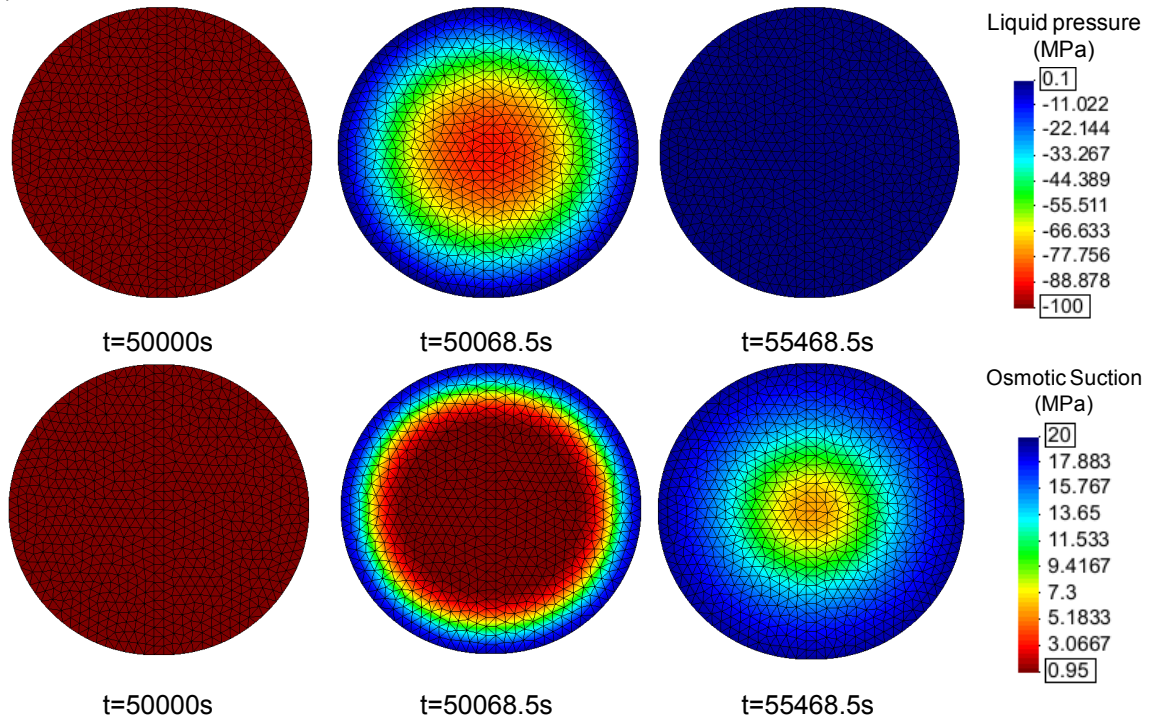
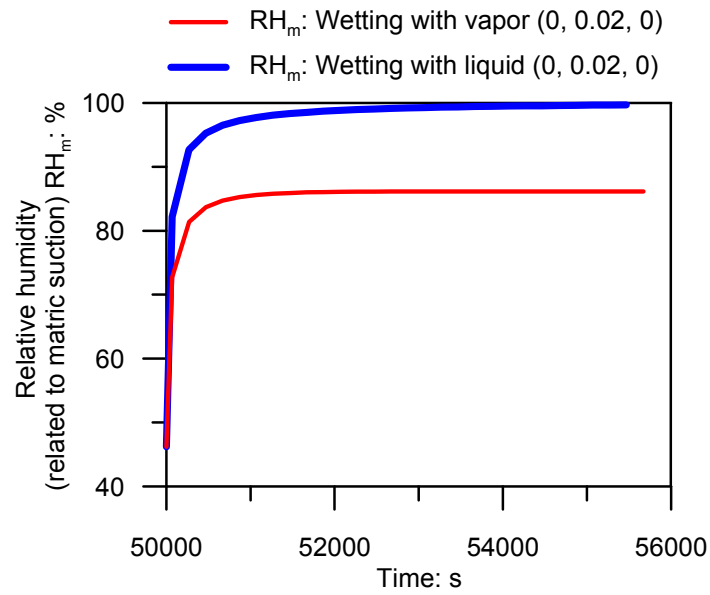
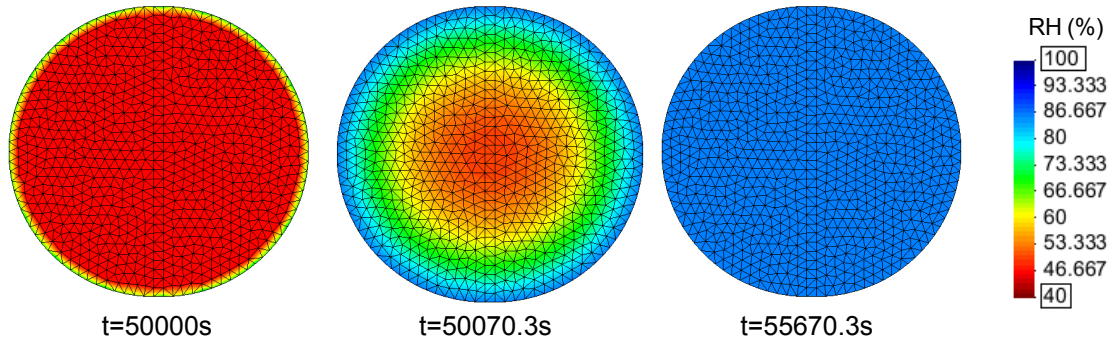


Figura F. 6 Simulación s3!: Evolución temporal de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga mediante líquido en: a) El punto de coordenadas en metros (0,0.02,0). b) El disco de pizarra

a)



b) Wetting with vapor



c) Wetting with liquid

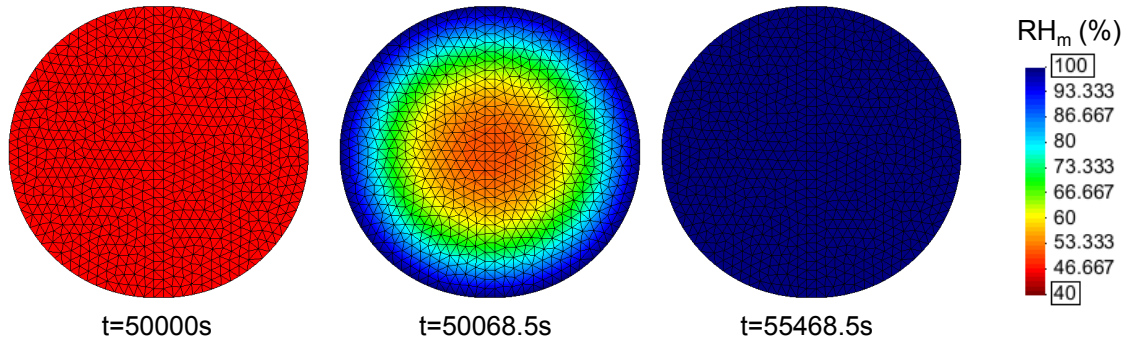


Figura F. 7 Simulación s3: Evolución temporal de la humedad relativa matricial RH_m por cambio de succión bajo carga constante mediante: a) Vapor y líquido en el punto de coordenadas en metros (0, 0.02, 0). b) Vapor dentro del disco de pizarra. c) Líquido dentro del disco de pizarra.

