



UNIVERSITAT POLITÈCNICA DE CATALUNYA

ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE INGENIEROS DE  
CAMINOS, CANALES Y PUERTOS

DEPARTAMENTO DE INGENIERIA DEL TERRENO,  
CARTOGRÁFICA Y GEOFÍSICA

## **TESIS DOCTORAL**

# **COMPORTAMIENTO DE MATERIALES GRANULARES GRUESOS. EFECTO DE LA SUCCIÓN.**

**Enrique Francisco Ortega Iturralde**

**Directores de tesis:**

**Eduardo Alonso Pérez de Ágreda**

**Enrique Romero Morales**

---

**Barcelona, España. Mayo 2008**



## Resumen

El comportamiento de los materiales granulares en las obras de la ingeniería depende de su origen geológico, forma, tamaño, textura, compactación, resistencia, estado de tensiones, y de la humedad en los poros de la roca. Las grandes deformaciones de colapso y deferidas en el tiempo originadas por el humedecimiento parcial o total de la roca están íntimamente relacionadas con el fenómeno de rotura de partículas.

Las granulometrías uniformes producen un material más compresible debido a las altas concentraciones de tensiones en sus puntos de contacto; por lo que es conveniente utilizar granulometrías no uniformes que proporcionan menores índices de vacíos y mayores densidades capaces de soportar de manera adecuada las altas tensiones aplicadas. La humedad inicial del material es el factor que más influye sobre la deformación de colapso por inundación. Se corroboró que dos probetas del mismo material, una cargada a la humedad inicial y luego inundada baja tensión constante; la otra inundada y luego cargada a la misma tensión que la primera, alcanzan una deformación final similar. La humedad relativa dentro de las partículas de roca o la succión total tienen una influencia decisiva en el comportamiento mecánico de los materiales granulares.

Continuando con el estudio de la succión en los materiales granulares, esta tesis estudia y caracteriza el comportamiento de un material de granular calizo, de alta resistencia, baja porosidad en condiciones triaxiales y edométricas. Se determina la influencia de diferentes factores que afectan la compresibilidad y la resistencia al corte del material granular como: granulometría, densidad, velocidad de deformación de corte, trayectorias de tensiones y ciclos de tensión desviadora.

Los resultados experimentales edométricos muestran la influencia de la succión en la compresibilidad de un material a humedades relativas de HR100%, HR50%, HR40% y HR10%; así como en las deformaciones de colapso obtenidas mediante humedecimiento mediante vapor de agua o por inundación de la probeta. Al graficar los valores de  $K_0$  en función del  $OCR_m$  se presenta una tendencia muy definida entre la condición saturada (HR100%) y la condición muy seca (HR10%). Los valores del coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , dependen de la succión aplicada en las probetas.

Los resultados experimentales triaxiales muestran la influencia de la succión en la resistencia al corte en las trayectorias de tensiones desarrolladas a HR100%, HR50%, y HR10%. El ángulo de fricción interna del material depende de la tensión de confinamiento y de la succión aplicada en las probetas. Las envolventes de resistencia muestran una forma no lineal y ligeramente curvada con la tensión de confinamiento. La dilatancia es sensiblemente afectada por la succión aplicada. Debido a los altos índices medidos al final de los ensayos no fue encontrado un estado crítico estable. La teoría de dilatancia en función de la relación de tensiones actuales y las tensiones límite no es capaz de describir adecuadamente la dilatancia desarrollada por el material estudiado. Los vectores de los incrementos de deformación plástica muestran un flujo plástico no asociado del material. Las velocidades de las deformaciones de corte tienen particular influencia en la resistencia y la compresibilidad de los materiales granulares a bajas y altas tensiones de confinamiento.

Se encontró que la superficie de fluencia para la etapa no saturada (HR50%) tiene una homotética de menor dimensión en HR100%. Su forma es similar a una elipse rotada con respecto a las trayectorias de cargas. La forma depende de la proporcionalidad de la historia de las trayectorias de cargas. El proceso de compactación induce anisotropía en la dirección vertical.

Los valores obtenidos de los índices de rotura de Marsal y Hardin no presentan una tendencia bien definida sobre la influencia de la succión. Se determinaron valores superiores para algunas trayectorias no saturadas comparadas con las saturadas. Para analizar la rotura de partículas se presenta la función de densidad de probabilidades de las granulometrías ensayadas.

La compresibilidad y la resistencia al corte del material calizo dependen de la uniformidad de las partículas, su densidad, el nivel de tensiones aplicados y principalmente de los cambios de succión en los poros de las partículas. La compresibilidad del material es mayor conforme se incrementa los tamaños de las partículas en las granulometrías. Las líneas de compresión virgen para las granulometrías ensayadas dependen de los tamaños de las partículas y de la succión total aplicada. Al graficar los valores de  $K_0$  en función de  $OCR_m$  se determina que el coeficiente de empuje lateral,  $K_0$ , se incrementa con el tamaño de partículas uniformes para las densidades estudiadas. Existe diferencia entre los valores de  $K_0$  para la condición no saturada y saturada debido a la succión en las probetas.

La resistencia al corte esta afectada por la uniformidad de las partículas, la densidad y los cambios de succión. La tensión desviadora disminuye con el incremento del tamaño de las partículas y aumenta con la disminución del tamaño de las partículas para las condiciones no saturadas y saturadas. Los ángulos de fricción interna se ven disminuidos con el incremento en el tamaño de las partículas y por la disminución de la succión al saturar las probetas.

El escalado de granulometrías ayuda a predecir en buena manera las características de resistencia y deformación de los materiales granulares.

La deformación volumétrica para la condición no saturada en las dos densidades estudiadas presenta un comportamiento contractante debido a la uniformidad de las partículas. La dilatancia se ve fuertemente reducida por la uniformidad en las partículas y la succión. Analizando los vectores de los incrementos de deformación plástica el material muestra un comportamiento de flujo plástico no asociado. La rotura de partículas está fuertemente afectado por el nivel de tensiones aplicado, la densidad de las probetas, la uniformidad de las partículas y los cambios de succión como se puede ver en las granulometrías obtenidas después de haber realizado los ensayos. Las muestras sueltas no presentan una tendencia bien definida de los parámetros de Marsal y Hardin para las diferentes granulometrías; mientras que las muestras densas existe una tendencia más definida de dichos parámetros.

El módulo de resiliencia se incrementa con la tensión de confinamiento, las tensiones desviadoras (estáticas y cíclicas) y la succión aplicada. Al saturar las muestras existe una disminución del módulo de resiliencia debido a la reducción de la succión. La deformación resiliente muestra un índice que tiende ligeramente a disminuir a medida que las probetas se van densificando a succión constante. Después de un cierto número de ciclos, las probetas son inundadas a deformación cíclica mantenida, obteniendo un incremento de la deformación permanente y de la deformación resiliente.

Los resultados triaxiales desarrollados para granulometrías uniformes y no uniformes se simularon con el modelo constitutivo de escolleras, el cual tiene en cuenta el análisis acoplado de flujo y deformación. Se integra de una manera consistente la transferencia de agua y el mecanismo de deformación. La succión es una variable fundamental que explica el comportamiento tensión-deformación de los materiales granulares. Las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas se reprodujeron mediante el código de elementos finitos CODE\_BRIGTH.

La dilatancia desarrollada en el material estuvo activa hasta el final de los ensayos. Las condiciones del estado crítico no pudieron ser encontradas. El análisis de la dilatancia como una función de las relaciones de tensiones actuales y las relaciones de tensiones límite no es apropiada para describir el comportamiento de los agregados ensayados. La dilatancia observada se inicia en una relación de tensiones constantes antes de alcanzar el estado límite. El trabajo plástico de entrada dentro del espécimen sirve para describir las medidas de dilatancia para el rango de la relación de tensiones y las presiones de confinamiento aplicadas. El trabajo plástico explica la cantidad de rotura de los contactos y partículas. La dilatancia es descrita mediante una variable que combina la relación de tensiones, el trabajo plástico y las tensiones medias.



## **Agradecimientos**

Agradezco al Consejo Nacional de Ciencia y Tecnología de México (CONACYT) por el apoyo otorgado mediante una beca asignada mediante el Programa de “formación de científicos y tecnólogos”.

Agradezco de manera conjunta al Prof. Eduardo Alonso Pérez de Ágreda y al Dr. Enrique Romero Morales la dirección de esta tesis de investigación. La responsabilidad asignada sirvió de motivación para adentrarme en el conocimiento de los suelos no saturados. Sus asesorías para el desarrollo de los estudios experimentales, así como sus conocimientos y experiencias en las técnicas desarrolladas para el control y medición de la succión, fueron de gran utilidad en el desarrollo de esta investigación. El trabajo desarrollado bajo su dirección ha sido una experiencia para mi formación profesional. Su constancia por continuar con el desarrollo científico y tecnológico es motivo de admiración. Ha sido un honor y motivo de satisfacción haber trabajado con ustedes.

Agradezco el apoyo económico recibido los últimos meses por el Departamento de Ingeniería del Terreno para llevar a buen término mi Tesis Doctoral.

Agradezco de manera muy especial al Prof. Sebastián Olivella por su tiempo y conocimientos dedicados a la modelación de los resultados experimentales obtenidos en laboratorio.

El desarrollo de esta investigación he recibido asesorías de diferentes profesores del Departamento de Ingeniería del Terreno. Agradezco a los profesores Antonio Lloret, Josep Suriol y Jean Vaunat por sus conocimientos y experiencias en las técnicas experimentales y de modelación.

Agradezco Al Dr. Carlos Chávez Negrete por sus asesorías en el manejo de los equipos de laboratorio y modelación numérica de los resultados experimentales.

Agradezco la ayuda de Sr. Tomás Pérez Revilla por sus consejos sobre la operación y mantenimiento de los equipos experimentales de laboratorio. Al Sr. Fernando Cortés por haberme transmitido sus conocimientos en los sistemas de adquisición de datos. Al Sr. José Álvarez por sus conocimientos en los equipos de laboratorio y sus valiosos consejos para soportar largos periodos de tiempo alejado de mi familia.

Agradezco la amistad y su paciencia a los compañeros de doctorado Vladimir Merchán, Samuel Franca, Analice Franca, Eduardo Castro, Nubia González, Pablo Vargas, Rodrigo Gómez, Ricardo Madrid, Carlos Ferrari, Abel Jacinto, Juan Muñoz, Andrés Idiart, Diego Arnedo, Anna Ramón, Modesto Portilla, Ernesto Castellanos, German Martínez, Mario Salazar, Octavio Cárdenas, Enric Ibáñez, M. H. Armases Lakshmikanth.

Agradezco a todos los profesores del Departamento de Ingeniería del Terreno que contribuyeron a mi formación profesional.

Agradezco a mis padres y a mi familia, la motivación que siempre me han dado para continuar estudiando a lo largo de mi formación profesional. Después de tantos esfuerzos y sacrificios veo realizada una meta que siempre soñé.



## Índice

### CAPITULO 1 INTRODUCCION

1.1	Antecedentes de la investigación	1
1.2	Objetivos y metodología	4
1.3	Resumen del contenido	4
1.4	Referencias	6

### CAPITULO 2 ESTADO DEL CONOCIMIENTO

2.1	Introducción	9
2.2	Comportamiento de los materiales granulares ante tensiones elevadas	9
2.2.1	Rotura de partículas. Efecto de las cargas	11
2.2.2	Rotura de partículas. Aspectos energéticos	13
2.3	Compresibilidad ante diferentes trayectorias tensionales	15
2.3.1	Estados de rotura	16
2.3.2	Variación de la relación de vacíos	20
2.3.3	Efecto de la saturación	23
2.3.4	Variación del $e$ en trayectorias edométricas	25
2.4	Estado crítico para materiales granulares	31
2.4.1	Consideraciones generales	31
2.4.1.1	Estudio de potencial plástico, regla de flujo y diagrama tensión-dilatancia	37
2.4.2	Estudio de la dilatancia considerando la ecuación del trabajo	40
2.4.2.1	Cam Clay original	40
2.5	Tensión-dilatancia de Rowe	42
2.6	Aspectos adicionales del comportamiento de tensión para diferentes materiales granulares	44
2.6.1	Fluencia de arenas ante compresión anisótropa	44
2.6.2	Tensión de fluencia en diferentes trayectorias del plano p:q	47
2.7	Efecto escala	48
2.8	Comportamiento de materiales granulares frente a cargas cíclicas	57
2.8.1	Aspectos generales	57
2.9	Modelos constitutivos para materiales granulares	60
2.9.1	Aspectos generales	60
2.9.1.1	Criterio de rotura	60
2.9.1.2	Regla de flujo	61
2.9.1.3	Ecuación modificada de la tensión-dilatancia de Rowe	62
2.9.2	Deformaciones de reblandecimiento y parámetros de estado para modelización de arenas	64
2.10	Modelos constitutivos para materiales granulares que incluyen el efecto de la succión	68
2.10.1	Modelos para trayectorias edométricas	68
2.10.2	Modelos para trayectorias desviadoras	72
2.11	Modelo constitutivo de materiales granulares para condiciones triaxiales teniendo en cuenta la fluencia	80
2.11.1	Consideraciones generales	80

2.11.2	Comportamiento de fluencia de las escolleras	84
2.12	Resume y conclusiones	86
2.13	Referencias	87

### **CAPITULO 3 DESCRIPCIÓN DE EQUIPOS Y TÉCNICAS EXPERIMENTALES**

3.1	Equipo triaxial para materiales granulares	93
3.1.1	Descripción general del equipo	93
3.1.2	Medida de la deformación en la célula triaxial	94
3.1.3	Sistema de aplicación de carga	95
3.1.4	Instrumentación interna y externa	95
3.1.5	Sistema de control de succión y temperatura	96
3.1.6	Sistema de adquisición de datos	96
3.2	Equipo edométrico para materiales granulares	97
3.2.1	Descripción general del equipo	97
3.3	Equipo triaxial cíclico	100
3.3.1	Descripción general del equipo	100
3.4	Técnicas de aplicación de succión	102
3.4.1	Aspectos generales	102
3.4.2	Técnica de control de la humedad relativa	104
3.5	Resumen y conclusiones	105
3.6	Referencias	106

### **CAPITULO 4 MATERIAL UTILIZADO EN LA INVESTIGACIÓN. PROTOCOLO DE ENSAYOS Y TRAYECTORIAS TENSIONALES**

4.1	Selección del material a utilizar	107
4.2	Caracterización general del material seleccionado	109
4.3	Curva de retención del material	113
4.3.1	Técnicas utilizadas para esta investigación	113
4.4	Resultados de la curva de retención	114
4.5	Programa experimental realizado	115
4.5.1	Trayectorias de tensión y de succión desarrolladas en el equipo triaxial de gran escala	115
4.5.2	Trayectorias de tensión y de succión desarrolladas en el equipo edométrico	119
4.5.3	Trayectorias de tensión y de succión desarrolladas en el equipo triaxial cíclico	120
4.6	Resumen y conclusiones	122
4.7	Referencias	123

## CAPITULO 5

### COMPRESIBILIDAD DEL MATERIAL EN GRANULOMETRÍAS CONTINUAS

5.1	Resultados experimentales edométricos en muestras con granulometría continua.	125
5.2	Análisis de la deformación diferida en el tiempo	129
5.3	Tensión tangencial en la pared del edómetro	136
5.4	Medidas del coeficiente de empuje lateral en reposo, .	138
5.5	Estados de tensiones y deformaciones dentro de la probeta del edómetro	144
5.6	Fricción entre partículas	149
5.7	Rotura de partículas	151
5.8	Parámetros del modelo de escolleras	153
5.9	Resumen y conclusiones	157
5.10	Referencias	159

## CAPITULO 6

### RESISTENCIA AL CORTE EN GRANULOMETRÍAS CONTINUAS

6.1	Ensayos triaxiales. Efecto de la succión	162
6.1.1	Preparación de las probetas	163
6.1.2	Trayectorias de tensiones y de succiones	163
6.1.2.1	Trayectoria a succión constante HR 100%	166
6.1.2.2	Trayectoria a succión constante HR 50%	166
6.1.2.3	Trayectoria a succión variable HR10%-Sat-Cort	166
6.1.2.4	Trayectoria a succión variable HR10%-Sat-Desc	167
6.1.3	Resistencia al corte	170
6.1.4	Estado crítico	172
6.1.5	Análisis de la dilatancia	174
6.1.6	Vectores de los incrementos de deformación corte y volumétrica plástica	181
6.1.7	Rotura de partículas	184
6.2	Ensayos triaxiales con succión variable	188
6.2.1	Ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida	188
6.2.1.1	Resistencia al corte	190
6.2.1.2	Estado crítico	191
6.2.1.3	Análisis de la dilatancia	192
6.2.1.4	Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica	197
6.2.1.5	Rotura de partículas	197
6.2.2	Ensayos en multietapas	199
6.2.2.1	Resistencia al corte	201
6.2.2.2	Estado crítico	202
6.2.2.3	Análisis de la dilatancia	203
6.2.2.4	Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica	208
6.2.2.5	Rotura de partículas	208
6.3	Ensayos triaxiales a diferentes velocidad de deformación de corte	210

6.3.1	Análisis de la velocidad de deformación de corte a altos índices y baja tensión de confinamiento.	211
6.3.1.1	Comportamiento tensión-deformación	211
6.3.1.2	Resistencia al corte	212
6.3.1.3	Análisis de la dilatación	213
6.3.1.4	Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica	216
6.3.1.5	Rotura de partículas	220
6.3.2	Análisis de la velocidad de deformación de corte a bajos índices y alta tensión de confinamiento	222
6.3.2.1	Comportamiento tensión-deformación	223
6.3.2.2	Resistencia al corte	224
6.3.2.3	Análisis de la dilatación	225
6.3.2.4	Vectores de los incrementos de deformación corte y volumétrica plástica	228
6.3.2.5	Rotura de partículas	231
6.4	Ensayos triaxiales para determinar la superficie de fluencia a diferentes succiones	234
6.4.1	Trayectorias de tensiones para determinar la superficie de fluencia a HR 50%	234
6.4.1.1	Trayectorias tensión-deformación	238
6.4.1.2	Análisis de la dilatación	240
6.4.1.3	Variación del volumen específico	242
6.4.1.4	Determinación de la superficie de fluencia de forma analítica	243
6.4.1.5	Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica	245
6.4.1.6	Rotura de partículas	247
6.4.2	Trayectorias de tensiones para determinar la superficie de fluencia a HR100%	249
6.4.2.1	Trayectorias tensión-deformación	251
6.4.2.2	Análisis de la dilatación	253
6.4.2.3	Variación del volumen específico	254
6.4.2.4	Determinación de la superficie de fluencia de forma analítica	256
6.4.2.5	Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica	257
6.4.2.6	Rotura de partículas	259
6.4.3	Superficies de fluencia para HR50% y HR100%	261
6.5	Resumen y conclusiones	262
6.6	Referencias	263

## **CAPITULO 7**

### **COMPRESIBILIDAD Y RESISTENCIA AL CORTE EN GRANULOMETRÍAS DISCONTINUAS**

7.1	Resultados experimentales edométricos en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0=0.947$	266
7.1.1	Trayectorias de tensiones y succiones	266
7.1.2	Análisis de la deformación diferida en el tiempo	269
7.1.3	Análisis de la tensión tangencial entre el material y la pared del edómetro	276

7.1.4	Medidas del coeficiente de empuje lateral en reposo, .	279
7.1.5	Estados de tensiones y deformaciones dentro de la probeta del edómetro	283
7.1.6	Rotura de partículas	287
7.2	Resultados experimentales edométricos, en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0=0.502$	291
7.2.1	Trayectorias de tensiones y succiones	291
7.2.2	Análisis de la deformación diferida en el tiempo	293
7.2.3	Análisis de la tensión tangencial entre el material y la pared del edómetro	299
7.2.4	Medidas del coeficiente de empuje lateral en reposo,	301
7.2.5	Estados de tensiones y deformaciones dentro de la probeta del edómetro	305
7.2.6	Rotura de partículas	309
7.3	Resultados experimentales triaxiales en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0=0.947$	311
7.3.1	Trayectorias de tensiones y succiones	311
7.3.2	Resistencia al corte	313
7.3.3	Variación del volumen específico con la tensión media	315
7.3.4	Análisis de la dilatancia	316
7.3.5	Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica	320
7.3.6	Rotura de partículas	322
7.4	Resultados experimentales triaxiales en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0 =0.502$	324
7.4.1	Trayectorias de tensiones y succiones	324
7.4.2	Resistencia al corte	326
7.4.3	Variación del volumen específico con la tensión media	328
7.4.4	Análisis de la dilatancia	329
7.4.5	Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica	332
7.4.6	Rotura de partículas	334
7.5	Resumen y conclusiones	336
7.6	Referencias	338

## **CAPITULO 8**

### **COMPORTAMIENTO BAJO CICLOS DE TENSIÓN DESVIADORA**

8.1	Definición del módulo de resiliencia	339
8.2	Objetivo	340
8.3	Materiales y preparación de las muestras	340
8.4	Descripción de ensayos de laboratorio	340
8.4.1	Ensayos a succión constante	341
8.4.2	Ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte cíclica mantenida	344
8.5	Resumen y conclusiones	352
8.6	Referencias	353

## **CAPITULO 9 MODELACIÓN DE ENSAYOS TRIAXIALES**

9.1	Modelo Constitutivo de escolleras.	355
9.2	Planteamiento viscoplástico para escolleras	358
9.3	Comportamiento de fluencia de las escolleras	359
9.4	Modelo de elementos finitos	360
9.5	Determinación de los parámetros del material	361
9.6	Resultados de la modelación para ensayos con granulometrías continuas	365
9.6.1	Ensayos a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s	366
9.6.2	Ensayos a velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s	368
9.6.3	Ensayos a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s	370
9.7	Resultados de la modelación para ensayos con curvas granulométricas discontinuas	370
9.7.1	Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s compactados a $e_0=0.947$	370
9.7.2	Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s compactados a $e_0=0.502$	374
9.8	Resumen y conclusiones	379
9.9	Referencias	380

## **CAPITULO 10 DILATANCIA DE AGREGADOS GRANULARES GRUESOS BAJO CAMBIOS DE SUCCIÓN**

10.1	Antecedentes	381
10.2	Ensayos triaxiales con succión controlada sobre el material calizo	385
10.3	Dilatancia	388
10.4	Resumen y conclusiones	395
10.5	Referencias	396

## **CAPITULO 11 CONCLUSIONES GENERALES Y FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACION**

11.1	Conclusiones	399
11.1.1	Introducción	399
11.1.2	Estado del conocimiento	400
11.1.3	Descripción de equipos y técnicas experimentales utilizadas en esta investigación	400
11.1.4	Material utilizado en esta investigación. Protocolo de ensayos y trayectorias tensionales	401
11.1.5	Compresibilidad del material en granulometrías continuas	402
11.1.6	Resistencia al corte en granulometrías continuas	403
11.1.7	Compresibilidad y resistencia al corte en granulometrías discontinuas bajo cambios de succión.	404
11.1.8	Comportamiento bajo ciclos de tensión desviadora	405
11.1.9	Modelación de ensayos triaxiales	406
11.1.10	Dilatancia de agregados granulares gruesos bajo cambios de succión	406

11.2	Líneas futuras de investigación	407
11.2.1	Equipo triaxial	407
11.2.2	Estudio de otros materiales	407
11.2.3	Rotura de partículas	408
11.2.4	Implementaciones en el modelo constitutivo de escolleras	408

## Índice de figuras

Figura. 2.1	Definiciones de factores de rotura de partículas propuestos por Marsal (1967), Lee y Farhoomand (1967), y Hardin (1985)	10
Figura. 2.2(a)	Curva de distribución de tamaños para ensayos de compresión triaxial drenados a altas presiones variando la presiones de confinamiento sobre una arena densa de Cambria	12
Figura. 2.2(b)	Curva de distribución de tamaños para ensayos de compresión triaxial no drenados a altas presiones variando la presión de confinamiento inicial sobre una arena densa de Cambria	12
Figura. 2.2(c)	Curva de distribución de tamaños para ensayos de extensión drenados a altas presiones variando la presión de confinamiento sobre una arena densa de Cambria	12
Figura. 2.2(d)	Curvas de distribución de tamaños para ensayos triaxiales en extensión no drenados a altas presiones variando la presión de confinamiento inicial sobre una arena densa de Cambria	12
Figura. 2.3	Figura. (2.3) Factor de rotura de partículas de Marsal, $B$ , relacionado a $p_f^f$ para ensayos triaxiales de compresión y extensión sobre una arena densa de Cambria	13.
Figura. 2.4	Factor de rotura de partículas de Lee y Farhoomand, $D_{15}$ , relacionado a $p_f^f$ para ensayos triaxiales de compresión y extensión sobre una arena densa de cambria	13
Figura. 2.5	Factor de rotura de partículas de Hardin, $B_r$ , relacionado a la energía total para ensayos triaxiales de compresión y extensión drenados y no drenados sobre tres diferentes densidades de la arena de Cambria	14
Figura. 2.6	Ensayos de compresión entre presiones de confinamiento de 2.1 y 11.5 MPa para una arena densa de Cambria: (a) relación de tensiones principales efectivas; y (b) relación de deformaciones volumétricas	15
Figura. 2.7	Ensayos de compresión entre presiones de confinamiento de 15.0 y 52.0 MPa para arena densa de Cambria: (a) relación de tensiones principales efectivas ; (b) relación de deformaciones volumétricas	16
Figura. 2.8	Ensayos de compresión y extensión drenados sobre arena de Cambria densa: (a) deformación principal mayor en la falla, y (b) deformación volumétrica en la falla	17
Figura. 2.9	Ensayos de compresión y extensión drenados sobre arena de Cambria densa: (a) parámetro de rotura de Hardin $B_r$ , y (b) relación de vacíos en la falla	19

Figura. 2.10	Ensayos de compresión y extensión drenados sobre una arena densa de cambria: (a) índice de cambio de volumen en la falla; y (b) ángulo de fricción secante Mohr-Coulomb	22
Figura. 2.11	Compresión y expansión de suelo saturado (Coop & Lee, 1993)	23
Figura. 2.12	Estado crítico de suelos saturados: (a) baja a media presión; (b) alta presión; (c) volúmenes de estado crítico (Coop & Lee).	24
Figura. 2.13	Índice de dilatancia en estados pico para los suelos no saturados	25
Figura. 2.14	Comportamiento tensión-deformación del suelo seco no cohesivos	26
Figura. 2.15	Tensiones axiales relacionadas a deformaciones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de cuarzo	28
Figura. 2.16	Tensiones axiales relacionadas a deformaciones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de Cambria	28
Figura. 2.17	Tensiones axiales relacionadas a deformaciones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de yeso	28
Figura. 2.18	Relación de vacíos relacionada a tensiones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de cuarzo	29
Figura. 2.19	Relación de vacíos relacionada a tensiones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de Cambria.	29
Figura. 2.20	Relación de vacíos relacionada a tensiones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de yeso.	29
Figura. 2.21	$K_0$ relacionado a tensiones axiales para ensayos de compresión dimensional sobre arena de Cambria	30
Figura. 2.22	$K_0$ relacionado a tensiones axiales para ensayos de compresión dimensional sobre arena con yeso (valores de $K_0$ basados sobre la ecuación de Jakis de ensayos de compresión triaxial son mostrados para comparación)	31
Figura. 2.23	Comportamiento esperado en ensayos de compresión triaxial drenados y no drenados deducidos de estados iniciales del suelo y localización de la línea de estado crítico: (a),(b) trayectorias de tensiones en el plano $p'-q$ ; (c) trayectorias en compresión $v-p'$	32
Figura. 2.24	(a) compresión de partículas esféricas en un empaquetamiento suelto cuando es cortado; (b) expansión de partículas esféricas en un empaquetamiento denso cuando es cortado.	33
Figura. 2.25	Efecto de corte sobre el volumen de arenas densas y sueltas.	33
Figura. 2.26	Ensayo de compresión triaxial drenado sobre arena del río Chattahoochee con medidas constantes de tensiones efectivas. Muestras densas: A ( $\circ$ ), C ( $\bullet$ ), D ( $\Delta$ ). Muestras sueltas: B ( $x$ ); (a) Relación de tensiones $q/p'$ y deformación de corte $\mathcal{E}_q$ ; (b) Deformación volumétrica $\mathcal{E}_p$ y deformación	35

	de corte $\varepsilon_q$ ; (c) Volumen específico $v$ y deformación de corte $\varepsilon_q$ ( De Vesíc y Clough)	
Figura. 2.27	Compresión isotrópica de arena densa y suelta del río Chattahoochee; (a) ensayos de compresión triaxial con medidas constantes de tensiones efectivas (fin de puntos: • denso, ◦ suelto); y la posible localización de la línea de estado crítico; (b) fin de puntos y línea de estado crítico en el plano de tensiones efectivas $p'$ - $q$ ; (c) puntos finales y línea de estado crítico el plano de compresión $v$ - $p'$ (datos de Vesíc y Clough, 1968)	36
Figura. 2.28	Trayectorias en compresión de ensayos de compresión triaxial drenados convencional sobre material de escolleras de la presa Pirámide (Datos de Marachi, Chan, y Seed, 1972)	37
Figura. 2.29	Relación de tensiones $\eta = q/p'$ y ángulo de dilatancia $\beta = \tan^{-1} \delta\varepsilon_q^p / \delta\varepsilon_p^p$	38
Figura. 2.30	(a) incrementos de deformación plástica para compresión isotrópica y estados críticos dibujados en el plano de tensiones efectivas $p'$ : $q$ ; (b) diagrama tensión-dilatancia $\eta$ : $\beta$ ; compresión isotrópica ( $I : \eta = 0$ ) y estado crítico ( $C : \eta = M$ ).	39
Figura. 2.31	(a) potencial plástico y (b) relación tensión-dilatancia para el modelo Cam-clay ( $M = 1$ )	40
Figura. 2.32	Relaciones tensiones-dilatancia: (1) cam clay, (2) cam clay original, (3) tensión-dilatancia (Dibujada para $M = 1$ )	41
Figura. 2.33	Potenciales plasticos: [1] Cam clay, [2] Cam clay original, y [3] Tensiones-dilatancia de Rowe (dibujada para $M = 1$ )	42
Figura. 2.34	Ensayo de compresión triaxial drenado sobre arena densa Fontainebleau ( $v_0 = 1.61, \sigma_r = 100 KPa$ ): (a) relación de tensiones $\eta$ y deformación de corte triaxial $\varepsilon_q$ ; (b) deformación volumétrica $\varepsilon_p$ y deformación de corte triaxial $\varepsilon_q$	44
Figura. 2.35	Diagrama esquemático para curvas de fluencia típicas	45
Figura. 2.36	Curva $e - \ln p'$ para ensayos de consolidación isotrópica	46
Figura. 2.37	Incremento del área de la superficie $\Delta s$ en ensayos de consolidación isotrópica	47
Figura. 2.38	Trayectorias de tensiones para la determinación de los puntos de fluencia correspondientes al punto "A"	47
Figura. 2.39	Curvas de fluencia experimentales obtenidas de ensayos de tipo A en: (a) bajos niveles de tensiones; (b) altos niveles de tensiones	48
Figura. 2.40	Distribución de tamaños para el material modelado de la presa Pirámide	49
Figura. 2.41	Distribución de tamaños para la roca basáltica triturada.	49
Figura. 2.42	Distribución de tamaños para el material modelado de la presa Oroville	50
Figura. 2.43	Consolidación isotrópica del material modelado de la presa Pirámide	50
Figura. 2.44	Consolidación isotrópica del material modelado de basalto	51

	triturado	
Figura. 2.45	Consolidación isotrópica del material modelado de la presa Oroville	51
Figura. 2.46	Relación de tensiones principales-deformación axial y relaciones de deformación axial-deformación volumétrica para material modelado de la presa Pirámide	52
Figura. 2.47	Relación de tensiones principales-deformación axial y relaciones de deformación axial-deformación volumétrica para material modelado de basalto triturado.	53
Figura. 2.48	Relación de tensiones principales-deformación axial y relaciones de deformación axial-deformación volumétrica para material modelado de la presa Oroville	54
Figura. 2.49	Ángulo de fricción interna-presión de confinamiento para el material modelado de la presa Pirámide	55
Figura. 2.50	Ángulo de fricción interna-presión de confinamiento para el material modelado de basalto triturado	55
Figura. 2.51	Ángulo de fricción interna-presión de confinamiento para el material modelado de la presa Oroville	55
Figura. 2.52	Definición del módulo resiliente	58
Figura. 2.53	Direcciones de las deformaciones plásticas junto con la fluencia, en la falla y superficies potenciales plásticas	63
Figura. 2.54	Modificación de la teoría de Rowe teniendo en cuenta la dependencia de la relación de vacíos inicial	64
Figura. 2.55	Resultados típicos de ensayos de compresión triaxial drenados; 1: arena densa en bajos niveles de tensiones; 2: arena densa en medios niveles de tensiones; 3: arena suelta en bajos niveles de tensiones	65
Figura. 2.56	(a) definición de parámetros de estado $\psi$ ; (b) variación del ángulo pico de resistencia al corte de arenas con parámetros de estado: rango aproximado de datos coleccionados por Been & Jefferies (1986)	66
Figura. 2.57	Desarrollo de la relación de tensiones normalizada ( $\eta/M_p$ ) con la deformación	68
Figura. 2.58	Ensayos edométricos con humedad relativa controlada Oldecop (2000)	69
Figura. 2.59	Modelo constitutivo para compresión volumétrica de escolleras. Deducción de la expresión matemática de la superficie de fluencia, en el espacio tensión-humedad o tensión-succión total Oldecop (2000)	71
Figura. 2.60	Correlación entre la deformación de colapso y la succión total Oldecop (2000)	72
Figura 2.61	Resultados de ensayos triaxiales saturados Chávez (2004)	73
Figura. 2.62	Resultados de ensayos triaxiales en HR 36% Chávez (2004)	73
Figura. 2.63	Vectores de los incrementos de deformación plástica a lo largo de las trayectorias de tensiones, para ensayos saturados Chávez (2004)	74
Figura. 2.64	Vectores de los incrementos de deformación plástica a lo largo de las trayectorias de tensiones, para ensayos secos con HR 36% Chávez (2004)	74

Figura. 2.65	Trayectorias $v-p'$ y líneas de estado crítico para los ensayos con humedad relativa de 36% y 100% Chávez (2004)	74
Figura. 2.66	Variación de $M_{cr}$ con la presión de confinamiento Chávez (2004)	75
Figura 2.67	Variación del parámetro $b$ para los ensayos con control de deformación.	76
Figura. 2.68	Variación de $M_c$ con el trabajo plástico efectivo, $W_E^P$ Chávez (2004)	76
Figura. 2.69	Variación del parámetro $b$ con $W_E^P$ para diferentes humedades relativas Chávez (2004)	77
Figura. 2.70	Superficies de fluencia del modelo elasto-plástico de escolleras Chávez (2004)	77
Figura. 2.71	Índice de compresibilidad diferido en el tiempo, $\lambda^t$ , medida en ensayos edométricos desarrolladas sobre grava compactada de una pizarra Oldecop (2000)	85
Figura. 3.1	Equipo triaxial para materiales granulares gruesos con control de HR	93
Figura. 3.2	Esquema de la célula equipo triaxial	94
Figura. 3.3	LVDTs colocados sobre el cabezal y la célula de carga de 890 kN del equipo triaxial	95
Figura. 3.4	Probeta y CMD para medir la deformación volumétrica del equipo triaxial	96
Figura. 3.5	Recipiente con solución salina para la imposición de la humedad relativa, así como el higrómetro para su medición. Panel de control de los transductores de señal y equipo de adquisición de datos	97
Figura. 3.6	Edómetro para materiales granulares con control de HR	98
Figura. 3.7	Esquema del edómetro de materiales granulares Oldecop (2000)	99
Figura. 3.8	Rotura de material granular de tamaño medio de 30mm, después de haber sido sometido a trayectorias de tensión y succión. La muestra fue inundada a una tensión máxima de 2.8 MPa. Entre el anillo y la muestra existe un recubrimiento de látex con la finalidad de reducir la fricción entre el material granular y el anillo edométrico.	101
Figura. 3.9	Panel de control de los reguladores de presiones con capacidad de 4 MPa	100
Figura. 3.10	Equipo triaxial cíclico con control de HR	101
Figura. 3.11	Bellofram para aplicar tensiones desviadoras estáticas y cíclicas y célula de carga para el equipo triaxial cíclico	101
Figura. 3.12	Generador de funciones para diferentes funciones de ondas, contador de ciclos y manómetros del equipo triaxial cíclico	102

Figura. 4.1	Curva granulométrica continua del material calizo antes de ser ensayada	108
Figura. 4.2	Granulometría del material calizo utilizado en esta investigación	109
Figura. 4.3	Resistencia a la compresión simple del material calizo entre dos placas paralelas colocadas en una prensa de 300 kN de capacidad.	111
Figura. 4.4	Resistencia a la tracción del material calizo y la pizarra, obtenida mediante el ensayo brasileño. Variación de la resistencia con la succión para diferentes soluciones salinas, agua destilada y con la humedad relativa del ambiente del laboratorio	111
Figura. 4.5	Resistencia a la tracción mediante ensayo brasileño del material calizo	112
Figura. 4.6	Granulometría continua del material calizo antes de ser ensayada y la granulometría obtenida después de haber realizado la compactación del material	112
Figura. 4.7	Curva de retención del material calizo utilizado en esta investigación	115
Figura. 5.1	Trayectorias de tensiones para ensayo a HR100%	125
Figura. 5.2	Trayectorias de tensiones para a HR 50%	126
Figura. 5.3	Trayectorias de tensiones y succiones para ensayo con HR 40% saturado mediante vapor de agua	126
Figura. 5.4	Trayectorias de tensiones y succiones para ensayo a HR10% saturando mediante inundación de la probeta	127
Figura. 5.5	Trayectoria de tensiones y succiones para ensayo a HR10%	127
Figura. 5.6	Compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas	128
Figura. 5.7	Evolución temporal de las deformaciones para ensayo a HR100%	129
Figura. 5.8	Evolución temporal de las deformaciones para ensayo a HR 50%	130
Figura. 5.9	Evolución temporal de las deformaciones para ensayo a HR40% saturando con vapor de agua	130
Figura. 5.10	Evolución temporal de las deformaciones para ensayo a HR10% saturando mediante inundación de la probeta	131
Figura. 5.11	Evolución temporal de las deformaciones para ensayo a HR10%	131
Figura. 5.12	Índice de compresibilidad diferido para diferentes HR y sus correspondientes trayectorias de succiones	133
Figura. 5.13	Pendientes de la curva de compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Eje de tensión en escala logarítmica	134
Figura. 5.14	Compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Pendientes ajustadas a las rectas	135
Figura. 5.15	Relación del índice $\lambda$ , y $d\lambda' / d\sigma$ con la succión	135
Figura. 5.16	Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de a	137

	tensión vertical aplicada para HR100%	
Figura. 5.17	Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada a HR10%-Sat-Inundando	137
Figura. 5.18	Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada a HR10%	138
Figura. 5.19	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función de la tensión vertical aplicada a HR100%	139
Figura. 5.20	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función de la tensión vertical aplicada a HR50%	139
Figura. 5.21	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función de la tensión vertical aplicada a HR40%-Sat-Vapor	140
Figura. 5.22	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función de la tensión vertical aplicada a HR10%-Sat-I	140
Figura. 5.23	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función de la tensión vertical aplicada a HR10%	141
Figura. 5.24	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias desarrolladas a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-V, HR10%-Sat-I, HR10%	142
Figura. 5.25	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias desarrolladas a HR100% y HR10%	143
Figura. 5.26	Coefficiente de empuje lateral en reposo en la primera descarga para diferentes valores de OCR, en función de la succión aplicada para los ensayos a HR100%, HR50%, HR40% y HR10%	143
Figura. 5.27	Plano de compresión isótropa, deformación volumétrica – tensión media	144
Figura. 5.28	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR100%	145
Figura. 5.29	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR50%	145
Figura. 5.30	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR40%-Sat-Vapor	146
Figura. 5.31	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR10%-Sat-Inundando	146
Figura. 5.32	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR10%	147
Figura. 5.33	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR <sub>m</sub> en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias desarrolladas a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-V, HR10%-Sat-I, HR10%	148
Figura. 5.34	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR <sub>m</sub> para la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias desarrolladas a HR100% y HR10%	149
Figura. 5.35	Coefficiente de fricción para el material calizo y la pizarra.	150
Figura. 5.36	Granulometrías original y al final de cada ensayo para las	151

	distintas trayectorias de tensiones verticales y succiones aplicadas	
Figura. 5.37	Tendencia de las granulometrías original y al final de cada ensayo para las distintas trayectorias de tensiones verticales. Ajustadas a su ecuación correspondiente	152
Figura. 5.38	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para las distintas trayectorias de tensiones verticales	153
Figura. 5.39	Modelo constitutivo para compresión volumétrica de escolleras Oldecop (2000)	156
Figura. 6.1	Trayectorias de tensiones y succiones para ensayos a HR100%	165
Figura. 6.2	Trayectorias de tensiones y succiones para ensayos a HR50%	165
Figura. 6.3	Trayectorias de tensiones y succiones para ensayos a HR10%-Sat-Cort	165
Figura. 6.4	Trayectoria de tensiones y succiones para ensayos a HR10%-Sat-Desc	165
Figura. 6.5	Trayectoria de tensiones y succiones desarrolladas en ensayos triaxiales con humedecimiento bajo deformaciones de corte mantenida (HR10%-Sat-Cort)	165
Figura. 6.6	Trayectoria tensiones y succiones desarrolladas en ensayos triaxiales con cambio de succión en multietapas (HR10%-Sat-Desc)	166
Figura. 6.7	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	168
Figura. 6.8	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	169
Figura. 6.9	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	169
Figura. 6.10	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	169
Figura. 6.11	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	169
Figura. 6.12	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	171
Figura. 6.13	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	171
Figura. 6.14	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort.	171
Figura. 6.15	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	171
Figura. 6.16	Variación del volumen específico a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	173
Figura. 6.17	Variación del volumen específico a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	173
Figura. 6.18	Variación del volumen específico a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y	173

	HR10%-Sat-Cort	
Figura. 6.19	Variación del volumen específico a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	173
Figura. 6.20	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	174
Figura. 6.21	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	174
Figura. 6.22	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	175
Figura. 6.23	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	175
Figura. 6.24	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para los ensayos con tensiones de confinamiento de $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	175
Figura. 6.25	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para los ensayos con tensiones de confinamiento de $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	175
Figura. 6.26	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort.	176
Figura. 6.27	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc.	176
Figura. 6.28	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones en los puntos de intercepción de las trayectorias p:q con las curvas homotéticas mostradas en la Figura.6.10, normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	176
Figura. 6.29	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones en los puntos de intercepción de las trayectorias p:q con las curvas homotéticas mostradas en la Figura.6.11, normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	176
Figura. 6.30	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones en los puntos de intercepción de las trayectorias p:q con las curvas homotéticas mostradas en la Fig.6.12, normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	177
Figura. 6.31	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones en los puntos de intercepción de las trayectorias p:q con las curvas homotéticas mostradas en la Fig.6.10, normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	177
Figura. 6.32	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	178
Figura. 6.33	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	178
Figura. 6.34	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y	178

	HR10%-Sat-Cort	
Figura.6.35	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	178
Figura. 6.36	Variación de la dilatancia con la deformación axial a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	179
Figura.6.37	Variación de la dilatancia con la deformación axial a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	179
Figura. 6.38	Variación de la dilatancia con la deformación axial a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	179
Figura. 6.39	Variación de la dilatancia con la deformación axial a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	179
Figura. 6.40	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	180
Figura. 6.41	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	180
Figura. 6.42	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	180
Figura. 6.43	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	180
Figura. 6.44	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	181
Figura. 6.45	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	181
Figura. 6.46	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	181
Figura. 6.47	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	181
Figura.6.48	Vectores de deformación plástica a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR100%	182
Figura. 6.49	Vectores de deformación plástica a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR50%	183
Figura. 6.50	Vectores de deformación plástica a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	183
Figura. 6.51	Vectores de deformación plástica a $\sigma_3 = 0.3, 0.5$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	184
Figura. 6.52	Variación de los índices de Hardín y Marsal para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en función de la tensión de confinamiento $\sigma_3$	185
Figura. 6.53	Granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 0.3$ MPa	186
Figura. 6.54	Granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 0.3$ MPa	186
Figura. 6.55	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 0.3$ MPa	186