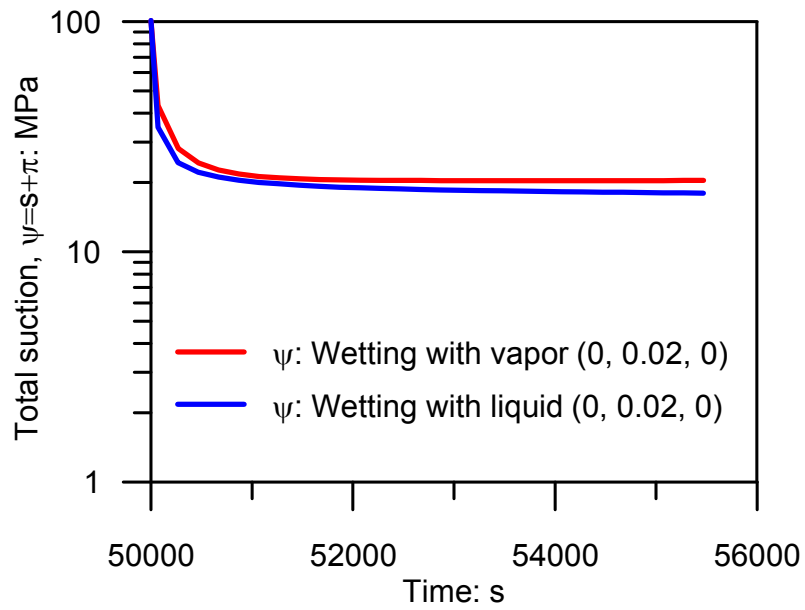


Figura F. 8 Simulación s3: Evolución temporal de la succión total ($\psi = s + \pi$) en el punto de coordenadas en metros (0,0.02,0) para cambio de succión bajo carga constante mediante líquido y vapor.

RESULTADOS SIMULACIÓN s4

Tabla F. 5 Condiciones de contorno para la simulación s4v (Vapor).

	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	-38.9
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	0
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	0	0

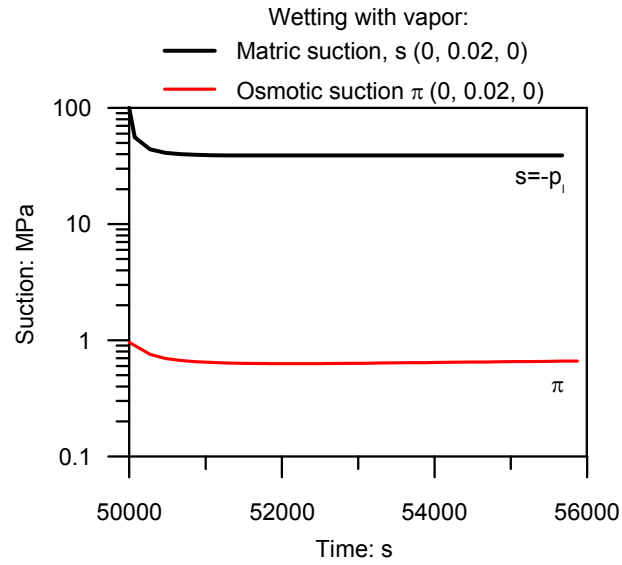
(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

Tabla F. 6 Condiciones de contorno para la simulación s4 (Líquido).

	Etapa		
	0	1	2
Presión del líquido, p_l (MPa)	-100	-100	0.1
Succión osmótica, π (MPa)	1	1	38.9
Tipo de cambio de succión, γ_{sol} (*)	-	2	2

(*) 0: Cambio de succión mediante vapor. 1: Cambio de succión mediante agua pura. 2: Cambio de succión mediante líquido.

a)



b)

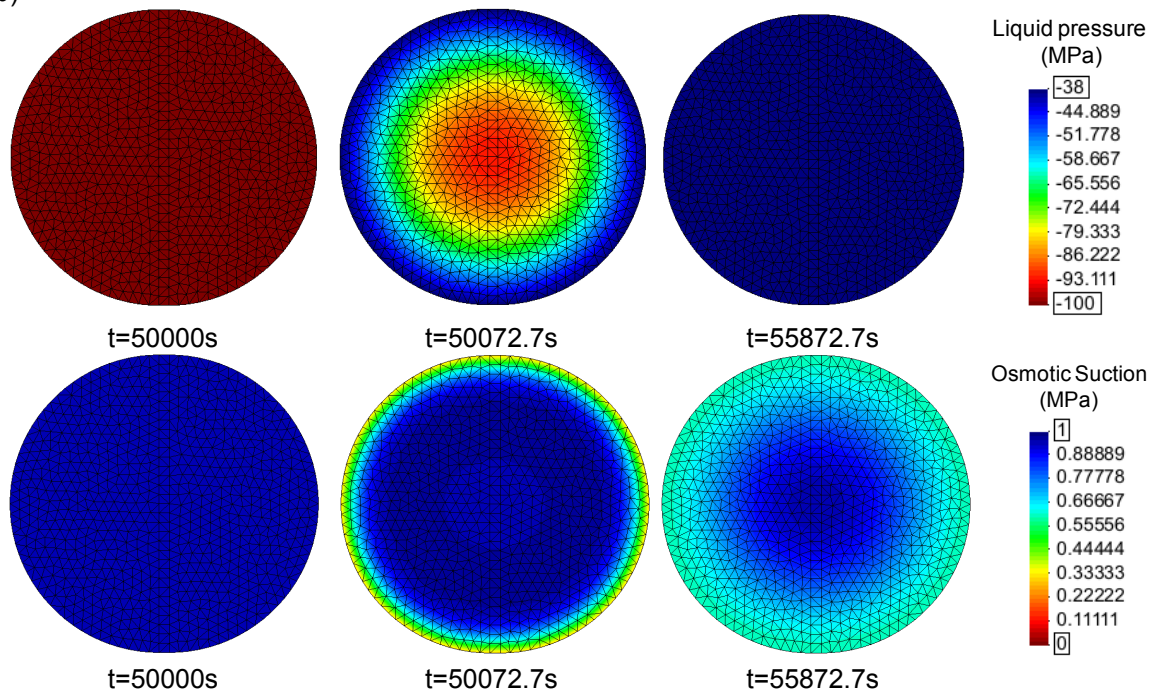
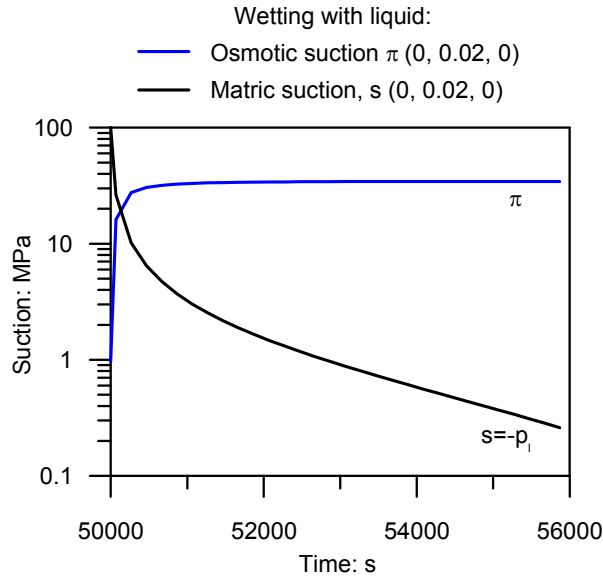


Figura F. 9 Simulación s4v: Evolución temporal de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga mediante vapor en: a) El punto de coordenadas en metros $(0,0.02,0)$. b) El disco de pizarra

a)



b)

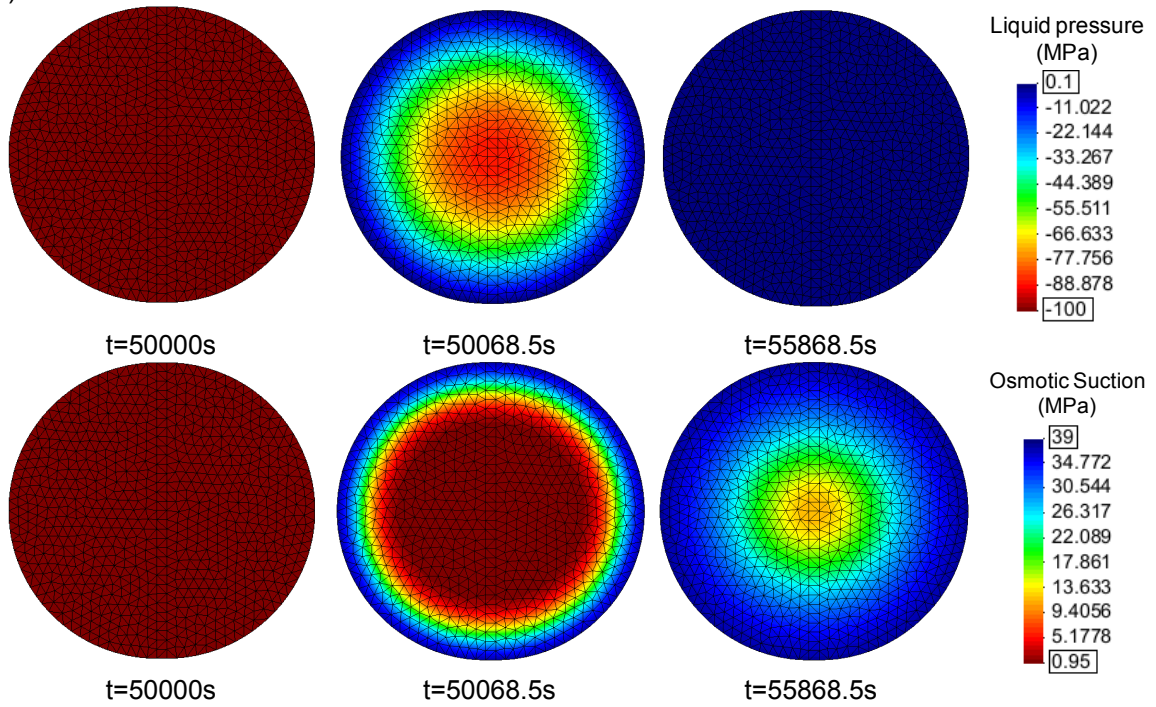
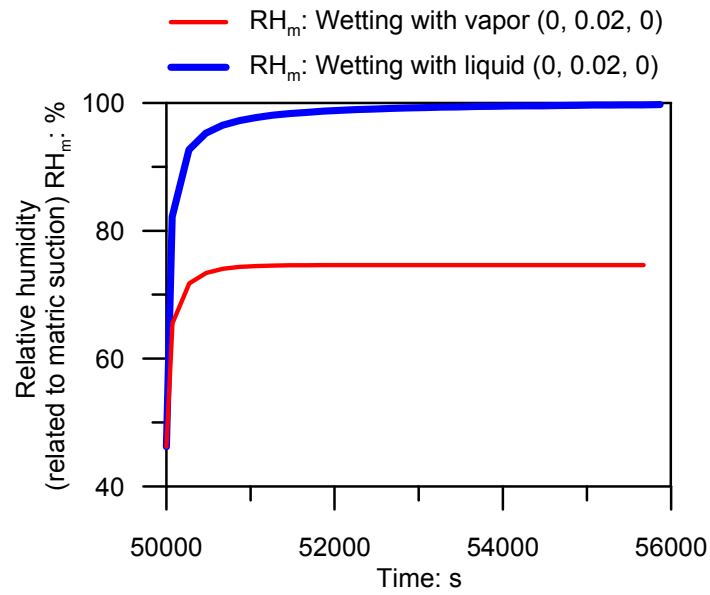
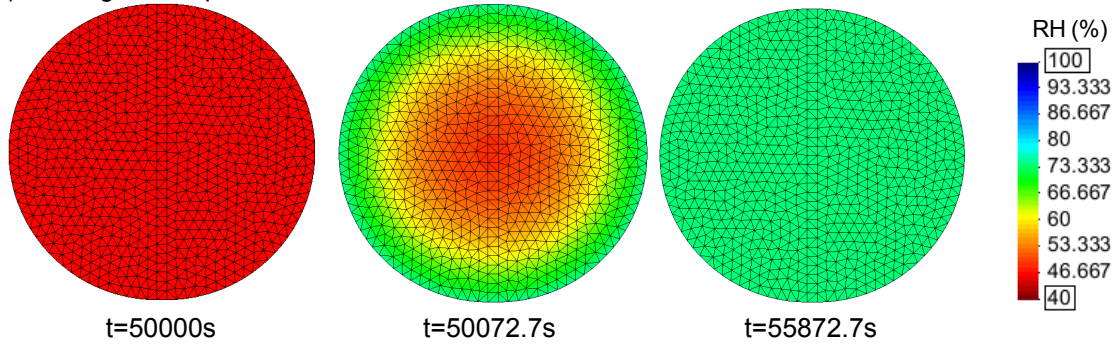


Figura F. 10 Simulación s4I: Evolución temporal de la succión matricial s , presión del líquido p_l y la succión osmótica π para cambio de succión bajo carga mediante líquido en: a) El punto de coordenadas en metros (0,0.02,0). b) El disco de pizarra

a)



b) Wetting with vapor



c) Wetting with liquid

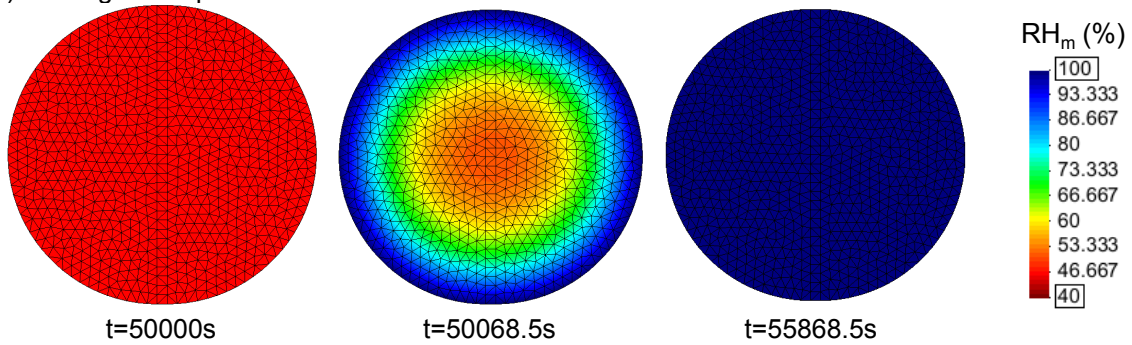


Figura F. 11 Simulación s4: Evolución temporal de la humedad relativa matricial RH_m por cambio de succión bajo carga constante mediante: a) Vapor y líquido en el punto de coordenadas en metros (0, 0.02, 0). b) Vapor dentro del disco de pizarra. c) Líquido dentro del disco de pizarra.

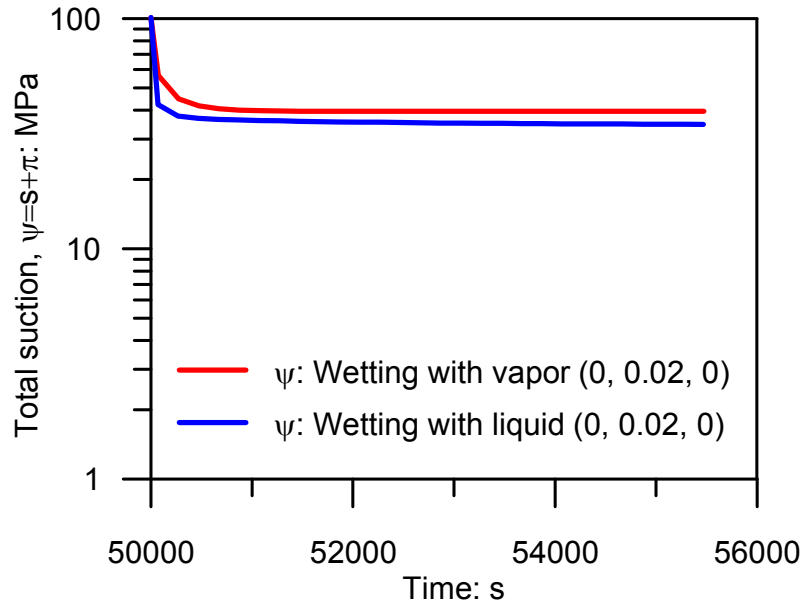


Figura F. 12 Simulación s4: Evolución temporal de la succión total ($\psi = s + \pi$) en el punto de coordenadas en metros (0,0.02,0) para cambio de succión bajo carga constante mediante líquido y vapor.