Figura. 6.56	Granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 0.5$ MPa	186
Figura. 6.57	Tendencia de las granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 0.5$ MPa	186
Figura. 6.58	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 0.5$ MPa	187
Figura. 6.59	Granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	187
Figura. 6.60	Tendencia de las granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	187
Figura. 6.61	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	187
Figura. 6.62	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	190
Figura. 6.63	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	191
Figura. 6.64	Línea de estado crítico para las trayectorias de tensiones y succiones a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa	192
Figura. 6.65	Variación de la relación de tensiones críticas con la relación de vacíos a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	193
Figura. 6.66	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa	193
Figura. 6.67	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa	194
Figura. 6.68	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	195
Figura. 6.69	Variación de la dilatancia con la deformación axial plástica a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	195
Figura. 6.70	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por las tensiones medias p a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	196
Figura. 6.71	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	196
Figura. 6.72	Vectores de deformación plástica a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	197
Figura. 6.73	Variación de los índices de Hardín y Marsal para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en función de la tensión de confinamiento $\sigma_3$	198
Figura. 6.74	Granulometrías original y al final del ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	198
Figura. 6.75	Granulometría original y al final del ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	198
Figura. 6.76	Función de densidad de las granulometrías original y al final del ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	199
Figura. 6.77	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa y HR10%-Sat-	201

	Desc	
Figura. 6.78	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	202
Figura. 6.79	Línea de estado crítico a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	203
Figura. 6.80	Variación de la relación de tensiones críticas con la relación de vacíos a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	204
Figura. 6.81	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	205
Figura. 6.82	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	205
Figura. 6.83	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	206
Figura. 6.84	Variación de la dilatancia con la deformación axial plástica a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	206
Figura. 6.85	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por las tensiones medias p a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	207
Figura. 6.86	Variación de la dilatancia con la relación de a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	207
Figura. 6.87	Vectores de deformación plástica a $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y 1.0 MPa y HR10%-Sat-Desc	208
Figura. 6.88	Variación de los índices de Hardín y Marsal para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en función de la tensión de confinamiento $\sigma_3$	209
Figura. 6.89	Granulometrías original y al final del ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	210
Figura. 6.90	Granulometrías original y al final del ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	210
Figura. 6.91	Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final del ensayo a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	210
Figura. 6.92	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 0.6$ MPa	212
Figura. 6.93	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para las velocidades de deformación de corte de 0.06mm/s y 0.105 mm/s a $\sigma_3 = 0.6$ MPa	214
Figura. 6.94	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ para las velocidades de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a $\sigma_3 = 0.6$ MPa	214
Figura. 6.95	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las velocidades de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a $\sigma_3 = 0.6$ MPa	215
Figura. 6.96	Variación de la dilatancia con la deformación axial plástica para las velocidades de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a $\sigma_3 = 0.6$ MPa	215
Figura. 6.97	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las	216

	velocidades de de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a $\sigma_3 = 0.6$ MPa	
Figura. 6.98	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR100%	216
Figura. 6.99	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR100%	217
Figura. 6.100	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR50%	217
Figura. 6.101	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/seg, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR50%	218
Figura. 6.102	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR10%-Sat-Cort	218
Figura. 6.103	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR10%-Sat-Cort	219
Figura. 6.104	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR10%-Sat-Desc	219
Figura. 6.105	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR10%-Sat-Desc	220
Figura. 6.106	Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa	221
Figura. 6.107	Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa	221
Figura. 6.108	Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s, $\sigma_3 = 0.6$ MPa	221
Figura. 6.109	Variación de los parámetros de rotura de Marsal $B_g$ y Hardin $B_r$ para las velocidades de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s para la tensión de confinamiento $\sigma_3 = 0.6$ MPa	222
Figura. 6.110	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	224
Figura. 6.111	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para las velocidades de deformación de corte de 0.04mm/s y 0.07 mm/s a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	225
Figura. 6.112	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas $M^*$ para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	226
Figura. 6.113	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las velocidades de	226

	deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	
Figura. 6.114	Variación de la dilatancia con la deformación axial plástica para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	227
Figura. 6.115	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a $\sigma_3 = 1.0$ MPa	227
Figura. 6.116	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR100%	228
Figura. 6.117	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR100%	228
Figura. 6.118	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR50%	229
Figura. 6.119	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR50%	229
Figura. 6.120	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	230
Figura. 6.121	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Cort	230
Figura. 6.122	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	231
Figura. 6.123	Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s, $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR10%-Sat-Desc	231
Figura. 6.124	Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.107 mm/s	232
Figura. 6.125	Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s	232
Figura. 6.126	Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s	233
Figura. 6.127	Variación de los parámetros de rotura de Marsal $B_g$ y Hardin $B_r$ para las velocidades de aplicación de la tensión desviadora de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s	233
Figura. 6.128	Superficie de fluencia a HR50% obtenida a deformación de corte constante y tensión de confinamiento variable	235
Figura. 6.129	Tensión desviadora para la superficie de fluencia a HR50% obtenida a deformación de corte constante y tensión de confinamiento variable	236
Figura. 6.130	Tensión desviadora, deformación volumétrica y axial plástica a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR50%	237
Figura. 6.131	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a HR50%	238

Figura. 6.132	Trayectorias de tensiones desarrolladas para interceptar las superficies de fluencia a HR50%	239
Figura. 6.133	Tensión desviadora, deformación axial y volumétrica plástica para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	240
Figura. 6.134	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	241
Figura. 6.135	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	241
Figura. 6.136	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	242
Figura. 6.137	Variación del volumen específico para la trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	243
Figura. 6.138	Superficies de fluencia experimental y las superficies de fluencia determinadas por las ecuaciones de Dafalias (1986) y Yasufuku et al. (1991)	245
Figura. 6.139	Vectores de deformación plástica para determinar la variación de la superficie de fluencia a HR50%	245
Figura. 6.140	Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa y HR50%	246
Figura. 6.141	Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Vertical y HR50%	246
Figura. 6.142	Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3 - 3:2 y HR50%	247
Figura. 6.143	Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	248
Figura. 6.144	Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	248
Figura. 6.145	Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	248
Figura. 6.146	Variación de los parámetros de rotura de Marsal $B_g$ y Hardin $B_r$ para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%	249
Figura. 6.147	Tensión desviadora, deformación volumétrica y axial plástica a $\sigma_3 = 1.0$ MPa y HR100%	250
Figura. 6.148	Trayectorias de tensiones en el plano p:q a HR100%	251
Figura. 6.149	Trayectorias de tensiones desarrolladas para interceptar las superficies de fluencia a HR100%	252
Figura. 6.150	Tensión desviadora, deformación axial y volumétrica para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%	253
Figura. 6.151	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 para $\sigma_3 = 0.6$ MPa y HR100%	253

Figura. 6.152	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%	254
Figura. 6.153	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%	255
Figura. 6.154	Variación del volumen específico para la trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%.	256
Figura. 6.155	Superficies de fluencia experimental y las superficies de fluencia determinadas por las ecuaciones de Dafalias (1986) y Yasufuku et al. (1991)	256
Figura. 6.156	Vectores de deformación plástica para determinar la variación de la superficie de fluencia a HR100%	257
Figura. 6.157	Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa y HR100%	257
Figura. 6.158	Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Vertical y HR100%	258
Figura. 6.159	Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3 - 3:2 y HR100%	258
Figura. 6.160	Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3-3:2 y HR100%	259
Figura. 6.161	Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%	259
Figura. 6.162	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%	260
Figura. 6.163	Variación de los parámetros de rotura de Marsal $B_g$ y Hardin $B_r$ para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%	260
Figura. 6.164	superficie de fluencia a HR50% y HR100%	261
Figura. 7.1	Granulometrías discontinuas utilizadas para los ensayos edométricos compactados a $e_0=0.947$	267
Figura. 7.2	Trayectorias de tensiones y succiones para los ensayos a HR10% saturando mediante inundación de la probeta	267
Figura. 7.3	Trayectorias de tensiones para los ensayos con HR100%	268
Figura. 7.4	Compresibilidad del material calizo para diferentes granulometrías y trayectorias de tensiones compactadas a $e_0=0.947$	269
Figura. 7.5	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T20 -15 mm a HR10%-Sat-Inundando	270
Figura. 7.6	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T25 -20 mm a HR10%-Sat-Inundando	270
Figura. 7.7	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T30 -25 mm a HR10%-Sat-	271

	Inundando	
Figura. 7.8	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T40 -30 mm a HR10%-Sat-Inundando	271
Figura. 7.9	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T30 -25 mm a HR100	272
Figura. 7.10	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T40 -30 mm a HR100%	272
Figura. 7.11	Índice de compresibilidad diferido para los ensayos edométricos en granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm, compactados a $e_0 = 0.947$	273
Figura. 7.12	Compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Pendientes ajustadas a las rectas de las líneas de compresión virgen para las granulometrías T20-15 mm, T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30mm	274
Figura. 7.13	Relación de los índices $\underline{\lambda}$ , $\lambda'$ y $d\lambda' / d\sigma$ con la succión para la granulometría con T40-30mm	275
Figura. 7.14	Relación de los índices $\underline{\lambda}$ , $\lambda'$ y $d\lambda' / d\sigma$ con la succión para la granulometría T30-25 mm	275
Figura. 7.15	Relación de los índices $\underline{\lambda}$ , $\lambda'$ y $d\lambda' / d\sigma$ con la succión para la granulometría T25-20 mm	276
Figura. 7.16	Relación de los índices $\underline{\lambda}$ , $\lambda'$ y $d\lambda' / d\sigma$ con la succión para la granulometría T20-15 mm	276
Figura. 7.17	Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T20-15 mm	277
Figura. 7.18	Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm	278
Figura. 7.19	Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm	278
Figura. 7.20	Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm	279
Figura. 7.21	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T20-15 mm	280
Figura. 7.22	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm	280
Figura. 7.23	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm	281
Figura. 7.24	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm	281
Figura. 7.25	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las granulometrías ensayadas T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para HR10%-Sat-I	282
Figura. 7.26	Compresibilidad isotropa, deformación volumétrica –tensión media Hidrostática	283
Figura. 7.27	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de	284

Figura. 7.28	la tensión media aplicada para la granulometría T20-15 mm Coeficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T25-20 mm	284
Figura. 7.29	Coeficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T30-25 mm	285
Figura. 7.30	Coeficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T40-30 mm	285
Figura. 7.31	Coeficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR <sub>m</sub> en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para HR10%-Sat-I	286
Figura. 7.32	Granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR10%-Sat-I	288
Figura. 7.33	Granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR10%-Sat-I	288
Figura. 7.34	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR10%	288
Figura 7.35	Granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR100%	289
Figura. 7.36	Granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR100%	289
Figura. 7.37	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR100%	289
Figura. 7.38	Variación de los parámetros de rotura de Marsal $B_g$ y Hardin $B_r$ para las granulometrías compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR10%-Sat-I	290
Figura. 7.39	Variación de los parámetros de rotura de Marsal $B_g$ y Hardin $B_r$ para las granulometrías compactadas a $e_0 = 0.947$ y HR100%	290
Figura. 7.40	Granulometrías discontinuas utilizadas para los ensayos edométricos compactados a $e_0=0.502$ .	291
Figura. 7.41	Trayectorias de tensiones y succiones para los ensayos a HR10% saturando mediante inundación de la probeta	292
Figura. 7.42	Compresibilidad del material calizo para diferentes granulometrías y trayectorias de tensiones compactadas a $e_0=0.502$	293
Figura. 7.43	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T25 -20 mm a HR10%-Sat- Inundando	294
Figura. 7.44	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T30 -25 mm a HR10%-Sat- Inundando	294
Figura. 7.45	Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T40 -30 mm a HR10%-Sat- Inundando	295
Figura. 7.46	Índice de compresibilidad diferido para los ensayos edométricos con granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm compactadas a $e_0 = 0.502$	296
Figura. 7.47	Compresibilidad del material calizo para diferentes	297

	trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Pendientes ajustadas a las rectas de las líneas de compresión virgen para las granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30mm	
Figura. 7.48	Relación de los índices $\underline{\lambda}$ , $\lambda'$ y $d\lambda'/d\sigma$ con la succión para la granulometría con T40-30mm	298
Figura. 7.49	Relación de los índices $\underline{\lambda}$ , $\lambda'$ y $d\lambda'/d\sigma$ con la succión para la granulometría con T30-25mm	298
Figura. 7.50	Relación de los índice $\underline{\lambda}$ , $\lambda'$ y $d\lambda'/d\sigma$ con la succión para la granulometría con T25-20mm	299
Figura. 7.51	Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm	300
Figura. 7.52	Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm	300
Figura. 7.53	Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm	300
Figura. 7.54	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm	302
Figura. 7.55	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm	302
Figura. 7.56	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm	303
Figura. 7.57	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm y T25-20 mm a HR10%-Sat-I	304
Figura. 7.58	Compresibilidad isótropa, deformación volumétrica –tensión media Hidrostática	305
Figura. 7.59	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T25-20 mm	306
Figura. 7.60	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T30-25 mm	306
Figura. 7.61	Coefficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T40-30 mm	307
Figura. 7.62	Coefficiente de empuje lateral en reposo $K_0$ en función del OCR <sub>m</sub> en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm y T25-20 mm a HR10%-Sat-I	308
Figura. 7.63	Granulometrías original y al final de cada compactadas a $e_0 = 0.502$ y HR10%-Sat-I	309
Figura. 7.64	Granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.502$ y HR10%-Sat-I	309
Figura. 7.65	Función de densidad de las c granulometrías original y al final de cada ensayo compactadas a $e_0 = 0.502$ y HR10%	310
Figura. 7.66	Variación de los parámetros de rotura de Marsal $B_g$ y Hardin $B_r$ para cada ensayo compactados $e_0 = 0.502$ y HR10%-Sat-I	310
Figura. 7.67	Granulometrías uniformes utilizadas para el desarrollo de ensayos triaxiales a $e_0 = 0.947$	311
Figura. 7.68	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y	313

	axiales plásticas para ensayos triaxiales desarrollados con diferentes granulometrías uniformes a $e_0 = 0.947$	
Figura. 7.69	Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 20-15 mm compactada a $e_0 = 0.947$	314
Figura. 7.70	Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 25-20 mm compactada a $e_0 = 0.947$	314
Figura. 7.71	Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 30-25 mm compactada a $e_0 = 0.947$	314
Figura. 7.72	Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 40-30 mm compactada a $e_0 = 0.947$	314
Figura. 7.73	Variación del volumen específico para las diferentes granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	315
Figura. 7.74	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para las granulometrías uniformes con T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	316
Figura. 7.75	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones críticas para las granulometrías uniformes T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	317
Figura. 7.76	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones máxima $M^*$ en la etapa no saturadas para las granulometrías uniformes con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	317
Figura. 7.77	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las granulometrías uniformes con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	318
Figura. 7.78	Variación de la dilatancia con la deformación axial para las granulometrías uniformes con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	318
Figura. 7.79	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	319
Figura. 7.80	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones, el trabajo plástico y normalizado por p para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	319
Figura. 7.81	Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T40-30 mm a HR10%-Sat-Cort	320
Figura. 7.82	Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T30-25 mm a HR10%-Sat-Cort	321
Figura. 7.83	Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T25-20 mm a HR10%-Sat-Cort	321
Figura. 7.84	Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	322

Figura. 7.85	Granulometrías original y al final de cada ensayo para los tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	323
Figura. 7.86	Granulometrías original y al final de cada ensayo para los tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	323
Figura. 7.87	Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para los tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	323
Figura. 7.88	Variación de los parámetros de Hardín y Marsal para las diferentes granulometrías uniformes con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	324
Figura. 7.89	Granulometrías uniformes utilizadas para el desarrollo de ensayos triaxiales; compactadas a $e_0 = 0.502$	325
Figura. 7.90	Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas para ensayos triaxiales desarrollados con diferentes granulometrías uniformes a $e_0 = 0.502$	326
Figura. 7.91	Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme con tamaños T 20-15 mm compactada a $e_0 = 0.502$	327
Figura. 7.92	Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme con tamaños T 25-20 mm compactada a $e_0 = 0.502$	327
Figura. 7.93	Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme con tamaños T 30-25 mm compactada a $e_0 = 0.502$	327
Figura. 7.94	Variación del volumen específico para las diferentes granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	328
Figura. 7.95	Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para las diferentes granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	329
Figura. 7.96	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones críticas para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	329
Figura. 7.97	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones máxima $M^*$ en la etapa no saturadas para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	330
Figura. 7.98	Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	330
Figura. 7.99	Variación de la dilatancia con la deformación axial para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	331
Figura. 7.100	Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las	331

	granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	
Figura. 7.101	Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p para las granulométricas uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cor.	332
Figura. 7.102	Vectores de deformación plástica para la granulométrica uniforme con tamaños T30-25 mm a HR10%-Sat-Cort	333
Figura. 7.103	Vectores de deformación plástica para la granulometrías uniformes con tamaños T25-20 mm a HR10%-Sat-Cort	333
Figura. 7.104	Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	334
Figura. 7.105	Granulometrías original y al final de cada ensayo para los tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	335
Figura. 7.106	Granulometrías original y al final de cada ensayo para los tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	335
Figura. 7.107	Función de densidad de las granulométricas original y al final de cada ensayo para los tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	335
Figura. 7.108	Variación de los parámetros de Hardín y Marsal para las diferentes granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort	336
Figura. 8.1	Módulos de resiliencia para ensayos a HR10% y HR100% y $\sigma_3=0.1$ MPa	343
Figura. 8.2	Módulos de resiliencia para ensayos a HR10% y HR100% y $\sigma_3=0.3$ MPa	343
Figura. 8.3	Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando, $\sigma_3=0.3$ MPa, tensiones desviadoras estáticas de 0.05 MPa y cíclicas de 0.05 MPa	345
Figura. 8.4	Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando, $\sigma_3=0.3$ MPa, tensiones desviadoras estáticas de 0.1 MPa y cíclicas de 0.05 MPa	345
Figura. 8.5	Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando, $\sigma_3=0.3$ Mpa, tensiones desviadoras estáticas de 0.075 MPa y cíclicas de 0.05 MPa	346
Figura. 8.6	Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Cort, $\sigma_3=0.3$ MPa, tensiones desviadoras estáticas de 0.075 MPa y cíclicas de 0.06 MPa	347
Figura. 8.7	Módulos de resiliencia para ensayos a HR10%-Sat-Inundando y $\sigma_3=0.3$ MPa.	347
Figura. 8.8	Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando, $\sigma_3=0.3$ MPa, y tensiones desviadoras cíclicas de 0.1 MPa	349
Figura. 8.9	Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando, $\sigma_3=0.3$ MPa, y tensiones desviadoras cíclica de 0.14 MPa.	349

Figura. 8.10	Módulos de resiliencia para ensayos a HR10%-Sat-Cort y $\sigma_3=0.3$	350
Figura. 8.11	Comportamiento tensión-deformación para ciclos de humedecimiento y secado a HR10%-Sat-Inundando, $\sigma_3=0.3$ MPa y tensión desviadora cíclica de 0.14 Mpa	352
Figura. 9.1	Curva de retención para el material calizo utilizado en esta experimentación	362
Figura. 9.2	Trayectorias tensión-succión aplicadas en ensayos triaxiales realizando el cambio de succión mediante humedecimiento bajo deformación de corte mantenida	363
Figura. 9.3	Trayectorias tensión-succión aplicadas en ensayos triaxiales realizando el cambio de succión en multietapas	364
Figura. 9.4	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=0.3$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s	366
Figura. 9.5	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=0.5$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s	367
Figura. 9.6	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=1.0$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s	367
Figura. 9.7	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=1.0$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s	368
Figura. 9.8	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=0.2$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s	368
Figura. 9.9	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=0.4$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s	369
Figura. 9.10	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=1.0$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s	369
Figura. 9.11	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=0.6$ MPa y velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s	370
Figura. 9.12	Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR10% y $e_0=0.947$ .	372
Figura. 9.13	Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR100% y $e_0=0.947$ .	372
Figura. 9.14	Pendientes del cambio de la compresibilidad con la succión total y $e_0=0.947$	373
Figura. 9.15	Pendiente de la envolvente de la resistencia en el estado crítico a HR10%, HR100% y $e_0=0.947$	373
Figura. 9.16	Resultados experimentales y numéricos obtenidos en el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=1.0$ MPa y $e_0=0.947$	374
Figura. 9.17	Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR10% y $e_0=0.502$	376

Figura. 9.18	Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR100% y $e_0=0.502$	376
Figura. 9.19	Pendientes del índice de cambio de la compresibilidad con la succión total y $e_0=0.502$	377
Figura. 9.20	Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico a HR10%, HR100% y $e_0=0.502$	377
Figura. 9.21	Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a $\sigma_3=1.0$ MPa y $e_0=0.502$	378
Figura. 10.1	Dilatancia en modelo Cam Clay y Lagioia et al (1995)	383
Figura. 10.2	Dilatancia observada en cuatro ensayos triaxiales desarrollados en 0.1, 0.3, 0.5 y 0.8 MPa en una Humedad relativa constante de HR36% (Chávez, 2004)	384
Figura. 10.3	Ensayos triaxiales desarrollados por Cui y Delage (1996) sobre un limo Jossigny compactado. Medidas de dilatancia para un valor constante de $\eta=1$ . Efecto de la tensión de confinamiento y la succión.	386
Figura. 10.4	Grava caliza ensayada	386
Figura. 10.5	Trayectorias de tensiones y vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica en ensayos triaxiales desarrollados en HR50%	388
Figura. 10.6	. Ensayos triaxiales con succión controlada sobre una grava caliza compactada. HR=50%	389
Figura. 10.7	Ensayos triaxiales con succión controlada sobre una grava caliza compactada para inicialmente HR=10%. La HR fue incrementada a 100% en un estado avanzado de deformación	390
Figura. 10.8	Ensayos triaxiales con succión controlada sobre una grava compactada en HR=50%. Medidas de tensiones y volumen específico durante el corte triaxial	390
Figura. 10.9	. Medidas de dilatancia en ensayos triaxiales sobre una grava caliza compactada en HR=50% (izquierda) y HR10% (HR fue incrementada a 100% en un avanzado estado de deformación) (Derecha)	391
Figura. 10.10	Índice de dilatancia $d$ , vs relación de tensiones, $\eta$ y relación de tensiones normalizada, $\eta/M$ , para la serie de ensayos triaxiales desarrollados sobre una grava caliza compactada	391
Figura. 10.11	Índice de dilatancia $d$ , vs relación de vacíos actuales y tensiones de confinamiento para ensayos triaxiales desarrollados en HR=50%	392
Figura. 10.12	Índice de dilatancia $d$ , vs trabajo plástico normalizado, $W^p/p$ , y tensiones de confinamiento para ensayos triaxiales desarrollados en HR=100% y HR50%	393
Figura. 10.13	Índice de dilatancia, $d$ , vs variable normalizada $\eta \cdot \frac{W^p}{p}$ para ensayos triaxiales desarrollados en HR=50% y HR=10%	393

Figura. 10.14	Comparación de las medidas de dilatancia y predicción a través de la ecuación (10.7) para ensayos triaxiales en HR=100% y HR=50% respectivamente	394
Figura. 10.15	Efecto de la humedad relativa sobre el índice de dilatancia para dos series de ensayos triaxiales ( $\sigma_3 = 0.3$ y 1.0 MPa respectivamente)	394

## Índice de tablas

Tabla 4.1	Propiedades del material calizo.	110
Tabla 4.2	Resistencia a la compresión simple del material.	110
Tabla 4.3	Resistencia a tracción mediante ensayos brasileños.	112
Tabla 4.4	Propiedades de soluciones saturadas (adaptadas de Lide&Frederikse, 1997). Valores de solubilidad posiblemente afectados por cambios en la fase sólida, normalmente de una fase hidratada a otra o de un hidratado al sólido anhídrido	113
Tabla 4.5	Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s	116
Tabla 4.6	Ensayos triaxiales para determinar la variación de la superficie de fluencia a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s	117
Tabla 4.7	Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s	118
Tabla 4.8	Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s	118
Tabla 4.9	Ensayos triaxiales desarrollados en granulometrías paralelas y diferentes relaciones de vacíos iniciales	119
Tabla 4.10	Ensayos edométricos en granulometrías continuas	119
Tabla 4.11	Ensayos edométricos desarrollados en granulometrías paralelas y diferentes relaciones de vacíos iniciales	120
Tabla 4.12	Ensayos triaxiales cíclicos a succión constante y tensión de confinamiento de 0.1 MPa	120
Tabla 4.13	Ensayos triaxiales cíclicos a succión constante y tensión de confinamiento de 0.3 MPa	121
Tabla 4.14	Ensayos triaxiales cíclicos a succión variable para diferentes trayectorias de tensiones estáticas y cíclicas	121
Tabla 4.15	Ensayos triaxiales cíclicos a succión variable y tensión cíclica constante	122
Tabla 4.16	Ensayo triaxial cíclico, sometiendo la muestra a ciclos de carga-descarga y secado- humedecimiento	122
Tabla 5.1	Parámetros del modelo constitutivo de Oldecop y Alonso (2001) determinados del programa experimental desarrollado para el material calizo	158
Tabla 6.1	Resumen de ensayos desarrollados en este apartado a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s, así como su tensión de	164

	confinamiento, trayectoria de succión e índices de Marsal y Hardin	
Tabla 6.2	Resumen de ensayos triaxiales desarrollados bajo deformación de corte mantenida, para diferentes tensiones de confinamiento $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa	189
Tabla 6.3	Resumen de ensayos triaxiales multietapas para diferentes tensiones de confinamiento $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$ y $1.0$ MPa	199
Tabla 6.4	Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para la tensión de confinamiento $\sigma_3 = 0.6$ MPa	211
Tabla 6.5	Resumen de los ángulos de fricción interna para las velocidades de deformación de corte de $0.06$ y $0.105$ mm/s y tensión de confinamiento $\sigma_3 = 0.6$ MPa	213
Tabla 6.6	Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para la tensión de confinamiento $\sigma_3 = 1.0$ MPa	223
Tabla 6.7	Resumen de los ángulos de fricción interna para las velocidades de deformación de corte de $0.04$ y $0.07$ mm/s y tensión de confinamiento $\sigma_3 = 1.0$ MPa	224
Tabla 6.8	Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para determinar la superficie de fluencia a HR50%	237
Tabla 6.9	Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para determinar la superficie de fluencia para HR100%	250
Tabla 7.1	Ensayos edométricos compactados a $e_0 = 0.947$ para las mismas trayectorias de tensiones y succiones	266
Tabla 7.2	Ensayos edométricos compactados a $e_0 = 0.502$ para una misma trayectoria de tensiones y succiones	291
Tabla 7.3	Resumen de ensayos triaxiales compactados a $e_0 = 0.947$ en diferentes granulometrías uniformes para una misma trayectoria de tensiones y succiones	311
Tabla 7.4	Resumen de ángulos de fricción a HR10% y HR100% compactados a $e_0 = 0.947$ para diferentes granulometrías uniformes	315
Tabla 7.5	Resumen de ensayos triaxiales compactados a $e_0 = 0.502$ en diferentes granulométricas uniformes para una misma trayectoria de tensiones y succiones	324
Tabla 7.6	Resumen de ángulos de fricción a HR10% y HR100% compactados a $e_0 = 0.502$ para diferentes granulometrías uniformes	328
Tabla 8.1	Resumen de ensayos triaxiales cíclicos a HR10% y HR100% para $\sigma_3 = 0.1$ MPa variando las tensiones desviadoras estáticas y cíclicas	341
Tabla 8.2	Resumen de ensayos triaxiales cíclicos desarrollados a HR10% y HR100% para $\sigma_3 = 0.3$ MPa variando las tensiones desviadoras estáticas y cíclicas	342
Tabla 8.3	Resumen de ensayos triaxiales cíclicos desarrollados a HR10%-Sat-Cort y $\sigma_3 = 0.3$ MPa	344
Tabla 8.4	Resumen de ensayos triaxiales cíclicos desarrollados a HR10%-	371

Tabla 8.5	Sat-Cort y $\sigma_3=0.3$ MPa Ensayos triaxiales cíclico desarrollado para cuatro ciclos de secado y humedecimiento a HR10%-Sat-Inundando y $\sigma_3=0.3$ MPa	350
Tabla 9.1	Resumen de parámetros del modelo constitutivo de escolleras para ensayos triaxiales realizados en granulometrías continuas	365
Tabla 9.2	Resumen de parámetros del modelo constitutivo de escolleras para ensayos triaxiales realizados en granulometrías discontinuas compactados a $e_0 = 0.947$	371
Tabla 9.3	Resumen de parámetros del modelo constitutivo de escolleras para ensayos triaxiales realizados en granulometrías discontinuas compactados a $e_0 = 0.502$	375
Tabla 10.1.	Parámetros del material calizo	385

## Simbología

$a$	Parámetro del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$a$	Constante del modelo de escolleras
AVEA	Alto valor de entrada de aire
$\alpha_{\psi}$	Pendiente de cambio de compresibilidad
$\alpha$	Parámetro interno que refleja la influencia de la proporcionalidad de la trayectoria de cargas sobre las características de fluencia Yasufuku et al (1991)
$b$	Parámetro proporcional al inverso de la rigidez tangente
$\beta$	Ángulo de los vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica
$\beta^c$	Parámetros constitutivos
$B_g$	Factor de rotura de Marsal
$b_k$	Constante del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$B_p$	Rotura potencial, área delimitada por la granulometría original y la línea vertical del tamiz No. 200
$B_0$	Inverso de la pendiente de la pendiente inicial del parámetro de endurecimiento del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$B_r$	Índice de rotura de Hardin
$B_t$	Rotura total, área delimitada por las curvas granulométricas inicial, final y la línea vertical del tamiz No. 200
$c$	Constante del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$C$	Parámetros experimentales de la ecuación de fluencia de Yasufuku et al. (1991)
Cort	Corte
CMD	Células de medición diametral
$C$	Grados centígrados
$D$	Factor de dilatación
$D_{15(in)}$	Diámetro correspondiente al 15% de retenido inicial de la Ec. de Lee y

	Farhoomand (1967)
$D_{15(\text{fin})}$	Diámetro correspondiente al 15% de retenido final de la Ec. de Lee y Farhoomand (1967)
DPT	Transductor diferencial de presión
Desc	Descarga
$D$	Factor de dilatación
$d\lambda_i$	Funciones del multiplicador plástico
$\partial p'$	Derivada parcial con respecto a las tensiones medias
$\partial q$	Derivada parcial con respecto a la tensión desviadora
$\partial \varepsilon_q$	Derivada parcial con respecto a las deformaciones de corte
$\partial v$	Derivada parcial con respecto al volumen específico
$\delta \varepsilon_p^p$	Incremento de deformaciones volumétricas plásticas
$\delta \varepsilon_q^p$	Incremento de deformaciones de corte plásticas
$\delta W$	Incremento del trabajo plástico
$\delta \varepsilon_p^p / \delta \varepsilon_q^p$	Dilatancia
$\delta \varepsilon_v^p$	Incremento de deformación volumétrica plástica
$\delta \varepsilon_1^p$	Incremento de deformación axial plástica
$\delta \varepsilon_3^p$	Incremento de deformación de confinamiento plástica
$d\lambda$	Derivada de la pendiente diferida en el tiempo
$d\sigma$	Derivada de las tensiones
$\Delta t$	Incremento de tiempo
$\Delta \varepsilon$	Incremento de la deformación
$\Delta \sigma$	Incremento de tensiones
$E$	Módulo de elasticidad
$e$	Relación de vacíos
$e_0$	relación de vacíos inicial
$\varepsilon$	Deformación vertical total
$\varepsilon_a$	Deformación axial
$\varepsilon_a^p$	Deformación axial plástica
$\varepsilon^i$	Componentes de deformación plástica instantánea
$\varepsilon^d$	Componentes de deformación plástica diferida en el tiempo
$e_{cr}$	Relación de vacíos crítica
$\varepsilon_1$	Deformaciones axiales
$\dot{\varepsilon}_a$	Incremento de deformación axial
$E_C$	Energía de entrada durante compresión isótropa
$\varepsilon_r$	Deformación de resiliencia
$E_S$	Energía de entrada durante el corte.
$E_T$	Energía total de entrada por unidad de volumen de espécimen
$\varepsilon_q$	Deformación de corte
$\varepsilon_p$	Deformación volumétrica
$\varepsilon_s^p$	Deformación de corte plástica

$\varepsilon_v$	Deformación volumétrica
$\dot{\varepsilon}_v$	Incremento de deformación volumétrica
$\varepsilon_v^P$	Deformación volumétrica plástica
$\varepsilon_{vF}$	Deformaciones volumétricas en la falla
$\left(\dot{\varepsilon}\right)$	Deformaciones totales
$\left(\dot{\varepsilon}^e\right)$	Deformaciones elásticas
$\left(\dot{\varepsilon}^{vp}\right)$	Deformaciones viscoplásticas
$\varepsilon_v^c$	Componente volumétrica de fluencia
$\varepsilon_v^d$	Componente de fluencia desviadora
$\varepsilon_c$	
$1+e$	Volumen específico
$F$	Superficie de fluencia en la falla
$F_0$	Tensión de referencia
$f_q$	Superficie de fluencia de corte
$\Gamma$	Parámetro del fluido
$\langle\phi(F)\rangle$	Función de flujo definida
$\phi'$	Ángulo de fricción
$\phi'$	Ángulo efectivo Mohr-Coulomb
$\phi'_c$	Ángulo de fricción del estado crítico
$\phi'$	Ángulo en estado crítico de corte a volumen constante
$\phi_{cs}$	
$\varphi$	Ángulo de fricción
$\varphi_m$	Movilización del ángulo de fricción
$\phi_u$	Ángulo de fricción de corrimiento interpartícula
$\varphi_{CV}$	Ángulo de fricción en deformaciones de volumen constante
$\varphi_*$	Ángulo de fricción movilizado a lo largo de un plano
$\phi'_p$	Ángulo pico
$G$	Potencial plástico
$G_i$	Módulo de corte
HR	Humedad relativa
IDM	Mecanismo de deformación instantánea
$I$	Matriz identidad
$I_D$	Densidad relativa inicial
$I_1$	Invariantes de las tensiones
$I_2$	Invariantes de las tensiones
$I_3$	Invariantes de las tensiones
$J_1$	Primer invariante del tensor de tensiones
$J_{2D}$	Segundo invariante del tensor de tensiones desviadoras

$K_{cv}$	Constante del material derivada de consideraciones de disipación de la energía
$K$	Parámetro que normaliza la resistencia pico por la dilatancia
$K$	Módulo de deformación volumétrica elástica
$K_0$	Coefficiente de empuje lateral al reposo
$K$	Modulo volumétrico original
$\kappa_i$	Modulo volumétrico
$k_s$	Porcentaje de ganancia de resistencia debido a la succión del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$\kappa_S$	El coeficiente de rigidez de expansión
$\kappa$	Pendiente de descarga
$\kappa_{\psi}$	Índice de compresión/expansión
$k$	Pendiente de descarga
CSL	Línea de estado crítico
LDTs	Transductor diferencial lineal local
LVDT	Transductor diferencial lineal variable
LCV	Línea de compresión virgen
LFN	Línea de fluencia normal
$\lambda$	Pendiente de la línea de compresión virgen
$\lambda^i$	Pendiente de la relación tensión-deformación en compresión virgen
$(\lambda^i + \lambda^d)$	Pendiente cuando actúan los dos mecanismos del modelo constitutivo de Oldecop y Alonso (2001)
$\lambda_o^d$	Compresibilidad volumétrica para condiciones saturadas
$\lambda^t$	Pendiente de las deformaciones diferidas para succión cero
$M$	Pendiente de la línea de estado crítico
$M_\alpha$	Relación de tensiones para la presión de consolidación
$M_c$	Relación de tensiones críticas
$M_r$	Módulo de resiliencia
$M_p$	Relación de tensiones de pico
$m_{cr}$	Pendiente del estado crítico
$m_{cr}$	Parámetro del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$M_{cr}$	Relación $q/p$ en el estado crítico
$M_{cres}$	$M_{cr}$ para estado saturado del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$M_{seco}$	Relación de tensiones para condiciones no saturadas
$M_{Sat}$	Relación de tensiones para condiciones saturadas
$\mu$	Parámetros constitutivos
$\mu_s$	Coefficiente de fricción
$N$	Parámetro de la ecuación de la superficie de fluencia Yasufuku et al. (1991)
$\eta$	Relación de tensiones
$\eta_{CS}$	Relación de tensiones críticas
$\eta_v$	Coefficiente de viscosidad para la fluencia volumétrica
$\eta_d$	Coefficiente de viscosidad para la fluencia desviadora
OCR	Relación de sobreconsolidación

$OCR_m$	Relación de sobreconsolidación media
$P_{atm}$	Presión atmosférica
$P'$	Relación de tensiones efectivas
$\hat{p}$	Relación de tensiones
$\hat{P}_0$	Presión de preconsolidación
$\hat{p}_0$	Presión de preconsolidación efectiva
$P_c$	Presión de preconsolidación
$P_g$	Presión de gas
$P_l$	Presión de líquido
$P_m$	Tensión media hidrostática
$P_v$	Presión parcial del vapor de agua en el aire
$P_v^0$	Presión de saturación del vapor de agua a la temperatura de referencia
$P_y$	Umbral de tensiones que define el comienzo de la rotura de partículas del modelo constitutivo de Oldecop y Alonso (2001)
$p^*$	Parámetro de endurecimiento de la superficie de fluencia volumétrica
$\pi$	Componente osmótica de la succión
$q_{CS}$	Tensión desviadora crítica
$Q_i$	Funciones del potencial plástico
$Q_q$	Potencial plástico
$q_c$	Tensión desviadora
$R$	Relación de tensiones efectivas
$r$	Variable que normaliza la dilatancia en la Ec. hiperbólica Wood (1990)
$R$	Constante universal de los gases
Sat	Saturado
$S$	Succión matricial
$S_D$	Tensiones de corte máxima
$S_L$	Tensiones de corte constante
$\sigma_L$	Tensión lateral
$(\sigma'_1 / \sigma'_3)$	Relación de tensiones principales efectivas
$\sigma_3$	Tensión de confinamiento
$\sigma_1$	Tensión principal
$\sigma_1 - \sigma_3$	Diferencia de tensiones promedio para cada incremento
$\sigma_c$	Presión de confinamiento final
$\bar{\sigma}_c$	Presión de confinamiento promedio sobre cada incremento
$\sigma_h$	Presión del suelo horizontal efectiva
$\sigma_r$	Tensión radial
$\sigma_v$	Presión del suelo vertical efectiva
$\sigma_v$	Tensión vertical aplicada
$\sigma_y$	Tensiones fluencia clásica

$\sigma_0^*$	Tensiones de fluencia modelo Oldecop y Alonso (2001)
$\sigma_0$	Tensiones de fluencia modelo Oldecop y Alonso (2001)
$\sigma_v$	Tensiones aplicadas
$T$	Temperatura absoluta
TDM	Mecanismo de deformación diferido
$\tau_{oct}$	Tensiones de corte octaédricas
$\theta$	Tensiones volumétricas
$v$	Volumen molar de agua
$v_{cr}$	Volumen específico crítico
$v$	Volumen específico
$\nu$	Relación de poisson
$v_0$	Volumen inicial
$v_{cr}$	Volumen específico en la falla
$w$	Humedad del material
$(w_0)$	Humedad gravimétrica del material
$W^p$	Trabajo plástico
$W_E^p$	Trabajo plástico efectivo
$W_T^p$	Trabajo plástico total
$W_R^p$	Trabajo asociado con la reorganización de partículas
$\chi\psi$	Pendiente de la deformación de colapso
$(w_i)$	Humedad gravimétrica inicial
$y_0$	Parámetro para determinar la posición de la línea de estados críticos del modelo constitutivo de Chávez y Alonso (2003)
$\psi_m$	Parámetro referido al ángulo de dilatación movilizado
$\psi$	parámetro de estado definido por Been y Jefferies, (1985)
$\psi$	Succión total

# CAPITULO 1

## INTRODUCCIÓN

### 1.1 Antecedentes de la investigación

Los materiales granulares están constituidos por diferentes tamaños, dependiendo de su naturaleza geológica de la roca matriz que les dio origen, o de los estados de transporte a los que han sido expuestos. El comportamiento de los materiales granulares en las diferentes obras de ingeniería, tales como presas, puertos, carreteras y vías férreas, depende principalmente de su origen geológico, forma, tamaño, textura, compactación, resistencia, estado de tensiones, y de su humedad.

Terzaghi (1960) sugirió que una posible causa de las grandes deformaciones observadas en los materiales granulares podría ser la rotura de las partículas de la roca en los puntos de los contactos, produciéndose un reacomodo de la estructura granular hacia una posición más estable. Los programas experimentales realizados por Marsal (1973) confirmaron que la causa de las deformaciones de los materiales granulares es la rotura de los contactos o de las partículas altamente tensionadas. Este autor sugirió que los materiales granulares deben tener una granulometría continua, para aumentar el número de puntos de contacto entre partículas, y disminuir la tensión en los contactos.

Sowers et al. (1965) realizaron ensayos de compresión unidimensional sobre muestras de granito, grauvaca y arenisca trituradas con tamaño máximo de 38mm. Estos autores observaron un rápido incremento de la deformación, seguida por un proceso de deformación diferido en el tiempo y (haciendo referencia a ruidos de roturas de partículas), después de la aplicación de cada incremento de carga. El análisis granulométrico de las muestras antes y después de los ensayos demostró que bajo la acción de la carga se produjo rotura de partículas. Estos autores concluyen que una granulometría uniforme (mal graduada), produce un material más compresible con mayor rotura de partículas.

Marsal (1973) llevó a cabo un extenso programa de ensayos de gran tamaño con 27 materiales diferentes. Al inundar las probetas sometidas a compresión unidimensional, observó deformaciones de colapso. Los análisis granulométricos realizados antes y después de cada ensayo mostraron que todos los materiales presentan mayor o menor rotura de partículas bajo los niveles de tensión aplicados. Para cuantificar la rotura de partículas, Marsal definió el factor de rotura de partículas.

La deformación de colapso por inundación ha sido estudiada por numerosos investigadores en ensayos edométricos: Sowers, Williams et al. (1965); Fumagalli (1969); Nobari y Duncan (1972); Marsal (1973); Clements (1981); Veiga-Pinto (1983). La inundación de probetas edométricas produce un brusco aumento de la deformación vertical, similar a los asientos de colapso por inundación registrados en presas, carreteras, vías férreas, y puertos.

Nobari y Duncan (1972) llevaron a cabo un estudio de los factores que influyen en el colapso de los materiales granulares por inundación; determinando que la compresibilidad del material aumenta con la humedad de compactación. Dos probetas del mismo material, una cargada a la humedad inicial y luego inundada bajo tensión constante; la otra inundada y luego cargada a la misma tensión que la primera, alcanzan una deformación final muy similar. La humedad inicial del material, es el factor que más influye sobre la magnitud del colapso por inundación. Un material con granulometría uniforme (mal graduado) tiene colapsos mayores que un material bien graduado. La magnitud de colapso por inundación disminuye con el aumento de la densidad inicial.

Nobari y Duncan (1972) realizaron ensayos de colapso por humedecimiento en células triaxiales. Observaron que la inundación de una probeta inicialmente seca, sometida a un estado de tensión, provocó deformaciones de colapso. Además, en los incrementos de carga posteriores a la inundación, la relación tensión-deformación axial y deformación volumétrica-deformación axial siguieron las tendencias correspondientes a una probeta inundada desde el inicio del ensayo.

Veiga-Pinto (1983) realizó ensayos con consolidación isótropa en materiales de poca resistencia en condiciones saturadas, mostrando el mismo tipo de comportamiento, y observando cómo se intensifica el comportamiento contractivo durante la etapa de corte al aumentar la presión de consolidación. Al aumentar la presión de confinamiento disminuye el módulo tangente inicial de la curva tensión desviadora-deformación axial.

El efecto de la rotura de partículas sobre la resistencia al corte del material es la eliminación gradual de la componente del ángulo de fricción debida a la dilatación (Bolton (1986); McDowell y Bolton (1998)) a medida que se aumenta la tensión de confinamiento. En los ensayos realizados por Marsal y Resendiz (1975), sobre probetas de grava, la relación de tensión desviadora-deformación axial pasa por un pico de resistencia, después del cual el material tiene un comportamiento dilatante. Marachi, Chan et al. (1969) compararon las curvas granulométricas obtenidas al final de cada ensayo triaxial consolidado isótropo y después llevado a la falla por aplicación de desviador, con la obtenida de otra probeta sometida únicamente a consolidación isótropa. La rotura de partículas es mayor durante la aplicación de la tensión desviadora, que en la consolidación isótropa.

Cuanto más grande es la partícula, mayor es la probabilidad que contenga fisuras o imperfecciones, que hacen que la resistencia de la partícula sea menor. Las partículas de roca se obtienen por rotura de bloques, y éstos se rompen por las imperfecciones, que tienden a desaparecer de los granos de menor tamaño aumentando su resistencia. Se asume que el tamaño de la fisura o imperfección crítica está relacionado con el tamaño de la partícula.

Marachi, Chan et al. (1969) demostraron que un material granular que se deforma sólo por deslizamiento entre partículas, no presenta efectos de escala. El efecto de escala lo introduce el mecanismo de rotura de partículas. Por eso cuando la rotura de partículas es una parte significativa del mecanismo de deformación del material, el comportamiento que se observa en el ensayo de un material a escala, difiere del comportamiento del material ideal. Un correcto procedimiento de cambio de escala para los resultados experimentales representativos del material real, debería tener en cuenta dicho efecto.

Esto es difícil de hacer porque en la deformación de los materiales granulares se disipa energía tanto en la fractura de las partículas, como en el deslizamiento entre partículas. El grado de influencia del efecto de escala introducido por la fractura, depende de la proporción entre la energía disipada por uno y otro mecanismo, que depende de las características propias de cada material.

Tanto las deformaciones diferidas observadas en muchas estructuras de materiales granulares, como los fenómenos de colapso por cambios de humedad, están asociados a rotura de partículas que ocurren de forma local en los contactos donde las tensiones son muy elevadas o roturas diametrales. Está demostrado que el agua tiene una importante influencia en el mecanismo de rotura y por consiguiente en el comportamiento mecánico de los materiales granulares de partículas gruesas.

En el Departamento de Ingeniería del Terreno de la UPC se inició el estudio de los materiales granulares de partículas gruesas con técnicas de control de succión (Oldecop (2000); Oldecop. y Alonso. (2001); Chávez y Alonso (2003); Chávez (2004)). Estos autores estudiaron y caracterizaron el comportamiento de una pizarra (pizarra de Pancrudo) en condiciones triaxiales y edométricas, aplicando la técnica de equilibrio de vapor para el control de la succión. Determinaron la resistencia al corte y la compresibilidad a diferentes humedades relativas. De esta caracterización surgieron dos modelos constitutivos elastoplásticos, que estudian la compresibilidad y la resistencia al corte teniendo en cuenta la influencia de la succión.

En base a estos antecedentes, esta Tesis estudia y caracteriza el comportamiento de un material granular calizo, de alta resistencia y baja porosidad. Este material se utiliza comúnmente en la fabricación de hormigones e infraestructuras viales, que actualmente se están construyendo en Barcelona. En este estudio se desarrolló una campaña experimental de ensayos triaxiales y edométricos partiendo de las mismas variables (granulometrías, energía de compactación y técnicas de aplicación de succión) utilizadas en el material de pizarra de la Pancrudo. Se determinaron los parámetros de los modelos constitutivos de Oldecop y Alonso (2001) y Chávez y Alonso (2003), validando dichos modelos sobre la influencia de la succión en un material de baja porosidad y alta resistencia. Con ello se obtiene una referencia de comparación sobre la influencia de la succión en dos materiales granulares gruesos con propiedades mecánicas diferentes. De este modo se reproduce de una manera real las condiciones ambientales sobre las obras (acción del agua en el llenado de una presa, después de una lluvia en un pedraplén, por las filtraciones de agua de lluvia en las capas granulares de balasto en las vías férreas o en los pavimentos de las autopistas y por la variación del nivel de agua en los bordes de protección en los ríos).

## 1.2 Objetivos y metodología

El objetivo general del trabajo de Tesis, que sigue una metodología experimental, se enfoca dentro de los siguientes aspectos:

- Estudiar el comportamiento tensión-deformación de un material granular de baja porosidad y alta dureza bajo trayectorias edométricas y triaxiales con control de succión.
- Determinar la influencia de los diferentes factores que afectan la compresibilidad y la resistencia al corte del material granular estudiado: a) granulometría, b) densidad, c) velocidad de deformaciones de corte d) trayectorias de tensiones seguidas
- Estudiar el comportamiento del material frente a ciclos de tensión desviadora con control de la succión
- Determinar los parámetros de los modelos constitutivos de Oldecop y Alonso (2001) y Chávez y Alonso (2003), validando dichos modelos sobre la influencia de la succión en un material de baja porosidad y alta resistencia.
- Simular algunos ensayos triaxiales a succión constante y variable utilizando el código de elementos finitos CODE\_BRIGHT actualizado con los modelos constitutivos propuestos por Alonso et al. (2005). Este código resuelve simultáneamente en una manera monolítica, las ecuaciones de balance de calor, flujo de agua y aire; así como las ecuaciones de equilibrio mecánico.

Para realizar este estudio se hicieron algunas mejoras, y actualizaciones de los equipos ya existentes, que fueron desarrollados en las Tesis Doctorales de Oldecop (2000) y Chávez (2004).

El estudio experimental consistió en la realización de ensayos triaxiales (estáticos y dinámicos) y edométricos bajo diferentes trayectorias de tensiones y succiones. Estos ensayos permiten determinar la superficie de fluencia para condiciones secas y saturadas, así como estudiar el efecto de la velocidad de deformación de corte.

## 1.3 Resumen del contenido

La Tesis consta de 11 capítulos en los cuales se presenta el desarrollo de los estudios experimentales y la modelación de algunos resultados obtenidos sobre el material calizo. En el primer capítulo se da una introducción de los antecedentes existente en los materiales granulares; y se definen los objetivos principales de la Tesis.

En el capítulo 2 se presenta el estado del conocimiento, sobre el comportamiento y la modelación de materiales granulares, incluyendo una descripción detallada de los estudios experimentales y los modelos constitutivos desarrollados en el Departamento de Ingeniería del Terreno (UPC). La experimentación desarrollada requiere de equipos

especiales que reproduzcan de una manera real las condiciones de carga y ambientales sobre los materiales; por lo que en el capítulo 3 se presenta una descripción detallada de los equipos y las técnicas experimentales utilizadas en esta investigación.

Los materiales granulares presentan gran diversidad en su comportamiento, el cual está influenciado por sus características de los tamaños de las partículas, forma, densidad, resistencia, y principalmente, por la influencia de la humedad. En el capítulo 4 se presentan algunas de estas propiedades.

En el capítulo 5 se presentan una serie de ensayos edométricos en donde se desarrollan varias trayectorias de tensiones y succiones sobre una curva granulométrica continua, compactada a una energía de compactación Proctor estándar. En estas trayectorias se analizó la influencia de la succión sobre la compresibilidad del material.

Otra aspecto importante de los materiales granulares es la influencia de la succión sobre la resistencia al corte. En el capítulo 6 se presentan los ensayos triaxiales a succión constante (HR50% y HR100%) y a succión variable (cambios de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida y cambios de succión en multietapas). También se presentan los ensayos a diferentes velocidades de deformación de corte bajo diferentes condiciones de succión, así como los ensayos diseñados para determinar la superficie de fluencia en condiciones secas y saturadas.

En el capítulo 7 se estudia el comportamiento triaxial y edométrico del material calizo con distintas granulometrías discontinuas, y compactados a densidades diferentes. La compresibilidad del material y la resistencia al corte se afecta por la uniformidad de las partículas, la densidad y los cambios de succión. Las líneas de compresión virgen, el coeficiente de empuje lateral al reposo, el ángulo de fricción y la dilatancia dependen directamente de las granulometrías utilizadas, la densidad del material y de la succión aplicada en las probetas. La rotura de partículas se incrementa con la uniformidad en las granulometrías y la reducción de la succión.

En el capítulo 8 se presentan los resultados de los ensayos triaxiales cíclicos para diferentes trayectorias de tensiones, indicando las deformaciones plásticas acumuladas y los módulos de resiliencia. La deformación resiliente disminuye ligeramente a medida que las probetas se van densificando a una humedad relativa constante, con un incremento del módulo de resiliencia. Después de un cierto nivel de deformación, la succión se reduce a cero, resultando en una disminución del módulo de resiliencia.

Los resultados experimentales de los ensayos desarrollados en el capítulo 6 y 7 fueron modelados con el programa de elementos finitos CODE\_BRIGHT, el cual utiliza un planteamiento viscoelastoplástico del modelo constitutivo de escolleras, que es una extensión para condiciones triaxiales del modelo de Oldecop y Alonso (2001). El código reproduce satisfactoriamente la relación tensión-deformación para los ensayos a succión constante y variable; explicando en gran medida la pérdida de resistencia por el fenómeno de colapso debido a la reducción de la succión.

El material calizo utilizado en esta investigación presenta un comportamiento dilatante muy característico para diferentes tensiones de confinamiento. En el capítulo 10 se da una explicación bastante amplia de la dilatancia, en donde se introduce el trabajo

plástico de entrada para relacionarlo con la dilatación desarrollada por el material a diferentes tensiones de confinamiento.

Las conclusiones se presentan en el capítulo 11; así como las futuras líneas de investigación a desarrollar.

## 1.4 Referencias

- Alonso, E. E., S. Olivella, et al. (2005). "A review of Beliche Dam." *Géotechnique* **55**(4): 267-285.
- Bolton, M. D. (1986). "The strength and dilatancy of sands." *Géotechnique* **36**(1): 65-78.
- Clements, R. P. (1981). The deformation of rockfill: inter-particle behaviour, bulk properties and behaviour in dams. PhD. Thesis, Faculty of Engineering, King's College. London University.
- Chávez, C. and E. E. Alonso (2003). "A Constitutive model for crushed granular aggregates which includes suction effects." *Soils and Foundations* **43**(4): 215-227.
- Chávez, N. C. (2004). Estudio del comportamiento triaxial de materiales granulares de tamaño medio; con énfasis en la influencia de la succión. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno, Cartografía y Geofísica. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Fumagalli, E. (1969). "Test on cohesionless materials for rockfill dams." *J. Soil Mech. Fdn. Engng, ASCE*, **95**, SM1, 313-330.
- Lee, I. K. (1991). The mechanical behaviour of compacted decomposed granite soil. PhD. thesis. London, City University.
- Marachi, N. D., Chan, C. K., et al. (1969). Strength and deformation characteristics of rockfill materials. Department of Civil Engineering, Report No. TE-69-5, Univ. of California. Berkeley, Calif.
- Marsal, R. J. (1973). Mechanical properties of rockfill. Embankment Dam Engineering. Casagrande Volume. Hirschfeld, R. C. y Poulos, S. J., eds., John Wiley & Sons.
- Marsal, R. J. and D. Resendiz (1975). Presas de tierra y enrocamiento. Limusa, Mexico.
- McDowell, G. R. and Bolton M. D. (1998). "On the micromechanics of crushable aggregates." *Géotechnique* **48**(5): 667-679.
- Nobari, E. S. and Duncan J. M. (1972). Effect of reservoir filling on stresses and movements in earth and rockfill dams. Department of Civil Engineering, Report No. TE-72-1. Univ. of California. Berkeley, Calif.
- Oldecop, L. (2000). Compresibilidad de escolleras influencia de la humedad. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Oldecop, L. A. and E. E. Alonso (2001). "A model for rockfill compressibility" *Géotechnique* **51**(2): 127-139.
- Olivella, S., J. Carrera, et al. (1994). "Non-isothermal multiphase flow of brine and gas through saline media." *Transp. Porous Media* **15**(3): 271-293.
- Olivella, S., A. Gens, et al. (1996). "Numerical formulation for simulador (CODE\_BRIGHT) for coupled analysis of saline media." *Engng Comput.* **13**(7): 87-112.

- Penman, A. D. (1992). Rockfill for embankment dams. Raúl J. Marsal Volume, E. Ovando, G. Auvinet, W. Paniagua y J. Díaz, Sociedad Mexicana de Mecánica de Suelos, A. C., 303-327.
- Sowers, G. F., Williams, R. C., et al. (1965). Compressibility of broken rock and settlement of rockfills. Proc. 6th ICSMFE, Montreal, 561-565.
- Terzaghi, K. (1960). "Discussion on Salt Springs and Lower Bear River dams." Trans. ASCE **125**(2): 139-148.
- Veiga-Pinto, A. A. (1983). Previsão do comportamento estrutural de barragens de enrocamento. PhD thesis. Laboratório Nacional de Engenharia Civil. Lisbon.



## CAPITULO 2

### ESTADO DEL CONOCIMIENTO

#### 2.1 Introducción

En los materiales granulares sujetos a la acción de las cargas y a las variaciones de la humedad se produce rotura de sus agregados, como consecuencia de la acción del agua y del nivel de tensiones aplicados; teniendo un aumento de la contractancia y una disminución de la dilatancia. Si en estos materiales se incrementa la presión de confinamiento, existe un punto en donde la dilatancia desaparece, debido a que los agregados se fracturan, porque se han superado las fuerzas de rozamiento y la resistencia individual del material. Las tensiones desarrolladas en los puntos de contacto de las partículas son muy altas, debido a que el área de contacto es pequeña, por lo que se genera la rotura del material. En general un aumento en el contenido de la humedad, genera una disminución de volumen y de la resistencia al corte del material (Marsal (1967); Marachi, Chan et al. (1969); Nobari y Duncan (1972); Veiga-Pinto (1983); Indraratna, Wijewardena et al. (1993); Coop y Lee (1995); Yamamuro y Lade (1996); Lade, Yamamuro et al. (1996); McDowell y Bolton. (1998); Oldecop y Alonso (2001); Chávez y Alonso (2003); Varadarajan, Sharma et al. (2003)).

#### 2.2 Comportamiento de los materiales granulares ante tensiones elevadas

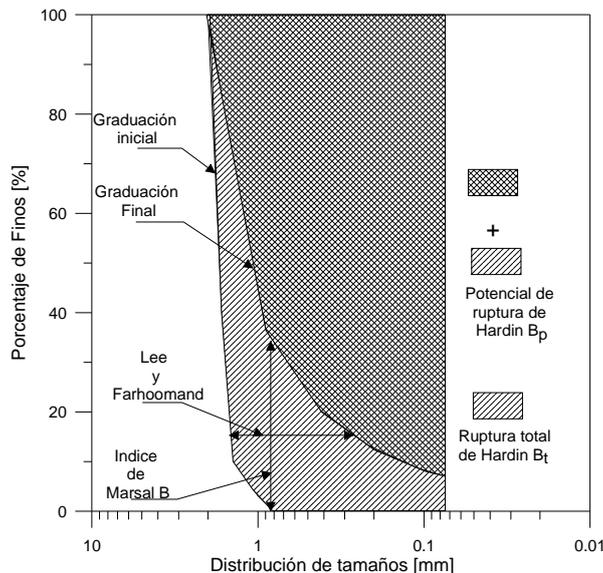
Las propiedades ingenieriles de los materiales granulares, como el comportamiento tensión-deformación, resistencia, cambio de volumen, desarrollo de presión de poro y variación de la permeabilidad, depende de la integridad de las partículas o de la cantidad de partículas trituradas que ocurre, debido a cambios de tensiones. Por lo tanto, es importante identificar y cuantificar los efectos de rotura de partículas. Los efectos de rotura de partículas sobre el comportamiento tensión-deformación y resistencia ha sido presentado para condiciones drenadas y no drenadas en ensayos triaxiales de compresión y extensión. Yamamuro y Lade (1996), Lade y Yamamuro (1996) los cuales realizaron un estudio de las medidas empleadas en la cuantificación de la rotura de partículas.

La altura de las presas de tierras, sujetas a importantes magnitudes de tensiones, dan como resultando cambios significantes en la curva granulométrica original del suelo. Este cambio es el resultado de rotura de partículas y afecta la permeabilidad del suelo en la presa.

Todas las investigaciones involucran ensayos de suelos arriba de presiones geotécnicas normales, que dan como resultado rotura de partículas considerables (Terzaghi y Peck (1948), Marsal (1967), Lee y Farhoomand (1967), Lee y Seed (1967), Marachi, Chan et al. (1969), Hardin (1985), Yamamuro (1993)). La rotura de partículas puede ocurrir a bajas presiones. Esto depende sobre el carácter individual de los granos del suelo. Varios factores de rotura de partículas han sido propuestos ha cuantificar la cantidad de rotura. Los índices mas usados son los desarrollados por Marsal (1967), Lee and Farhoomand (1967), y Hardin (1985).

Marsal (1967) desarrollo sus medidas de rotura de partículas en conexión con el diseño y construcción de presas de tierra y enrocados. Mientras desarrollo ensayos de compresión triaxial a gran escala, determinó significantes cantidades de rotura de partículas. Desarrolló un índice de rotura,  $B_g$ , que cuantifica esta rotura. Su método incluye el cambio en tamaño de partículas individuales entre la distribución de tamaños de granos inicial y final. La diferencia en el porcentaje retenido es calculada para cada tamiz. Esta diferencia debería ser positiva o negativa. El factor de rotura de Marsal,  $B_g$ , es la suma de la diferencia teniendo el mismo signo. Esto es representado en la Fig. 2.1. El límite bajo del índice de Marsal es 0% y el limite alto 100%.

Lee y Farhoomand (1967) desarrollaron sus medidas de rotura de partículas, mientras investigaban materiales de filtro para presas de tierra. Ellos desarrollaron una serie de ensayos isotropos y de carga sobre arenas, a estudiar la rotura de partículas, y propusieron un factor de rotura, expresando el cambio en un simple diámetro de partículas, sabiendo que corresponde a 15% de finos o a la curva de distribución de tamaños antes y después del ensayo. Este tamaño de grano fue elegido porque el filtro de grava de drenaje requerido comúnmente, basado sobre este tamaño de partícula. Esta medida de rotura de partícula fue expresada como la relación  $D_{15(\text{inicial})}/D_{15(\text{final})}$ . Los limites bajos de esta relación es unitaria y no hay limite máximo.



**Figura. 2.1 Definiciones de factores de rotura de partículas propuestos por Marsal (1967), Lee y Farhoomand (1967), y Hardin (1985)**

Hardin (1985) baso sus medidas de rotura de partículas sobre cambios en el tamaño original de distribución de partículas. El definió dos cantidades diferentes. La rotura potencial  $B_p$ , es definido como el área entre la curva de distribución de tamaños original y la malla numero 200. Como mostrado en la Fig.2.1. El potencial de rotura representa el cambio total posible en graduación obtenida, si cada grano es roto de su tamaño original a partículas menores que el tamiz numero 200. Hardin limito el tamaño menor de grano, al tamiz numero 200, porque había una cantidad limitada de rotura debajo de este tamaño. El es más difícil de obtener de la distribución de tamaños de partículas bajo este tamaño de partícula usando un análisis de tamizado estándar. La rotura total  $B_t$  es definida como el área entre la curva de distribución de tamaño de granos original y la curva final de distribución de tamaño de granos como mostrada en la Fig.2.1. Hardin definió la rotura relativa,  $B_r$ , como la relación de rotura total dividida por la rotura

potencial; por lo que  $B_r = (B_v/B_p)$ . La rotura relativa tiene un límite bajo de cero y teóricamente un límite superior de la unidad.

### 2.2.1 Rotura de partículas. Efecto de las cargas

Hay varios factores que afectan la cantidad de rotura de partículas en un suelo (Lee and Farhoomand (1967), Hardin (1985)), la cantidad de rotura de partículas esta afectada por el nivel de tensiones (próximo a la falla), la magnitud de las tensiones y la trayectoria de tensiones. Grandes cantidades de rotura de partículas son generalizadas cuando el nivel de tensiones es alto y cuando grandes cantidades de deformaciones ocurren en regiones de altas magnitudes de tensiones. La cantidad de rotura de partículas es también una función del tiempo. Bajo un constante estado de tensiones de suficiente magnitud, la rotura de partículas continúa con el tiempo, pero en decreciente índice. Este efecto del tiempo muestra una subida externa como el creep de los suelos, como presentaron y discutieron en detalle Yamamuro y Lade (1996).

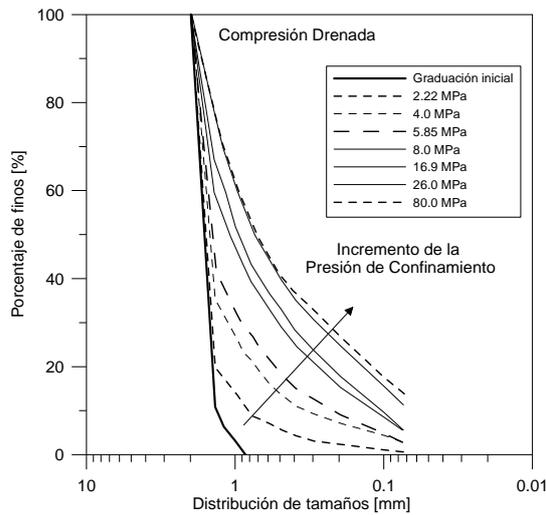
Como el tamaño de partículas se incrementa, la trituración de partículas también se incrementa. Esto es debido a que las partículas grandes presentan más flujo o defectos, y ellas tienen una alta probabilidad de presentar defectos en las partículas que romperían. Las partículas pequeñas son generalmente creadas de fracturación de partículas grandes, debido a estos defectos. Como los procesos de rotura continúan, hay menos defectos en la subdivisión de partículas. Por eso las partículas similares son menos probables que se fracturen, cuando se hacen pequeñas. La creciente angularidad de las partículas incrementa su rotura.

Los suelos bien graduados no rompen tal fácil como los suelos uniformes. Como la densidad relativa se incrementa, la cantidad de rotura de partículas disminuye.

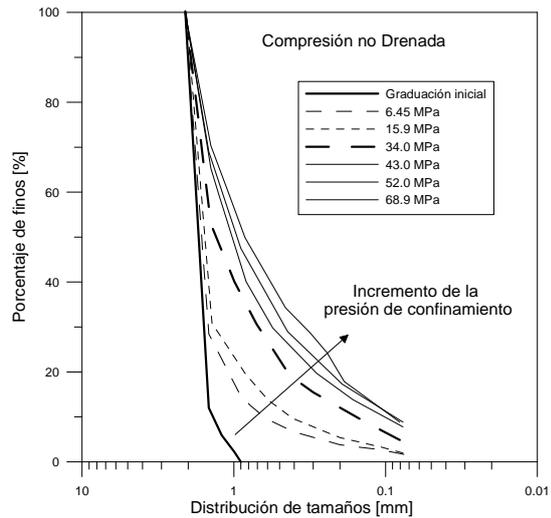
Aumentando la dureza de los minerales, decrece la cantidad de trituración de partículas. Las partículas de materiales duros o fuertes muestran poca cantidad de rotura para un nivel de tensiones dado.

La introducción de agua dentro de una recolección de partículas susceptibles, como el llenado de una presa de materiales granulares por primera vez, causa rotura en sus partículas por lo que es importante estudiar esta problemática haciendo variar gradualmente el efecto de la humedad reproduciendo las variaciones de las condiciones ambientales.

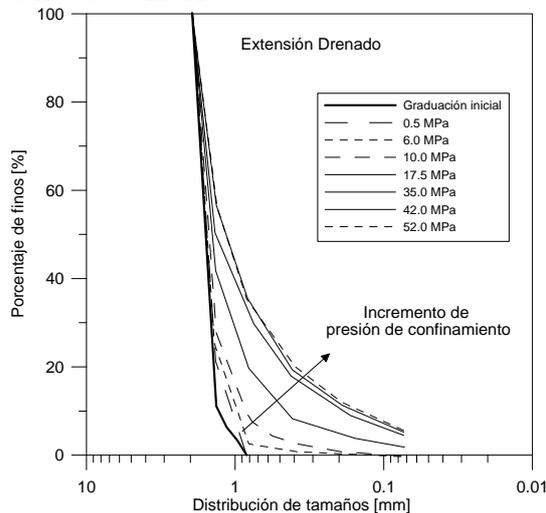
Ensayos triaxiales a altas tensiones sobre una arena densa de Cambria (presiones de confinamiento de 0.5 a 70 MPa ) han sido desarrolladas y los resultados han sido presentados (Yamamuro (1993), Yamamuro and Lade (1996), Lade, Yamamuro et al. (1996)). Ellos incluyeron ensayos triaxiales drenados y no drenados de compresión y extensión. Después de ensayados los especímenes fueron recuperados, y análisis de tamizado fueron desarrollados sobre el suelo seco a evaluar la distribución de tamaño de grano después del corte. Los resultados de algunos análisis de tamizado son mostrados en la Fig. 2.2(a), 2.2(b), 2.2(c), y 2.2(d). El patrón regular de las curvas indica el comportamiento consistente. Las curvas de tamizado no se cruzan unas con otras, ello indica un bajo nivel de dispersión en los datos. Puede concluirse de la Fig. (2.2) que la trituración de partículas se incrementa con un incremento inicial en la presión de confinamiento. El desplazamiento de toda la graduación hacia una condición mejor graduada después del corte. Para una similar presión de confinamiento efectiva inicial, los ensayos drenados parecen producir más trituración de partículas que los ensayos no drenados.



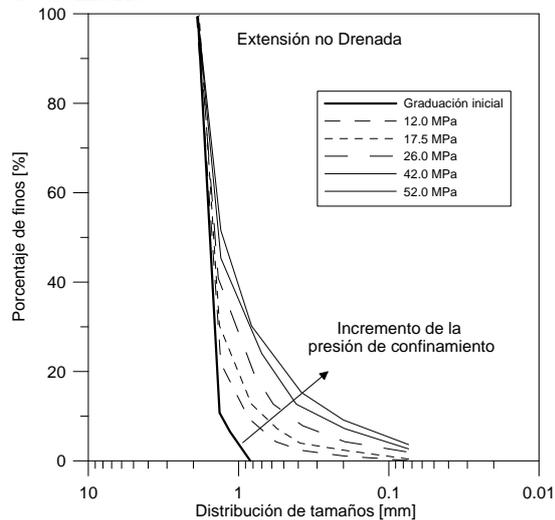
**Figura. 2.2(a) Curvas de distribución de tamaños para ensayos de compresión triaxial drenados a altas presiones variando la presión de confinamiento sobre una arena densa de Cambria**



**Figura. 2.2(b) Curvas de distribución de tamaños para ensayos de compresión triaxial no drenados a altas presiones variando la presión de confinamiento inicial sobre una arena densa de Cambria**



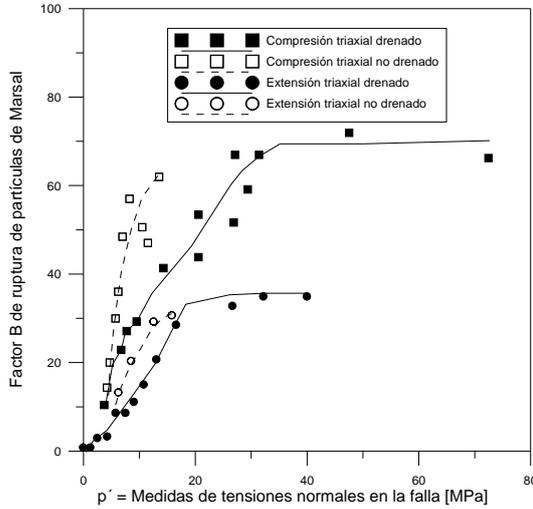
**Figura. 2.2(c) Curvas de distribución de tamaños para ensayos de extensión drenados a altas presiones variando la presión de confinamiento sobre una arena densa de Cambria**



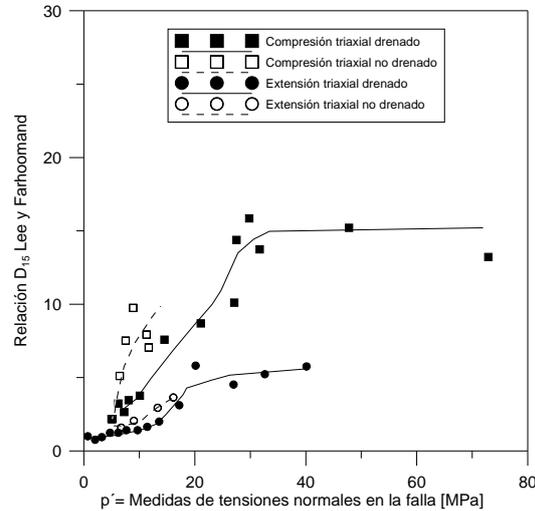
**Figura. 2.2(d) Curvas de distribución de tamaños para ensayos triaxiales en extensión no drenados a altas presiones variando la presión de confinamiento inicial sobre una arena densa de Cambria**

En la Fig. (2.3) y Fig. (2.4) se muestra el factor de rotura de partículas de Marsal, Lee y Farhoomand; dibujado contra las tensiones normales efectivas en la falla, para los diferentes tipos de ensayos, sobre una arena densa de Cambria. El diagrama indica que la trituración de las partículas se incrementa con un incremento en la medida de las tensiones normales en la falla, en cada tipo de ensayo. La rotura de partículas también parece ser más grande en ensayos de compresión que en ensayos de extensión, para ensayos en la misma medida de tensiones normales en la falla. Esto puede ser porque las tensiones y deformaciones son más pequeñas en extensión que en compresión (Yamamuro and Lade (1996), Lade, Yamamuro et al. (1996)). La Fig. (2.3) y (2.4) muestran claramente que la cantidad de partículas trituradas, se reduce en ensayos de compresión drenada y extensión, en altas medidas de tensiones normales en la falla. El factor de rotura de partículas se hizo constante en altas presiones. De esta manera para cada tipo de ensayo la curva de distribución de tamaño de granos parece estar

aproximada a la que podría ser considerada como una curva de densidad practica máxima para la arena de cambria. Como la cantidad de trituración de partículas se acerca a esos limites, los espacios de los vacíos son muy disminuidos y las partículas individuales son empacadas tan ajustadamente y apoyadas por bastantes puntos de contacto, que las partículas rompen esencialmente en altas presiones de confinamiento.



**Figura. (2.3) Factor de rotura de partículas de Marsal, B, relacionado a  $p_f^f$  para ensayos triaxiales de compresión y extensión sobre una arena densa de Cambria**



**Figura. (2.4) Factor de rotura de partículas de Lee y Farhoomand,  $D_{15}$ , relacionado a  $p_f^f$  para ensayos triaxiales de compresión y extensión sobre una arena densa de cambria**

### 2.2.2 Rotura de partículas. Aspectos energéticos

Ha sido determinado la correlación entre la trituración de partículas y las medidas de tensiones normales en la falla, como la relación de vacíos en la falla no fue totalmente satisfactoria. Sin embargo, ha sido demostrado que incrementos en presión de confinamiento y también de corte de los suelos a grandes tensiones y nivel de deformaciones, incrementan la cantidad de rotura de partículas. Con esto en mente, la magnitud de la energía total de entrada por unidad de volumen del espécimen durante el ensayo, debería ser vista como un parámetro más adecuado a usar, para correlacionar con la rotura de partículas. La razón para esto es basado sobre el cálculo de la energía incorporando la magnitud de las tensiones y las deformaciones, ambos el cual mucho afecta la cantidad de trituración de partículas. Una forma de este tipo de correlación fue propuesta por Miura and O-hara (1979). Sin embargo, ellos propusieron usando el trabajo plástico en lugar de la energía total de entrada. Ellos extrajeron la energía elástica de la energía total obteniendo el trabajo plástico. La cantidad de energía elástica presente en especímenes con la trituración de partículas es significativa. Es muy pequeña cuando comparada a la magnitud del trabajo plástico. Consecuentemente hay una pequeña diferencia entre el trabajo total y el trabajo plástico, y el uso de la energía total de entrada simplifica el procedimiento de cálculo considerablemente. La cantidad total de energía de entrada por unidad de volumen del espécimen durante un ensayo triaxial, es la suma de la energía de entrada durante la compresión isótropa y la fases de corte.

$$E_T = E_C + E_S \tag{2.1}$$

En el cual  $E_T$  = energía total de entrada por unidad de volumen de espécimen;  $E_C$  = energía de entrada durante compresión isotrópica; y  $E_S$  = energía de entrada durante el corte.

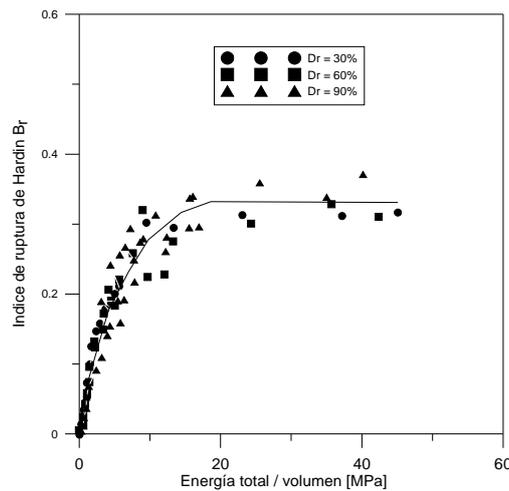
Durante la compresión isotrópica la cantidad de entrada de energía es creada por el incremento en la presión de confinamiento, resultando en deformación volumétrica. Durante el corte drenado la energía de entrada es generalizada en dos componentes: (1) la presión de confinamiento da como resultado las deformaciones volumétricas; y (2) las diferencias de tensiones da como resultado las deformaciones axiales como las mostradas en la siguiente:

$$E_T = \sum_{SOT}^{BOS} \bar{\sigma}_c \cdot \dot{\varepsilon}_V + \left[ \sum_{BOS}^{EOS} (\sigma_1 - \sigma_3) \cdot \dot{\varepsilon}_a + \sum_{BOS}^{EOS} \bar{\sigma}_c \cdot \dot{\varepsilon}_V \right] \quad (2.2)$$

En el cual  $\sigma_c$  = presión de confinamiento final;  $\bar{\sigma}_c$  = presión de confinamiento promedio sobre cada incremento;  $\dot{\varepsilon}_V$  = incremento de deformación volumétrica;

$\sigma_1 - \sigma_3$  = diferencia de tensiones promedio para cada incremento;  $\dot{\varepsilon}_a$  = incremento de deformación axial;  $SOT$  = inicio del ensayo;  $EOS$  = final del corte; y  $BOS$  = comienzo del corte.

Los factores de rotura de partículas de Hardin (1985) son dibujados contra la energía total de entrada y mostrado en la Fig. 2.5. La energía total y los factores de rotura fueron calculados para los ensayos sobre la arena de cambria para tres diferentes densidades iniciales (Yamamuro (1993), Yamamuro and Lade (1996), Lade, Yamamuro et al. (1996), Lade and Yamamuro (1996). La correlación de parámetros de rotura con la energía total de entrada es excelente, y parece relacionarse a todos los tipos de ensayos en una única curva.

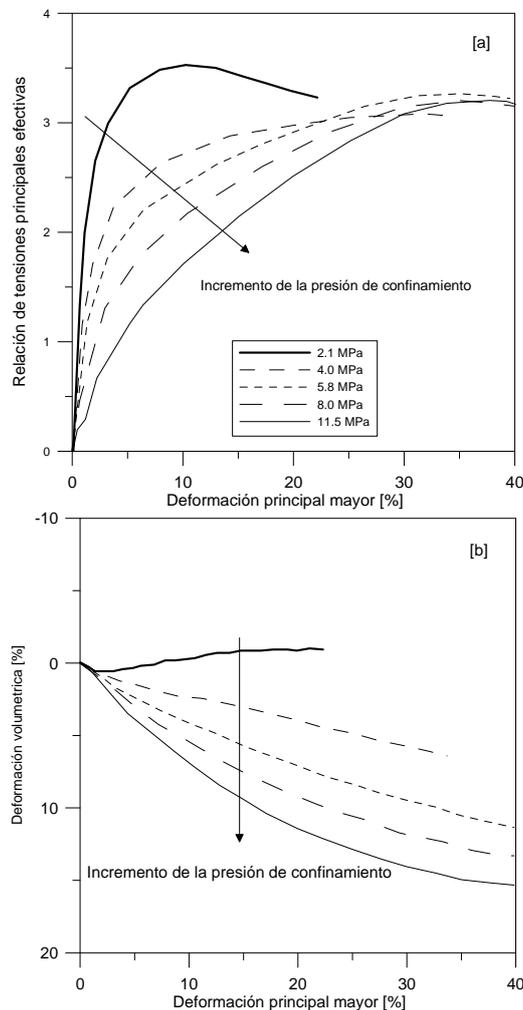


**Figura. 2.5** Factor de rotura de partículas de Hardin,  $B_r$ , relacionado a la energía total para ensayos triaxiales de compresión y extensión drenados y no drenados sobre tres diferentes densidades de la arena de Cambria

### 2.3 Compresibilidad ante diferentes trayectorias tensionales

Una serie de ensayos de compresión triaxial drenados fueron desarrollados sobre una arena densa de cambria, en varias presiones de confinamiento entre 2.1 y 52 MPa, a establecer la forma de falla drenada desarrollada en compresión, sobre un rango amplio de presiones de confinamiento, y a observar el comportamiento total y cambio de volumen en compresión triaxial.

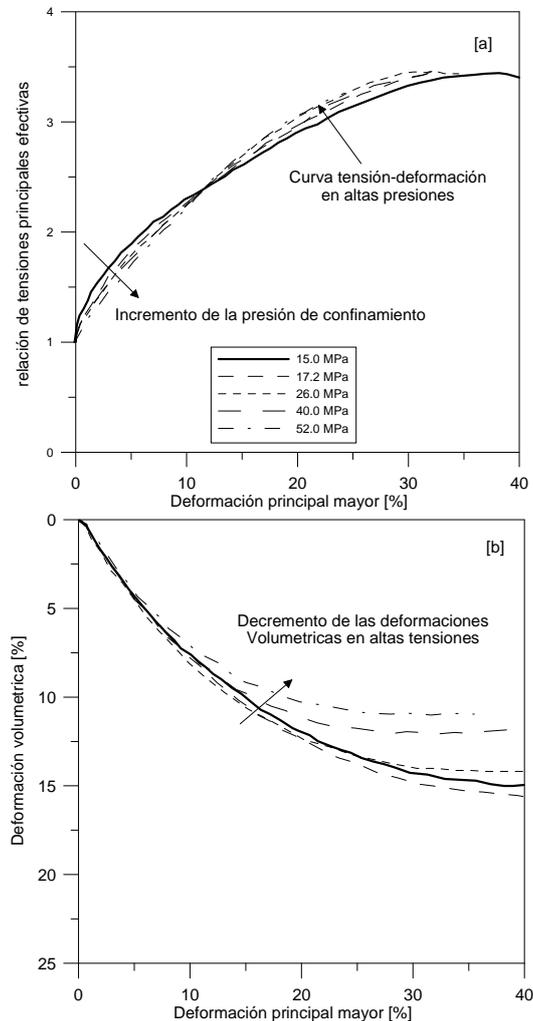
La Fig. 2.6(a) y 2.7(a) muestran la compresión normalizada de las características tensión-deformación de la arena densa de cambria para las presiones de confinamiento mostradas. La relación de tensiones principales efectivas ( $\sigma'_1 / \sigma'_3$ ) son dibujadas contra las deformaciones axiales  $\epsilon_1$ . La relación de tensiones principales efectivas es usada por lo tanto que la variación en la forma de las curvas tensión-deformación pueden ser examinadas convenientemente, sobre el amplio rango de presión de confinamiento empleado en este estudio.



**Figura. 2.6** Ensayos de compresión entre presiones de confinamiento de 2.1 y 11.5 MPa para una arena densa de Cambria: (a) relación de tensiones principales efectivas; y (b) relación de deformaciones volumétricas

Esta representación de las curvas tensión deformación es diferente de la verdadera curva tensión deformación, porque la normalización por la menor tensión principal efectiva crea pendientes iniciales con el incremento de la presión de confinamiento, más que el creciente modulo inicial que las verdaderas curvas tensión-deformación deberían

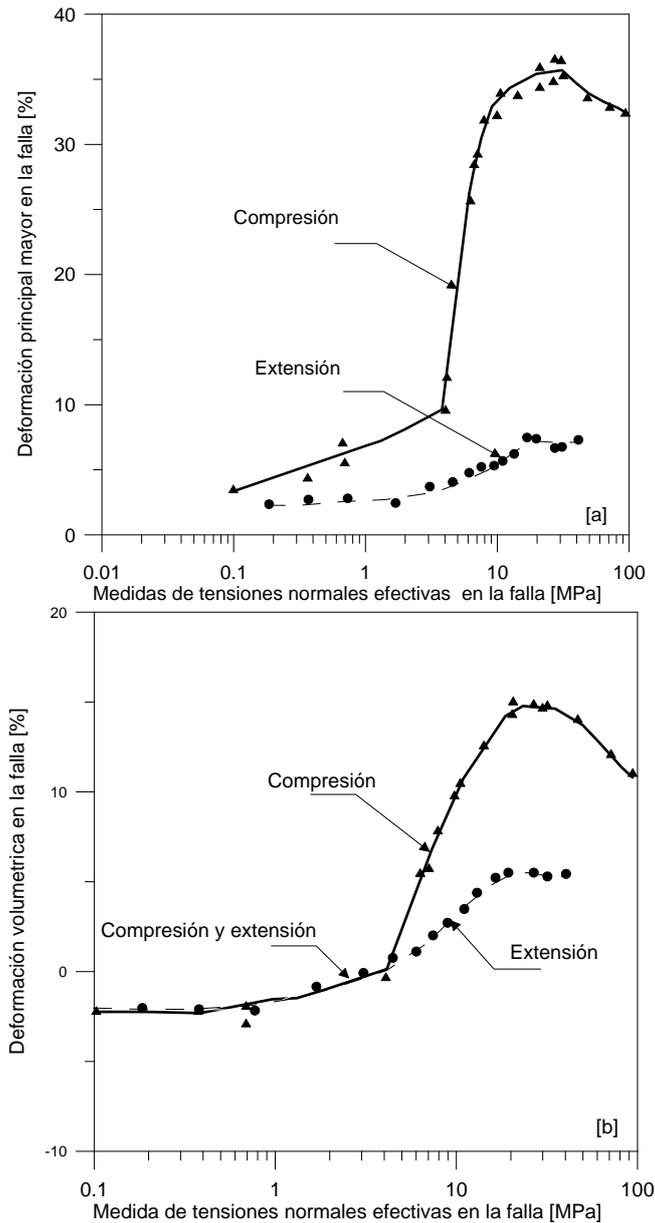
indicar. Las deformaciones volumétricas para los mismos ensayos son dados en las Figs. 2.6(b) y 2.7(b) para la arena densa de cambria. La deformación axial en la falla es la menor de todos los ensayos, y la deformación volumétrica (Fig. 2.6(b)) son las mas dilatantes.



**Figura. 2.7** Ensayos de compresión entre presiones de confinamiento de 15.0 y 52.0 MPa para arena densa de Cambria: (a) relación de tensiones principales efectivas ; (b) relación de deformaciones volumétricas

### 2.3.1 Estados de rotura

La deformación principal mayor en la falla  $\epsilon_1$  para ensayos drenados de compresión y extensión son mostrados en la Fig. 2.8(a), dibujados contra las tensiones normales efectivas en la falla,  $P' = (\sigma'_1 + 2\sigma'_3)/3$ . Ambos ensayos drenados en compresión y extensión en bajas medidas de tensiones normales en la falla indican poco incremento de las deformaciones principales en la falla con incrementos en la presión de confinamiento. Sin embargo, cuando las medidas de la tensiones normales de aproximadamente 4 MPa es alcanzado, la deformación principal mayor en la falla se incrementa drásticamente. La curva correspondiente a extensión es también vista a incrementarse ligeramente cerca de 4 MPa.