ANEXO G. CALIBRACIÓN DE CÉLULA DE CARGA INSTRON

Con la finalidad de realizar la calibración de la célula de carga de la prensa INSTRON se registraron los valores medidos directamente de la célula y se compararon con la fuerza F generada por la presión de cámara σ_3 en el equipo triaxial desarrollado sobre el área del pistón A_p . La ecuación resultante que se dibuja como curva teórica en la gráfica se escribe:

$$F (KN) = A_p \sigma_3; A_p = 0.0045 m^2, \sigma_3 (kPa) \quad (G. 8)$$

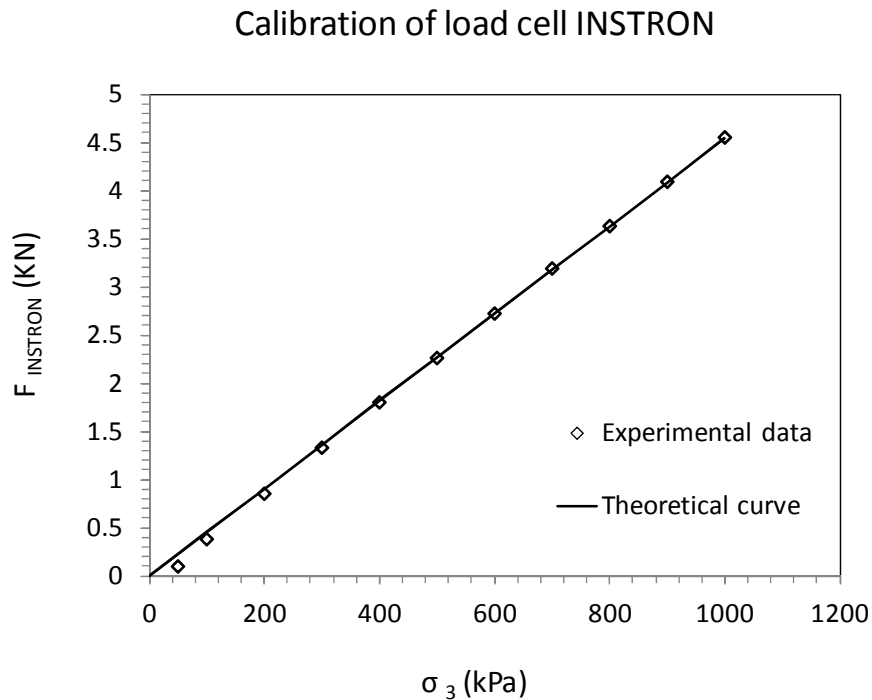


Figura G. 1 Calibración de la célula de carga de la prensa INSTRON

ANEXO H. RESULTADOS DE LOS ANÁLISIS DE LA TOMOGRAFÍA COMPUTARIZADA DE RAYOS-X EN LA PROBETA SECA DE LA TRAYECTORIA TRIAXIAL TX-2

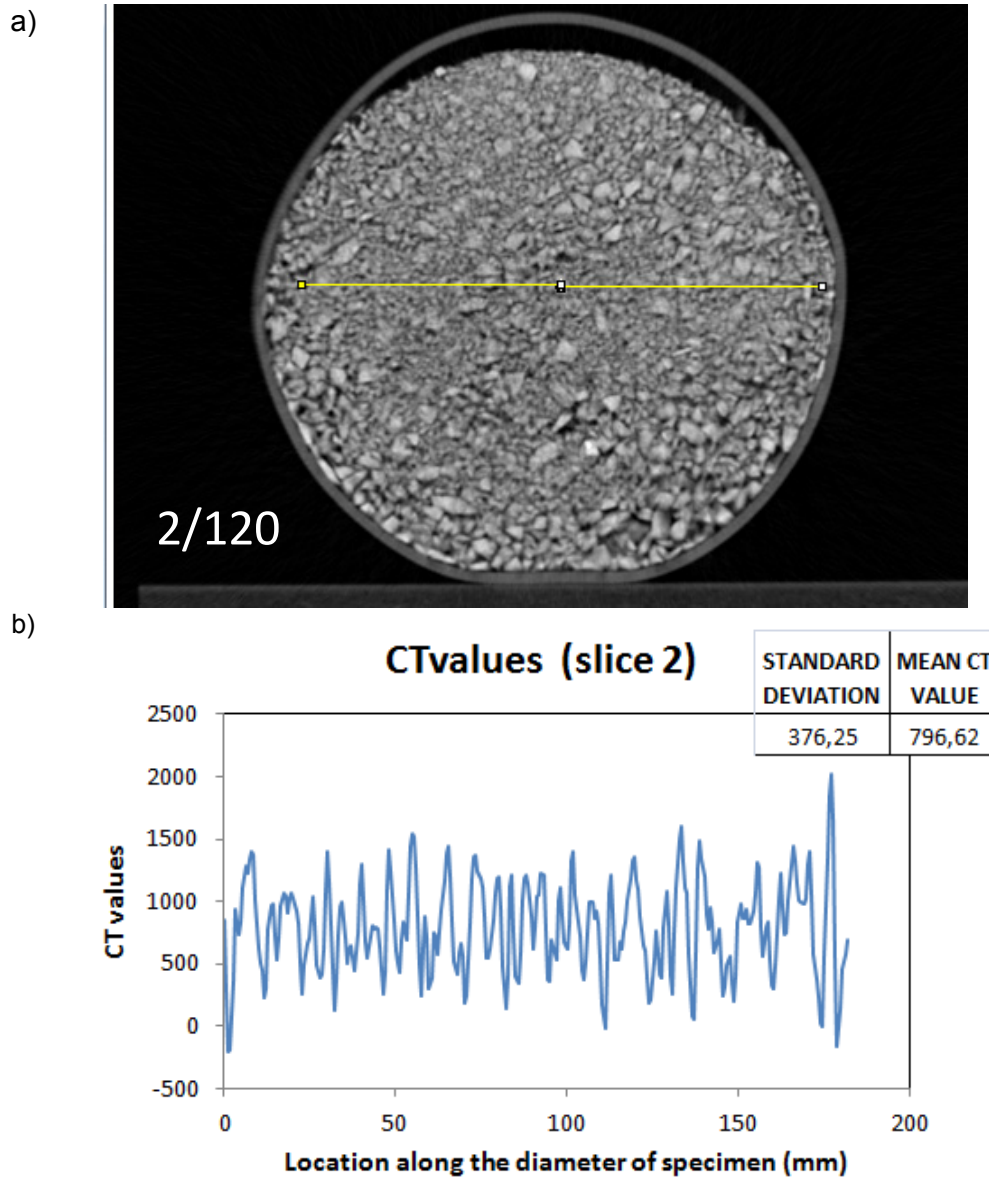
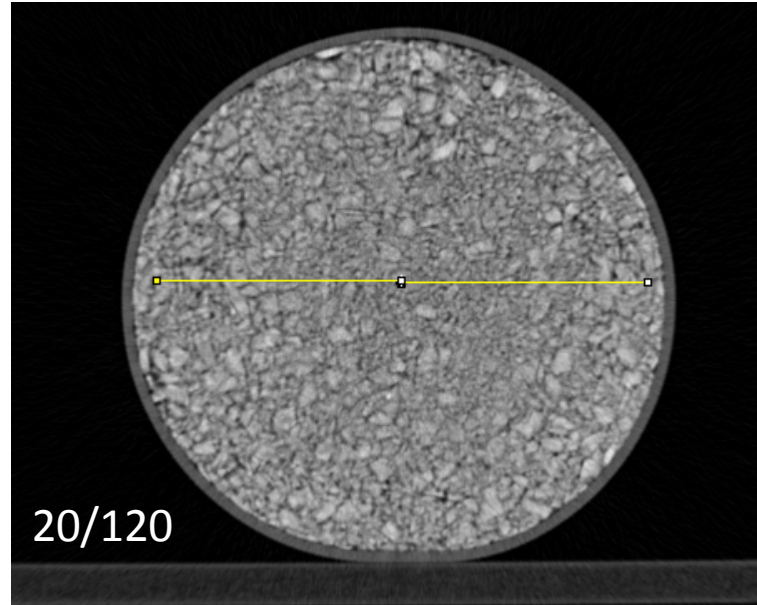


Figura H. 1 *Slice 1/121*: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

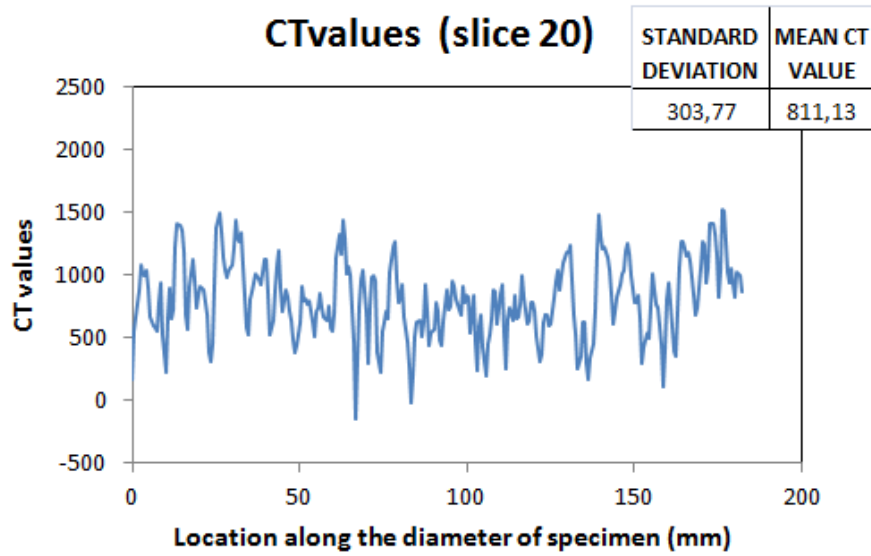
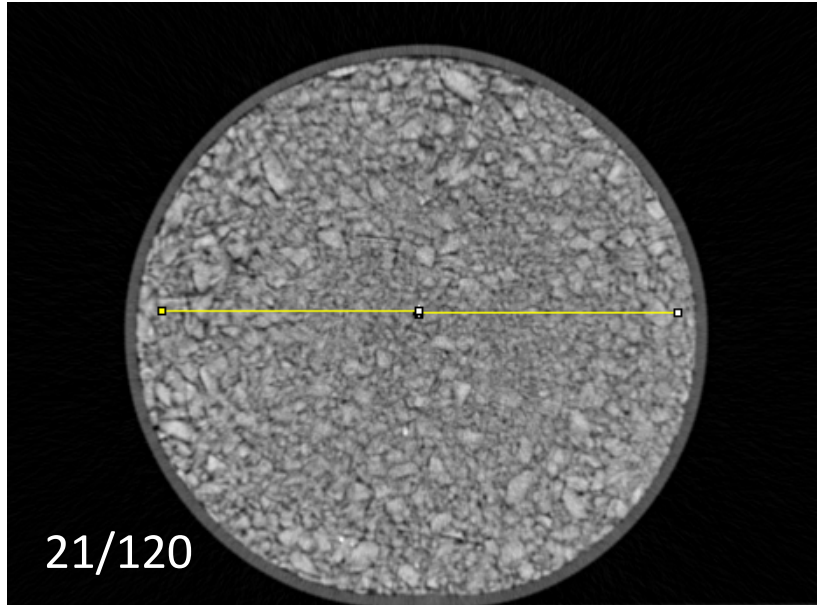


Figura H. 2 *Slice 20/120*: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

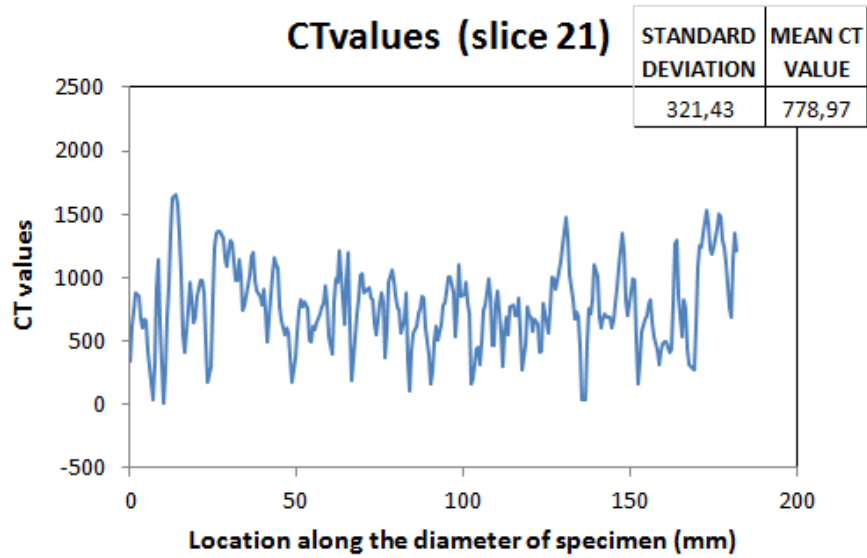
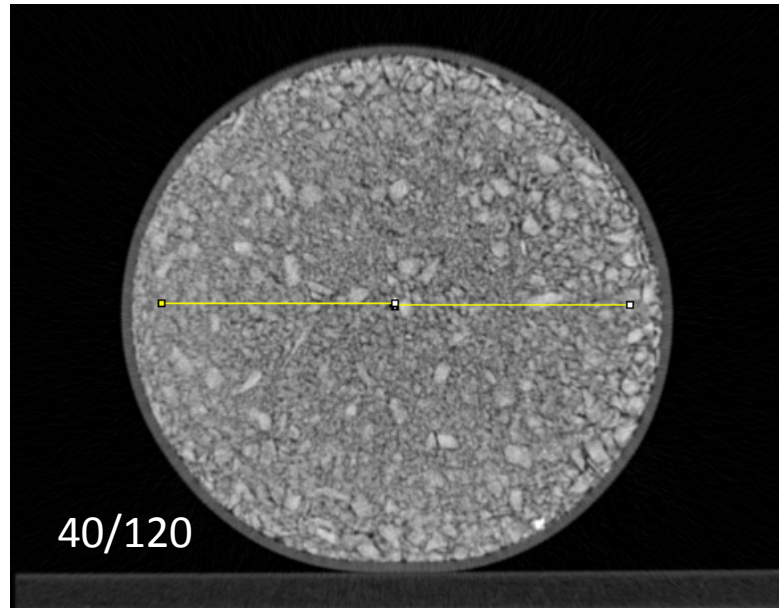