**Figura. 2.8 Ensayos de compresión y extensión drenados sobre arena de Cambria densa: (a) deformación principal mayor en la falla, y (b) deformación volumétrica en la falla**

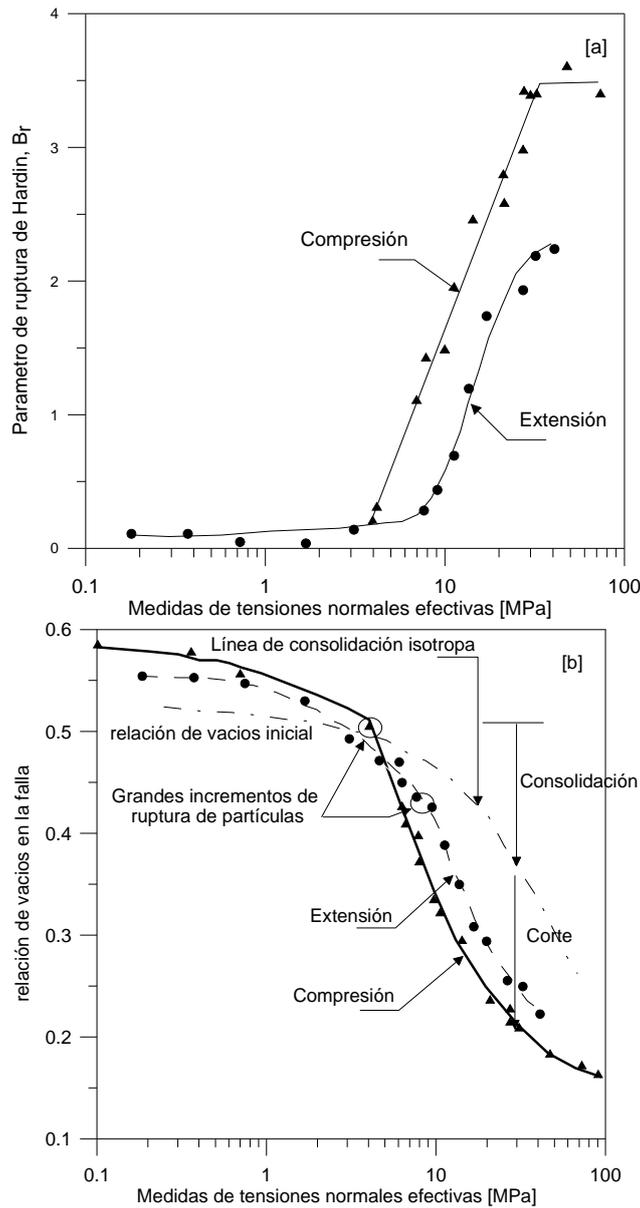
Ambas curvas continúan incrementándose en diferentes índices hasta las medidas de tensiones normales en falla entre 20 y 30 MPa, cuando las curvas de compresión y extensión indican un pico en la deformación principal mayor en la falla. En compresión, la deformación en la falla es vista a decrecer para futuros incrementos en medidas de tensiones normales, mientras en extensión parece relativamente constante. La deformación principal en extensión en la falla, es siempre mas pequeña que en compresión, y como la medida de tensiones normales en la falla se incrementa, la diferencia es observada a incrementarse considerablemente. De esta manera, en el rango entre 20 y 30 MPa, la deformación principal mayor en la falla es aproximadamente 35% en compresión, mientras que es aproximadamente el 7% en extensión, un exacto incremento de compresión a extensión. Una razón para este comportamiento es que la superficie de falla en compresión esta mucho mas allá del eje hidrostático en el espacio de tensiones principales que la superficie de falla en extensión. El cambio en tensiones del eje hidrostático de falla, esta por lo tanto más grande en compresión que en

extensión. Desde entonces las deformaciones son proporcionales a las tensiones, pequeñas deformaciones en la falla son producidas en extensión.

Deformaciones volumétricas en la falla  $\varepsilon_{VF}$  para ensayos drenados de compresión y extensión a deformación uniforme, son dibujadas contra las tensiones normales efectivas en la falla en la Fig. 2.8(b). En bajos niveles de tensiones la deformación volumétrica en compresión y extensión en la falla son esencialmente las mismas, y su forma es una simple línea. Las deformaciones volumétricas en la falla para compresión y extensión gradualmente se incrementan cuando se incrementa el nivel de tensiones hasta alrededor de 4 MPa, donde la curva de compresión separada de la curva de extensión con un muy rápido incremento en las deformaciones volumétricas en la falla. La curva de extensión también es vista a crecer, pero no en el mismo índice como la curva de compresión. Futuros incrementos en la medida de tensiones normales en la falla, causa las deformaciones volumétricas en la falla a incrementarse para la compresión y la extensión hasta las magnitudes de tensiones normales de aproximadamente 20-30 MPa son alcanzadas, donde las cantidades máxima de compresión volumétrica debido al corte son obtenidas en compresión y extensión. En igual tensiones elevadas, las magnitudes de las deformaciones volumétricas en la falla son observadas a decrecer en compresión, mientras que las deformaciones volumétricas en extensión parecen ser relativamente constantes.

Las Fig. 2.8(a) y 2.8(b) muestran la deformación principal mayor y la deformación volumétrica en la falla (Fig.2.8(b)), parece similar en la forma. La medida de tensiones normales en la cual la curva de compresión se separa rápidamente de la curva de extensión (4 MPa) es la misma para la deformación principal mayor y la deformación volumétrica en la falla. Adicionalmente, la medida de tensiones normales donde las curvas de compresión y extensión son vistas a alcanzar el máximo nivel (20-30 MPa) es aproximadamente la misma en ambas figuras. La razón de esta similitud, observando el patrón de comportamiento, es relacionado a la cantidad de fracturación de partículas que ocurre en los especímenes de los ensayos.

Después de realizados algunos de los ensayos desarrollados de compresión y extensión a altas presiones, un análisis de tamizado fue desarrollado. La cantidad de rotura de partículas fue calculada usando el parámetro de Hardin (1985), el cual es calculado del cambio en la curva granulométrica antes y después del corte. En la Fig. 2.9(a), Br es dibujado contra la medida de tensiones normales en la falla. Como debería ser esperado, en bajas medidas de tensiones normales hay muy poca rotura de partículas. Sin embargo, la cantidad de partículas fracturadas ocurre en los ensayos de compresión incrementando rápidamente en 4 MPa, mientras la cantidad de partículas trituradas experimentadas en los ensayos de extensión se incrementa, pero no igual en el mismo rango como en los ensayos de compresión. Esta medida de tensiones normales (4 MPa) es la misma para la deformación principal en la falla Fig. 2.8(a) y deformación volumétrica en la falla Fig. 2.8 (b).



**Figura. 2.9 Ensayos de compresión y extensión drenados sobre arena densa de Cambria: (a) parámetro de rotura de Hardin  $B_r$ , y (b) relación de vacíos en la falla**

Ello indica que el rápido aumento en estas dos deformaciones en la falla es causado por el rápido aumento en la rotura de partículas en el espécimen. El incremento en rotura de partículas continua como la medida de tensión normal se incrementa hasta el nivel de 20-30 MPa es alcanzado, donde la cantidad de trituración de partículas en ensayos de compresión parece haberse estabilizado en un valor constante, mientras los incrementos en trituración de partículas en ensayos de extensión parece haber atrasado, pero no cesado. Por lo tanto, es concluido que el cese o retraso de rotura de partículas en esa medida de tensiones normales (Fig. 2.9(a)) causa las deformaciones principales y volumétricas en la falla por decremento (compresión) o estabilización (extensión). Una vez el rango de trituración de partículas se incrementa, es visto que el factor de rotura de partículas es notablemente diferente entre compresión y extensión. Esto es razonable, porque las magnitudes de tensiones y deformaciones experimentadas en compresión son siempre mayores que las observadas en extensión para la misma magnitud de presión de confinamiento constante. De esta manera, la trayectoria de tensiones totales en una presión de confinamiento constante produce incrementos en la

medida de tensiones normales, mientras la extensión a presión de confinamiento constante produce decremento en la medida de tensiones normales. Grandes tensiones de compresión produce más rotura de partículas.

### 2.3.2 Variación de la relación de vacíos

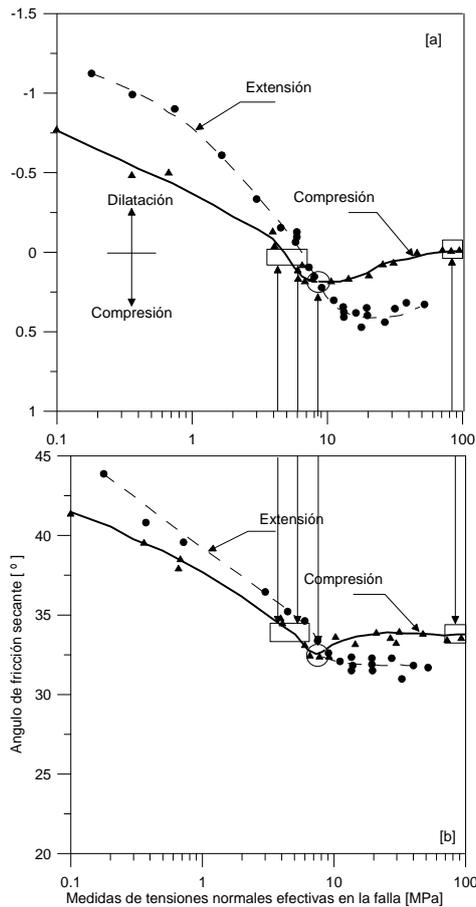
Las relaciones de vacíos en la falla en ensayos drenados de compresión y extensión son dibujadas contra la medida de tensión normal en la falla en la Fig. 2.9(b). La línea de compresión isotrópica es también mostrada para comparación. Los cambios relativos en la relación de vacíos, debidos a la compresión isotrópica y debido al corte son indicados. En bajas presiones la curva de compresión es localizada arriba a la curva de extensión, la cual indica más dilatación volumétrica total en compresión. En altas medidas de tensiones normales las curvas de extensión son localizadas arriba de las curvas de compresión, el cual indica más contracción volumétrica total en los ensayos de compresión que en ensayos de extensión. Esto fue mostrado a ser debido a más rotura de partículas (Fig. 2.9(a)) y se cambian de lugar en compresión que en extensión. Hay una notable rotura en las pendientes de las curvas de compresión y extensión mostradas en la Fig. 2.9(b). En la Fig. 2.8(a) indica que estas roturas ocurre en medidas de tensiones normales donde hay rápidos incrementos en la cantidad trituración de partículas. Fig. 2.9(b) muestra que en bajas medidas de tensiones normales en ensayos que resultan en total contracción volumétrica, la mayoría de la reducción de volumen total es acompañada durante el corte, pero a altas magnitudes de tensiones una gran proporción de volumen de contracción ocurre durante la compresión isotrópica. Como las medidas efectivas de tensiones normales en la falla se incrementan a altas magnitudes, las curvas de compresión y extensión parecen llegar a convertirse paralelas, pero la curva de extensión es ligeramente inferior que la curva de compresión.

El índice de cambio de volumen en la falla, calculado como la pendiente de la deformación volumétrica contra la curva de la deformación principal mayor en la falla ( $\delta\varepsilon_{V_f} / \delta\varepsilon_{1_f}$ ), es mostrado en la Fig. 2.10(a), dibujado contra la medida efectiva de tensiones normales en la falla para ensayos drenados en compresión y extensión. Valores negativos indican un comportamiento de dilatancia y valores positivos indican comportamiento contractivo. La Fig. 2.10(a) indica que en bajas magnitudes de tensiones el índice de cambio de volumen en extensión es significativamente alto que en compresión. Como las medidas de tensiones normales en la falla se incrementan, el índice de cambio de volumen en compresión y extensión decrece, indicando más comportamiento contractivo volumétrico. Este decremento fue encontrado a ser causado por los incrementos de la cantidad de trituración de partículas y reorganizaciones inducidas por las altas magnitudes de tensiones. (Fig. 2.9(a)). Los ensayos de compresión alcanzan un valor contractivo máximo alrededor de 9 MPa, pero los valores contractivos en extensión continúan a altas magnitudes, y alcanzan este nivel en unas magnitudes de tensiones alrededor de 20MPa. Las curvas de compresión y extensión se cruzan en una medida de tensiones normales alrededor de 9 MPa. En magnitudes de tensiones arriba de 9 MPa, la compresión empieza a decrecer y eventualmente alcanza un último valor de cero en altas magnitudes de tensiones alcanzadas en este estudio. Las altas magnitudes de tensiones en ensayos de extensión indican valores que se estabilizan aproximadamente en un nivel constante. El índice en extensión de la curva de cambio de volumen parece estar cerca de su máximo valor entre 15 y 30 MPa, que es, mas grande que en compresión. Esto es probable debido a la pequeña cantidad de rotura de

partículas ocurridas durante el corte en ensayos de extensión que los observados en compresión, como los mostrados en la Fig. 2.9(a). En la falla, la arena en los ensayos de compresión con altas presiones de confinamiento ha sido triturada y densificada a su máximo nivel para un particular estado de tensiones de falla. Esto es indicado por ningún cambio futuro de volumen en falla en compresión (Fig. 2.7(b)) y por ningún incremento futuro en trituración de partículas (Fig. 2.9(a)). Sin embargo, en extensión la arena en la falla esta todavía experimentando significantes cantidades de deformaciones volumétricas (Fig. 2.7(b)) y trituración de partículas (Fig. 2.9(a)) en las magnitudes de tensiones alcanzadas en este estudio.

Los ángulos de fricción secantes en Mohr-Coulomb en compresión y extensión son dibujados contra la medida efectiva de tensiones normales en la falla Fig. 2.10(b). Esta figura es muy similar a la figura presentada a estimar el cambio de volumen en la falla. (Fig. 2.10(a)) en ambas formas y tendencias. Esto sugiere una correlación directa entre el ángulo de fricción y índice del cambio de volumen en la falla sobre un rango muy amplio de tensiones. En bajas magnitudes de tensiones los ángulos de fricción en extensión son mas altos que en compresión, como son los índices de cambio de volumen (Fig. 2.10(a)). Como el nivel de tensiones se incrementa, los ángulos de fricción en compresión y extensión decrece y las dos curvas convergen y eventualmente se cruzan alrededor de 9 Mpa, como lo indicado dentro de los círculos. Este patrón es también presentado en el índice de las curvas de cambio de volumen (Fig. 2.10(a)), donde el cruce de tensiones es idéntico. Más allá estas magnitudes de tensiones, el ángulo de fricción en compresión crece y es mayor que en extensión. Este patrón es otra vez reflejado en el índice de las curvas de cambio de volumen. El incremento en el ángulo de fricción en compresión es aparentemente debido a los altos niveles de densificación generalizados por las grandes cantidades de rotura de partículas. El ángulo de fricción en compresión se incrementa de su punto bajo en alrededor de 9 MPa y estabilizado a un valor constante en altas magnitudes de tensiones.

El incremento en el ángulo de fricción parece estar relacionado a que el suelo llega a ser menos compresible cerca de la falla, como lo indicado por el índice cero del cambio de volumen en la falla. (Fig. 2.10(a)). El incremento en el ángulo de fricción en compresión parece proceder ligeramente al incremento en la medida del índice de dilatación. Esto puede haber sido causado por algunas pequeñas cantidades de protuberancias en el espécimen entre las medidas de tensiones normales de 10 y 48 MPa. Estas deformaciones no uniformes pueden haber incrementado el ángulo de fricción ligeramente en ese rango de tensiones.



**Figura. 2.10** Ensayos de compresión y extensión drenados sobre una arena densa de cambria: (a) índice de cambio de volumen en la falla; y (b) ángulo de fricción secante Mohr-Coulomb

Incluso en altas magnitudes de tensiones en extensión, el material es más compresible en la falla que en ensayos en compresión, como lo indicado por la estimación del cambio de volumen en la falla (Fig. 2.10(a)). En extensión las partículas se trituran y futuras densificaciones ocurren todavía en la falla en altas presiones como las mostradas en las figs. 2.9(a) y 2.10(a). En ensayos en extensión en altas presiones no se han acercado a índices de cero de cambio de volumen en la falla, el cual debería corresponder al cese de trituración de las partículas y logrado la mínima relación de vacíos para las condiciones dadas de tensiones en la falla. Por lo tanto, sin los límites de la presión de confinamiento usados en este estudio, parece que el ángulo de fricción en extensión es estable, y es alcanzado a valores bajos que los obtenidos en compresión. Es interesante observar de la Fig. 2.10 que los ángulos de fricción tienen el mismo valor en compresión que en extensión durante el rango de presiones, cuando el índice del cambio de volumen es cero. Esto es indicado por los datos de ensayos en los cuadros. Esta observación sugiere que el ángulo de fricción en extensión puede eventualmente crecer y llegar a ser igual a esos en compresión, en magnitudes de tensiones arriba de estas usadas en este estudio. En altas magnitudes de tensiones la cantidad de cambio de volumen asociado con la compresión isotrópica, llega a ser relativamente grande a la cantidad de compresión debido a trituración de partículas experimentadas durante el corte. La compresión isotrópica inicial es igual para compresión y extensión, es razonable asumir que la cantidad de trituración de partículas y por lo tanto la relación de vacíos en la falla, debería tender a converger en estas magnitudes de tensiones más altas. Esto debería resultar en un decremento en compresibilidad del suelo en extensión, como fue expuesto por los ensayos de

compresión. El incremento en la rigidez volumétrica en la condición de falla debería resultar en un incremento en el ángulo de fricción para el mismo nivel como en compresión.

El concepto de dilatancia o compresibilidad es relacionado al ángulo de fricción de Mohr-Coulomb que ha sido bien establecido en la mecánica de suelos por (Taylor (1948), Bishop (1954), y Rowe (1962)). Sin embargo estas teorías basadas en la energía de tensión-dilatancia fueron desarrolladas para aplicaciones de bajas presiones teniendo en cuenta el aumento de resistencia causado por la dilatación volumétrica. La significancia de la trituración de partículas no fue considerada en sus formulaciones. Bolton (1986) reviso datos de publicaciones sobre arenas y desarrollo un índice de dilatancia empírico. A pesar los resultados de este estudio sugieren que la relación entre la resistencia y el índice de cambio de volumen puede ser también aplicable a altas presiones, donde la trituración de partículas es la componente dominante del cambio de volumen. De esta manera, el efecto de trituración de partículas es incluido en la medida del índice de cambio de volumen como relacionado al ángulo de fricción drenado en compresión y extensión para todas las presiones.

### 2.3.3 Efecto de la saturación

Una descripción del comportamiento del suelo de granito descompuesto en su estado saturado fue dado por Coop y Lee (1993). La Fig 2.11 muestra los datos de compresión y expansión para ensayos a altas tensiones sobre muestras con una variedad de densidades. En tensiones altas todas tienden a una única línea la cual ha sido relacionada a una línea de compresión normal. La fluencia causada por el comienzo de la rotura ocurre en altas tensiones para muestras densas, por el gran número de contactos de las partículas. La pendiente y la intercepción de la línea de compresión normal son bajos y reflejan la naturaleza bien graduada del suelo.

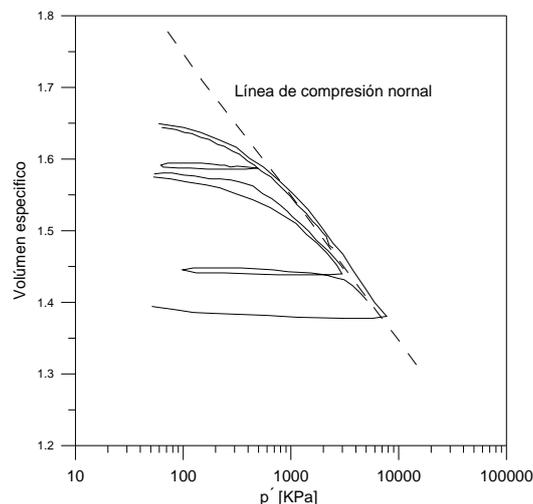


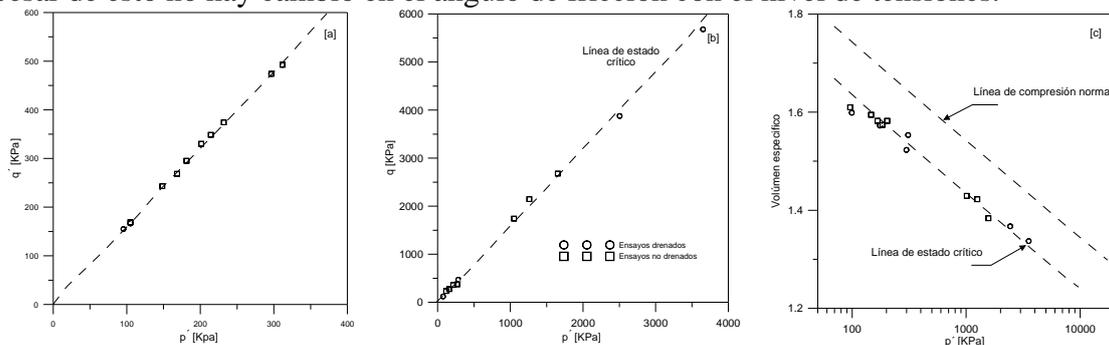
Figura. 2.11 Compresión y expansión de suelo saturado (Coop & Lee, 1993)

Las primeras líneas de carga muestran una fluencia poco clara, resultado del comienzo de rotura en los contactos de las partículas. Esto es diferente del comportamiento descarga-recarga el cual es muy rígido y elástico, y porque los contactos de las partículas no son interrumpidas, la rotura comienza otra vez bruscamente en la presión de preconsolidación, dando una mejor definición del punto de fluencia.

Como para otros suelos, el comportamiento tensión-deformación del granito descompuesto, fue encontrado a depender sobre el estado inicial del suelo, muestras densas en bajas tensiones de confinamiento dilatan y muestras sueltas en altas tensiones de confinamiento comprimen. Sin embargo, siempre que los ensayos fueron continuados a altas deformaciones axiales, en la cual para los ensayos a altas tensiones fueron excedidos en 25%, el suelo tendió hacia un estado crítico final. Estos estados críticos son dibujados en la Fig 2.12, donde ellos definen líneas rectas en el espacio  $q' / p'$  y  $v - \ln p'$ . Los volúmenes específicos de las muestras no drenadas han sido corregidas para el cambio en volumen que ocurre durante el corte, debido a la penetración de membrana.

El gradiente de la línea de estado crítico  $M$  de 1.59 corresponde a un ángulo de fricción del estado crítico  $\phi'_c$  de 39°. Lee (1991) mostró el valor de  $M$  alrededor de 1.6 que fue muy común para suelo graníticos descompuestos a pesar de la amplia variedad de los orígenes que ellos pueden tener.

En el espacio  $v - \ln p'$  la línea de estado crítico es paralela a la línea de compresión normal, con una intercepción  $\Gamma$  de 2.04. Esto muestra que la línea de estado crítico es otra vez una función de la rotura de partículas, pero puede ser visto de la Fig. 2.11 que a pesar de esto no hay cambio en el ángulo de fricción con el nivel de tensiones.

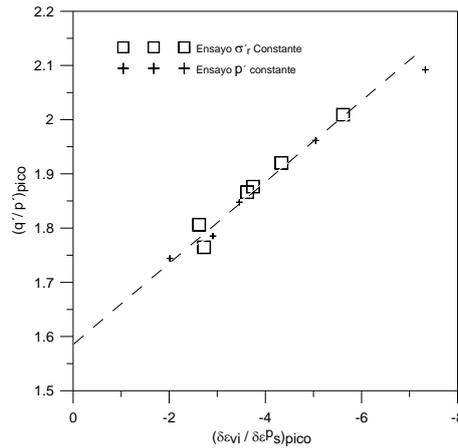


**Figura. 2.12** estado crítico de suelos saturados: (a) baja a media presión; (b) alta presión; (c) volúmenes de estado crítico (Coop & Lee)

La Fig. 2.13 muestra el estado pico para ensayos drenados dibujados contra las correspondientes índices de dilatación, dando una única relación lineal para ensayos de  $p'$  y  $\sigma_r$  constantes.

$$q' / p' = M - A d\varepsilon_v^P / d\varepsilon_s^P \tag{2.3}$$

Donde  $\varepsilon_v^P$  es la deformación volumétrica plástica,  $\varepsilon_s^P$  es la deformación de corte plástica y  $A$  es una constante igual a 0.74 en este caso. La resistencia pico de este suelo reconstituido es por lo tanto totalmente friccional, consecuencia del trabajo hecho en dilatación.



**Figura. 2.13 índice de dilatancia en estados pico para los suelos no saturados**

El estado pico fue encontrado a depender sobre el estado actual del suelo relativo a la línea de estado crítico en el espacio  $v - \ln p'$ . Been y Jefferies (1985) cuantificaron el estado actual para suelos granulares por medidas de un parámetro de estado  $\psi$  definido como la diferencia entre la relación de vacíos inicial de la muestra y la del estado crítico en el valor inicial de  $p'$  del ensayo. Dos diferentes trayectorias de tensiones drenadas han sido usadas aquí, los datos deben ser normalizados con respecto al estado actual de la muestra, y desde una línea de compresión normal ha sido identificado para este suelo por medidas de ensayos de altas tensiones, es en cualquier caso innecesario usar  $\psi$  porque la mismos parámetros normalizados pueden ser usados para este suelo granular como para suelos arcillosos, permitiendo fácil comparación de su comportamiento. La presión actual de preconsolidación  $P'_p$  tiene que ser escogida para la normalización.

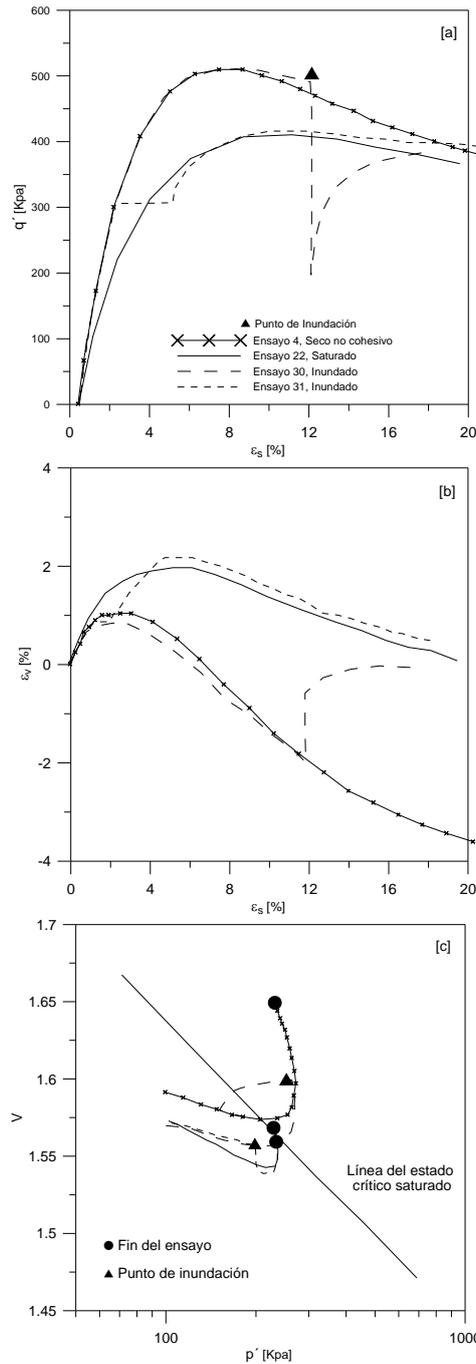
$$P'_p = \exp[(N - v_k) / (\lambda - \kappa)] \tag{2.4}$$

Donde  $v_k = v + \kappa \ln p'$

### 2.3.4 Variación del $K_0$ en trayectorias edométricas

El estado de tensiones en-situ bajo un nivel del suelo, en el cual la compresión vertical ha ocurrido sin deformación lateral, es a menudo referido como la condición  $K_0$ .

Más investigaciones en el campo de la mecánica de suelos se han centrado sobre el comportamiento del suelo a bajas presiones, donde la mayoría de los problemas de la mecánica del suelo tiende a surgir. Sin embargo son algunos problemas geotécnicos prácticos que caen dentro de la categoría de altas tensiones. Altas presas de tierra, pozos profundos de minas y túneles pueden estar expuestos los suelos a presiones superiores a 7 MPa. Profundidades de minas pueden experimentar presiones del suelo arriba de 70 MPa, y suelos bajo la punta de cimentaciones profundas de pilas pueden experimentar presiones arriba de 350 MPa. Las presiones en suelos sujetos a explosiones o impactos de proyectiles pueden ser mucho más altas todavía. Adicionalmente algunas aplicaciones geológicas y geofísicos enfocadas sobre suelos y rocas existentes bajo profundidades de la superficie de la tierra.



**Figura. 2.14 Comportamiento tensión-deformación del suelo seco no cohesivos**

Ha habido varias definiciones del coeficiente de presión de tierra lateral en reposo,  $K_0$ . Terzaghi (1920) definió en terminos de las tensiones verticales y horizontales totales como una expresión en (2.5), mientras estudiaba la importancia del movimiento lateral de paredes de retención en arenas y arcillas.

$$K_0 = \sigma_h / \sigma_v \quad (2.5)$$

En el cual  $\sigma_h$  es la presión del suelo horizontal total y  $\sigma_v$  es la presión del suelo vertical total.

Bishop (1958) definió  $K_0$  con más precisión, él indicó que el coeficiente de presión de tierra lateral en reposo, es la relación de tensiones verticales efectivas a las laterales en un suelo consolidado bajo la condición de deformaciones laterales nulas, como lo expresado en (2.6). También, él indicó una condición en el cual estos fueran tensiones principales con tensiones de corte nulas, siendo aplicado sobre los planos principales.

$$K_0 = \sigma'_h / \sigma'_v \quad (2.6)$$

En el cual  $\sigma'_h$  es la presión del suelo horizontal efectiva y  $\sigma'_v$  es la presión del suelo vertical efectiva.

Jaky (1948) desarrollo la relación semi-empírica entre  $K_0$  y el ángulo efectivo Mohr-Coulomb de fricción interno mientras estudiaba la presión de tierra en pilas de materiales granulares.

$$K_0 = 1 - \text{sen}\phi' \quad (2.7)$$

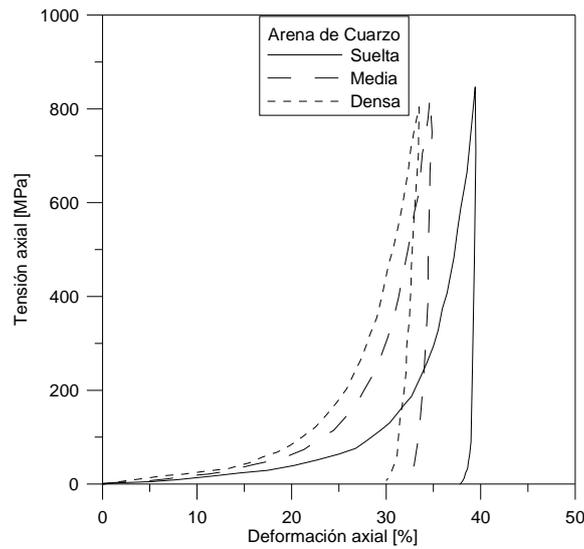
En el cual  $\phi'$  = ángulo efectivo Mohr-Coulomb del ángulo de fricción interno. Esta relación indica que el valor de  $K_0$  decrece con el incremento del ángulo de fricción.

Las curvas tensión-deformación axial de cargas y descargas para arenas de cuarzo, Cambria y yeso son mostradas en la Figs. 2.15, 2.16 y 2.17. (Yamamuro (1993). Los suelos se densifican, resultando en continuos incrementos de rigideces, como mostrados en las figuras. La mayoría de los ensayos fueron terminados en la capacidad máxima del sistema de carga. Especímenes con bajas densidades experimentan grandes deformaciones axiales en las condiciones de tensiones máximas, que especímenes densificados, porque las deformaciones axiales adicionales son requeridas a alcanzar altas densidades en altos niveles de tensiones. Las formas de altas porciones de tensiones de las curvas tensión-deformación parecen casi idénticas.

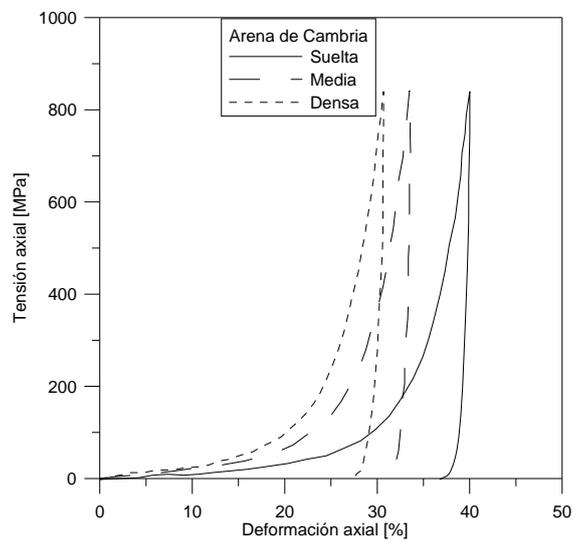
La relación de vacíos dibujadas contra tensiones axiales para arenas de cuarzo, Cambria y yeso son mostradas en la Figs. 2.18, 2.19 y 2.20. Tres densidades iniciales fueron usadas para cada arena. La efectividad de lubricación puede ser observada sobre estas figuras. La Fig. 2.18 muestra resultados de ensayos no lubricados (fricción total) y ensayos lubricados (fricción reducida) sobre arenas de cuarzo.

El efecto de lubricación en los ensayos de fricción reducida es medible en términos de la variación de la relación de vacíos.

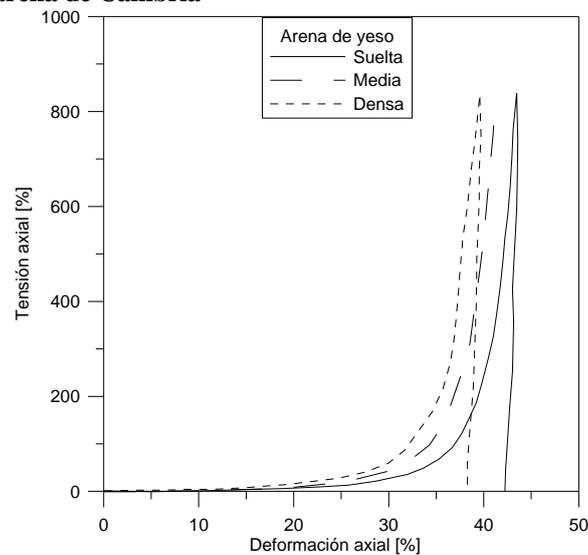
La Figs 2.19 y 2.20 indican resultados de ensayos en el cual la lubricación fue usada en todo el ensayo. Dentro del rango dispersión experimental, estos resultados indican que la diferencia de las curvas de relación de vacíos tiende a juntarse y permanecer juntas. Por lo tanto, el efecto de la relación de vacíos inicial es eliminada en magnitudes de tensiones altas. Las magnitudes de tensiones en las cuales las curvas se juntan una con otra parece ser relacionada a la dureza del mineral.



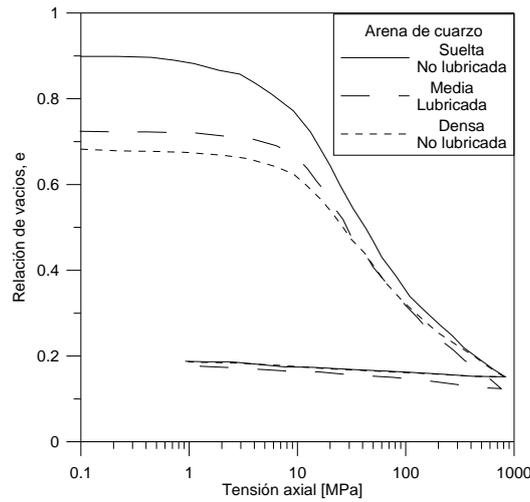
**Figura. 2.15 Tensiones axiales relacionadas a deformaciones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de cuarzo**



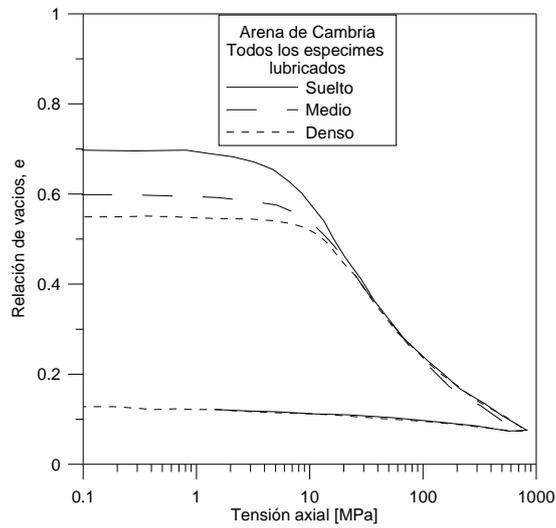
**Figura. 2.16 Tensiones axiales relacionadas a deformaciones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de Cambria**



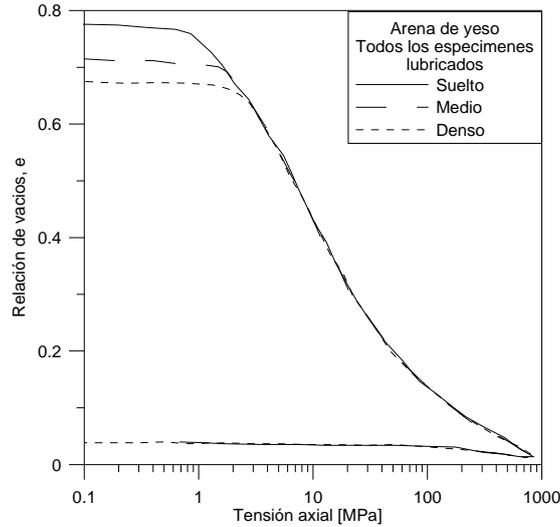
**Figura. 2.17 Tensiones axiales relacionadas a deformaciones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de yeso**



**Figura. 2.18** Relación de vacíos relacionada a tensiones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de cuarzo



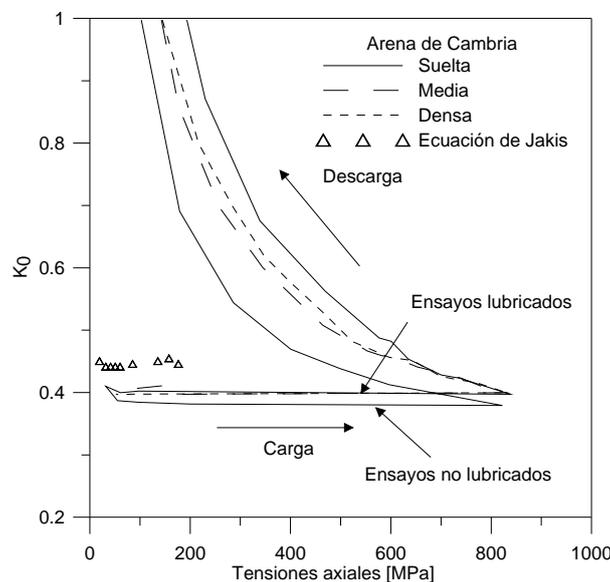
**Figura. 2.19** Relación de vacíos relacionada a tensiones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de Cambria



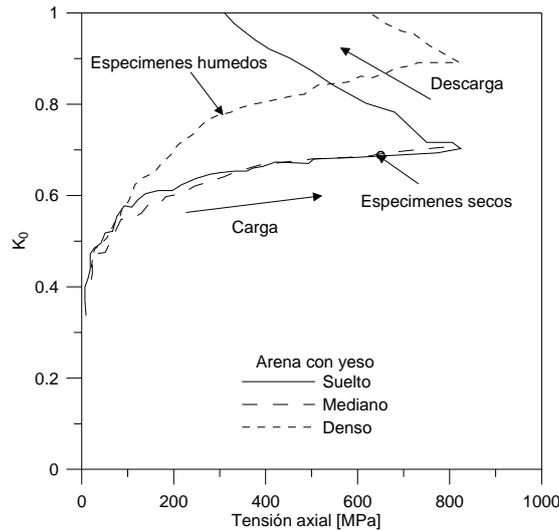
**Figura. 2.20** Relación de vacíos relacionada a tensiones axiales para ensayos de compresión unidimensional sobre arena de yeso

Las Figs. 2.21 y 2.22 muestran los resultados deducidos para  $K_0$  relacionado a tensiones axiales para la arenas de cambria y yeso. La definición de  $K_0$  usada en los cálculos es expresada en (2.5) y (2.6), siendo en este caso las tensiones efectivas y totales. La Fig. 2.21 muestra que para la arena de cambria el valor deducido de  $K_0$  es grande en bajas presiones, y decrece con el incremento de las tensiones axiales a un valor constante en altas tensiones de alrededor de 0.4MPa. Estos resultados no son esperados cuando comparamos los resultados implicados de la ecuación de Jaky, desde entonces el ángulo de fricción para arenas generalmente decrece cuando la presión se incrementa a sus valores más altos, en bajas presiones. Este efecto puede ser relacionado a la capacidad de resolución de las galgas de deformación en bajas tensiones, desde entonces es observado que la dispersión es grande a bajas presiones, y decrece como la presión se incrementa. Valores de  $K_0$  analizados de pruebas de compresión triaxial a altas tensiones (Yamamuro and Lade 1996) usando la ecuación de Jaky son tambien mostradas en el diagrama. Estos valores calculados de  $K_0$  dan ligeramente altos valores que los valores de los experimentos. Estos valores experimentales parecen ser razonables para altas presiones.

La Fig 2.21 muestra que la fricción de la pared afecta la deducción del valor de  $K_0$  ligeramente. Ensayos no lubricados indican ligeramente valores bajos de  $K_0$  que ensayos lubricados. El efecto de la fricción de la pared es reducir la tensión vertical aplicada al suelo de su máximo en la parte superior del espécimen, y a su mínimo en la base del espécimen.



**Figura. 2.21  $K_0$  relacionado a tensiones axiales para ensayos de compresión dimensional sobre arena de Cambria**



**Figura. 2.22**  $K_0$  relacionado a tensiones axiales para ensayos de compresión dimensional sobre arena con yeso (valores de  $K_0$  basados sobre la ecuación de Jakis de ensayos de compresión triaxial son mostrados para comparación)

## 2.4 Estado crítico para materiales granulares

### 2.4.1 Consideraciones generales

Cuando la respuesta de un material tiende hacia una condición última, en la cual las deformaciones de corte pueden continuar indefinidamente sin cambios en volumen o tensiones efectivas se dice que el material ha llegado a su estado crítico. Esta condición de perfecta plasticidad puede ser expresada como:

$$\frac{\partial p'}{\partial \varepsilon_q} = \frac{\partial q}{\partial \varepsilon_q} = \frac{\partial v}{\partial \varepsilon_q} = 0 \quad (2.8)$$

Este estado crítico fue alcanzado con una relación de tensiones efectivas:

$$\frac{q_{cs}}{p'} = \eta_{cs} = M \quad (2.9)$$

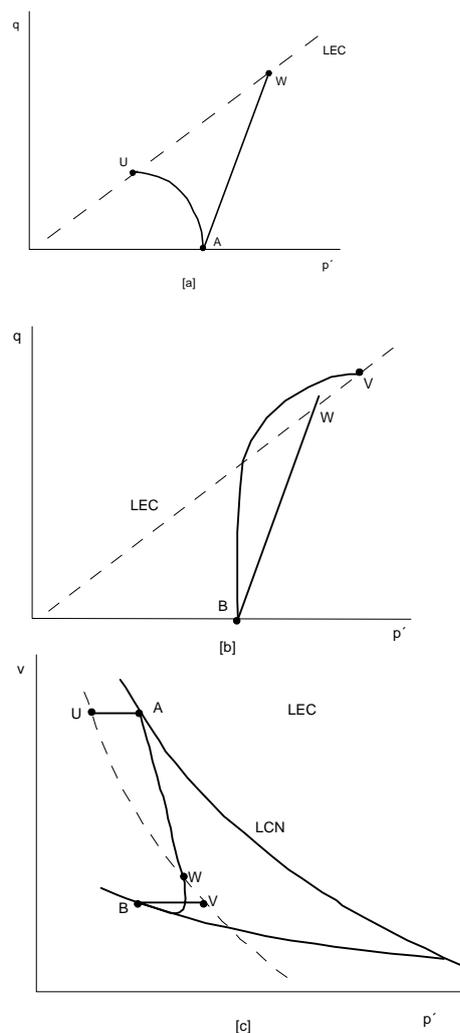
La línea de estado crítico emerge como una consecuencia del modelo de elastoplásticidad del comportamiento de suelos. Evidencias experimentales han sido producidas semejantes a la línea de estados hacia el cual ensayos de compresión triaxial tienen la misma tendencia. La aceptación de una línea de estado crítico permite una valoración a ser hecha de la respuesta cualitativa esperada en cualquier ensayo de compresión triaxial sobre un suelo con cualquier historia de consolidación.

La foto cualitativa que emerge de la discusión acerca de la Fig. 2.23 basado sobre una observación experimental de la existencia de una línea de estado crítico para arcillas, es que en ensayos drenados llevados a cabo en un nivel de tensiones efectivas, las arcillas normalmente consolidadas, las cuales tiene un volumen específico inicial alto, contraen cuando ellas son cortadas, mientras que arcillas sobreconsolidadas, las cuales tienen un volumen específico inicial bajo, expanden cuando ellas son cortadas. Esto es una verdad universal reconocida que en arenas sueltas contraen y arenas densas expanden cuando

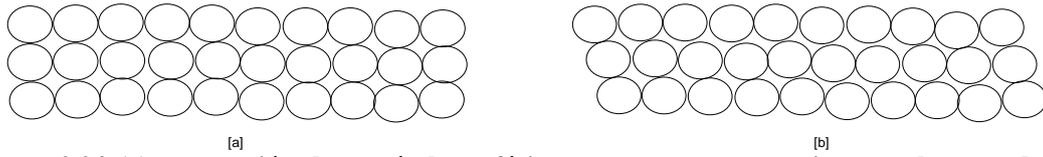
ellas son cortadas. La similitud entre estas dos declaraciones sugiere que la existencia de un estado crítico que puede ser una característica más general del comportamiento del suelo.