Figura H. 3 *Slice 21/120*: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

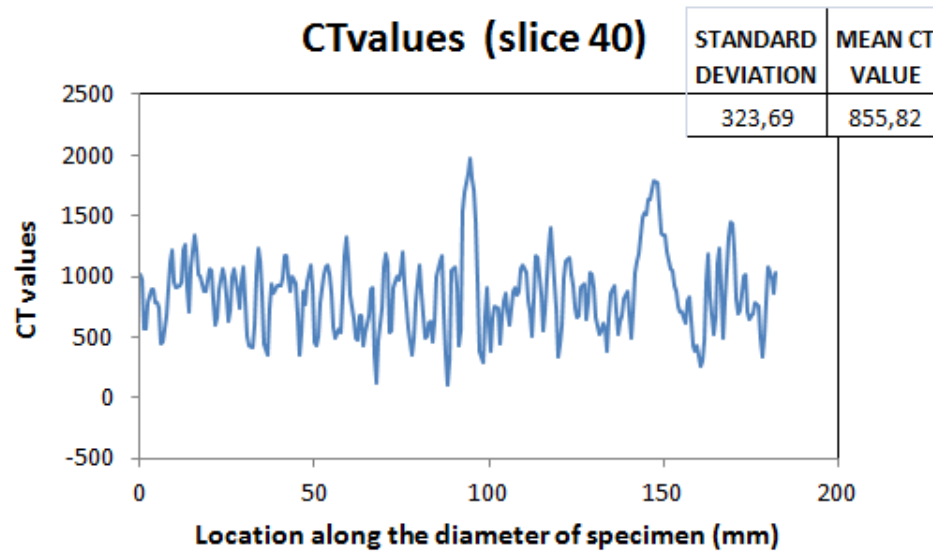
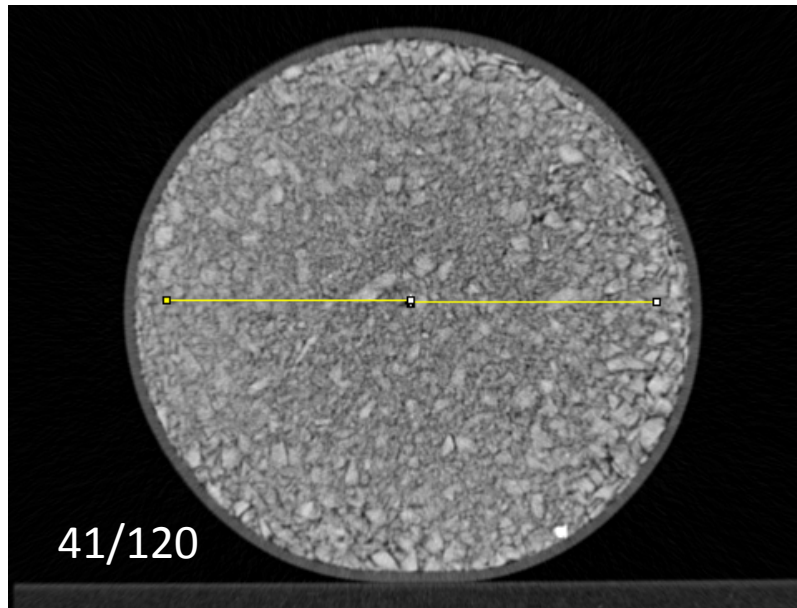


Figura H. 4 *Slice 40/120*: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

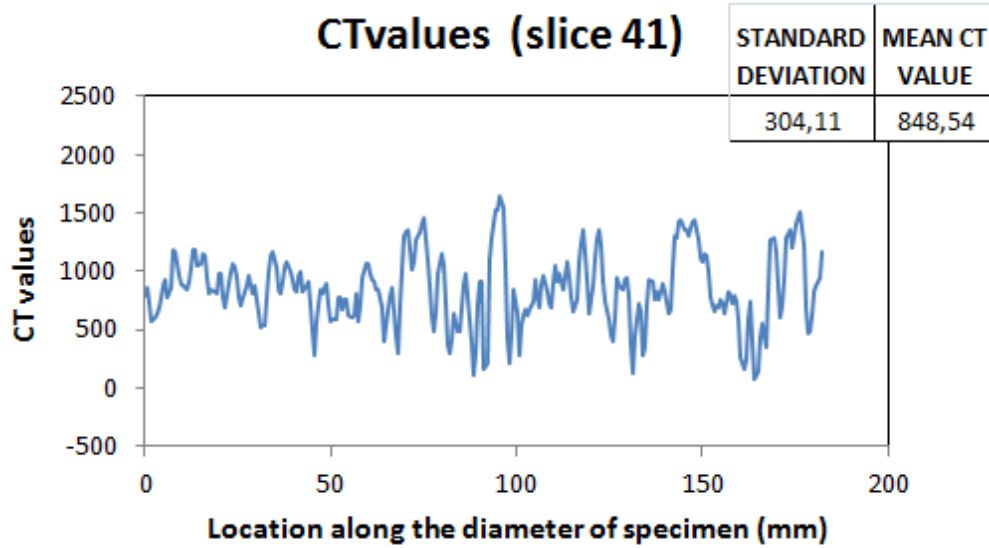
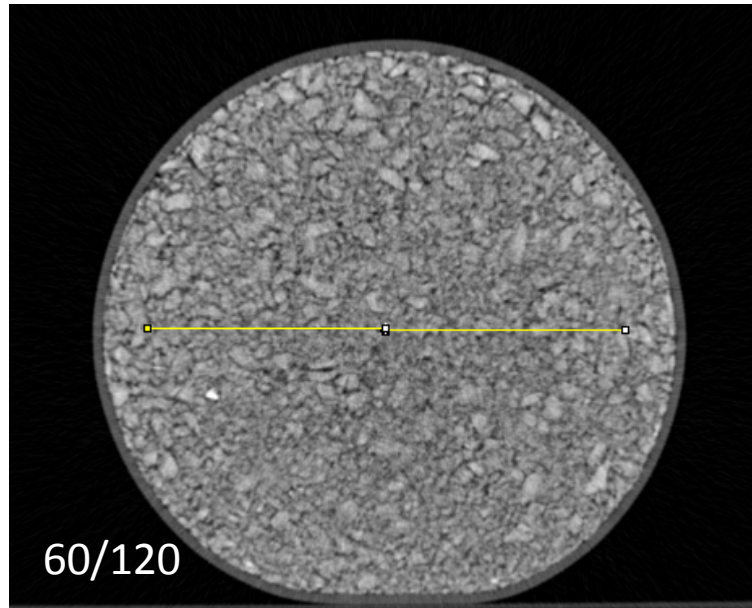


Figura H. 5 *Slice 41/120*: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

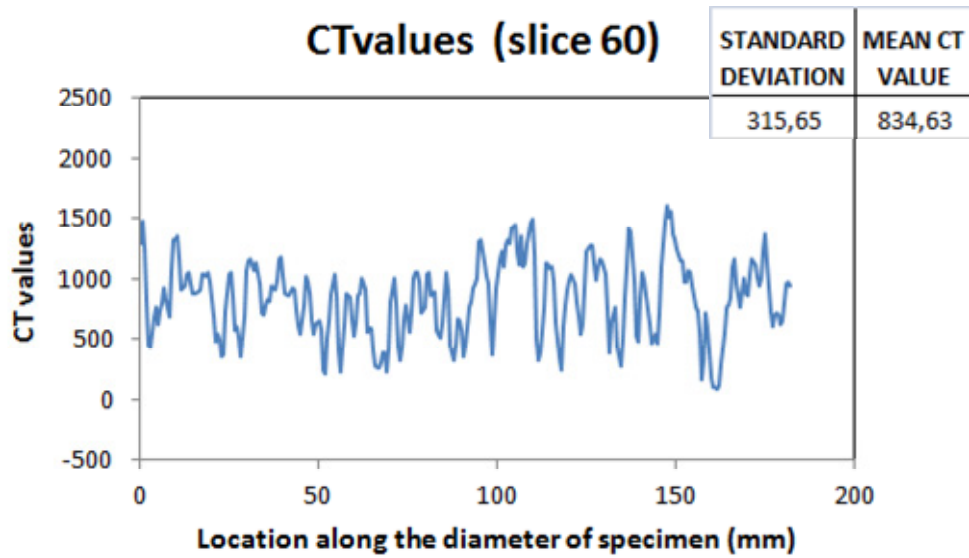
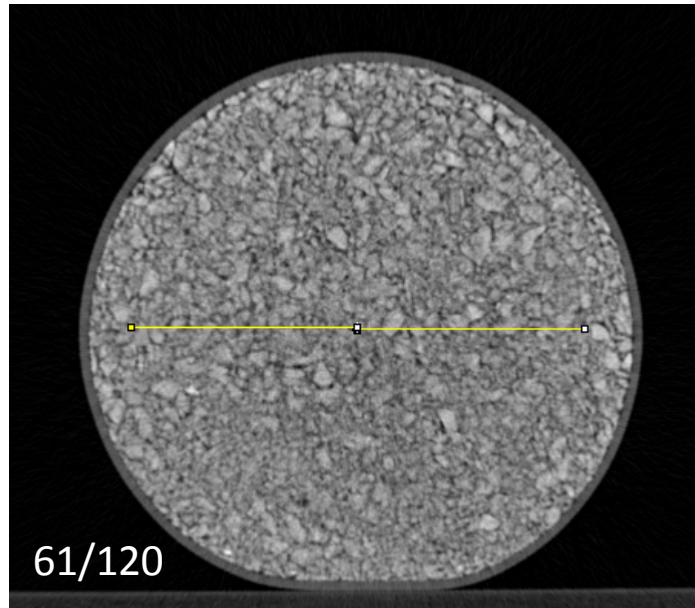