La significancia del fenómeno general de dilatancia (el cambio en volumen asociado con la distorsión de los materiales granulares) surge en los escritos de Reynolds (1885), y Reynolds (1886). El cambio de volumen ocurre cuando empaquetamientos regulares de partículas esféricas son deformadas. Los empaquetamientos sueltos de esferas en la Fig. 2.24a es evidentemente inestable y colapsara tan pronto como cualquier deformación de corte es impuesta; el empaquetamiento denso de la Fig. 2.24b puede deformarse solo si las esferas en cada capa aumenta hacia arriba. Los arreglos de partículas en un material granular real son mucho mas irregulares que los empaquetamientos sugeridos en la Fig. 2.24, pero los modelos de deformación son esencialmente los mismos.

Reynolds desarrollo muchos experimentos con materiales granulares y fue capaz de atribuir el fenómeno que ocurre a la dilatancia de los materiales, pero el no hizo medidas de la resistencia de los materiales con varias densidades de empaquetamiento. Casagrande (1936) sin embargo, describió las curvas tensión-deformación la cual son esperadas cuando muestras densas y sueltas de arenas son cortadas en una caja de corte. Fig. 2.25.

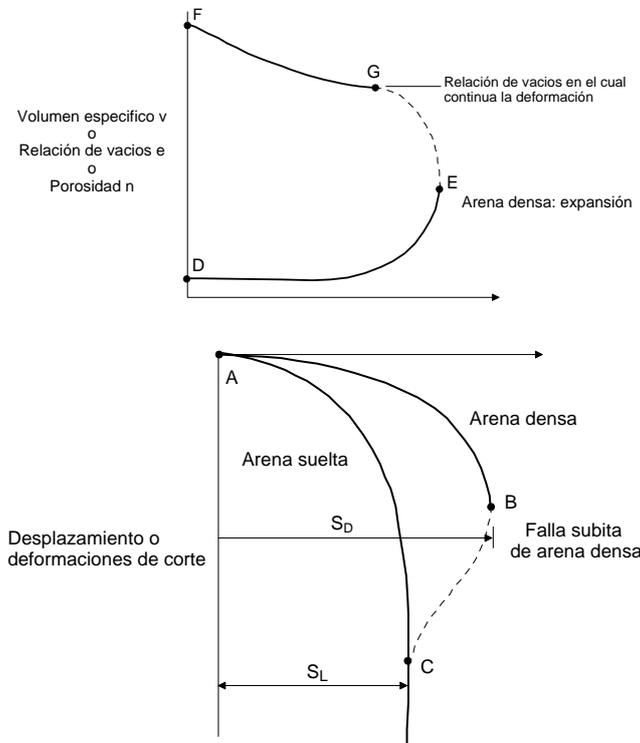


**Figura. 2.23** Comportamiento esperado en ensayos de compresión triaxial drenados y no drenados deducidos de estados iniciales del suelo y localización de la línea de estado crítico: (a),(b) trayectorias de tensiones en el plano  $p'$ - $q$ ; (c) trayectorias en compresión  $v$ - $p'$



**Figura. 2.24 (a) compresión de partículas esféricas en un empaquetamiento suelto cuando es cortado; (b) expansión de partículas esféricas en un empaquetamiento denso cuando es cortado**

Durante los ensayos de corte sobre las arenas densas, las tensiones de corte alcanzan un máximo  $S_D$  (punto B sobre la curva) y si la deformación es continuada, las tensiones de corte caen otra vez a un valor pequeño, en el cual el valor permanece constante para todos los futuros desplazamientos. Durante esta caída en tensiones de corte, la arena continua expandiéndose (EG de la curva), finalmente alcanza una relación de vacíos crítica en la cual continuas deformaciones son posibles en las tensiones de corte constante  $S_L$ .



**Figura. 2.25 Efecto de corte sobre el volumen de arenas densas y sueltas**

Cuando una muestra suelta de arena es sujeta a ensayos de corte bajo presión normal constante, las tensiones de corte solo se incrementa hasta que alcanza la resistencia de corte  $S_L$ , y si los desplazamientos son continuados más allá de este punto, la resistencia continua sin cambios. El volumen de la arena en este estado debe corresponder al crítico, el cual nosotros hemos finalmente alcanzado cuando desarrollamos un ensayo sobre el mismo material en el estado denso. Por lo tanto; las curvas que representan los cambios de volumen durante los ensayos de corte sobre materiales en los estados densos y sueltos, deben conocerse en el estado crítico cuando las condiciones estacionarias son establecidas.

Casagrande concluye que todos los suelos granulares tienen una cierta relación de vacíos crítica, en el cual el estado puede experimentar cualquier cantidad de deformaciones o flujos actuales sin cambio de volumen.

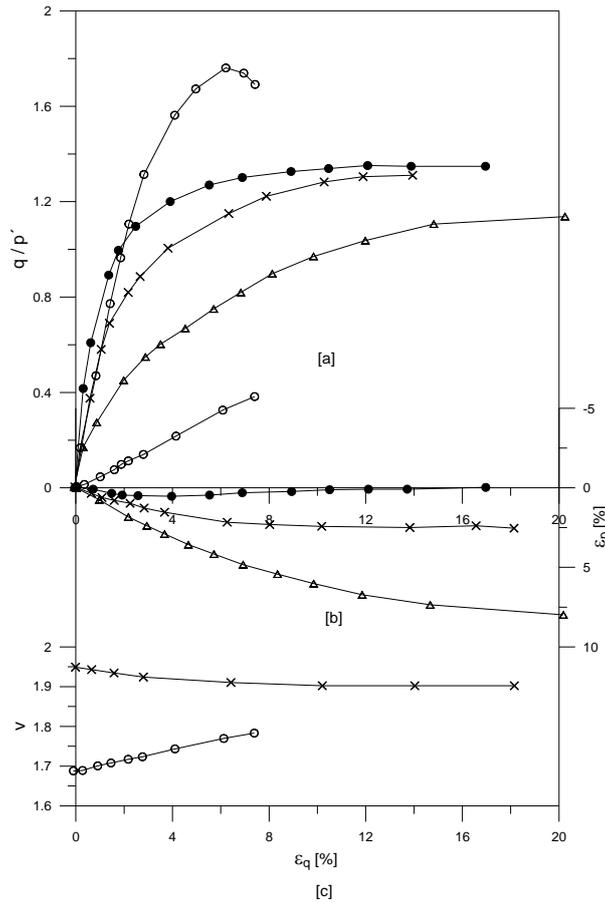
Un patrón similar de respuesta puede ser observado en los resultados de ensayos triaxiales sobre muestras de arena. El aparato triaxial produce información mas completa relacionada al estado de tensiones en una muestra de suelos que las de aparato de corte simple. Los resultados en la Fig. 2.26 para arena del río Charttahoochee son típicas. En la Fig. 2.26 a,b,c los resultados de los ensayos sobre muestras inicialmente densas y sueltas con una medida de tensiones efectivas de 98 KPa son mostradas. Es claro que las dificultades de ensayos han evitado a la muestra densa obtener una condición última con corte continuo en volumen constante (curva A en la Fig. 2.26c); sin embargo, de los ensayos sobre la arena suelta, una relación de vacíos crítica alrededor de 0.9 puede ser estimada.

Los resultados de ensayos triaxiales desarrollados por Vesic y Clough en otras tensiones efectivas son tambien mostradas en la Fig. 2.26. El efecto del incremento del nivel de tensiones sobre las deformaciones volumétricas, las cuales desarrolladas en muestras preparadas en esencialmente a la misma relación de vacíos inicial, puede ser vista en la Fig. 2.26 a,b (curvas A, C y D). El efecto de incrementar el nivel de tensiones es a eliminar el pico observado en la respuesta convencional, visto en los ensayos en los bajos niveles de tensiones.

Casagrande (1936) comento que la presión estática es ineficaz en reducir el volumen de una arena; por ejemplo, no es posible el cambio de una arena suelta a una arena densa por presión estática solo.

Inicialmente muestras densas de arena cortadas en bajo nivel de tensiones expanden. Inicialmente muestras densas de arena cortadas en altos niveles de tensiones contraen. La acción de incrementar el nivel de tensiones, reduce el volumen o la relación de vacíos de la arena; consecuentemente, la relación de vacíos obtenida cuando la arena es cortada en un alto nivel de tensiones debe ser simplificado bajo la relación de vacíos critica obtenida cuando la arena es cortada en un nivel de tensiones bajo. Las conclusiones de Casagrande (1936) que todos los suelos sueltos tienen una cierta relación de vacíos critica, en la cual, el estado puede experimentar cualquier cantidad de deformación o flujo sin cambios de volumen.

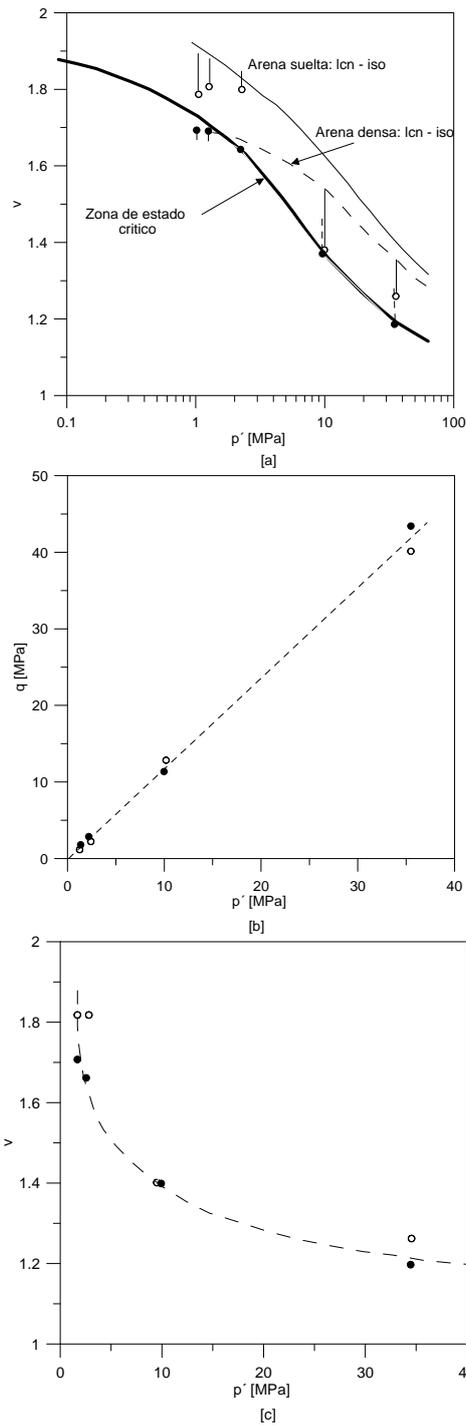
Las trayectorias seguidas en los ensayos sobre la arena del río Chattahoochee realizadas por Vesic y Clough (1968) pueden ser dibujadas en el plano de compresión  $v - \ln p'$  Fig. 2.27a, con las medidas de tensiones efectivas dibujadas sobre una escala logarítmica conteniendo largos rangos de presión.



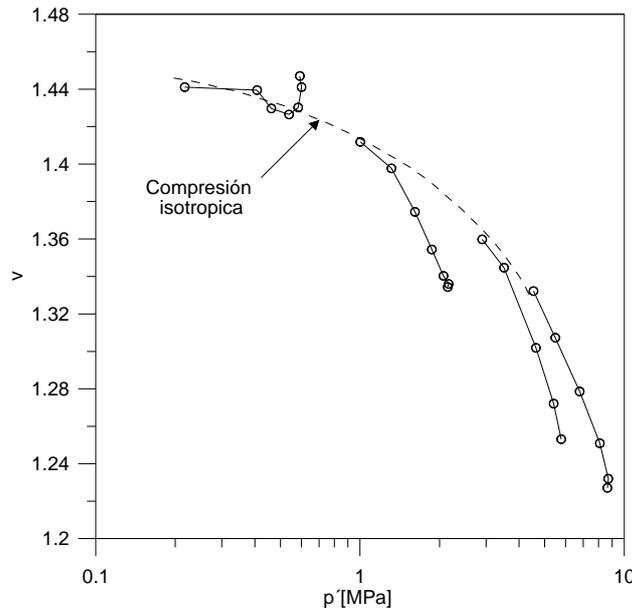
**Figura. 2.26** Ensayo de compresión triaxial drenado sobre arena del río Chattahoochee con medidas constantes de tensiones efectivas. Muestras densas: A ( $\circ$ ), C ( $\bullet$ ), D ( $\Delta$ ). Muestras sueltas: B ( $\times$ ); (a) relación de tensiones  $q/p'$  y deformación de corte  $\mathcal{E}_q$ ; (b) deformación volumétrica  $\mathcal{E}_p$  y deformación de corte  $\mathcal{E}_q$ ; (c) volumen específico  $v$  y deformación de corte  $\mathcal{E}_q$  (De Vesíc y Clough)

Las escolleras pueden ser consideradas como un material granular extremo, es un material el cual muestra el mismo patrón de respuesta que ha sido demostrado para materiales granulares finos.

Algunos ensayos triaxiales sobre materiales de escollera son reportados por Marachi, Chan et al. (1972), y las trayectorias en el plano de compresión son mostradas en la Fig. 2.28 para los ensayos sobre uno de estos materiales: las escolleras de la presa pirámide. El cambio en el carácter de la respuesta que ocurre como la presión de confinamiento del ensayo triaxial es incrementada es clara. La dilatación en presiones bajas llegan a ser compresión en altas presiones. Para este material, la transición de la repuesta de suelta a densa ocurre en un nivel de tensiones de alrededor 1000 kPa correspondiente una profundidad del orden de 100m en una masa seca de escollera. En presentación de los datos del estado crítico para arcillas, un uso paralelo fue hecho del plano de tensiones  $p':q$  y el plano de compresión  $p':v$ . La línea de estado crítico precedida por el modelo cam-clay muestra un estado crítico último de tensiones desviadoras, el cual es proporcional a las tensiones efectivas medidas del estado crítico último. El parámetro M introducido en el modelo Cam clay implica una resistencia friccional última.



**Figura. 2.27** Compresión isotrópica de arena densa y suelta del río Chattahoochee; (a) ensayos de compresión triaxial con medidas constantes de tensiones efectivas (fin de puntos: • denso, ◦ suelto); y la posible localización de la línea de estado crítico; (b) fin de puntos y línea de estado crítico en el plano de tensiones efectivas  $p'$ - $q$ ; (c) puntos finales y línea de estado crítico el plano de compresión  $v$ - $p'$  (datos de Vesic y Clough, 1968)



**Figura. 2.28** Trayectorias en compresión de ensayos de compresión triaxial drenados convencionales sobre material de escolleras de la presa Pirámide (Datos de Marachi, Chan, y Seed, 1972)

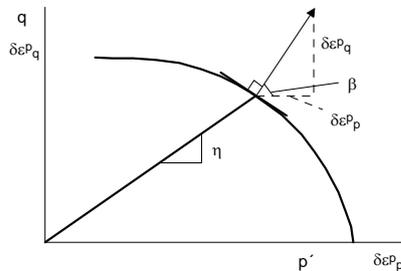
La falla última y el flujo de arenas y otros materiales granulares son gobernados casi por los factores de fricción. Si una relación de vacíos crítica es alcanzada y continua el corte en volumen constante y nivel de tensiones constantes, entonces la resistencia de corte es relacionada al nivel de tensiones por un coeficiente de fricción.

**2.4.1.1 Estudio de potencial plástico, regla de flujo y diagrama tensión-dilatancia**

Muchos de los modelos del comportamiento del suelo que han sido propuestos hacen el mecanismo de deformación plástica, los valores de la relación de tensiones  $\delta\varepsilon_q^p / \delta\varepsilon_p^p$  dependen solo de la relación de tensiones  $\eta = q / p'$  Y no sobre los valores individuales de  $q$  o  $p'$ . La relación  $\delta\varepsilon_q^p / \delta\varepsilon_p^p$  es por definición la dirección de la normal al potencial plástico, y si ésta es una función solo de la relación de tensiones  $\eta$ , todas las curvas del potencial plástico para un suelo, dibujadas en el plano de tensiones efectivas  $p' : q$ , pueden ser colapsadas sobre una única curva. Cualquier curva del potencial plástico particular puede ser obtenida de cualquier otra, por escala real de la original del plano  $p' : q$ .

Un camino alternativo de la representación de la información alrededor del potencial plástico, es el dibujo de la relación de tensiones  $\eta$  contra la relación de incremento de deformaciones plástica  $\delta\varepsilon_p^p / \delta\varepsilon_q^p$  o  $\delta\varepsilon_q^p / \delta\varepsilon_p^p$ . Sin embargo es inconveniente si situaciones están siendo incluidas, el cual involucran fluencia con no deformaciones de corte plásticas ( $\delta\varepsilon_q^p = 0$ ) o con no deformaciones volumétricas ( $\delta\varepsilon_p^p = 0$ ), respectivamente. Una cantidad, la cual expresa la relación entre los incrementos de deformación volumétrica plástica y las deformaciones de corte, pero siempre continúa finita, es el ángulo  $\beta$  entre el vector de incremento de deformación y el eje  $p'$ . Donde

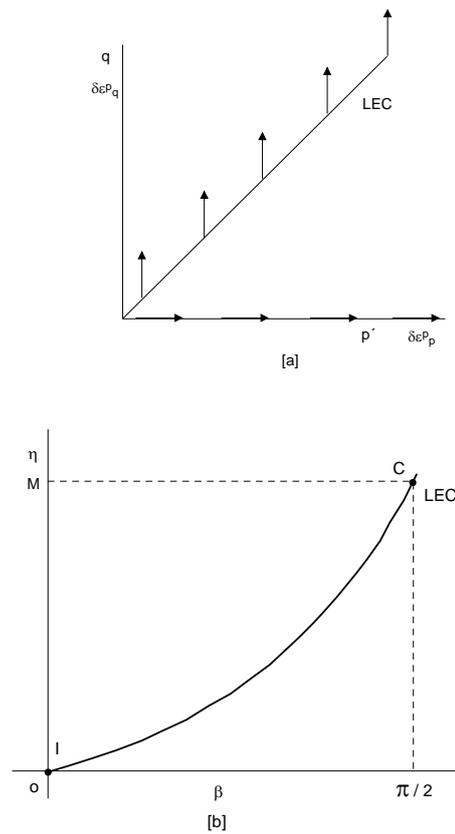
$$\tan \beta = \frac{\delta \varepsilon_q^p}{\delta \varepsilon_p^p} \quad (2.10)$$



**Figura. 2.29** Relación de tensiones  $\eta = q / p'$  y ángulo de dilatancia  $\beta = \tan^{-1} \delta \varepsilon_q^p / \delta \varepsilon_p^p$

Las relaciones entre la relación de incrementos de deformación plástica y la relación de tensiones es conocida como regla de flujo, gobernando el modo o mecanismo de deformación o flujo del suelo. La relación  $\delta \varepsilon_p^p / \delta \varepsilon_q^p$  es la dilatancia plástica del suelo, y los dibujos resultantes en términos de  $\beta$  y la relación de tensiones  $\eta$  son llamados diagramas de tensiones-dilatancia.

Para suelos en el cual es comenzado el corte sin deformaciones volumétricas plásticas, correspondiendo a la obtención del estado crítico acorde al modelo Cam-clay,  $\eta = M$  y  $\delta \varepsilon_p^p / \delta \varepsilon_q^p = 0$ . Los vectores de los incrementos de deformación plástica son paralelos a el eje  $q$  (Fig. 2.30) y de (Fig. 2.29),  $\beta = \pi / 2$ . Un suelo en el cual ha experimentado solo tensiones isótropas en su pasado y ahora comienza compresión isótropa ( $q = 0$ ) cambios en volumen sin cambios en forma,  $\delta \varepsilon_q^p = 0$ . Los vectores de los incrementos de deformación volumétrica plástica es paralelo a el eje  $p'$ , y  $\delta \varepsilon_q^p = 0$ ,  $\beta = 0$ . Un potencial plástico para suelos isótropos puede ser convertido en una regla de flujo, la cual relacione el punto C y I en el diagrama  $\beta : \eta$ , pero la forma precisa de la curva entre C y I y es una cuestión para asumir en cualquier modelo de suelo particular.



**Figura. 2.30 (a) Incrementos de deformación plástica para compresión isotrópica y estados críticos dibujados en el plano de tensiones efectivas  $p':q$ ; (b) Diagrama tensión-dilatancia  $\eta:\beta$ ; compresión isotrópica ( $I:\eta=0$ ) y estado crítico ( $C:\eta=M$ )**

El modelo Cam clay es un modelo de particular relevancia para suelos comprimidos isotrópamente. La forma del potencial plástico Fig. 2.31, asumido en ese modelo conduce a una regla de flujo:

$$\frac{\delta\epsilon_p^p}{\delta\epsilon_q^p} = \frac{M^2 - \eta^2}{2\eta} \quad (2.11)$$

$$\text{O} \quad \tan \beta = \frac{2\eta}{M^2 - \eta^2} \quad (2.12)$$

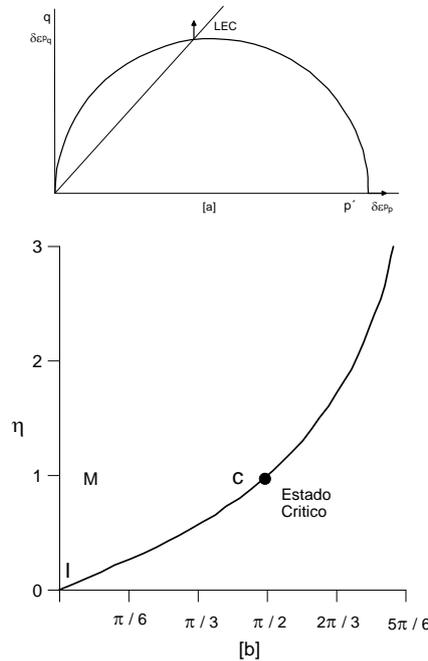


Figura. 2.31 (a) Potencial plastico y (b) Relación tensión-dilatancia para el modelo Cam-clay ( $M = 1$ )

## 2.4.2 Estudio de la dilatancia considerando la ecuación del trabajo

### 2.4.2.1 Cam Clay original

El trabajo total de entrada por unidad de volumen a una muestra triaxial apoyado en la tensiones  $p' : q$  experimentando deformaciones  $\delta\varepsilon_p : \delta\varepsilon_q$  es:

$$\delta W = p' \delta\varepsilon_p + q \delta\varepsilon_q \tag{2.13}$$

Pero de este trabajo de entrada, parte es almacenado en deformaciones elásticas del suelo. La energía disponible por disipación es:

$$\delta E = p' \delta\varepsilon_p^p + q \delta\varepsilon_q^p \tag{2.14}$$

Siguiendo el análisis de Taylor (1948) de la caja de corte, nosotros debemos asumir que esta energía es disipada por completo en fricción de acuerdo a una simple expresión:

$$\delta E = Mp' \delta\varepsilon_q^p \tag{2.15}$$

Entonces la combinación de (2.14) y (2.15) puede ser cambiada en una forma equivalente a:

$$p' \delta\varepsilon_p^p + q \delta\varepsilon_q^p = Mp' \delta\varepsilon_q^p \tag{2.16}$$

O

$$\frac{q}{p'} + \frac{\delta \varepsilon_p^p}{\delta \varepsilon_q^p} = M \tag{2.17}$$

El parámetro de estado crítico  $M$  es apropiado porque en el estado crítico  $\delta \varepsilon_p^p / \delta \varepsilon_q^p = 0$  y  $q/p' = \eta = M$ . La expresión (2.17) puede otra vez ser interpretada en terminos generales como proponiendo que la fricción mas la dilatancia son iguales a una constante.

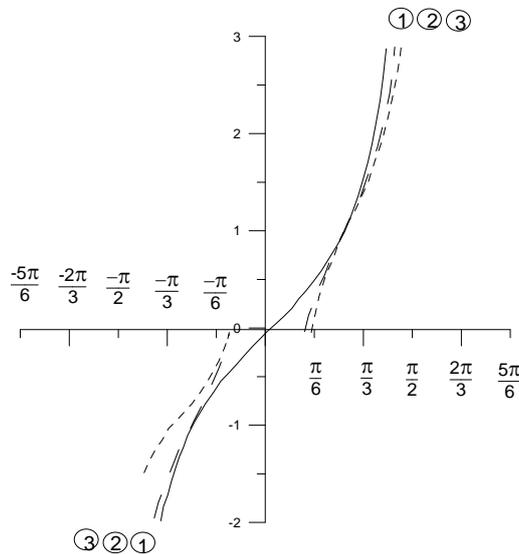
La expresión (2.17) puede ser dibujadas en un diagrama como una relación en la tensión-dilatancia  $\eta : \beta$ : curva 2 en la Fig. 2.32. La correspondiente forma del potencial plástico en el plano  $p' : q$  puede ser obtenida por integración desde la dirección de los vectores de incremento de deformación, controlada por la relación  $\delta \varepsilon_q^p / \delta \varepsilon_p^p$ , es por definición la misma como la dirección de la normal al potencial plástico. La ecuación a ser integrada entonces llega a ser:

$$\frac{q}{p'} - \frac{dq}{dp'} = M \tag{2.18}$$

Y la ecuación del potencial plastico es entonces:

$$\frac{n}{M} = \ln \frac{p_o'}{p'} \tag{2.19}$$

Donde  $p_o'$  simplemente indica el tamaño de una curva particular de potencial plastico y es el valor de  $p'$  para  $\eta = 0$ . Esta curva es dibujada en la Fig. 2.33



**Figura. 2.32 Relaciones tensiones-dilatancia: (1) Cam clay, (2) Cam clay original, (3) Tensión-dilatancia (Dibujada para  $M = 1$ )**

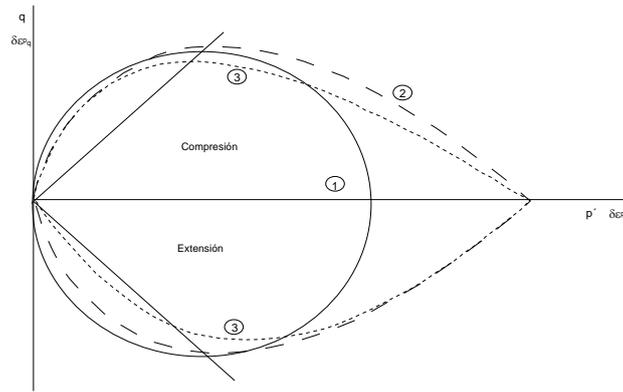


Figura. 2.33 Potenciales plásticos: [1] cam clay, [2] cam clay original, y [3] tensiones-dilatancia de Rowe (dibujada para  $M = 1$ )

## 2.5 Tension-dilatancia de Rowe

Una justificación alternativa de una regla de flujo, es proporcionada por la relación tensión-dilatancia propuesta por Rowe (1962). Rowe proporciona una expresión en la cual, para una muestra de suelo que es comenzada a cortar, la relación del trabajo realizado por las tensiones de conducción al trabajo realizado por las tensiones conducidas en cualquier incremento de deformación debería ser una constante. Esta constante  $K$  es probable a ser la misma para condiciones triaxiales y de deformación plana:

$$\text{Trabajo puesto a dentro por tensiones de conducción} / \text{trabajo tomado a fuera por tensiones conducidas} = -K \tag{2.20}$$

La constante  $K$  es relacionada al ángulo de fricción del suelo  $\phi'_f$  por la expresión:

$$K = \tan^2 \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\phi'_f}{2} \right) = \frac{1 + \sin \phi'_f}{1 - \sin \phi'_f} \tag{2.21}$$

Rowe sugiere que el ángulo  $\phi'_f$  este en el rango:

$$\phi_u \leq \phi'_f \leq \phi'_{cs} \tag{2.22}$$

Donde  $\phi'_{cs}$  es el ángulo en estado crítico de fricción corte a volumen constante, y  $\phi_u$  es el ángulo de fricción de corrimiento interpartícula.

En compresión triaxial las tensiones axiales  $\sigma'_a$  es la conducción de tensiones (con un incremento de deformación de compresión asociado  $\delta\varepsilon_a$ ), y las tensiones radiales  $\sigma'_r$  es el transtorno de las tensiones (con un incremento de deformación de tensión asociado  $-\delta\varepsilon_r$ ). La relación de tensión-dilatancia de Rowe entonces en esos estados para compresión triaxial:

$$\frac{\sigma'_a \delta \varepsilon_a}{-2 \sigma'_r \delta \varepsilon_r} = K \quad (2.23)$$

La ecuación (2.23) puede ser rescrita en terminos de las variables de tensiones  $p'$  y  $q$  y las variables de incrementos de deformación  $\delta \varepsilon_p$  y  $\delta \varepsilon_q$ :

$$\frac{\delta \varepsilon_p}{\delta \varepsilon_q} = \frac{3\eta(2+K) - 9(K-1)}{2\eta(K-1) - 3(2K+1)} \quad (2.24)$$

Abandonando las deformaciones elásticas, podemos integrar la ecuación anterior a conseguir un potencial plastico:

$$\frac{p'}{p_o} = 3 \left[ \frac{3-\eta}{(2\eta+3)} \right]^{1/(K-1)} \quad (2.25)$$

Es conveniente aproximar el valor de  $\phi_f$  a el valor de estado critico ultimo  $\phi'_{cs}$ . Entones,  $\phi'_{cs}$  y  $M$  son relacionados para compresión triaxial por:

$$\sin \phi'_{cs} = \frac{3M}{6+M} \quad (2.26)$$

La expresión (2.21) se convierte en:

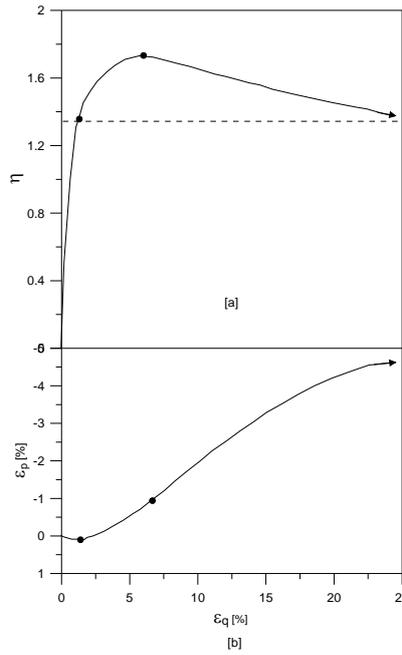
$$K = \frac{3+2M}{3-M} \quad (2.27)$$

Y la expresión (2.24) puede ser escrita como:

$$\frac{\delta \varepsilon_p^p}{\delta \varepsilon_q^p} = \frac{9(M-\eta)}{9+3M-2M\eta} \quad (2.28)$$

La cual tiene similitudes a la regla de flujo Cam clay original

$$\frac{\delta \varepsilon_p^p}{\delta \varepsilon_q^p} = M - \eta \quad (2.29)$$



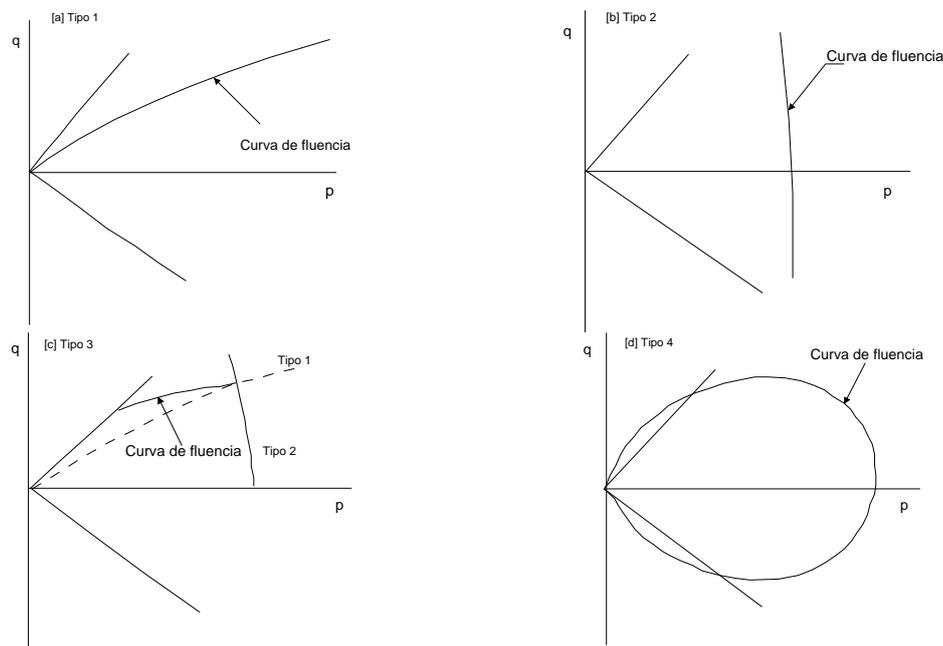
**Figura. 2.34** Ensayo de compresión triaxial drenado sobre arena densa Fontainebleau ( $v_0 = 1.61, \sigma_r = 100KPa$ ): (a) relación de tensiones  $\eta$  y deformación de corte triaxial  $\varepsilon_q$ ; (b) Deformación volumétrica  $\varepsilon_p$  y deformación de corte triaxial  $\varepsilon_q$

## 2.6 Aspectos adicionales del comportamiento de tensión para diferentes materiales granulares

### 2.6.1 Fluencia de arenas ante compresión anisótropa

Los modelos constitutivos elastoplásticos son frecuentemente utilizados para analizar y predecir el comportamiento tensión-deformación de suelos como un valor límite del problema. Tales modelos constitutivos son descritos en formas generales, la cual consiste de la función de fluencia, el potencial plástico y el módulo de endurecimiento. Entre esto, la función de fluencia representa la forma de la curva de fluencia en un espacio de tensiones, y define el límite de las deformaciones elásticas o los estados de los suelos, exponiendo las deformaciones plásticas irreversibles. Por lo tanto a ordenar con precisión el comportamiento tensión-deformación de los suelos sujetos a complicadas historias de tensiones debidos a cargas, descargas y procesos de recarga, es esencial clarificar las características de fluencia de los suelos en relación a la historia de tensiones y el nivel de tensiones. En vista de esto estudios experimentales se han realizado sobre la fluencia de las arenas basadas sobre varios ensayos estáticos de carga. Basado sobre lo encontrado experimental acerca de la forma de las curvas de fluencia, las curvas de fluencia son principalmente divididas en los siguientes cuatro tipos mostrados en la Fig. 2.35. Primero: la curva de fluencia del tipo 1 son representadas por una línea recta en relación de tensiones constantes o la línea ligeramente curvada. Este tipo de curvas de fluencia es presentada por Poorooshab, Holubec et al. (1966), Poorooshab, Holubec et al. (1967), Barden, Ismail et al. (1969), Poorooshab (1971), Fryman (1973), Tatsuoka and Ishihara (1974) y con frecuencia referido a las curvas de fluencia de corte. Es reconocido en sus investigaciones que las curvas de fluencia proporcionan una correcta característica de fluencia de la dureza de los granos de la arena durante el corte, particularmente en bajos niveles de tensiones, y que sin embargo,

ellos no pueden explicar esto para los procesos de consolidación (Barden, Ismail et al. (1969), Tatsuoka and Ishihara (1974), Nova and Wood (1978)).



**Figura. 2.35 Diagrama esquemático para curvas de fluencia típicas.**

Segundo: la curva de fluencia de tipo 2 es aproximadamente a una línea plana perpendicular al eje hidrostático. Este tipo de curvas de fluencia es a menudo llamado como curva de fluencia volumétrica, la cual es utilizada por Nishi y Esashi (1978) a evaluar el comportamiento de fluencia debido a la consolidación. Este tipo es introducido sobre las bases de la idea fundamental para las dos clases de fluencia, debido al corte y a la consolidación son independientes.

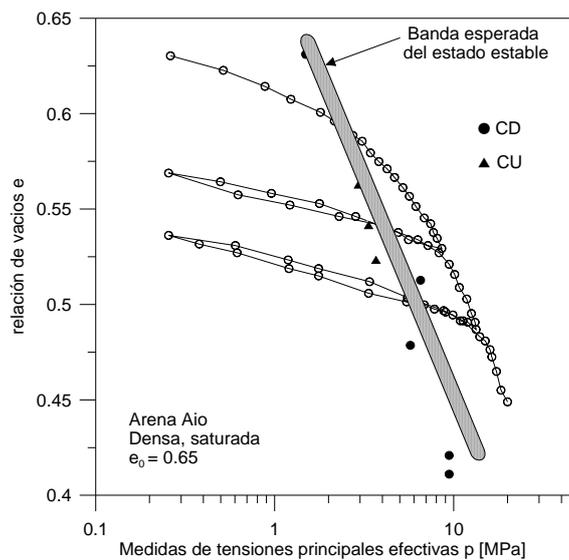
Sobre lo otro, las curvas de fluencia de tipo 3 y 4 son introducidas a enfatizar la relación entre la consolidación y el corte. La tipo 3: es propuesta por Tatsuoka y Molenkamp, (1983), la cual está formulado imponiendo las deformaciones plásticas debido al corte y a la consolidación. Este tipo de curvas puede evaluar las propiedades anisótropas de la fluencia de las arenas. Pero llega a ser utilizada solo por combinación de las curvas de fluencia de los tipos 1 y 2.

Las curvas tipo 4: es a menudo llamada de tipo de cap y es principalmente usada a predecir el comportamiento de fluencia de arenas preconsolidadas isotrópicamente en bajos niveles de tensiones (Ishihara and Okada (1978), Tanimoto and Tanaka (1986), Murata, Hyodo et al. (1987), Tanimoto, Tanaka et al. (1987)). Sin embargo, como muestra (Miura and Yamamoto (1982), Miura, Murata et al. (1984), Murata, Hyodo et al. (1987)), es identificado que cuando las características de la forma de la curva de fluencia son razonablemente representadas, este tipo es también para el comportamiento de arenas en niveles de tensiones altos en el cual la rotura de partículas ocurre debido al corte y a la consolidación.

Las arenas ciertamente presentan un comportamiento de fluencia anisótropo, sobre un amplio nivel de tensiones, sin embargo pocas evidencias vistas a ser disponibles acerca de la forma de una curva de fluencia anisótropa. Considerando las realidades de los estados de tensiones in situ de los suelos son generalmente anisótropos y tienden a tener mayor efecto sobre el comportamiento de deformación, y las características de fluencia para arenas consolidadas isotrópicamente deberían ser examinadas en detalle para más tarde ser usadas en la evaluación del comportamiento anisótropo de la arena.

Las características anisótropas de la arena son investigadas desarrollando varios ensayos con trayectorias de tensiones bajo condiciones triaxiales, poniendo atención a las trayectorias de carga y al nivel de tensiones. Entonces basado sobre la experimentación encontrada acerca de las características de fluencia, una función de fluencia es presentada para una arena isotrópamente consolidada. En adición, las propiedades anisótropas de la energía total normalizada y la energía total son discutidas comparando entonces con las formas de las curvas de fluencia para una arena consolidada anisótropamente.

La compresibilidad de las arenas se incrementa con la trituración de partículas, y los resultados, de la curva  $e - \ln p'$  Fig. 2.36 bajo una presión hidrostática llega a ser bilineal y el talud de la curva es cercano al de una arcilla normalmente consolidada (Miura and Yamanouchi (1977), Miura, Murata et al. (1984)). En este estudio basado sobre las características de trituración de partículas de arena durante el proceso de consolidación isotrópica, el nivel de tensiones fue dividido en dos partes, normalmente bajo y alto nivel de tensiones. Un nivel fue definido como el rango bajo de umbral de tensiones para la trituración de partículas bajo presión hidrostática y el otro fue definido como el rango alto en aquellas tensiones.



**Figura. 2.36** Curva  $e - \ln p'$  para ensayos de consolidación isotrópica

En la Fig 2.36 se muestra la curva  $e - \ln p'$  obtenida de un ensayo de consolidación isotrópica de la arena de Aio en un estado denso. La relación entre el incremento de área de superficie  $\Delta s$  y las medidas de las tensiones principales efectivas es mostrada en la Fig. 2.37 en el cual  $\Delta s$  es un índice razonable para cuantificar la evaluación de la cantidad de trituración de partículas, como lo propuesto por Miura and Yamanouchi (1977). De la Fig. 2.36 y 2.37 es observado que el umbral de tensiones para la trituración de partículas en la arena Aio bajo condiciones de tensiones hidrostáticas es alrededor de 2MPa y que este valor corresponde aproximadamente a la presión de confinamiento en la cual de repente se incrementa en el comienzo de la compresibilidad.

En adición en la Fig.2.36 el estado de tensiones finales obtenido de ensayos triaxiales de corte drenados y no drenados con varias presiones de confinamiento en el rango de 0.1 a 10 MPa es también mostrado en la banda sombreada, la cual es considerada a

aproximarse correspondientemente al estado estable (estado crítico). Es generalmente reconocido que el comportamiento de la arena cambia de dilatante a contractante con el incremento en la relación de vacíos y la presión de confinamiento más allá a la línea de estado.

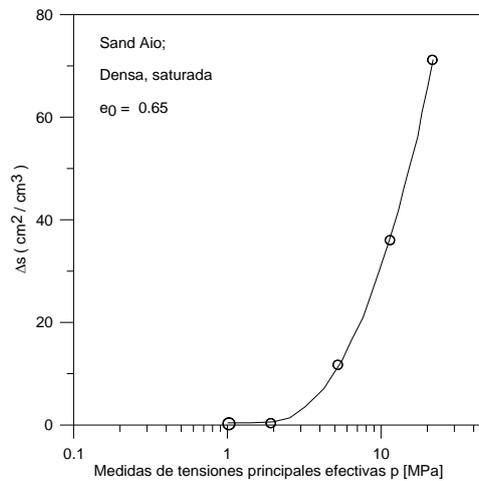


Figura. 2.37 Incremento del área de la superficie  $\Delta s$  en ensayos de consolidación isotrópica

### 2.6.2 Tensión de fluencia en diferentes trayectorias del plano p:q

El estado de tensiones de fluencia fue tomado a ser el punto de máxima curvatura, el cual debería corresponder al inicio completamente de la deformación plástica.

Las Figs. 2.39a y 2.39b presentan las curvas de fluencia en el espacio p-q, obtenido de la trayectoria de tensiones de los ensayos de tipo A, como mostrados en la Fig.2.38, junto con los puntos de fluencia observados en cada curva tensión-deformación descritos abajo. La Fig 2.39a presenta la curva de fluencia en el nivel de tensiones bajas, mientras que la Fig. 2.39b muestra los resultados en el nivel de tensiones alto. También en la Fig. 2.39a la curva de fluencia y la línea de falla en el nivel de altas tensiones están mostrando usando una línea punteada para comparación por reducción de sus escalas. Puede ser visto que en primer lugar, las tensiones de fluencia como función de  $\nu, \epsilon, \kappa$  y  $W$  coinciden relativamente bien con cada otra.

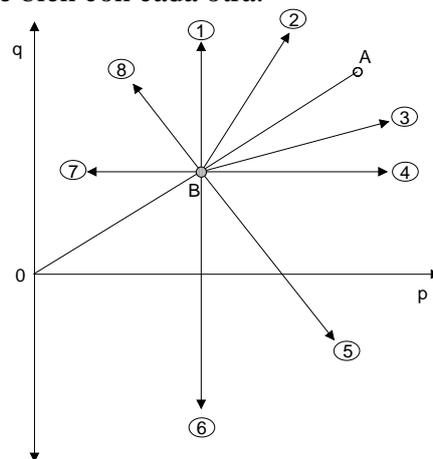
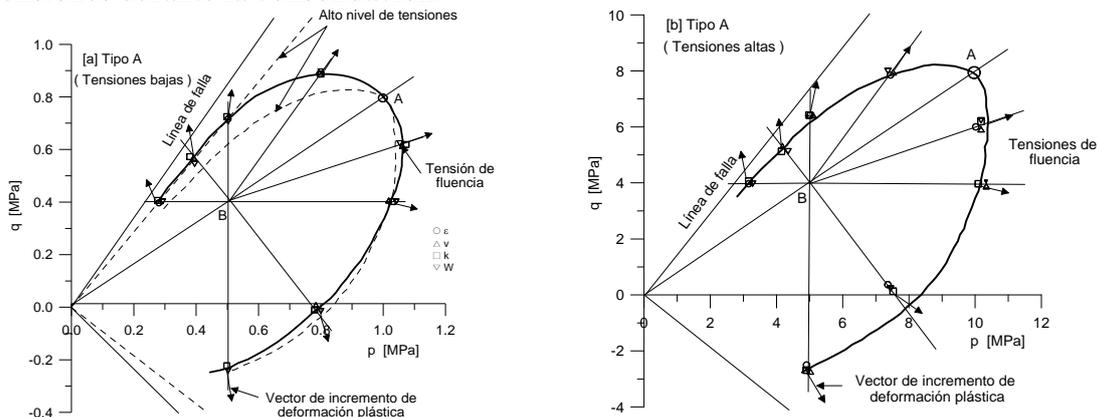


Figura. 2.38 Trayectorias de tensiones para la determinación de los puntos de fluencia correspondientes al punto "A"

Adicional, es encontrado que en la Fig. 2.39 que la forma de ambas curvas de fluencia difieren algo una de otra, especialmente en altas relaciones de tensiones, la curva de

fluencia reducida en los altos niveles de tensiones esta bajo la curva de los bajos niveles de tensiones. Tal diferencia en la forma de dos curvas de fluencia en altas relaciones de tensiones vistas a ser principalmente relacionadas a la dependencia de la línea de falla sobre la presión de confinamiento como es mostrada en la Fig. 2.39a. Sin embargo un punto de vista práctico puede ser reorganizado que la forma de ambas curvas de fluencia en bajos y altos niveles de tensiones es aproximadamente similar.