Figura H. 6 *Slice* 60/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

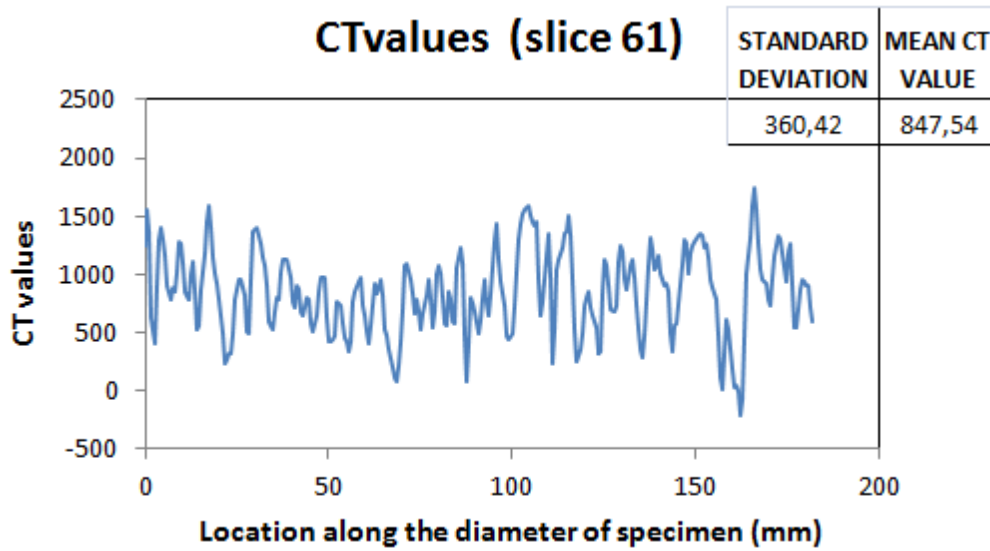
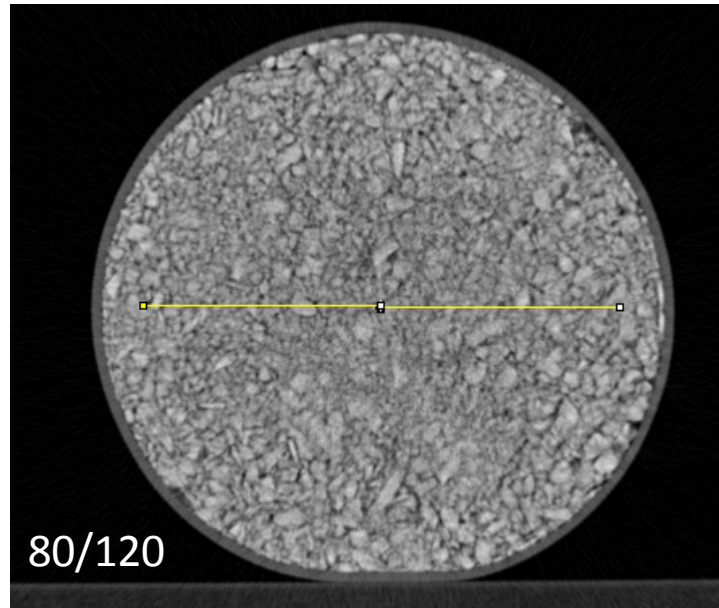


Figura H. 7 *Slice* 61/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

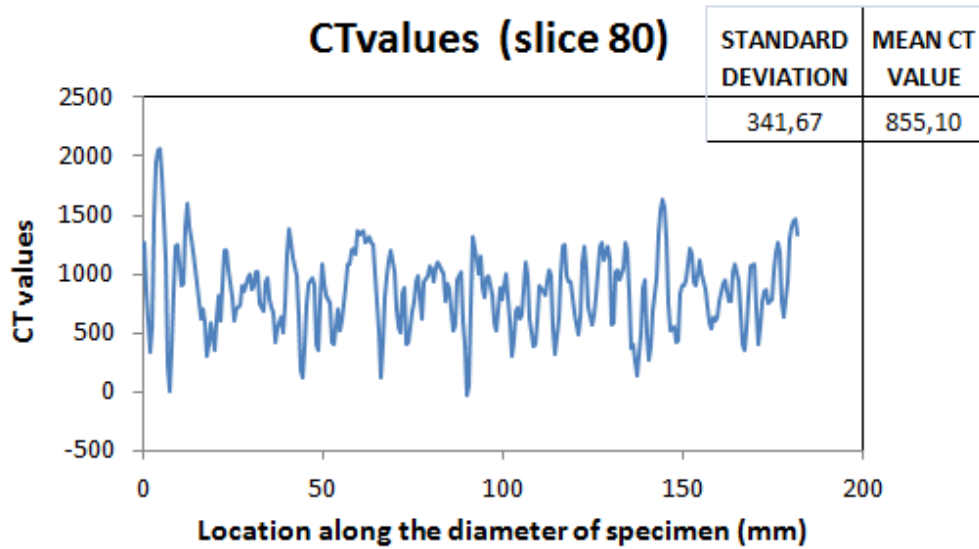
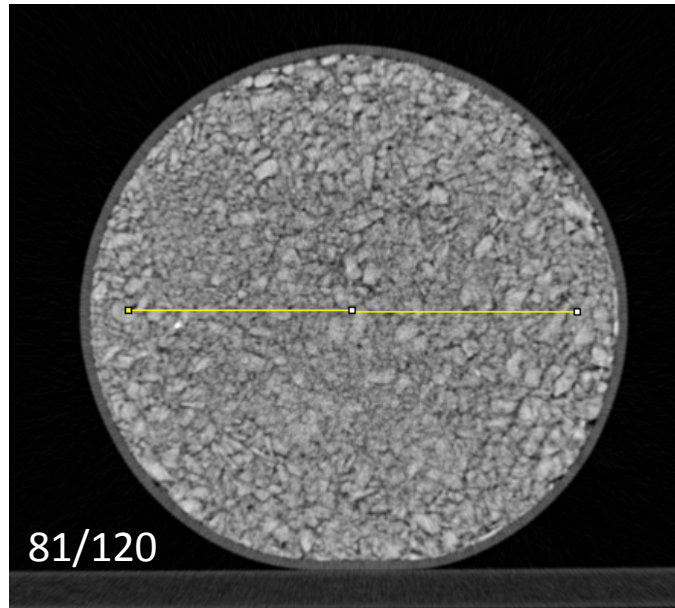