La forma de la curva de fluencia para una arena isotrópamente consolidada es aproximadamente elíptica, la cual no es simétricamente cerca de las trayectorias de tensiones durante la consolidación.



**Figura. 2.39** Curvas de fluencia experimentales obtenidas de ensayos de tipo A en: (a) bajo nivel de tensiones; (b) alto nivel de tensiones

En la Fig 2.39 los vectores de incrementos de deformación plástica experimentales ( $dv^P$  y  $d\epsilon^P$ ) en la vecindad de cada punto de fluencia son también representados sobre el plano  $p-q$ . Es visto que para en este tipo de ensayo la dirección de los vectores no son perpendiculares a las curvas de fluencia, especialmente en la relación de tensiones altas.

## 2.7 Efecto escala

Varias razones pueden ser propuestas a explicar algunas discrepancias. La validez de muestras escaladas compactadas, es probable una clave a cuestionar. Marachi, Chan et al. (1969) encontró que distribuciones de tamaño escaladas llevan a comparar resistencias desarrolladas.

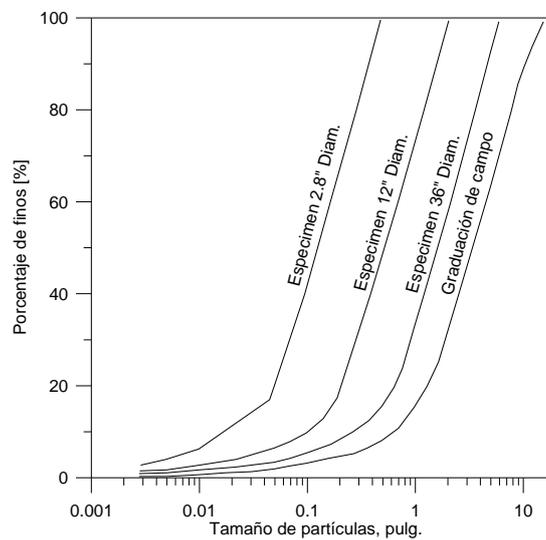
Futuro datos muestran los efectos de modelización de las curvas de graduación sobre la resistencia y características de deformación de las escolleras, y a investigarla, para predecir el ángulo de fricción interno en una presa con un satisfactorio grado de exactitud.

Se realizó un programa de tres series de ensayos sobre especímenes saturados. El material para la primera serie de ensayos (Fig. 2.40) fue de escollera de la zona de espaldones de la presa Pirámide; para la segunda serie de ensayos (Fig.2.41) fue basalto triturado, y para la tercera serie de ensayos (Fig.2.42) fue de los espaldones de la presa Oroville. Cada serie consistió de doce ensayos de compresión triaxial consolidados drenados, cuatro para cada espécimen de diámetro de 36, 12 y 2.8 pulg. Los cuatro ensayos para cada espécimen fueron desarrollados usando presiones de confinamiento efectivas de 30, 140, 420 y 650 psi. Los ensayos se realizaron con varias curvas

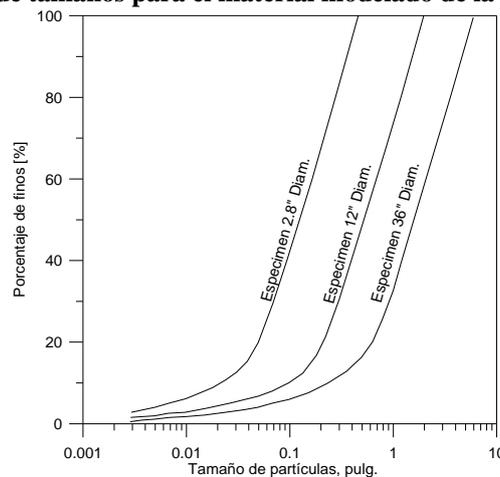
granulométricas paralelas, con un tamaño máximo de partícula de 1/6 del diámetro de ese espécimen.

Un total de 14 consolidaciones isotropas (Figs. 2.43, 2.44, 2.45), ensayos de compresión triaxial drenados (Figs. 2.46, 2.47, 2.48) fueron desarrollados con los diferentes materiales de escolleras modelados para esta investigación.

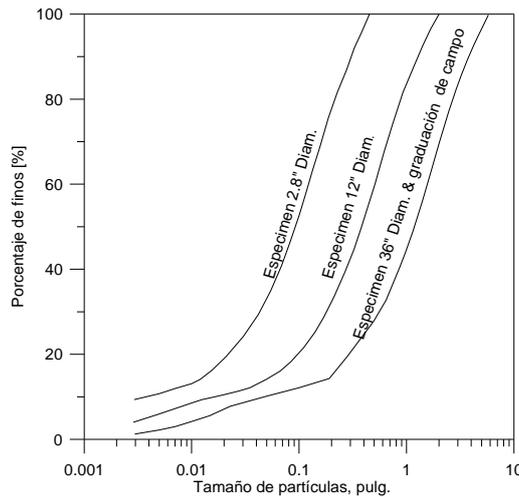
Los resultados para el material de la presa Pirámide indican que a una presión dada, los especímenes grandes consolidan más que los especímenes pequeños, sugiriendo que la cantidad consolidación se incrementa cuando el tamaño de partícula crece. Sin embargo los datos para el basalto y los materiales de la presa Oroville fueron algo mezclados y no muestran una tendencia similar. De esta manera los resultados con buena opinión, al efecto de tamaño de partícula sobre el comportamiento de consolidación isotropa del material de escollera no son decisivos. Sin embargo ellos no indican que el comportamiento de consolidación bajo un sistema de tensiones isotropas para materiales de escollera investigado es afectado considerablemente por la modelización de las curvas de distribución granulométrica.



**Figura. 2.40 Distribución de tamaños para el material modelado de la presa Pirámide**



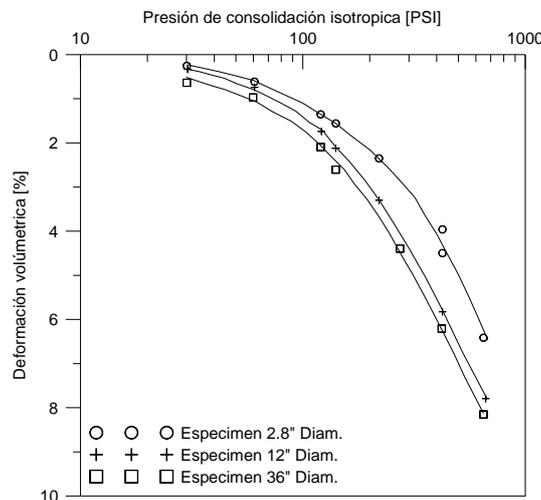
**Figura. 2.41 Distribución de tamaños para la roca basáltica triturada**



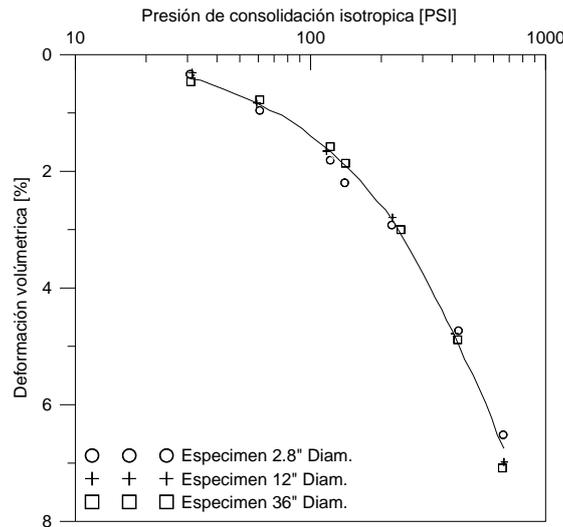
**Figura. 2.42 Distribución de tamaños para el material modelado de la presa Oroville**

Los resultados de ensayos de compresión triaxial (Figs. 2.46, 2.47, 2.48) son presentados en la forma que las curvas de la relación de tensiones principales contra la deformación axial y deformación volumétrica contra la deformación axial, para los tres especímenes con materiales de escolleras modelados.

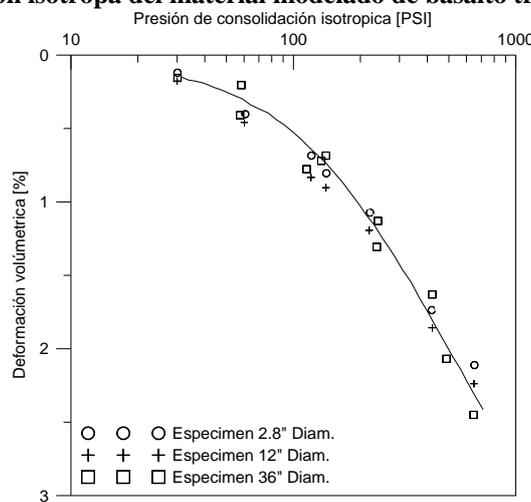
Los resultados indican que los valores de las relaciones de tensiones principales en la falla son más grandes para los especímenes pequeños y menos para los especímenes grandes. Esta tendencia puede ser observada para toda la serie de ensayos. La diferencia entre los valores de la relación de tensiones principales en la falla para tamaños grandes e intermedios de especímenes, sin embargo varía. Para algunos de estos ensayos esta diferencia fue bastante pequeña y casi insignificante mientras para otros fue una cantidad notable. Debe ser notado que la relación de vacíos inicial en todos los especímenes de una serie de ensayo fue muy cerrada, pero no fue exactamente la misma. Algunas de las variaciones en los resultados deberían ser debido al efecto de diferencias menores en la relación de vacíos iniciales del espécimen. Las pendientes iniciales de las curvas de relación tensión principal-deformación para los tres tamaños de especímenes, el cual son directamente relacionados al módulo tangente inicial, son también muy cerrados. La tendencia general en la pendiente inicial de estas curvas vistas a explicar el módulo de tangente inicial, para los especímenes pequeños son grandes; sin embargo el módulo tangente inicial para los especímenes intermedios y de gran tamaño son casi iguales.



**Figura. 2.43 Consolidación isotrópica del material modelado de la presa Pirámide**



**Figura. 2.44 Consolidación isotrópica del material modelado de basalto triturado**



**Figura. 2.45 Consolidación isotrópica del material modelado de la presa Oroville**

Las curvas deformación volumétrica contra deformación axial indican que la compresión volumétrica durante el corte es menor para los especímenes pequeños como opuesto a los otros especímenes de tamaño. Sin embargo, ahí no se observó algún cambio significativo entre las características del cambio de volumen de los especímenes intermedios y de gran tamaño. Para estos ensayos los especímenes de gran tamaño muestran gran cambio de volumen de compresión que los especímenes de tamaño intermedio, y para algunos ensayos lo contrario fue encontrado. Las deformaciones volumétricas en la falla para intermedios y grandes especímenes fue generalmente la misma y más compresibles que los especímenes de pequeño tamaño. La tendencia de estas curvas también indica que la cantidad de deformación volumétrica en la falla se incrementa con la presión de confinamiento del ensayo en el rango de bajas presiones, pero no muestra significantes cambios para grandes presiones. Esto nos dice que la cantidad de deformación volumétrica en la falla se incrementa como la presión de confinamiento se incrementa, pero después de alcanzado un máximo decrece a algún valor constante.

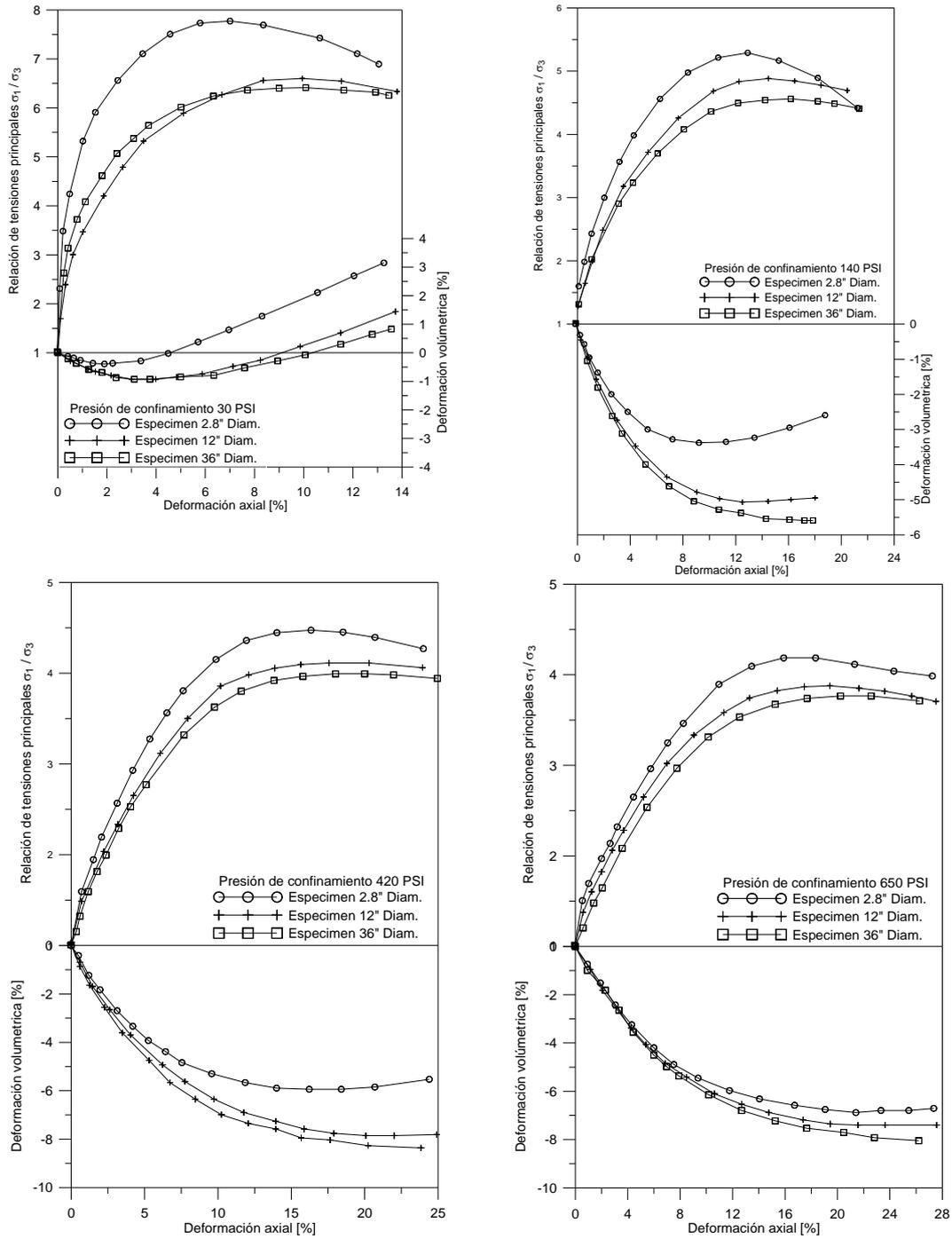
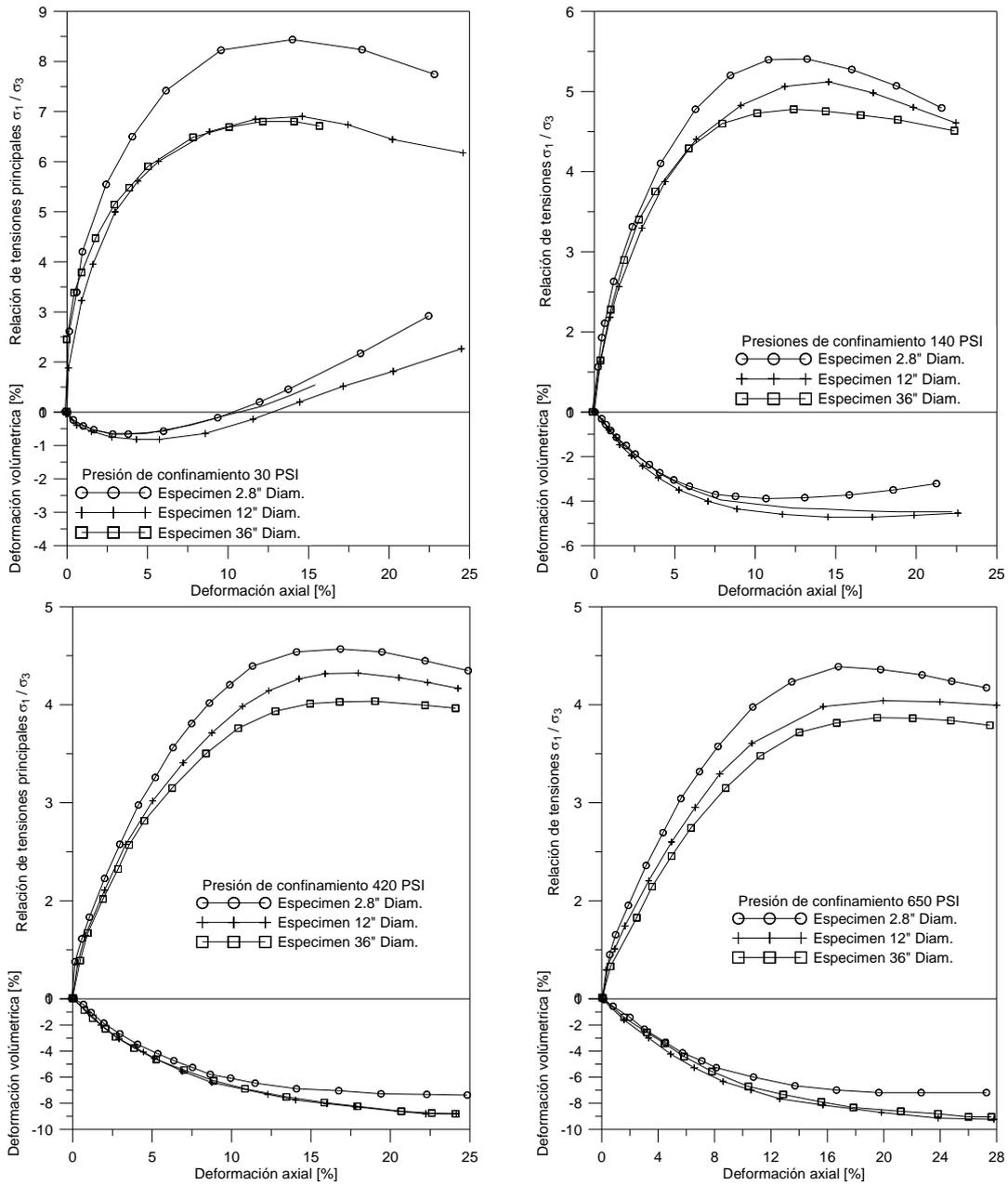
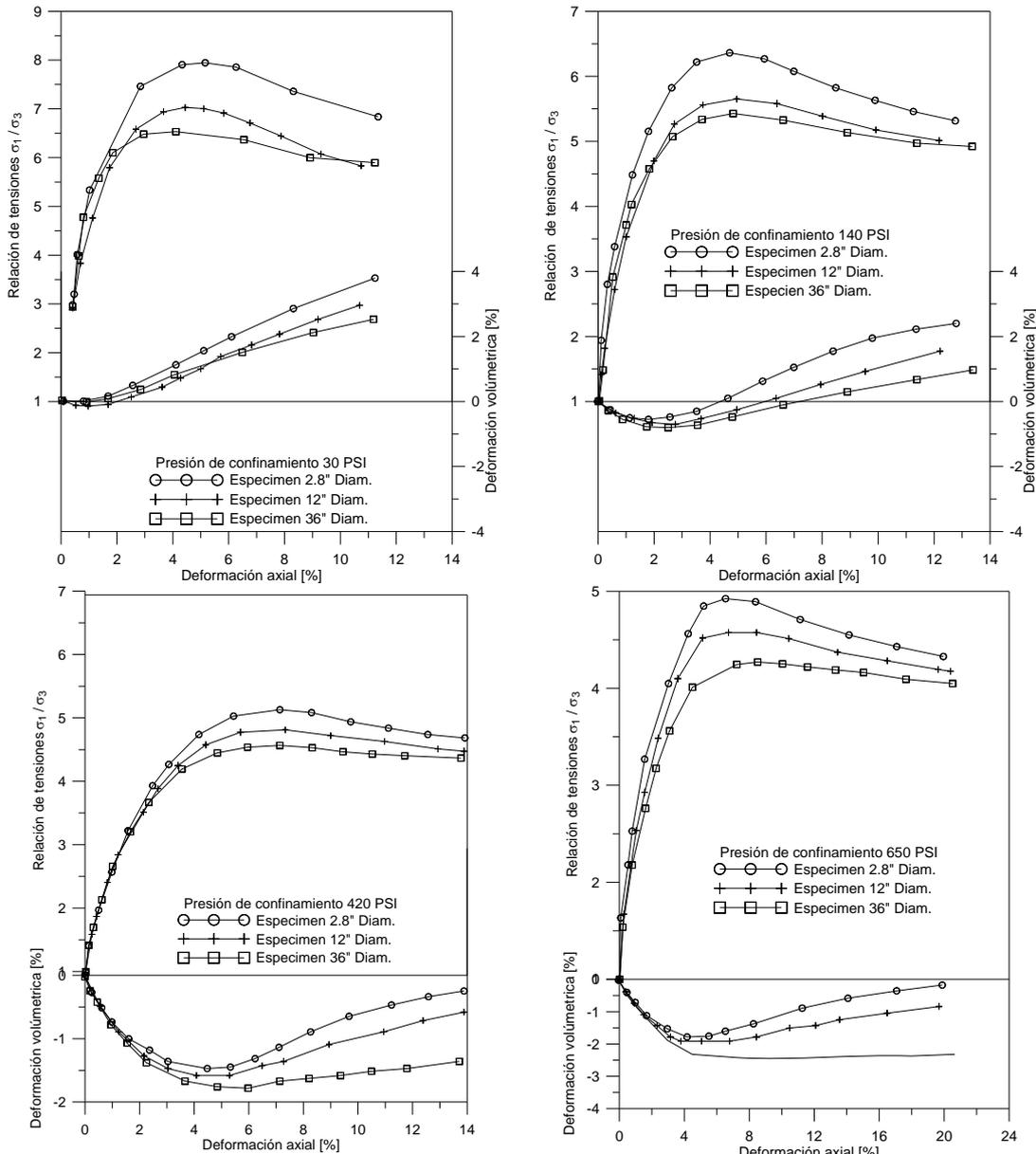


Figura. 2.46 Relación de tensiones principales-deformación axial y relaciones de deformación axial-deformación volumétrica para material modelado de la presa Pirámide



**Figura. 2.47** Relación de tensiones principales-deformación axial y relaciones de deformación axial-deformación volumétrica para material modelado de basalto triturado

Para todas las series de ensayos parece que en cualquier presión de confinamiento dada, la deformación axial en la falla es baja para los especímenes pequeños y grandes para los especímenes de gran tamaño. Sin embargo, hay algunas dispersiones de los datos.



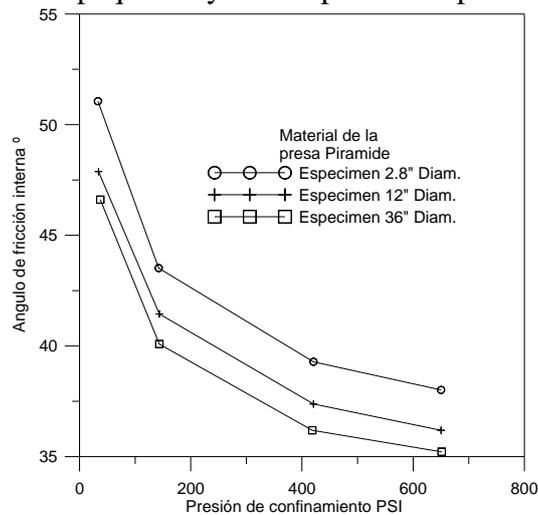
**Figura. 2.48 Relación de tensiones principales-deformación axial y relaciones de deformación axial-deformación volumétrica para material modelado de la presa Oroville**

Los resultados de cuatro ensayos de la presa Pirámide en los especímenes pequeños, los cuales fueron intencionalmente preparados a una condición inicial suelta, proporciona una línea guía como los valores del ángulo de fricción interna son afectados por la relación de vacíos inicial de los especímenes. Esto proporciona unas medidas para ajustar los valores del ángulo de fricción interna a las mismas relaciones de vacíos iniciales en todos los especímenes. Similares líneas de ángulos de fricción interna versus relación de vacíos, fueron usadas para los ensayos con roca basáltica triturada; desde entonces los dos materiales fueron muy similares en su comportamiento.

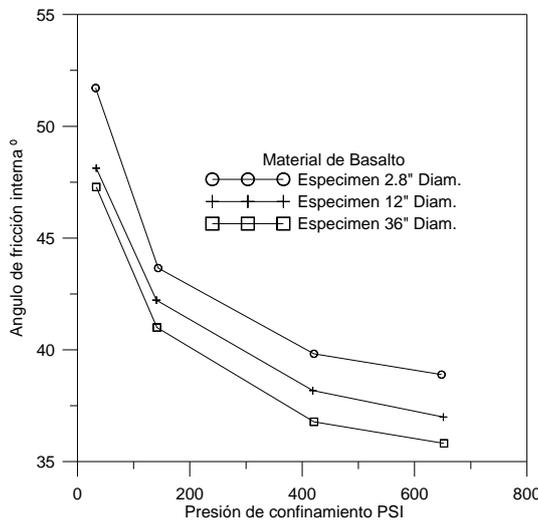
Los ángulos de fricción interna para todos los materiales y tamaños de especímenes decrecen en un índice de disminución con el incremento de la presión de confinamiento. Sin embargo parece que el ángulo de fricción interna no debería decrecer apreciablemente para grandes presiones de confinamiento.

El efecto de tamaño de espécimen, o el efecto del tamaño de la partícula, sobre el ángulo de fricción interna (Figs.2.49, 2.50, 2.51) puede también ser visto que para los

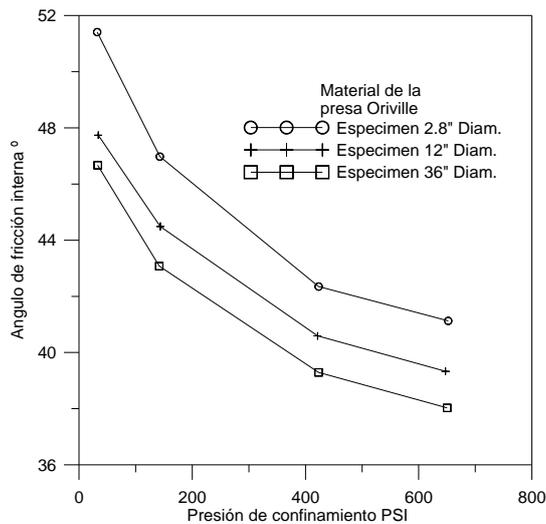
tres materiales el ángulo de fricción interna en una presión de confinamiento dado, es grande para los especímenes pequeños y menor para los especímenes grandes.



**Figura. 2.49** Ángulo de fricción interna-presión de confinamiento para el material modelado de la presa Pirámide



**Figura. 2.50** Ángulo de fricción interna-presión de confinamiento para el material modelado de basalto triturado



**Figura. 2.51** Ángulo de fricción interna-presión de confinamiento para el material modelado de la presa Oroville

Mostrando los efectos del tamaño de partículas sobre el ángulo de fricción interno en estos especímenes; se observa que el ángulo de fricción interna es una función del tamaño máximo de partículas de cada espécimen. Las curvas muestran que el ángulo de fricción interna decrece cuando el tamaño máximo de partículas es incrementado. Las magnitudes y las tendencias de estas diferencias en el ángulo de fricción interna vistas a ser las mismas para los tres tipos de materiales. Estos resultados es especialmente interesante desde las propiedades y las características de las partículas individuales de cada uno de los tres materiales fueron bastante diferentes.

Como notado previamente, la resistencia y características de cambio de volumen de la presa Pirámide y los materiales de basaltos triturados fueron muy similares, aunque las partículas de estos materiales fueron significativamente diferentes en sus propiedades y estado desgastado. Las partículas del material de la presa Pirámide fueron anisótropas, y bastante trituradas, mientras que las partículas de roca basáltica fueron isótropas y bastante sanas. Sin embargo las partículas de ambos materiales fueron angulares en forma y la graduación de los dos materiales fue la misma.

El ángulo de fricción interna de todos los materiales de escolleras están con un rango relativo estrecho de pocos grados.

Las consideraciones teóricas presentadas anteriormente indican que la modelación de la graduación y la forma de la partícula de los materiales de escolleras no deberían afectar los valores de tensiones máximas y deformaciones, en los contactos entre partículas; si el material en los contactos se comporta elásticamente o plásticamente. Basado sobre este argumento la cantidad de trituración de partículas no debería ser afectada por modelaciones perfectas de la graduación y la forma de las partículas de los materiales de escolleras.

El fenómeno de trituración de partículas el cual ha sido observado en ensayos de materiales de escolleras es realmente un caso de fractura de roca. La fractura puede ocurrir en las afiladas esquinas y asperecidas por lo tanto puede involucrar agrietamiento de partículas en dos o más piezas o puede constituir la destrucción de una partícula en innumerables piezas. Por lo tanto será esperado que cuando modelamos materiales con distribuciones de tamaños de partículas similares geoméricamente que son ensayados en compresión triaxial, los especímenes grandes contienen partículas grandes que muestran gran cantidad de degradación que los especímenes pequeños, los cuales contienen pequeñas partículas.

El proceso de rotura de partículas es acelerado por la adición del agua y la cantidad de rotura de partículas puede ser visto de los cambios en curvas de la distribución de tamaños de granos, se incrementa con: incrementos de uniformidad de la muestra de suelo, incremento de la angularidad de las partículas, en decremento de la resistencia de partículas individuales, incremento de la presión de confinamiento, incremento de las tensiones de corte, en una presión de confinamiento dada.

Los materiales de todos los especímenes sufrieron algún grado de degradación. Una gran porción de degradación de partículas, fue causada por la acción de tensiones de corte, más que por la aplicación de tensiones de consolidación isótropas.

Para todos los materiales y tamaños de especímenes de esta investigación, la cantidad de rotura de partículas se incrementa como se incrementa la presión de confinamiento en el ensayo.

Para los especímenes de tamaños diferentes, conteniendo materiales de escolleras con graduaciones modeladas, la cantidad de rotura de partículas se incrementa como el tamaño máximo de la partícula es incrementado. Este incremento fue más pronunciado para los ensayos con presiones de confinamiento alto.

## 2.8 Comportamiento de materiales granulares frente a cargas cíclicas

### 2.8.1 Aspectos generales

El aparato triaxial es el más versátil para obtener las propiedades de resistencia y deformación para ensayos de materiales granulares, la disparidad entre el tamaño de partículas en el campo y especímenes de triaxiales de tamaños convencionales pueden contribuir a un inapropiado o desorientar el comportamiento de deformación y modos de falla; por la inevitable dilatación dependiente del tamaño y los mecanismos diferentes de trituración de partículas. Por lo tanto, la utilización de equipos triaxiales de gran escala, facilita los ensayos para balasto obteniendo más realistas relaciones tensión-deformación y características de degradación.

Una cimentación de balasto convencional está compuesta de diferentes capas graduadas de agregados, en el cual los durmientes son embebidos. La cama de balasto es requerida a soportar las cargas de las ruedas aplicadas previniendo asentamientos excesivos. También debe prever la resiliencia necesaria para los otros elementos de la estructura de la vía a transmitir las cargas impuestas en un nivel aceptable a la cimentación. Función adicional incluye un drenaje eficiente del agua de la cama del balasto.

La etapa crítica del balasto en la vida de la cimentación es después de la construcción o de los ciclos de mantenimiento, cuando el balasto está en su estado suelto. Una mayor preocupación relacionada al balasto es resistir las fuerzas axiales y laterales. En la práctica, las tensiones axiales efectivas ( $\sigma_1'$ ) y las tensiones laterales efectivas ( $\sigma_3'$ ) son relacionadas al eje de la carga del tren y la restricción impuesta por los durmientes. Las tensiones de confinamiento efectivas ( $\sigma_3'$ ) son generalizadas por el propio peso del balasto en los hombros y las tensiones transitorias adicionales entre los durmientes.

Hay cuatro parámetros que son vistos a ser la más común contribución a la rotura del balasto, dureza, tenacidad, forma de la partícula y degradación de la resistencia.

La trituración de partículas es un factor decisivo en el comportamiento de balasto. La amplitud de la trituración es una función de varios factores, incluyendo la resistencia compresiva de la roca madre, la presión de confinamiento aplicada y la compactación inicial.

Ha sido establecido que el ángulo de fricción de los materiales granulares es una función de la graduación del balasto, la forma de la partícula, la angularidad, la textura superficial y el tamaño del grano.

Los valores altos de los ángulos de fricción, en bajas presiones de confinamiento, son relacionados al contacto interpartículas que dependen de la resistencia de trituración de la roca madre y la habilidad de las partículas entrelazadas a dilatar a bajos niveles de tensiones.

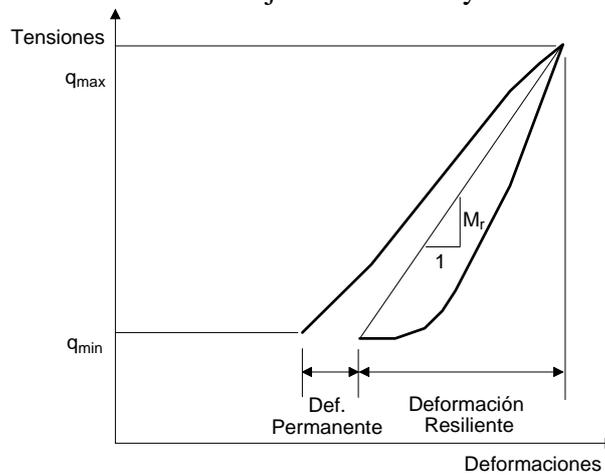
Los pavimentos flexibles son estructuras de ingeniería que consisten de varias capas de materiales procesados y seleccionados que soportan las cargas del tráfico y las distribuyen a la subrasante en deformaciones verticales aceptables. Estructuras típicas de pavimentos tiene espesores de 120 a 170mm de concreto asfáltico, encima de 250 a 300mm de agregados triturados de base, encima de 500 a 800mm de agregados de subbase. La base está inmediatamente debajo de la capa de la superficie del pavimento, y está sujeta a severas cargas. El material en una base debe ser de extremadamente alta calidad, y su construcción debe ser cuidadosamente hecha.

Los diseños de pavimentos con frecuencia dependen de los cálculos de tensiones y deformaciones en un sistema elástico multicapa, en el cual cada capa es caracterizada por su espesor, un modulo de Young elástico equivalente, y una relación de poisson. Las propiedades elásticas son con frecuencia determinadas en laboratorio sobre materiales representativos idealizados a representar estados y sujetos a condiciones de tensiones representativas.

La caracterización de las propiedades de los materiales granulares triturados se puede realizar usando ensayos triaxiales cíclicos. Un nuevo método de análisis ha sido propuesto a tomar en cuenta la no linealidad debido al corte.

El comportamiento de agregados triturados no saturados es complejo y requiere el uso de sofisticados ensayos con medidas precisas de agua y presión de aire en los poros. Adecuados ensayos de materiales no saturados consumen mucho tiempo, y las medidas de presión de poro son relativamente difíciles dependiendo sobre la cantidad de finos.

Estos resultados deberían definir relaciones constitutivas que establezcan modelos de comportamiento tensión-deformación bajo las varias trayectorias de tensiones.



**Figura. 2.52 Definición del módulo resiliente**

El modulo de resiliencia  $M_r$  es definido como la relación de la tensión desviadora máxima a la deformación resiliente  $M_r = \frac{\sigma_d}{\epsilon_r}$  (Recuperable). La Fig.2.52 muestra de un punto de vista practico, la relación entre  $M_r$  y el nivel de tensiones que ha sido obtenido por técnicas de curvas de aproximación.

La tabla 2.1 presenta varios modelos desarrollados en varios años, usando este planteamiento. Todos estos modelos involucran el modulo volumétrico original y el modelo de tensión volumétrica ( $K - \theta$ ), el cual relaciona a  $M_r$  a las tensiones volumétricas  $\theta$  o la suma de las tensiones principales a través de los parámetros de regresión  $\kappa_i$  dependiendo sobre el estado y el tipo de material. La mayoría de estos modelos considera un valor constante de la relación de poisson, el cual es conocido a variar.

Una versión simplificada de la ecuación (e) en la tabla 2.1 con  $\kappa_{14} = 0$  y  $\kappa_{15} = 1$  ha sido adoptada por la AASHTO 2002 guía de diseño (NCHRP2004).

$$M_r = \kappa_{11} p_o \left( \frac{\theta}{p_o} \right)^{\kappa_{12}} \left( \frac{\tau_{oct}}{p_o} + 1 \right)^{\kappa_{13}} \tag{2.30}$$

Donde  $\theta$  es las tensiones volumétricas,  $\tau_{oct}$  es la tensiones de corte octaédricas, y  $P_o$  es la referencia de las medidas de tensiones.

Los modelos de los módulos de corte volumétrico, relacionados de las simplificaciones originales de Boyce (1980); están basados sobre el teorema de reciprocidad de Maxwell y usando solo tres parámetros del material, a saber valores iniciales del modulo volumétrico  $\kappa_i$ , valores iniciales del modulo de corte  $G_i$ , y una constante del modelo  $\mu$  menos que 1. Improvisaciones al modelo de Boyce fueron introducidas por Brown and Papping (1985) y Mayhew (1983), quien consideraron que los parámetros del material usado para los modelos de deformación volumétrica y los modelos de deformación de corte son independientes y tomando en cuenta la longitud de la trayectoria de tensiones durante los ciclos de carga. Hornych (1998) modifico los modelos de Boyce por la introducción de las características anisótropicas de los materiales granulares.

Una discusión previa, es el uso del modulo secante de Young o modulo resiliente  $M_r$  que ha sido planteado por la ingeniería de la North American pavement engineers;  $M_r$  no es único, pero depende sobre la definición de los orígenes para deformaciones y sobre la trayectoria de tensiones seguidas (Tutumluer and Seyhan (1999). Recientes estudios sobre geomateriales tales como rocas reblandecidas sedimentarias y materiales granulares compactados (Tatsuoka and Shibuya (1992), Jardine (1995), Tatsuoka and Kohata (1995), Kohata, Tanaka et al. (1997), Gomes Correia, AnhDan et al. (2001)) han revelado que el modulo elástico de Young, definido como la relación de incremento de tensiones y incremento de deformaciones que ocurren en una dirección dada, es una función única de las tensiones normales en la misma dirección. El modulo de Young en una dirección vertical seria únicamente relacionado a las tensiones verticales efectivas y es independiente de las tensiones horizontales efectivas.

Los cálculos consideran que las propiedades elásticas de las capas de los materiales granulares, pueden ser relacionadas al módulo de resiliencia derivado de ensayos triaxiales estándar (strategic highway research program (SHRP) procedure and Others), el cual son normalmente relacionados a las tensiones impuestas por los procedimientos de las curvas de aproximación. La sensibilidad del módulo de resiliencia a las condiciones de ensayos actuales (trayectorias de tensiones y tensiones desviadoras mínimas) es en parte responsable para las dificultades en asignar valores relevantes a  $M_r$  en el campo para condiciones de tensiones dadas.

Evidentemente, el uso de la relación rigidez-tensión vertical tangente para diseño de pavimentos parece muy prometedor, pero puede requerir un esquema de cálculo iterativo a conseguir consistencia entre trayectorias de tensiones y módulos de resiliencia usado en cada elemento.

Tabla 2.1. Modelos existentes a predecir la respuesta resiliente de materiales granulares

	Modelo	Referencias
(a)	$M_r = \kappa_1 \sigma_3^{\kappa_2}$	Dunlap 1963; Monismith et al. 1967
(b)	$M_r = \kappa_3 \sigma_3^{\kappa_4}$	Brown and Pell 1967; Seed et al 1967
(c)	$M_r = \kappa_5 p_o \left( \frac{\theta}{p_o} \right)^{\kappa_6} \left( \frac{q}{p_o} \right)^{\kappa_1}$	Uzan 1985
(d)	$M_r = \kappa_8 p_o \left( \frac{\theta}{p_o} \right)^{\kappa_9} \left( \frac{\tau_{oct}}{p_o} \right)^{\kappa_{10}}$	Witczack and Uzan 1988
(e)	$M_r = \kappa_{11} p_o \left( \frac{\theta - 3\kappa_{14}}{p_o} \right)^{\kappa_{12}} \left( \frac{\tau_{oct}}{p_o} + \kappa_{15} \right)^{\kappa_{13}}$	Andrei 1999
(f)	$M_r = \kappa_{16} \left( \frac{p}{q} \right)^{\kappa_{17}}$	Tam and Brown 1988
(g)	$M_r = \kappa_{18} \left( \frac{J_2}{\tau_{oct}} \right)^{\kappa_{19}}$	Johnson et al. 1986
(h)	$M_r = \kappa_{20} p^{\kappa_{21}} q^{\kappa_{22}} \sigma_3^{\kappa_{23}}$	Itani 1990
(i)	$M_r = \kappa_{24} q^{\kappa_{23}} \sigma_3^{\kappa_{26}}$	Pezo and Hudson 1994; Garg and Thompson 1997

## 2.9 Modelos constitutivos para materiales granulares

### 2.9.1 Aspectos generales

#### 2.9.1.1 Criterio de rotura

Para describir el mecanismo de las deformaciones de corte, las condiciones de falla en los estados pico y residual son asumidos a ser trayectorias independientes y gobernadas por el criterio Mohr-Coulomb escrito en terminos de  $\sigma_1$  y  $\sigma_3$  los cuales son las tensiones principales mayor y menor respectivamente. De esta manera, la expresión de la superficie de falla es dada como:

$$F = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) - \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_3) \sin \varphi = 0 \quad (2.31)$$

En el cual el ángulo de fricción  $\varphi$  puede asumir valores de  $\varphi_f$  o  $\varphi_{cv}$  dependiendo si el estado pico o residual (volumen constante) son descritos.

En este apartado mencionamos que para la consideración de las condiciones de tensiones en 3-D y las tensiones principales intermedias, una generalización de la ecuación (2.31) puede ser usada como el criterio falla de Matsuoka y Nakai (1982) el cual representa la superficie de falla en tres dimensiones en el espacio de tensiones principales. En la forma de los invariantes de las tensiones, la superficie Matsuoka-Nakai es expresada como:

$$F = I_1 I_2 - (9 + 8 \tan^2 \varphi) I_3 = 0 \quad (2.32)$$

Donde los invariantes de las tensiones son dados como  $I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$ ;  $I_2 = \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_1 \sigma_3 + \sigma_2 \sigma_3$ ;  $I_3 = \sigma_1 \sigma_2 \sigma_3$ .

Superficie de Fluencia:

La superficie de fluencia puede ser vista como la superficie representando cualquier contorno de igual trabajo plástico o estados de fluencia de la plasticidad, en el espacio de tensiones (Poorooshasb, Holubec et al. (1967), Roscoe and Burland (1968), Lade and Kim (1988). Un modelo de dos superficies el cual esta compuesto de fluencias de corte y compactación ha sido formulada.

Para el mecanismo de corte, es asumido que la superficie de fluencia toma la forma de la superficie de falla. Sin embargo, es asumido que la fluencia de corte plástico corresponde a una movilización continua del ángulo de fricción el cual resulta en una expansión isotrópica de la superficie de fluencia en el espacio de tensiones. En un estado de fluencia dado, la expresión de la superficie de fluencia de corte es:

$$F_s = (\sigma_1 - \sigma_3) - (\sigma_1 + \sigma_3) \sin \varphi_m = 0 \quad (2.33)$$

En el cual  $\varphi_m$  es la movilización del ángulo de fricción.

Con respecto a describir el mecanismo de compactación, un corte vertical de la superficie el cual también es movilizado en el espacio de tensiones es usado a simplificar. La forma funcional del corte vertical es la misma como en Vermeer (1978).

$$F_C = p - p_o = 0 \quad (2.34)$$

Con  $p_o$  referido a una presión de consolidación equivalente. Lo último es hecho función de la actual deformación volumétrica plástica; el cual incluye las componentes inducidas por el corte y la compactación. Consecuentemente, los movimientos de las superficies de fluencia de cap y corte son acopladas. Por ejemplo una trayectoria de tensiones desviadora, causa deformaciones volumétricas plásticas, el cual induce movimientos del cap aun cuando no hay cambios en la medida de las tensiones. Esta situación el cual incluye a trayectorias de tensiones puras es también verdadera.

La formulación del modelo de dos superficies de fluencia para describir la respuesta acoplada desviadora plástica y hidrostática, es relativamente simple pero comprensiva. Sin embargo, las deformaciones de corte desarrolladas durante la trayectoria de tensiones, involucra solo cambios en la medida de las tensiones, no ha sido modelada a menos que el corte vertical cap es remplazado por una curva.

### 2.9.1.2 Regla de flujo

En la plasticidad de multisuperficies, los incrementos de deformación plástica son calculados de una regla de flujo no asociada.

$$d\varepsilon^P = \sum d\lambda_i \frac{\partial Q_i}{\partial \sigma} \quad (2.35)$$

En el cual  $d\lambda_i$  y  $Q_i$  son funciones del multiplicador plástico y del potencial plástico, respectivamente. El subíndice varia tal que un mecanismo hidrostático es representado por  $i = c$ , y un mecanismo de corte por  $i = s$ .

Una regla de flujo es asumida para el proceso de consolidación hidrostático  $Q_C = F_C = p - p_0$ . Sin embargo, para el proceso de corte, la función de potencial plástico puede ser matemáticamente derivada de algunas ecuación de disipación de la energía (Roscoe and Burland 1968) o una ley de tensión-dilatancia (Rowe 1971). Esto se puede asumir que el potencial plástico toma la misma forma como la superficie de falla:

$$Q_S = (\sigma_1 - \sigma_3) - (\sigma_1 + \sigma_3) \sin \psi_m \quad (2.36)$$

En el cual el parámetro  $\psi_m$  referido al ángulo de dilatación movilizado en un cierto nivel de tensiones. El ángulo de dilatación relacionado al signo negativo de la relación de los incrementos de deformaciones volumétricas plásticas ( $\varepsilon_V^P$ ) a desviadoras plásticas ( $\gamma_S^P$ ),  $\sin \psi_m = -d\varepsilon_V^P / d\gamma_S^P$ . De esta manera,  $\psi_m > 0$  corresponde a un incremento inducido de corte en volumen y  $\psi_m < 0$  a contracción inducida por corte. El ángulo de dilatancia evoluciona con la historia de la deformación siguiendo la ley de dilatancia de las tensiones de Rowe, (Rowe (1962); Rowe (1971)) el cual es modificado aquí en tener en cuenta para la relación de vacíos y las presiones dependientes.

La Fig. 2.53 ilustra la evolución de la superficie de fluencia y el potencial plástico, junto con la dirección de los vectores de incrementos de deformación plástica, respecto a las diferentes trayectorias de tensiones.

### 2.9.1.3 Ecuación modificada de la tensión-dilatancia de Rowe

La ecuación original de la teoría de dilatancia de Rowe, relaciona el factor de dilatancia,  $D = 1 - d\varepsilon_V^P / d\varepsilon_1^P$  a la relación de tensiones efectivas  $R = \sigma_1 / \sigma_3$ , por lo tanto

$R = K_{CV} D$ . El factor  $K_{CV} = \tan^2 \left( \frac{\pi}{4} + \frac{\varphi_{CV}}{2} \right)$  es una constante del material derivada

de consideraciones de disipación de la energía, y  $\varphi_{CV}$  representa el ángulo de fricción en deformaciones de volumen constante. Cuando escribimos en terminos de la dilatación movilizada y el ángulo de fricción, la ecuación de dilatancia de Rowe toma la forma clásica:

$$\sin \psi_m = \frac{\sin \varphi_m - \sin \varphi_{CV}}{1 - \sin \varphi_m \sin \varphi_{CV}} \quad (2.37)$$

La ecuación de Rowe no puede describir la dependencia de la densidad o de la relación durante los procesos de deformación, ninguna diferencia entre regímenes de pico y pos

pico para arenas densas. En ordenar las direcciones de las deficiencias, una modificación de la ecuación original de Rowe es propuesta basada sobre el valor la actual relación de vacíos  $e$  relacionada a la relación de vacíos crítica  $e_{cr}$ .

$$\sin \psi_m = \frac{\sin \varphi_m - (e/e_{cr})^\alpha \sin \varphi_{cv}}{1 - (e/e_{cr})^\alpha \sin \varphi_m \sin \varphi_{cv}} \quad (2.38)$$

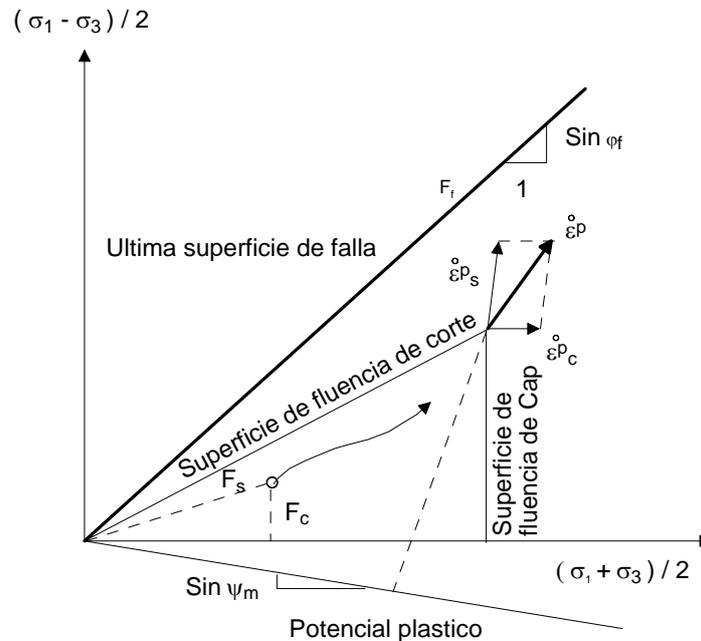


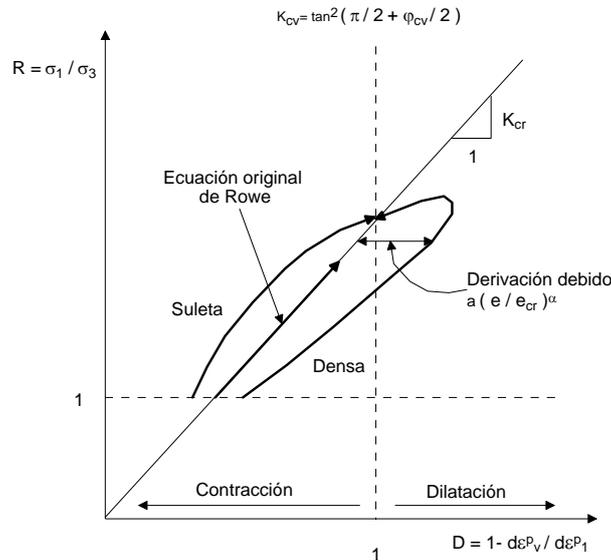
Figura. 2.53 Direcciones de las deformaciones plásticas junto con la fluencia, en la falla y superficies potenciales plásticas

En el cual  $\alpha$  es un parámetro a ser determinado. La validación de la ecuación (2.38) se mueve encima a una ecuación de disipación de energía modificada, la cual introduce un parámetro de estado relacionado al actual y a la relación de vacíos crítica. En realidad, el factor basado en la energía  $K_{cv}$  en la ecuación original de Rowe es haciendo la relación de vacíos sensible por lo que la relación tensión-dilatancia modificada llega a ser:

$$\left( \frac{\sigma_1}{\sigma_3} \right)_m = K_{cv}^* D; K_{cv}^* = \frac{1 + \sin \varphi_*}{1 - \sin \varphi_*}, \text{ con } \sin \varphi_* = (e/e_{cr})^\alpha \sin \varphi_{cv} \quad (2.39)$$

El ángulo  $\varphi_*$  corresponde al ángulo de fricción movilizado a lo largo de un plano seguro microscópico, el cual evoluciona durante la historia de la deformación. Este ángulo de fricción movilizado tiende a  $\varphi_{cv}$  como el actual acercamiento de la relación de vacíos a la relación de vacíos crítica. También es obvio que la relación de vacíos depende  $K_{cv}^*$  revertiendo al  $K_{cv}$  original cuando la relación de vacíos es aproximado a la relación de vacíos crítica,  $(e/e_{cr})^\alpha$ . La Fig. 2.54 se refiere a la modificación de la ecuación original de Rowe, en un dibujo tensión-dilatancia se ilustra la dependencia de la relación de vacíos inicial. También, cualquier dependencia de dilatancia o cambio de fabrica y trayectoria de tensiones pueden ser actualmente representadas por el parámetro  $\alpha$ , el

cual puede ser relacionado a algunos tensores de fabrica, deformaciones desviadoras plásticas y de las tensiones principales efectivas intermedias medidas por el parámetro  $b = (\sigma_2 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$ .



**Figura. 2.54** Modificación de la teoría de Rowe teniendo en cuenta la dependencia de la relación de vacíos inicial

### 2.9.2 Deformaciones de reblandecimiento y parámetros de estado para modelización de arenas

Ensayos de compresión triaxial sobre arenas, muestran típicamente la dependencia con la densidad y la presión de respuesta de la forma mostrada en la Fig.2.55. Las deformaciones de reblandecimiento de una relación de tensiones pico es una característica familiar de la relación tensión-deformación observada, y es importante que esto debe ser incorporado en los modelos del comportamiento de arenas.

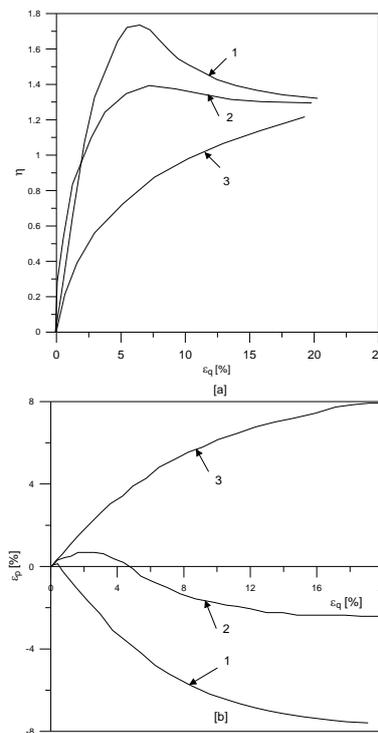
La resistencia pico de arenas son conocidas a depender sobre su densidad inicial de empaquetamiento y sobre el nivel de tensiones en el cual el ensayo esta desarrollado. Estudios extensivos de la influencia combinada del nivel de tensiones y densidad sobre la resistencia son reportados por (Bolton (1986); Been and Jefferies (1985)). Bolton sugiere que el ángulo pico de la resistencia de corte puede ser estimado de la forma:

$$\phi_p' - \phi_{cs}' = 3[I_D(10 - \ln p') - 1] \tag{2.40}$$

Donde  $\phi_p'$  y  $\phi_{cs}'$  son el ángulo pico y del estado crítico de la resistencia de corte respectivamente, medido en grados,  $I_D$  es la densidad relativa inicial y  $p'$  es la medida de las tensiones efectivas en la falla, medidas en kilopascal. Been y Jefferies (1986) han presentado datos de ángulos pico de resistencia de corte, como una función del parámetro de estado  $\psi$ ; estos son mostrados en la Fig. 2.56(b). El parámetro de estado es calculado como la diferencia en volumen específico entre el volumen específico presente de la arena y el volumen específico que la arena debería haber llegado al estado crítico en las actuales medidas de tensiones efectivas Fig. 2.56(a), y cuidando las combinaciones en un parámetro simple, los efectos de cambio en la medida de las tensiones efectivas y de densidad o volumen específico.

Estudios experimentales de la fluencia de arenas, tal como los descritos por Poorooshasb, Holubec et al. (1967) muestran que en un nivel de tensiones razonable el desarrollo de deformaciones irrecuperables pueden ser relacionado con cambios en la relación de tensiones  $\eta = q/p'$ , donde  $q$  es las tensiones desviadoras. Es entonces apropiado tratar las arenas como materiales de endurecimiento distorsionados, y esto ha sido las bases para algunos modelos de comportamiento de arenas que han sido propuestos.

La relación de endurecimiento distorsional que es usada en un modelo, relaciona cambios en la relación de tensiones (fluencia) con desarrollo de deformación distorsional, y es esperado igualar las curvas de la Fig.2.55. Cualquiera de estas curvas debe ser razonablemente aproximada al pico y la relación de tensiones ultimas, como otros parámetros claves. Deformaciones distorsionales serán normalmente asociadas con deformaciones volumétricas (Dilatancia), la cual cambiara los valores actuales del volumen especifico y por lo tanto el parámetro de estado, y el ángulo pico de la resistencia de corte que el suelo es capaz de alcanzar. El parámetro que gobierna la forma de la curva tensión-deformación no debería ser anticipado a ser las constantes del suelo, pero dependerá sobre las tensiones o la historia de deformaciones de la arena.



**Figura. 2.55 Resultados típicos de ensayos de compresión triaxial drenados; 1: arena densa en bajos niveles de tensiones; 2: arena densa en medios niveles de tensiones; 3: arena suelta en bajos niveles de tensiones**

Las ideas son presentadas en terminos de condiciones de compresión triaxial, introduciendo incrementos de deformaciones y variables de tensiones:

$$\delta\epsilon_p = \delta\epsilon_a + 2\delta\epsilon_r \tag{2.41}$$

$$\delta\epsilon_q = 2(\delta\epsilon_a - \delta\epsilon_r)/3 \tag{2.42}$$

$$p' = (\sigma'_a + 2\sigma_r)/3 \tag{2.43}$$

$$q = \sigma'_a - \sigma'_r \tag{2.44}$$

$$\eta = q / p' \tag{2.45}$$

Donde  $\delta\epsilon_a$  y  $\delta\epsilon_r$  son incrementos de deformación axial y radial,  $\delta\epsilon_p$  es el incremento de deformación volumétrica,  $\delta\epsilon_q$  es el incremento de deformación distorcional, y  $\sigma'_a$  y  $\sigma'_r$  son las tensiones efectivas axial y radial. El subíndice p y q son los incrementos de deformación intentando indicar el trabajo conjugado con las correspondientes tensiones p y q para condiciones de compresión triaxial, los ángulos de resistencia  $\phi'$  son relacionados a valores de la relación de tensiones  $\eta$  por:

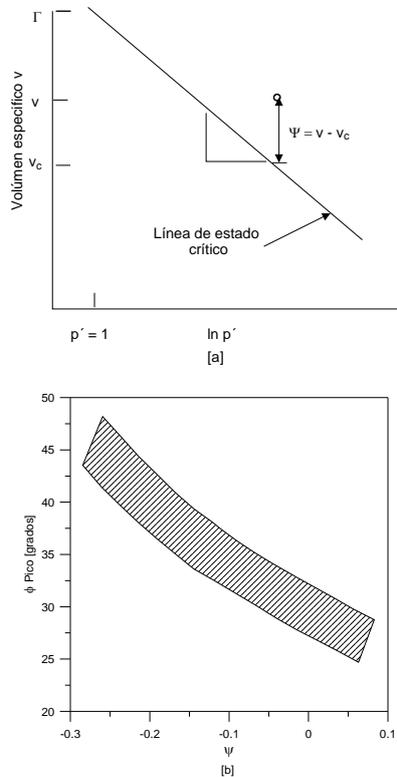
$$\sin \phi' = 3\eta(6 + \eta) \tag{2.46}$$

$$\eta = 6 \sin \phi' / (3 - \sin \phi') \tag{2.47}$$

Es asumido que la relación de tensiones de pico disponibles  $M_p$  es relacionada con el actual valor del parámetro de estado  $\psi$  a través de una simple expresión lineal.

$$M_p = M_c - k\psi \tag{2.48}$$

Donde  $k$  es una constante y  $M_c$  es la relación de tensiones del estado crítico, también asumida constante.



**Figura. 2.56 (a) Definición de parámetros de estado  $\psi$ ; (b) variación del ángulo pico de resistencia al corte de arenas con parámetros de estado: rango aproximado de datos coleccionados por Been & Jefferies (1986)**

Si la línea de estados críticos puede ser considerada como la definida, por lo menos localmente, por una expresión de la forma:

$$v_c = \Gamma - \lambda \ln p' \quad (2.49)$$

Entonces el parámetro de estado  $\psi$  es dado por:

$$\psi = v - v_c = v + \lambda \ln p' - \Gamma \quad (2.50)$$

La expresión para la línea de estado crítico de la cual  $\psi$  es deducida, es entonces no importante. El valor inicial de  $\psi_0$  es requerido y relacionado con el volumen específico actual  $v$  es:

$$\psi = \psi_0 + (v - v_0) \quad (2.51)$$

Donde  $v_0$  es el valor inicial del volumen específico. Evidentemente, el cambio en volumen es directamente relacionado con la deformación volumétrica.

$$v = v_0 (1 - \varepsilon_p) \quad (2.52)$$

La relación de endurecimiento que es usada, ligando cambios en la localización de los puntos de fluencia (cambios en la relación de tensiones) con deformaciones distorsionales, se asume que la arena esta constantemente esforzándose a obtener la actual relación de tensiones pico  $M_p$ . (Fig.2.57).

$$\eta / M_p = \varepsilon_q / (B + \varepsilon_q) \quad (2.53)$$

En pequeñas deformaciones la tasa de cambio de la relación de tensiones con deformaciones distorsionales la cual en un ensayo en tensiones efectivas medias constantes  $p'$  es directamente proporcional a la rigidez de corte inicial es:

$$\delta\eta / \delta\varepsilon_q = M_p B / (B + \varepsilon_q)^2 = M_p / B \quad (2.54)$$

Para  $(\varepsilon_q = 0)$

En grandes deformaciones, cuando  $\varepsilon_q \rightarrow \infty, \eta \rightarrow M_p$ . El parámetro  $B$  simplemente se extiende a la deformación axial: la ecuación (2.53) significa que  $\eta / M_p$  es una única función de  $\varepsilon_q / B$ .

Una regla de flujo es ahora necesaria para relacionar los incrementos de deformaciones volumétricas y distorsionales. Hay muchas reglas de flujo que conducen en última instancia a la obtención del cortante, a volumen constante del estado crítico con la relación de tensiones.

$$\eta = M_c \quad (2.55)$$

Rowe (1962) relaciono la tensión-dilatancia con éxito encajando muchas series disponibles de datos experimentales. Presentados en términos de los incrementos de deformación triaxial y las variables de tensiones. Y una simple regla de flujo es usada:

$$\delta\varepsilon_p / \delta\varepsilon_q = A(M_c - \eta) \tag{2.56}$$

Esta regla de flujo es idéntica a la original regla de flujo del Cam clay (Roscoe, Schofield et al. 1963) cuando  $A=1$ , y es entonces esencialmente similar a la relación de tensión-dilatancia de Rowe.

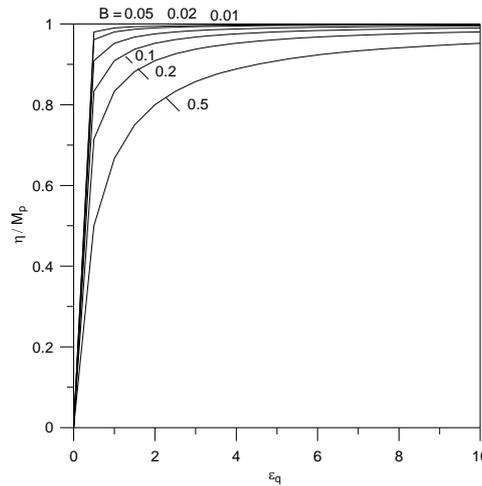


Figura. 2.57 Desarrollo de la relación de tensiones normalizada ( $\eta / M_p$ ) con la deformación

## 2.10 Modelos constitutivos para materiales granulares que incluyen el efecto de la succión

### 2.10.1 Modelos para trayectorias edométricas

Oldecop y Alonso (2001) realizaron experimentos con trayectorias de carga con humedad constante. Posteriormente provocaron el colapso a tensión constante, mediante el aumento de la humedad relativa dentro de la muestra (Fig. 2.58). Oldecop y Alonso (2001) propusieron un modelo elastoplástico que describe el comportamiento tensión-deformación, con control de succión en escolleras. El modelo reproduce, de forma simplificada para tensiones de bajo umbral,  $\sigma_y$ , ocurren deformaciones instantáneas, siendo el único mecanismo de deformación activo el acomodamiento de partículas que es independiente del tiempo. Los mecanismos de fluencia clástica y endurecimiento clástico se producen por rotura de partículas, relacionado a la propagación de fracturas dentro de las partículas. Este mecanismo explica las deformaciones diferidas en el tiempo y el colapso, como una consecuencia de la propagación subcrítica de fisuras dentro de las partículas de roca.

En las etapas de fluencia clástica y endurecimiento clástico, las deformaciones permanentes son instantáneas como diferidas en el tiempo, debido a que la rotura de partículas por propagación de fracturas introduce la dependencia con el tiempo.

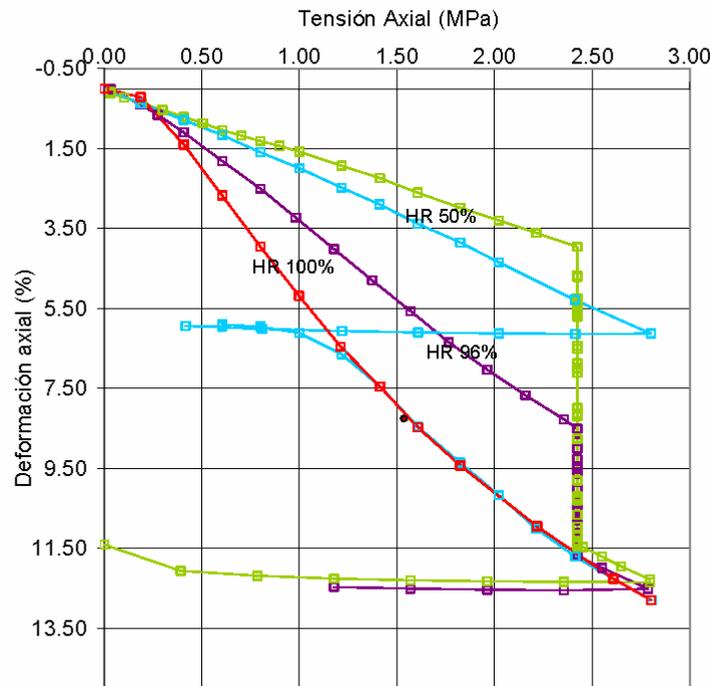


Figura. 2.58 Ensayos edométricos con humedad relativa controlada Oldecop (2000)

En la formulación se asume que en la escollera existen dos mecanismos de deformación plástica: un mecanismo de deformación instantánea y un mecanismo de deformación diferida en el tiempo. De acuerdo a los resultados experimentales el mecanismo de deformación plástica actúa a todos los niveles de tensión, y para todo incremento de tensión y es independiente de la acción del agua. El mecanismo de deformación instantánea se activa solo a partir de un umbral de tensión aplicada  $\sigma_y$ . Y la acción del agua es determinante en su comportamiento. La componente de deformación, producida por el mecanismo de deformación instantánea se anula cuando el material se encuentra en un estado muy seco y da origen al fenómeno de colapso cuando se produce un aumento de la humedad bajo carga.

Para los dos mecanismos de deformación, se asumen relaciones tensión-deformación lineales para la compresión virgen. La relación tensión- deformación incremental para compresión virgen, resulta de los incrementos de deformación producidos por los dos mecanismos:

$$\text{Para } \sigma \leq \sigma_y \quad d\varepsilon = d\varepsilon^i = \lambda^i d\sigma \quad (2.57)$$

$$\text{Para } \sigma > \sigma_y \quad d\varepsilon = d\varepsilon^i + d\varepsilon^d = [\lambda^i + \lambda^d(\psi)] d\sigma \quad (2.58)$$

Donde  $\sigma$  es la tensión vertical aplicada,  $\sigma_y$  la tensión de fluencia clásica,  $\varepsilon$  es la deformación vertical total,  $\varepsilon^i$  y  $\varepsilon^d$  son las componentes de deformación plástica producidas por los mecanismos de deformación instantánea y diferido en el tiempo, respectivamente,  $\lambda^i$  es la pendiente de la relación tensión-deformación en compresión virgen cuando solo está activo el mecanismo de deformación instantánea y  $(\lambda^i + \lambda^d)$  es la pendiente cuando actúan los dos mecanismos.

La succión total,  $\psi$ , esta relacionada con la humedad gravimetrica, mediante la curva de retención.

El incremento de deformación elástico para una trayectoria descarga-recarga es:

$$d\varepsilon^e = \kappa d\sigma \quad (2.59)$$

Donde la pendiente  $\kappa$  es independiente de la acción del agua y del nivel de tensión. En los ensayos experimentales se observo un hinchamiento moderado cuando el material se satura. Se asume que esta deformación de hinchamiento es reversible (elástica) y que guarda una relación lineal con el logaritmo neperiano de la humedad gravimetrica o la succión total:

$$d\varepsilon^\psi = \kappa_\psi \frac{d\psi}{(\psi + P_{atm})} \quad (2.60)$$

Donde  $P_{atm}$  es la presión atmosférica y  $\kappa_\psi$  el índice de compresión/expansión para la formulación basada en la succión.

La superficie de Fluencia presentada por Oldecop y Alonso (2001) es muy similar a la del Modelo Básico de Barcelona para suelos no-saturados (Alonso, Gens et al. 1990). Se considera en la Fig. 2.59 el comportamiento de dos probetas de escolleras idénticas que se encuentran en un estado muy seco, su humedad gravimetrica inicial ( $w_i$ ) es cercana a cero. Se agrega agua a una de las probetas bajo tensión nula, hasta que la humedad alcanza un valor  $w$ , menor que la humedad de saturación de la roca. Un aumento de la humedad natural provoca un hinchamiento moderado hasta el punto A. La probeta húmeda se carga, hasta alcanzar una tensión vertical  $\sigma_0$  mayor que  $\sigma_y$  (punto B). La probeta seca se carga hasta una tensión  $\sigma_0^*$  mayor que  $\sigma_0$  (punto C). Si los estados de tensión-humedad B y C pertenecen a una misma superficie de fluencia, entonces debe ser posible llevar la probeta húmeda del estado B al estado C, siguiendo una trayectoria tensión-humedad enteramente elástica. Una de las posibles trayectorias es la mostrada en la Fig. 2.59. Consiste en un secado a tensión constante (de B a D). Cada miembro de la siguiente ecuación expresa la deformación en el estado C, calculando las trayectorias (OABDC) y (OC):

Superficie de fluencia:

Para  $\sigma \leq \sigma_y$  
$$F(\sigma, \psi) = \sigma - \sigma_0^* = 0 \quad (2.61)$$

Para  $\sigma > \sigma_y$  
$$F(\sigma, \psi) = \sigma_0 \left[ \lambda^i + \lambda^d(\psi) - \kappa \right] - \sigma_y \lambda^d(\psi) - \sigma_0^* (\lambda^i - \kappa) = 0 \quad (2.62)$$

Ley de endurecimiento:

$$d\sigma_0^* = \frac{d\varepsilon^p}{(\lambda^i - \kappa)} \quad (2.63)$$

Regla de flujo:

Para  $\sigma \leq \sigma_y$  
$$d\varepsilon^p = (\lambda^i - \kappa) d\sigma_0 \tag{2.64}$$

Para  $\sigma > \sigma_y$  
$$d\varepsilon^p = [\lambda^i + \lambda^d(\psi) - \kappa] d\sigma_0 + (\sigma_0 - \sigma_y) \partial\lambda(\psi) / \partial\psi d\psi \tag{2.65}$$

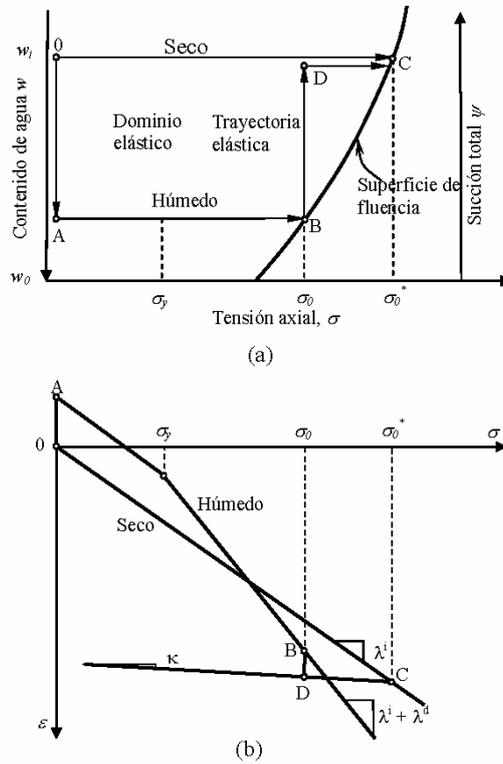


Figura. 2.59 Modelo constitutivo para compresión volumétrica de escolleras. Deducción de la expresión matemática de la superficie de fluencia, en el espacio tensión-humedad o tensión-succión total Oldecop (2000)

En los ensayos de Oldecop. y Alonso (2001) se obtuvo una deformación de colapso medida con la succión Fig. 2.60. Ellos propusieron una ley logarítmica para el índice de compresibilidad,  $\lambda^d(\psi)$  en función de la succión total:

$$\lambda^d(\psi) = \lambda_0^d - \alpha_\psi \ln \left[ \frac{\psi + P_{atm}}{P_{atm}} \right] \tag{2.66}$$

Donde:

$$\alpha_\psi = \frac{\kappa_\psi + \chi_\psi}{\sigma_0 - \sigma_y} \tag{2.67}$$

Donde  $\lambda_0^d$  es la pendiente de  $\lambda^d(\psi)$  para  $\psi=0$ . Este estado coincide con un contenido de humedad de 3.2% para la pizarra; esta humedad se determinó cambiando las soluciones salinas y por ende la humedad relativa. Existe una succión límite donde la pendiente  $\lambda^d(\psi)$  disminuye rápidamente. Esta condición fue llamada estado muy

seco, con un contenido de humedad de 0.45% equivalente a una succión de 67 MPa. Con estos límites se obtiene  $\alpha_\psi$  de la ecuación anterior.

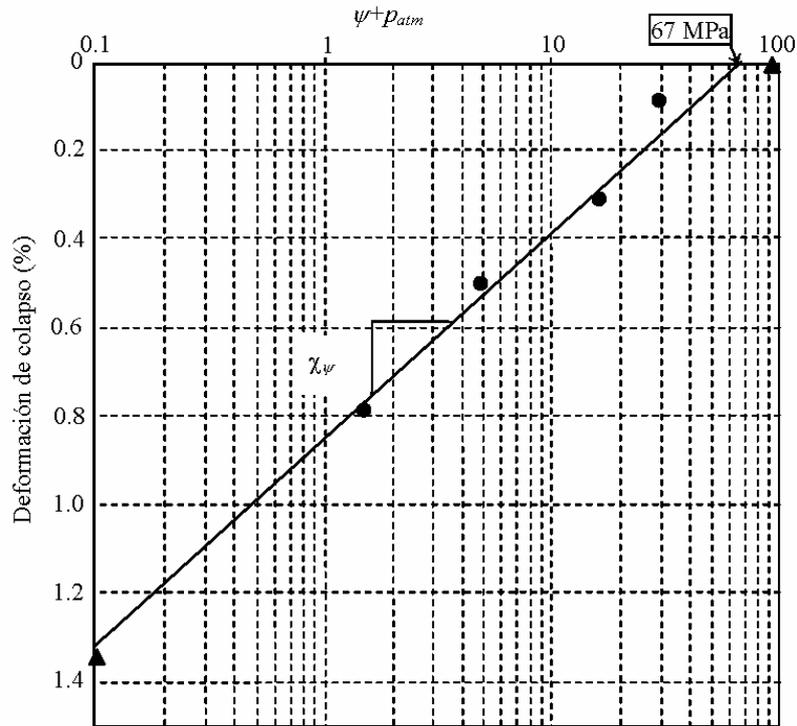


Figura. 2.60 Correlación entre la deformación de colapso y la succión total Oldecop (2000)

### 2.10.2 Modelos para trayectorias desviadoras

Chávez y Alonso (2003) propusieron un modelo constitutivo para agregados granulares triturados el cual incluye el efecto de la succión. Presentando una ley constitutiva elastoplástica para escolleras. El propósito fue desarrollar un modelo relativamente simple, capaz de capturar el fenómeno físico esencial detrás del comportamiento de las escolleras observado. Es basado sobre algunos ensayos triaxiales sobre material de grava llevado a cabo en un aparato triaxial de control de humedad relativa desarrollado. El programa experimental fue primero presentado con el propósito de discutir algunas características claves del comportamiento de las escolleras bajo compresión (Oldecop. y Alonso. 2001). Sobre las bases del comportamiento observado un modelo de endurecimiento elastoplástico para escolleras, el cual incorpora el efecto de la succión, fue propuesto.

Una pizarra de cámbrica triturada, la cual fue seleccionada como el material de escollera para el diseño de la presa Jiloca (en Teruel, España), fue usada en todos los ensayos.

La campaña de ensayos fueron desarrollados a condiciones saturadas y bajas humedades relativas; una vez compactadas las muestras bajo estas condiciones fueron confinadas a 0.1, 0.3, 0.5 y 0.8 MPa y cortadas bajo tensión lateral constante.

Medidas desviadoras ( $q = \sigma_1 - \sigma_3$ ) sobre deformación axial ( $\epsilon_1$ ) y medidas de deformación volumétrica ( $\epsilon_v$ ) sobre deformación axial ( $\epsilon_1$ ) son dibujadas en la Figs. 2.61 y 2.62 para muestras saturadas y humedad relativa de HR36%.

La aplicación de la succión (Fig.2.62) incrementa la medida de la resistencia y aumenta el comportamiento dilatante de la grava. El efecto de la succión aplicada es claro comparando las Figs. 2.61 y 2.62 sobre la misma escala.

Significantes índices de dilatancia fueron observados en el final de todos los ensayos, como mostrados en la Figs. 2.61 y 2.62.

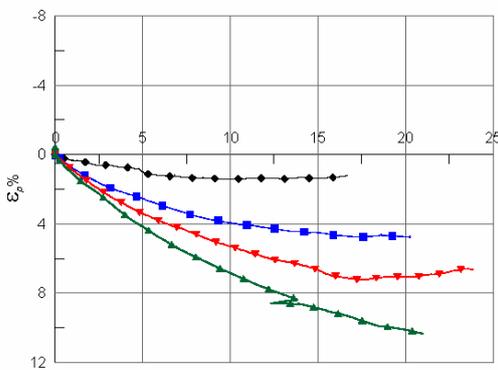
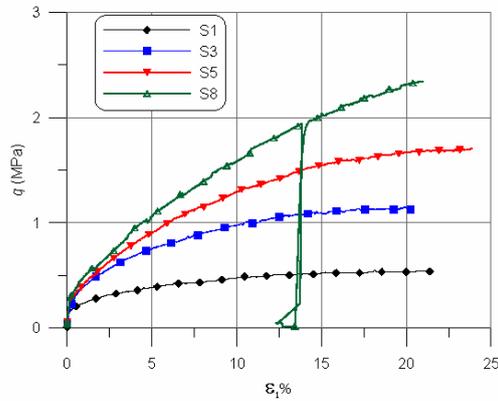


Figura 2.61 Resultados de ensayos triaxiales saturados Chávez (2004)

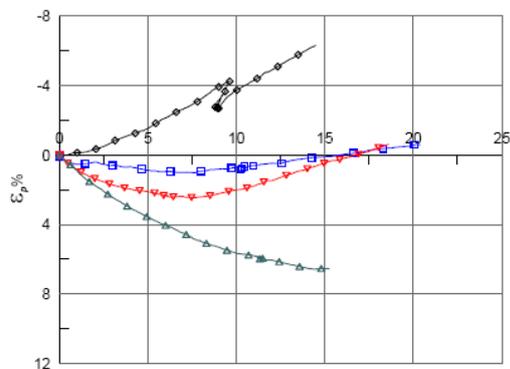
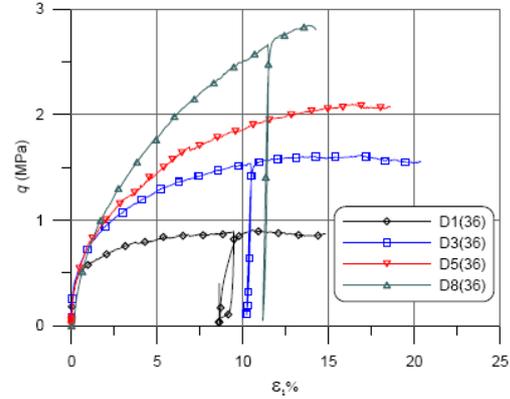


Figura. 2.62 Resultados de ensayos triaxiales en HR 36% Chávez (2004)

Los vectores de incrementos de deformación plástica  $d\varepsilon = d\varepsilon_1^p + 2d\varepsilon_3^p$ ,  $d\varepsilon_q^p = 2/3(d\varepsilon_1^p - d\varepsilon_3^p)$  han sido dibujados a lo largo de la trayectoria de tensiones. Figs. 2.68 y 2.69. Se desarrollaron deformaciones plásticas en el comienzo de la trayectoria de tensiones desviadoras. Líneas de relación constante  $\eta = q/p$  ( $p = 1/3(\sigma_1 + 2\sigma_3)$ ;  $q = \sigma_1 - \sigma_3$ ) han también sido dibujadas en la Figs. 2.63 y 2.64. Parece que las deformaciones plásticas pueden ser relacionadas con cambios de la relación de tensiones  $\eta$ , como es observado en las arenas.

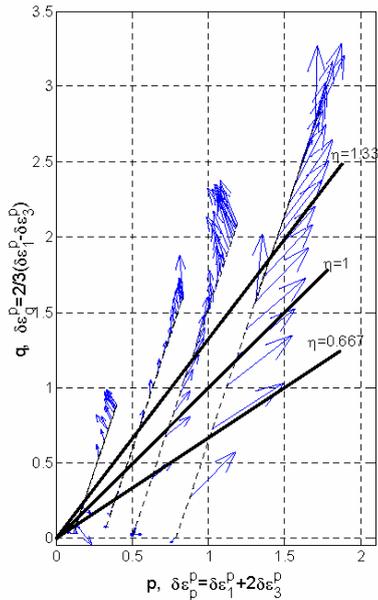


Figura. 2.63 Vectores de los incrementos de deformación plástica a lo largo de las trayectorias de tensiones, para ensayos saturados Chávez (2004)

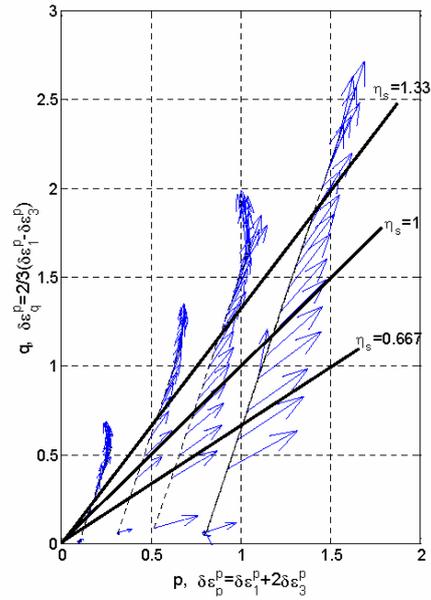


Figura. 2.64 Vectores de los incrementos de deformación plástica a lo largo de las trayectorias de tensiones, para ensayos secos con HR 36% Chávez (2004)

La evolución del volumen específico ( $v = 1 + e$ ) a lo largo de la trayectoria de tensiones es dibujada en la Fig.2.65 como una medida de las tensiones de confinamiento  $p$  para los especímenes saturados y secos. Este dibujo es usado a identificar la línea de estados críticos. El dibujo muestra el estado de las muestras ensayadas y el desarrollo de la respuesta dilatante. Una estimación de las condiciones esperadas de estado crítico, la cual fue usada en los cálculos del modelo. Si los índices de dilatación son pequeños en el final de los ensayos, la línea de estado crítico es dibujada muy cerca al estado del espécimen. La pendiente de la línea fue ajustada sobre las bases de la comparación de las predicciones del modelo y la respuesta medida de las muestras. La relación  $v - p'$  del estado crítico depende fuertemente de la succión prevaleciente o (HR).

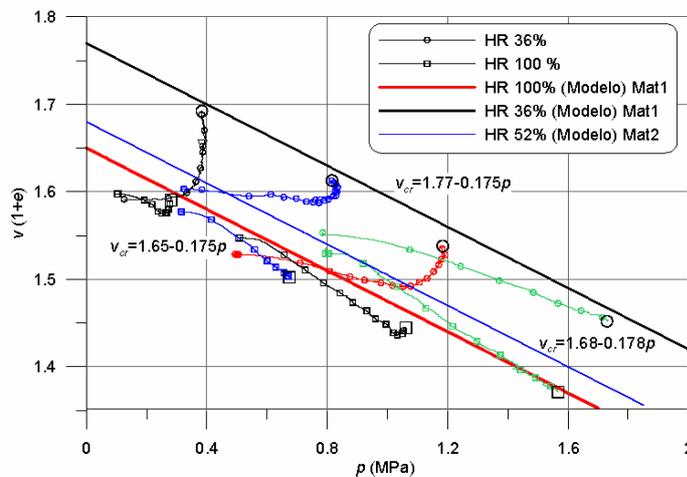


Figura. 2.65 Trayectorias  $v - p'$  y líneas de estado crítico para los ensayos con humedad relativa de 36% y 100% Chávez (2004)

Los valores de la relación de estado crítico  $\eta_c = M_c$  en el final de cada ensayo desarrollado pueden ser deducidos de las muestras saturadas y secas. Ellos son dibujados en la Fig. 2.66 como una función de la tensión de confinamiento  $\sigma_3$ . Un descenso de  $M_c$  con la tensión de confinamiento es bien definida para las muestras saturadas y secas. Los datos muestran el significativo efecto de la succión aplicada en el incremento de los valores de  $M_c$ .

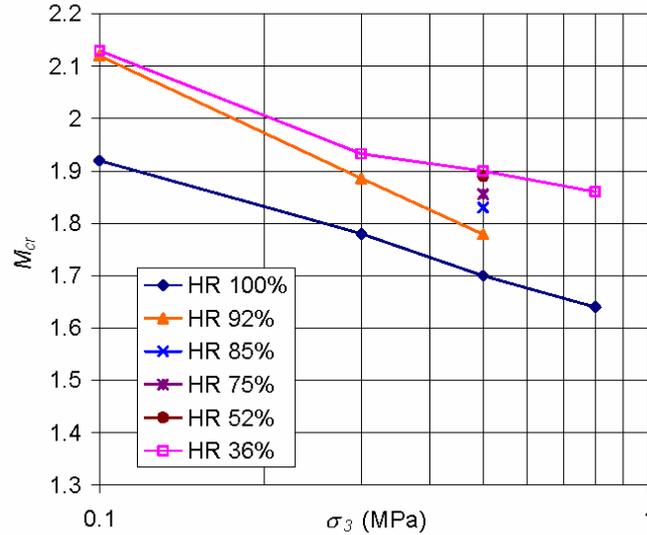


Figura. 2.66 Variación de  $M_{cr}$  con la presión de confinamiento Chávez (2004)

Wood y Belkheir (1994) propusieron una relación de endurecimiento hiperbólico a relacionar la posición del lugar de la fluencia desviadora a deformaciones desviadoras plásticas. Esta relación de endurecimiento es escrita:

$$\frac{\eta_s}{M_p} = \frac{\varepsilon_q^p}{b + \varepsilon_q^p} \tag{2.68}$$

Donde  $\varepsilon_q^p = 2/3(\varepsilon_1^p - \varepsilon_3^p)$ ,  $M_p$  es la relación de tensiones pico disponible y  $b$  es el parámetro relacionado a la rigidez inicial del suelo.  $M_p$  fue relacionado a la actual relación de vacíos del suelo:

$$M_p = M_c(1 - \kappa\psi) \tag{2.69}$$

Donde  $\psi = v - v_c$  es la distancia entre el volumen específico del estado crítico  $v_c$  y el actual valor de  $v$  (Been and Jefferies 1985).  $M_c$  es la relación de tensiones del estado crítico y  $\kappa$  es una constante. Esta idea es usada para la modelación de los materiales de escolleras, aunque los efectos de las deformaciones de reblandecimiento son limitados en las muestras ensayadas.