Figura H. 8 *Slice 80/120*: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

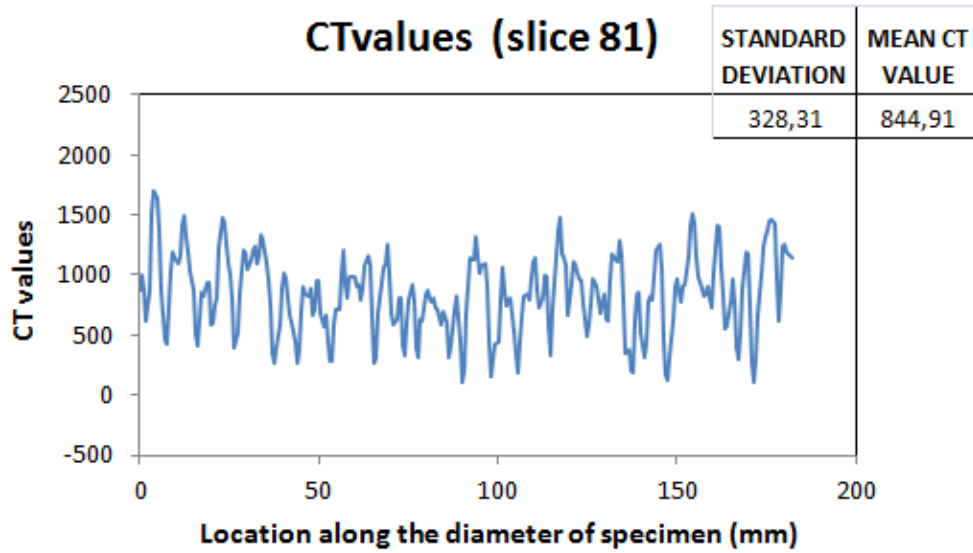
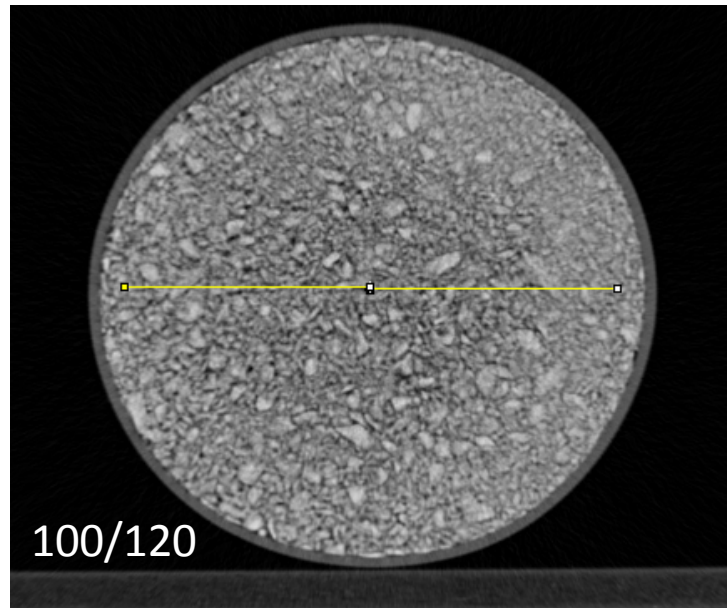


Figura H. 9 *Slice* 81/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

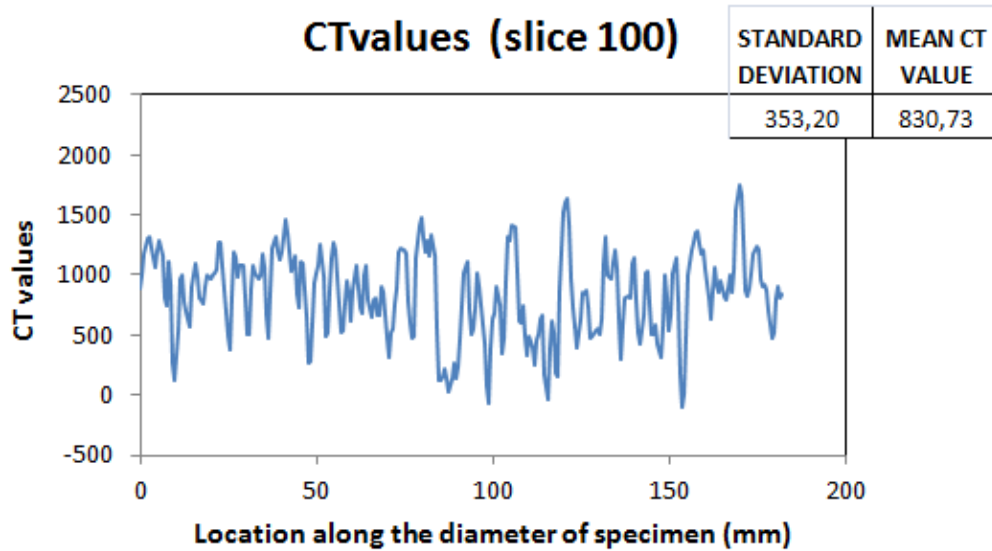
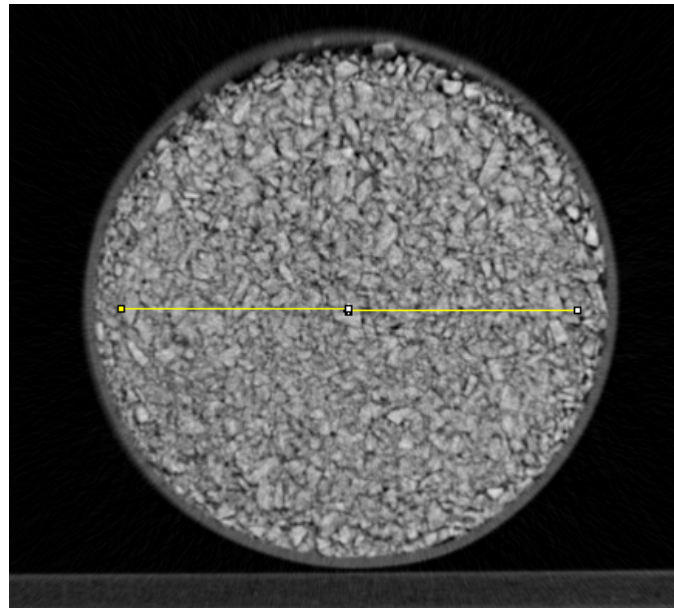


Figura H. 10 *Slice* 100/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio

a)



b)

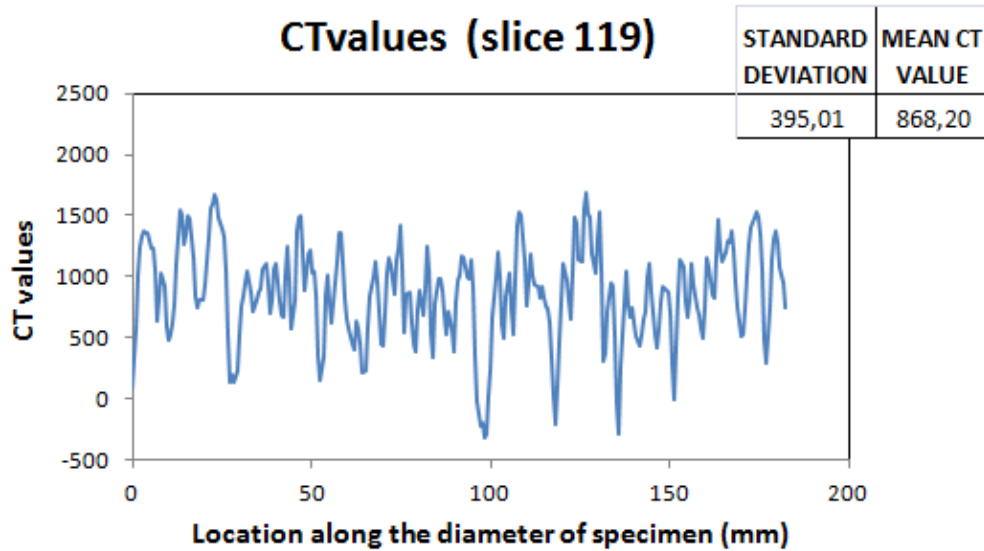


Figura H. 11 *Slice* 119/120: a) Imagen de la sección transversal con la identificación de la zona donde se hicieron los cálculos. b) *CT-values* en función de la ubicación diametral en la probeta, con sus respectivos resultados de desviación estándar y *CT-value* promedio