En la Fig 2.67 son dibujados valores de  $b$  para condiciones secas y saturadas para las tensiones de confinamiento usadas en los ensayos. El parámetro  $b$  es mostrado a depender de la tensión de confinamiento y la humedad relativa.

El parámetro  $b$  es proporcional al inverso de la rigidez tangente inicial normalizada de la curva de de aproximación a el modelo.

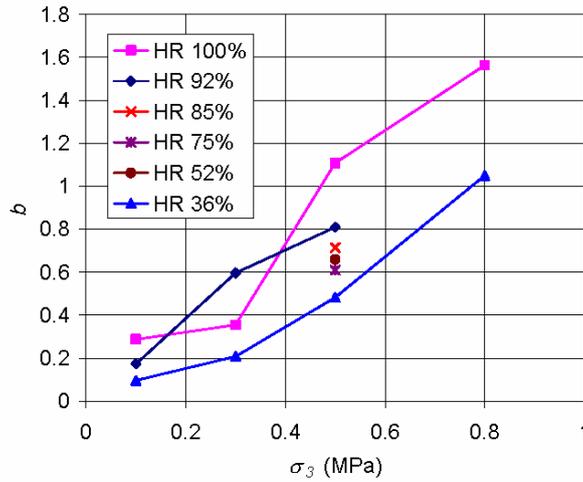


Figura 2.67 Variación del parámetro  $b$  para los ensayos con control de deformación Chávez (2004)

En el caso de las gravas la rigidez es controlada por dos mecanismos opuestos: el efecto puro de incremento de la tensión de confinamiento y el daño progresivo, asociado con la ruptura de partículas, debido a la deformación de la muestra bajo incrementos de tensiones de confinamiento.

La rotura de partículas puede ser asociada con algunos trabajos internos efectivos inducidos por tensiones aplicadas. El trabajo plástico es la principal elección. Dos componentes pueden ser distinguidas en el trabajo plástico: volumétrica y desviadora. Es reconocido que en ensayos triaxiales y edométricos son diferentes con respecto a la rotura de partículas pero Lade, Yamamuro et al. (1996) han también mostrado que la rotura en arenas sujetas a cargas triaxiales solo empieza mas allá a una tensión de confinamiento dada.

Todas las muestras saturadas modifican su tamaño distribución de tamaños de grano. La intensidad de rotura depende de la tensión de confinamiento, de la humedad relativa y el tipo de las partículas de roca.

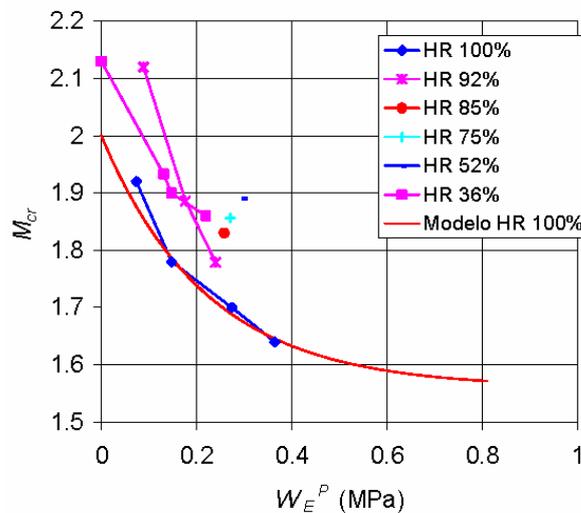


Figura. 2.68 Variación de  $M_c$  con el trabajo plástico efectivo,  $W_E^P$  Chávez (2004)

El trabajo plástico efectivo es definido como el trabajo plástico total de exceso  $W_T^P$  sobre el trabajo asociado con la reorganización de partículas  $W_R^P$ .

$$W_E^P = W_T^P - W_R^P \tag{2.70}$$

La variación de  $M_c$  con el trabajo plástico efectivo para muestras secas, tomado como un umbral de reorganización del trabajo, ha sido dibujado en la Fig. 2.68.

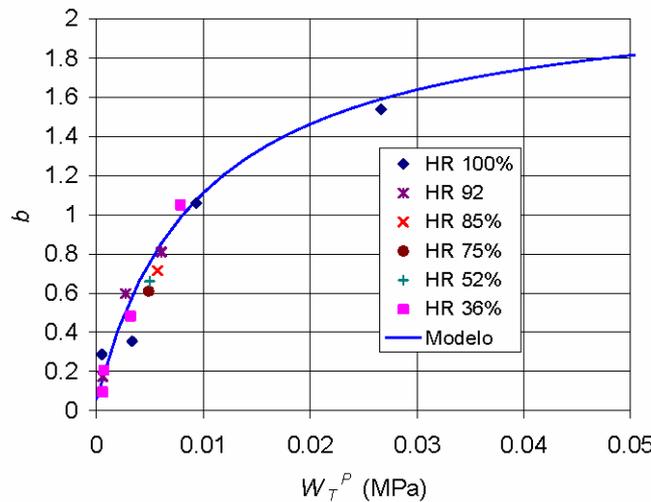


Figura. 2.69 Variación del parámetro  $b$  con  $W_E^P$  para diferentes humedades relativas Chávez (2004)

El parámetro  $b$  ha también sido relacionado con el trabajo plástico efectivo durante el ensayo. Los valores calculados son dados en la Fig. 2.69.

Wan y Guo (1998) examinaron el efecto de la densidad inicial y la relación de tensiones, sobre el comportamiento volumétrico de arenas.

Para el modelo desarrollado ha sido asumido que el material de escolleras tiende hacia un estado crítico cuando es sujeto a corte. Este hipotético estado ha sido cuestionado para materiales granulares pero continua un concepto en uso para propósitos de modelización.

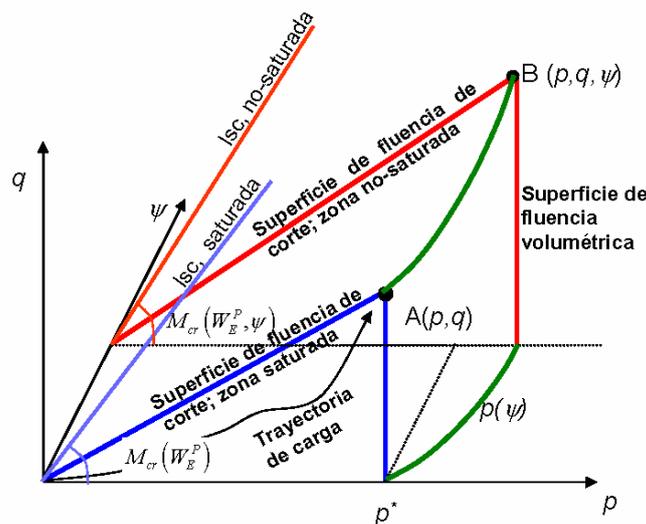


Figura. 2.70 Superficies de fluencia del modelo elasto-plástico de escolleras Chávez (2004)

Siguiendo las ideas de Wan y Guo (1998) dos superficies de fluencia son propuestas para el material saturado: una superficie de fluencia de corte y otra vertical. La fluencia esta activada el estado inicial descargado (como compactado). Por lo tanto el punto A en la Fig. 2.70 es visto como el estado de tensiones actuales de una muestra cargada a lo largo de la trayectoria de tensiones indicada. Un similar comportamiento es esperado cuando una succión,  $s$ , es aplicada sobre la escollera. Resultados experimentales analizados antes de sugerir que, en una deformación dada, una muestra seca es capaz de mantener deformaciones desviadoras grandes (Figs.2.61 y 2.62). Es esperado que la relación de tensiones de estado crítico y pico,  $M_c$  se incremente con la succión.

La fluencia en corte es descrita por la superficie de fluencia:

$$f_q = \frac{q}{p} - \eta_s = 0 \quad (2.71)$$

La regla de endurecimiento es dada por la ecuación (2.68) y (2.69) la cual son escritas como:

$$\frac{\eta_s}{rM_c(W_E^P, s)} = \frac{\varepsilon_q^P}{b(W_E^P) + \varepsilon_q^P} \quad (2.72)$$

Donde 
$$r = 1 - \kappa\psi = 1 - \kappa(v - v_{cr}) \quad (2.73)$$

Donde  $\psi$  es el parámetro de estado definido por Been y Jefferies (1985)  $v$  es el actual volumen específico en una medida de tensiones  $p$  dada;  $v_{cr}$  el correspondiente valor del estado crítico y  $\kappa$  es una constante. El valor de  $v_{cr}$  depende tambien sobre la succión y las tensiones de confinamiento (Fig 2.65). Esta figura sugiere una relación lineal entre  $v_{cr}$  y  $p$ .

$$v_{cr} = y(s) - m_{cr}p \quad (2.74)$$

Donde la función  $y(s)$  es asumida a depender sobre el logaritmo de la succión.

$$y(s) = y_0 + \alpha_y \ln\left(\frac{s + P_{atm}}{P_{atm}}\right) \quad (2.75)$$

La ecuación (2.75) describe la variación del volumen específico con la succión.

$M_c$  define la relación de tensiones en el estado crítico y es función del trabajo plastico efectivo y la succión aplicada. Tiene un valor limitado dado por  $M_c$  para condiciones saturadas:  $M_{cr}$ . Por lo tanto:

$$M_c(W_E^P, S) = M_{cr}(W_E^P) \left(1 + \kappa_s \ln\left(\frac{s + P_{atm}}{P_{atm}}\right)\right) \quad (2.76)$$

$\kappa_s$  es una constante, la cual describe la ganancia de resistencia inducida por la succión. Una ley lineal simple relacionando  $M_c$  con la succión fue inducida en la ecuación (2.76)

para simplificar esta relación puede ser adaptada a nueva información experimental disponible. El dibujo dado en la Fig. 2.68 sugiere que  $M_{cr}(W_E^P)$  puede ser expresado como:

$$M_{cr}(W_E^P) = M_{cres} + (M_{co} - M_{cres}) e^{-a W_E^P} \quad (2.77)$$

En la Ec. (2.77)  $M_{cres}$  es la relación de tensiones residual para condiciones saturadas.  $a$  es un parámetro del modelo.

El parámetro  $b$ , el cual describe la rigidez inicial de las escolleras, depende también sobre el trabajo plástico efectivo y la succión. Lo podemos definir como:

$$b(W_T^P) = B_0 + B \left( \frac{W_T^P}{c + W_T^P} \right) \quad (2.78)$$

Donde  $B_0$  es el máximo cambio en  $b$  cuando el trabajo plástico se incrementa.

La ecuación de fluencia (2.71) y la regla de endurecimiento (2.72) definen un desarrollo de falla no lineal para condiciones críticas y de pico.

La superficie de fluencia volumétrica es basada sobre el modelo de compresibilidad elastoplástico desarrollado para escolleras por Oldecop y Alonso (2001), bajo compresión isótropa, un umbral de tensiones de fluencia,  $p_y$ , marca el comienzo de la ruptura de partículas. Bajo estas tensiones de fluencia, no existe efecto la succión que fuera medido en la compresión de los ensayos.

Para la parte desviadora, un potencial plástico,  $Q_q$ , el cual siguiendo un formato Mohr-Coulomb con un ángulo  $\psi_m$  de dilatación apropiado es propuesto:

$$Q_q = \frac{1}{2}q - \left( p + \frac{1}{6}q \right) \text{sen} \psi_m \quad (2.79)$$

El ángulo de dilatación siguiendo la propuesta de Wan y Guo (1998) discutida previamente. El ángulo de dilatación  $\psi_m$  propuesto por esos autores sobre las bases del ángulo original de dilatación de Rowe fue:

$$\text{sen} \psi_m = \frac{\text{sen} \varphi_m \left( \frac{e}{e_{cr}} \right)^\alpha \text{sen} \varphi_{cr}}{1 - \left( \frac{e}{e_{cr}} \right)^\alpha \text{sen} \varphi_m \text{sen} \varphi_{cr}} \quad (2.80)$$

Donde  $\varphi_m$  es el ángulo de fricción movilizado en un estado de fluencia dado y  $\varphi_{cr}$  es el valor del estado crítico.  $\varphi_{cr}$  puede ser obtenido de la expresión para  $M_c$  dada previamente en la ecuación (2.76) y (2.77).  $e_{cr}$  es la relación de vacíos en el estado crítico y  $e$  es la relación actual de vacíos.  $e_{cr}$  es dada por la expresión para  $v_{cr}$  ecuación (2.74) y (2.75).  $\alpha$  es un parámetro constante del modelo.

Para la parte volumétrica una ley asociada es adoptada.

$$Q_p = f_p \quad (2.81)$$

## 2.11 Modelo constitutivo de materiales granulares para condiciones triaxiales teniendo en cuenta la fluencia

### 2.11.1 Consideraciones generales

La presa Beliche tiene una altura de 54m y esta localizada en Algarbe, Portugal. Es de forma curvada vista en planta. El diseño es clásico: un corazón central de arcilla de baja plasticidad es estabilizado por dos esqueletos de escolleras. Dos zonas son distinguidas sobre cada esqueleto: una interior hecha de esquistos ligeramente fracturados compactados, y una externa, hecha de margas que son rocas relativamente blandas, en las que largas deformaciones pueden ser esperadas. Cuando la presa había alcanzado una altura de 47m, el nivel del embalse alcanzo una elevación temporal inesperada de 29m sobre su nivel de cimentación debido a fuertes lluvias. Colapsos significantes en el esqueleto aguas arriba se presentaron. Desplazamientos verticales acumulados máximos excediendo 0.8m, fueron presentados en la mitad de la altura.

En recientes artículos Oldecop y Alonso (2001), Chávez y Alonso (2003), estudiaron el efecto del agua sobre el comportamiento de las escolleras y ha sido relacionado al fenómeno de propagación de fracturas. Este subyacente mecanismo, el cual controla la rotura de partículas, y los resultados de ensayos edométricos y triaxiales, en el cual la prevaleciente humedad relativa en los grandes vacíos de los especímenes fue controlada, determinando la formulación de nuevos modelos constitutivos. Ellos fueron formulados en el marco de la plasticidad de endurecimiento, y ofrecen una descripción comprensiva de varias características del comportamiento de las escolleras, incluyendo el fenómeno del colapso. Estos desarrollos traen la oportunidad de desarrollar más exactos y consistentes análisis de estructuras de escolleras.

Un aspecto fundamental del comportamiento de la presa de Beliche, es el colapso de las escolleras inducido por humedecimiento parcial o total. El humedecimiento parcial inducido por las lluvias, fue mostrado a tener la misma relevancia como la inundación.

Dos modelos diferentes fueron usados a describir el comportamiento de la presa. Para la arcilla, el modelo propuesto por Alonso, Gens et al. (1990) (Barcelona Basic Model) es adoptado. El modelo para los hombros de las escolleras es una extensión del modelo de compresibilidad desarrollado por Oldecop y Alonso (2001).

La compresibilidad volumétrica de las escolleras es asumida a tener dos componentes, una reorganización de partículas y el fenómeno de rotura de partículas. El primero es la alta dependencia sobre la prevaleciente humedad relativa en las partículas de las escolleras. El segundo mecanismo es activo más allá de un umbral de medidas de tensiones  $p_y$ . Compresión isótropa es descrita por la siguiente ecuación:

$$d\varepsilon_v = \lambda^i dp \quad \text{si } p \leq p_y \quad (2.82)$$

$$d\varepsilon_v = \lambda^i dp + \lambda^d(S) dp \quad \text{si } p > p_y \quad (2.83)$$

Donde  $d\varepsilon_v$  es el incremento de deformación volumétrica,  $p$  es la medida de tensiones totales, y  $\lambda^i$  y  $\lambda^d(S)$  son los parámetros de compresibilidad.  $\lambda^d(S)$ , la cual es hecha a depender sobre la succión total, describe un mecanismo de deformación basado sobre

una rotura de partículas, y relacionada para algunos fenómenos microscópicos observados en ensayos de escolleras; la compresibilidad de la escollera se incrementa cuando el material es humedecido, y la escollera colapsa, en una tensión de confinamiento constante, cuando el ambiente de la humedad relativa se incrementa.

Una apropiada función para el parámetro de compresibilidad clásica  $\lambda^d(S)$  fue encontrada a ser:

$$\lambda^d(S) = \lambda_o^d - \alpha_S \ln\left(\frac{S + P_{atm}}{P_{atm}}\right) \quad (2.84)$$

Donde  $\lambda_o^d$  es la compresibilidad volumétrica para condiciones saturadas y  $\alpha_S$  es un parámetro del material.

El comportamiento elástico es caracterizado por dos coeficientes de compresibilidad  $\kappa$  y  $\kappa_S$ , y la relación de poisson  $\nu$ . El coeficiente  $\kappa$  y  $\kappa_S$  son definidos como:

$$d\varepsilon_V^e = \kappa dp = \frac{dp}{E} 3(1-2\nu) \quad (2.85a)$$

$$d\varepsilon_V^{es} = \kappa_S \frac{ds}{s + P_{atm}} \quad (2.85b)$$

Donde las deformaciones volumétricas  $d\varepsilon_V^e$  y  $d\varepsilon_V^{es}$  son inducidas por las tensiones totales y los cambios de succión. Note que el modulo volumétrico elástico definido en la ecuación (2.85a) no depende sobre las medidas de las tensiones. El coeficiente de rigidez de expansión  $\kappa_S$  es, en general muy pequeño, excepto para rocas arcillosas expansivas y esquistos. Por no tener evidencias de expansión en la presa Beliche, un valor de  $\kappa_S = 0$  fue adoptado.

Para condiciones isotrópicas, las tensiones de fluencia,  $p_o$ , fue definido en Oldecop y Alonso (2001) por la expresión:

$$p_o(S) = p_o^* \quad \text{si } p_o^* \leq p_y \quad (2.86a)$$

$$p_o(S) = p_y + \frac{(\lambda^i - \kappa)(p_o^* - p_y)}{\lambda^i + \lambda^d(S) - \kappa} \quad \text{si } p_o^* > p_y \quad (2.86b)$$

Donde  $p_o^*$  define la posición de la curva de fluencia, y fue identificada como la tensión de fluencia en un material de escollera muy seco. Una endurecimiento volumétrico simple fue propuesto a seguir la evolución de  $p_o^*$ .

$$dp_o^* = \frac{d\varepsilon_V^P}{\lambda^i - \kappa} \quad (2.87)$$

El modelo fue extendido a condiciones de tensiones triaxiales por medidas de una familia de curvas de fluencia elíptica. La superficie de fluencia  $F$ , en un espacio de  $(p, q, S)$  es ahora definido:

$$F(p, q, S) = q^2 - M^2(S) [p + p_S(S)] [p_o(S) - p] = 0 \quad (2.88)$$

El efecto de la succión sobre la resistencia de las escolleras es introducido a través del parámetro  $p_S(S)$  y  $M(S)$ . El parámetro  $P_S(S)$  proporciona una evidencia que sirve para aproximar la resistencia real no lineal desarrollada encontrada en los ensayos. La dependencia de la pendiente del estado crítico  $M$  sobre la succión también ayuda a introducir el efecto de la succión, las condiciones de corte limitadas de las escolleras.  $p_S(S)$  es simple definido como una función lineal de la succión.

$$p_S(S) = \kappa_S S \quad (2.89)$$

Donde  $\kappa_S$  es un parámetro del material.

Como los datos experimentales disponibles de escolleras con frecuencia consistentes de ensayos desarrollados sobre muestras secas o especímenes inundados, fue encontrado conveniente definir en términos de valores extremos:  $M_{seco}$  y  $M_{Sat}$ . Con frecuencia  $M_{seco}$  corresponde a la humedad relativa existente en el laboratorio y  $M_{Sat}$  corresponde a las condiciones de saturación. La transición de  $M_{Sat}$  a  $M_{seco}$  toma lugar de un incremento en succión de un valor de cero, cuando el espécimen es saturado, a un muy alto valor, típicamente a pocas decenas o igual cientos de MPa para la humedad relativa prevaleciente del laboratorio. La siguiente expresión es propuesta a modelar esta variación:

$$M(S) = M_{seco} - (M_{seco} - M_{Sat}) \left( \frac{M_{sat}}{M_{Seco}} \right)^{S/10} \quad (2.90)$$

Las escolleras se comportan en una manera no asociada. Manteniendo la simplicidad del modelo, la modificación de la función de fluencia sugerida para el BBM será adoptada aquí, y un potencial  $G$  es definido como lo siguiente:

$$G(p, q, S) = q^2 - \alpha M^2(S) [p + p_S(S)] [p_o(S) - p] = 0 \quad (2.91)$$

Donde  $\alpha$  es un parámetro del material.

La ecuación (2.88) y (2.91) para la función de fluencia y de potencial puede ser generalizadas para estados de tensiones de tres dimensiones, escribiéndose en términos del segundo invariante del tensor de tensiones desviadoras,  $J_{2D}$  y del primer invariante del tensor de tensiones,  $J_1$  como:

$$F(J_1, J_{2D}, S) = 3J_{2D} - \frac{1}{9} M^2(S) (J_1 + 3\kappa_S S) [3p_o(S) - J_1] = 0 \quad (2.92)$$

$$G(J_1, J_{2D}, S) = 3J_{2D} - \frac{1}{9}\alpha M^2(S)(J_1 + 3\kappa_S S)[3p_o(S) - J_1] = 0 \quad (2.93)$$

Una formulación viscoplastica ofrece avances computacionales (Zienkiewicz y Corneau (1974); Zienkiewicz y Taylor (2000)) el cual proporciona a ser una considerable ayuda en este análisis.

El comportamiento de colapso puede ser visto como un proceso de reblandecimiento, y este comportamiento introduce dificultades numéricas. En algunos casos la inestabilidad ocurre porque concentraciones de colapso en elementos aislados, mientras otros en los alrededores experimentan una inducida relajación de tensiones, y ellos revierten las condiciones elásticas. Este fenómeno complica la modelización del colapso generalizado. El planteamiento viscoplástico ayuda en esta opinión porque homogeniza la distribución espacial de las deformaciones de colapso.

Para series anteriores de las relaciones constitutivas fueron dadas en la forma propuesta por Perzyna (1966). Los índices de deformaciones totales  $\left(\dot{\varepsilon}\right)$  son calculados como una suma de elásticas  $\left(\dot{\varepsilon}^e\right)$  y componentes viscoplásticas  $\left(\dot{\varepsilon}^{vp}\right)$ :

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{vp} \quad (2.94)$$

La componente viscoplástica es calculada a través de:

$$\dot{\varepsilon}^{vp} = \Gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial G}{\partial \sigma} \quad (2.95)$$

Donde  $\Gamma$  es un parámetro del fluido y  $\langle \phi(F) \rangle$  es una función de flujo definida como:

$$\langle \phi(F) \rangle = \phi(F) \quad \text{si } F > 0 \quad (2.96a)$$

$$\langle \phi(F) \rangle = 0 \quad \text{si } F \leq 0 \quad (2.96b)$$

Una expresión usual para la función de flujo  $\phi$  es:

$$\phi(F) = \left( \frac{F}{F_o} \right)^N \quad (2.97)$$

Donde  $F_o$  es una tensión de referencia a normalizar  $F$ . El parámetro viscoplastico  $\Gamma = 100s^{-1}$  y  $N = 5$  ha sido elegido en orden a obtener una solución cercana posible a la plasticidad, eso es; las deformaciones no son retrasadas en el tiempo. Además la contribución viscoplástica es rápida comparada con la contribución de la fluencia descrito abajo. La dependencia del tiempo aparece en la contribución viscoplástica como un resultado de la succión o de los cambios de tensiones en tiempo solo, pero no en el retraso de deformaciones. Otras ventajas del planteamiento viscoplástico es que una idea de integración puede ser fácil usada.

Las deformaciones son calculadas como la integral del índice de las deformaciones viscoplásticas en un intervalo de tiempo. Las deformaciones totales son calculadas como:

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon^e + \Delta \varepsilon^p = \Delta \varepsilon^e + \Delta t \dot{\varepsilon}^{vp} \quad (2.98)$$

$$\Delta \varepsilon = D_c^{-1} \Delta \sigma + \Delta t \left[ \Gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial G}{\partial \sigma} \right]^{\kappa+\theta} \quad (2.99)$$

$$\Delta \varepsilon = D_c^{-1} \Delta \sigma + \left[ \frac{\partial G}{\partial \sigma} \right]^{\kappa+\theta} \quad (2.100)$$

Donde  $\Delta t = t^{\kappa+1} - t^\kappa$  es el incremento de tiempo en el cual el incremento de deformación es calculado, y el superíndice  $\kappa+\theta$  indica que el índice de deformación viscoplástica es calculado en un tiempo inmediatamente definido como  $t^{\kappa+\theta} = t^\kappa (1-\theta) + t^{\kappa+1} \theta$ .

### 2.11.2 Comportamiento de fluencia de las escolleras

Grandes deformaciones en el tiempo de estructuras de escolleras, muestran el significativo comportamiento de fluencia de las escolleras. El mecanismo subyacente de propagación subcrítica de las rocas en partículas tensionadas proporciona una explicación física para el comportamiento microscópico observado. Oldecop y Alonso (2001); analizaron grandes deformaciones de especímenes de grava compactados de pizarras de cuarzo ensayado bajo condiciones edométricas y variando la humedad relativa. Los registros tiempo-deformación fueron interpretados en términos de un coeficiente de fluencia,  $\lambda^t$  definido en una manera clásica:

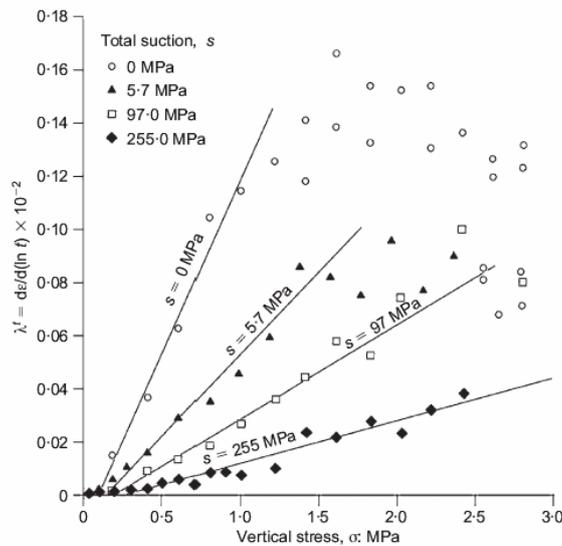
$$\lambda^t = \frac{d\varepsilon_v}{d(\ln t)} \quad (2.101)$$

Fue encontrado que  $\lambda^t$  depende de la tensión de confinamiento y sobre la predominante succión total, como la mostrada en la Fig.2.76. Para un extendido rango de tensiones y valores de succiones,  $\lambda^t$  depende linealmente sobre la tensión de confinamiento y sobre el logaritmo de la tensión aplicada. La segunda dependencia es ilustrada en la Fig.2.77, donde el coeficiente de fluencia  $\lambda^t$  (representado en la Fig. 2.76) es dibujado en términos de  $\ln(s)$  para una tensión de confinamiento vertical  $\sigma_v = 1MPa$ . El índice de fluencia decrece cuando con el incremento de la succión. Presumiblemente un índice de fluencia de cero puede ser obtenido para un ambiente seco, pero esta condición límite no fue encontrada en los experimentos desarrollados. Basados sobre estos descubrimientos, la ecuación para el índice de deformación es proporcionado por la componente volumétrica de fluencia de las escolleras:

$$\dot{\varepsilon}_v^c = \frac{d\varepsilon_v^c}{dt} = \frac{\lambda^t(p, S)}{t} = \frac{1}{\eta_v(S, t)} p \quad (2.102)$$

Donde la dependencia de las tensiones es asumida a ser lineal, y  $\eta_v$  es un coeficiente de viscosidad para la fluencia volumétrica dada:

$$\frac{1}{\eta_v(S, t)} = \frac{\mu}{t} \left[ 1 - \beta^c \ln \left( \frac{S + P_{atm}}{P_{atm}} \right) \right] \quad (2.103)$$



**Figura. 2.71** índice de compresibilidad diferido en el tiempo,  $\lambda^t$ , medida en ensayos edométricos desarrolladas sobre grava compactada de una pizarra Oldecop (2000)

Donde  $\mu$  y  $\beta^c$  son parámetros constitutivos. Los valores de  $\mu = 0.0012 MPa^{-1}$  y  $\beta^c = 0.083$  proporciona una correcta representación de los datos de fluencia dados en la Fig. 2.71 para  $\sigma_v < 1 MPa$ .

No se encontró información experimental equivalente para la fluencia desviadora. Una expresión similar para la fluencia desviadora es tentativamente propuesta:

$$\dot{\varepsilon}_c^d = \frac{d\varepsilon_c^d}{dt} = \frac{1}{3\eta_d(S, t)} q \quad (2.104)$$

Donde  $\eta_d$  es probablemente relacionado a  $\eta_v$ . Es propuesto que  $\eta_d$  será una fracción de  $\eta_v$ :

$$\eta_d = a\eta_v \quad (2.105)$$

En orden a mantener la simplicidad en el modelo. Un valor pequeño  $a = 0.1$  fue adoptado.

Bajo condiciones de tensiones generales, índices de fluencia serán calculados a través de una ecuación general viscoelástica:

$$\dot{\varepsilon}^c = \frac{1}{2\eta_d}(\sigma - pI) + \frac{1}{3\eta_v} pI \quad (2.106)$$

Donde las deformaciones volumétricas y desviadoras viscoelásticas han sido definidas, y  $I$  es la matriz identidad.

En el modelo constitutivo generalizado para escolleras, los índices de deformación fueron calculados como la suma de tres contribuciones: elásticas, viscoplásticas y de fluencia:

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{vp} + \dot{\varepsilon}^c \quad (2.107)$$

El análisis de la presa fue desarrollado con el código de elementos finitos CODE\_BRIGHT, desarrollado en el departamento de Ingeniería Geotécnica de la UPC. El código resuelve simultáneamente la ecuación de balance para transferencia de calor, flujo de agua y aire y las ecuaciones de equilibrio mecánico. Es formulado en términos de dos variables de tensiones independientes: tensiones netas y succión o diferencia entre presión de aire y agua. El modelo viscoelastoplástico para materiales granulares descrito antes fue también introducido al CODE\_BRIGHT en orden a analizar estructuras de escolleras.

El transporte básico y el fenómeno de deformación pueden ser activados independientemente cuando en un problema dado es solucionado. Para el análisis de la presa Beliche, el flujo acoplado y las relaciones de deformación fueron simultáneamente resueltos.

## 2.12 Resumen y conclusiones

El marco teórico desarrollado en los apartados anteriores, sirve como antecedente para entender el comportamiento y la modelación de los materiales granulares, presentando las investigaciones más recientes sobre la influencia de la succión.

La mayoría de los estudios realizados para determinar el comportamiento tensión-deformación están desarrollados en arenas a altas tensiones, en las cuales es posible alcanzar el estado crítico. Este mismo planteamiento se ha tratado de desarrollar en materiales granulares, en donde debido a las bajas tensiones aplicadas, sus características de resistencia y fricción entre sus partículas no es posible determinar.

Los materiales utilizados en la construcción de estructuras de escolleras presentan dimensiones elevadas, que no es posible estudiar en los ensayos triaxiales y edométricos de laboratorio. Una manera bastante apropiada para reproducir las condiciones geométricas, es mediante un escalado de la granulometría de campo, a través de una curva granulométrica paralela. Marachi, Chan et al. (1969) estudio el comportamiento triaxial de tres materiales saturados utilizados en la construcción de presas, mediante tres granulometrías escaladas, ensayadas en probetas con diámetros de 2.8, 12 y 36 pulg. a tensiones de confinamiento de 30, 140, 420 y 650 Psi.

Uno de los principales factores que afectan la resistencia al corte y la compresibilidad de los materiales granulares es la rotura de partículas, la cual puede ser activada por la variación de la humedad relativa dentro del material. Oldecop y Alonso (2001) estudiaron la compresibilidad de un material de pizarra variando de la humedad relativa, determinando deformaciones instantáneas que se atribuyeron a reacomodo de partículas

y deformaciones diferidas en el tiempo las cuales las relacionaron con rotura de partículas. En base a este estudio plantearon un modelo constitutivo de tipo fenomenológico, el cual toma en cuenta la influencia de la humedad relativa. Ellos determinaron que existe un estado muy seco dentro de las partículas que corresponde a una succión muy elevada, en donde las deformaciones diferidas en el tiempo desaparecen y por debajo de este valor se activan.

Otra aportación importante al entendimiento del comportamiento de los materiales granulares bajo la influencia de la humedad relativa fue realizada por Chávez y Alonso (2003). Ellos estudiaron la resistencia al corte del mismo material de pizarra estudiada anteriormente por Oldecop y Alonso (2001), desarrollando ensayos triaxiales a succión constante, obteniendo gran variación de la resistencia al corte para estados secos y saturados. De esta investigación determinaron un modelo constitutivo elastoplástico para condiciones triaxiales, tomando en cuenta para la parte volumétrica el modelo constitutivo desarrollado por Oldecop y Alonso (2001). En este material de pizarra se asume haber determinado el estado crítico del material, en el cual a través de una formulación como la desarrollada para arenas por Wan y Guo (1999) se hace el planteamiento de la parte desviadora.

Teniendo en cuenta las experiencias de las deformaciones desarrolladas en las presas construidas con materiales granulares, y prestando mayor interés a las deformaciones diferidas en el tiempo, las cuales se prolongan durante periodos muy largos de tiempo. El comportamiento de los materiales granulares es asociado a un fenómeno de fluencia, que depende directamente de la rotura de las partículas y la succión en los poros de las partículas. Alonso, Olivella et al. (2005) presentaron una formulación viscoelastoplástica para la modelación del comportamiento de construcción y puesta en operación de la presa Beliche. El modelo de escolleras para condiciones triaxiales es una extensión del modelo constitutivo presentado por Oldecop y Alonso (2001), el cual utiliza una superficie de fluencia y un potencial plástico como el propuesto para el BBM. El código fue programado en CODE\_ BRIGHT teniendo en cuenta el análisis de flujo-deformación, simulando correctamente el humedecimiento parcial o total de los materiales granulares.

## 2.13 Referencias

- Alonso, E. E., A. Gens, et al. (1990). "A constitutive model for partially saturated soils." *Géotechnique* **40**(3): 405-430.
- Alonso, E. E., S. Olivella, et al. (2005). "A review of Beliche Dam." *Géotechnique* **55**(4): 267-285.
- Barden, L., Ismail, H. et al. (1969). "Plane strain deformation of granular material at low and high Pressure." *Géotechnique* **19**(4): 441-452.
- Been, K. and Jefferies, M. G. (1985). "A state parameter for sands." *Géotechnique* **35** (2): 99-112.
- Been, K. and Jefferies, M. G. (1986). "Discussion on a state parameter for sands." *Géotechnique* **36**(1): 127-132.
- Been, K. and Jefferies, M. G., et al. (1991). "The critical state of sands." *Géotechnique* **41**(3): 365-381
- Bishop, A. W. (1954). "Correspondence on Shear characteristics of a saturated silt, measured in triaxial compression." *Géotechnique* **4**(1): 43-45.

- Bishop, A. W. (1958). Test requirements for measuring the coefficient of earth pressure at rest. Proc., Brussels Conf. on Earth Pressure Problems, Brussels, Belgium.
- Bolton, M. D. (1986). "The strength and dilatancy of sands." *Géotechnique* **36**(1): 65-78.
- Boyce, J. R. (1980). A non-linear model for the elastic behaviour of granular materials under repeated loading. Proc. Int. Symp. Soils Under Cyclic and Transient Loading, Swansea, 285-294.
- Brown, S. F. and J. W. Papping (1985). "Modeling of granular materials in pavements." *Transportation Research Record* 1022, Transportation Research Board, Washington, D. C.: 45-51.
- Casagrande, A. (1936). "Characteristics of cohesionless soils affecting the stability of slopes and earth fills." *J. Boston Soc. Civil Engineers* **23**(1): 13-32.
- Coop, M. R. (1990). "The mechanics of uncemented carbonate sands." *Géotechnique* **40**(4): 607-626.
- Coop, M. R. and Lee, I. K. (1993). The behaviour of granular soils at elevated stresses. In predictive soil mechanics. London, Thomas Telford.
- Coop, M. R. and Lee, I. K. (1995). The influence of pore water on the mechanics of granular soils. Proceedings XI ECSMFE, vol. 1 Copenhagen, pp. 63-72.
- Chávez, C. and E. E. Alonso (2003). "A Constitutive model for crushed granular aggregates which includes suction effects." *Soils and Foundations* **43**(4): 215-227.
- Drucker, D. C., Gibson, R. E. et al. (1957). "Soil mechanics and work-hardening theory of plasticity." *ASCE* **122**: 338-346.
- Hardin, B. O. (1985). "Crushing of Soil Particles." *J. of Geotech Engrg. Asce* **111**(10): 1449-1467.
- Hedron, A. (1963). The behavior of sand in one-dimensional compression. Urbana III, Univ. of Illinois.
- Indraratna, B., Wijewardena, L. S. S., et al. (1993). "Large-scale triaxial testing of greywacke rockfill." *Géotechnique* **43**(1): 37-51.
- Indraratna, A., Salim, W. *Mechanics of Ballasted Rail Tracks, Proceedings and Monographs in Engineering, Water and Earth Sciences*, Taylors&Francis, London.
- Ishihara, K. and Okada, S. (1978). "Yielding of overconsolidated sand and liquefaction model under cyclic stresses." *Soils and Foundations* **18**(1): 57-72.
- Jaky, J. (1948). Pressure in silos. Proc. 2nd Int. Conf. on Soil Mech. and Found. Engrg. Vol 1, 103-107.
- Jardine, R. J. (1995). One perspective of the pre-failure deformation characteristics of some geomaterials. . International Symposium on Pre-failure Deformation Characteristics of Geomaterials, IS-Hokkaido, Hokkaido, Japan, S. Shibuya, T. Mitachi, and S. Miura. A.A. Balkema, Rotterdam, The Netherlands.
- Kohata, Y., Tanaka, Y., et al. (1997). "Modelling the non-linear deformation properties of stiff materials." *Géotechnique* **47**(3): 563-580.
- Lade, P. V. and Kim, M. R. (1988). "Single hardening constitutive model for frictional materials, II, yield criterion and plasticity work contours." *Computers and Geotechnics*(6(1)): 13-29.
- Lade, P. V. and Yamamuro, J. A. (1996). "Undrained sand behavior in axisymmetric test at high pressures " *J. Geotech Engrg, ASCE* **122**(2): 120-129.
- Lade, P. V., Yamamuro, J. A. et al. (1996). "Significance of particle crushing in granular materials." *J. Geotech Engrg, ASCE* **122**(4): 309-316.

- Lee, L. K. (1991). The mechanical behaviour of compacted decomposed granite soil. PhD thesis, City University, London.
- Lee, L. K. and Farhoomand, Y. (1967). "Compressibility and crushing of granular soils in anisotropic triaxial compression." *Can. Geotech. J.* Ottawa, Canada **4**(1): 68-86.
- Lee, L. K. and Seed, H. B. (1967). "Drained Strength characteristics of sands." *J. Soil Mech. and Found. Div ASCE* **93**(6): 117-141.
- Lekarp, F., Isacsson, U. et al. (2000). "State of the art.I: resilient response of unbound aggregates." *Journal of transportation Engineering* **126**(1): 66-75.
- Marachi, N. D., Chan, C. K. et al. (1972). Evaluation of properties of rockfill materials. Proc. ASCE, Journal of the soil Mechanics and Foundations Division.
- Marachi, N. D., Chan, C. K. et al. (1969). Strength and deformation characteristics of rockfill materials. Report No. TE-69-5, Univ. of California. Berkeley, Calif.
- Marsal, R. J. (1967). "Large scale testing of rockfill materials." *J. Soil Mech. and Found. Div ASCE* **93**(2): 27-43.
- Matsuoka, H. and Nakai, T. (1974). Stress-deformation and strength characteristics of soil under three different principal stress. Proc. Japan Society of Civil Engineers.
- Matsuoka, H. and Nakai, T. (1982). A new failure criterion for soils in three-dimensional stresses. IUTAM Conference on Deformation and Failure of Granular Materials, Delft, The Netherlands.
- Mayhew, H. C. (1983). Resilient properties of unbound road base under repeated triaxial loading. Laboratoru Report 1088. Transport and Road Research Laboratory, Crowthorne, U. K.
- McDowell, G. R. and Bolton, M. D. (1998). "On the micromechanics of crushable aggregates." *Géotechnique* **48**(5): 667-679.
- Miura, K. and Yamamoto, N. (1982). On yield curve of sand in a particle-crushing on the shear characteristicsof a sand. Proc. JSCE, No. 326, pp. 83-90
- Miura, K. and Yamanouchi, T. (1977). The efect of the particle-crushing on the shear characteristics of a sand. Proc. JSCE No 260, pp. 109-118.
- Miura, N., Murata, H. et al. (1984). "stress-strain characteristics of sand in particle-crushing region." *Soils and Foundations* **24**(1): 77-89.
- Miura, N. and O-hara, S. (1979). "Particle crushing of a decomposed granite soil under shear stresses." *Soils and Foundations* **19**(3): 61-76.
- Murata, H., Hyodo, M. et al. (1987). Yield characteristics of dense sand under low and high pressure. Proc. JSCE No 382.
- Naylor, D. J., E. Maranha das Neves, et al. (1986). "Prediction of construction performance of Beliche Dam." *Géotechnique* **36**(3): 359-376.
- Naylor, D. J., Maranha das Neves, E. et al. (1997). "A back-analysis of Beliche Dam." *Géotechnique* **47**(2): 221-233.
- Nishi, K. and Esashi, Y. (1978). Stress-strain relationships of sand based on elastoplasticity theory. Proc. JSCE No.280.
- Nobari, E. S. and Duncan, J. M. (1972). Effect of reservoir filling on stresses and movements in earth and rockfill dams. R. N. S-72-2. Univ. of California. Berkeley, Calif.
- Nova, R. and Wood, D. M. (1978). "An experimental programme to define the yield function for sand." *Soils and Foundations* **18**(4): 77-86.
- Nova, R. and Wood, D. M. (1979). "A constitutive model for sands in triaxial compression." *Int. J. Numer. and Anal. Methods Geomech.* **3**: 255-278.
- Oldecop, L. and E. E. Alonso (2002). Fundamentals of rockfill time-dependent behaviour. Proc. 3rd Int. Conf. on Unsaturated Soils, Recife.

- Oldecop, L. A. and E. E. Alonso (2001). "A model for rockfill compressibility." *Géotechnique* **51**(2): 127-139.
- Perzyna, P. (1966). Fundamental problems in viscoplasticity. In *advances in applied mechanics*, Vol. 9, pp. 244-368. New York: Academic Press.
- Poorooshasb, H. B. (1971). Deformation of sand in triaxial compression. 4 th ARCSMF.
- Poorooshasb, H. B., Holubec, I. et al. (1966). "Yielding and flow of sand in triaxial compression, Part I." *Canadian Geotechnical Journal* **3**(4): 179-190.
- Poorooshasb, H. B., Holubec, I. et al. (1967). "Yielding and flow of sand in triaxial compresión, Part II and III." *Canadian Geotechnical Journal* **4**(4): 376-398.
- Poorooshasb, H. B., Holubec, I. et al. (1967). "Yielding and flow of sand in triaxial compresión: Part II and III." *Canadian Geotechnical Journal*(4(4)): 367-397.
- Pradhan, T. B. S. and F. Tatsuoka (1989). "On stress-dilatancy equation of sands subjected to cyclic loading." *Soils and Foundations* **29**(1): 66-81.
- Reynolds, O. (1886). Experiments showing dilatancy, a property of granular material, possibly connected with gravitation. *Proc. Royal Inst. of Great Britain* 11.
- Reynolds, O. (1985). On the dilatancy of media composed of rigid particles in contact, with experimental illustrations. *Phil. Mag.* 20.
- Roscoe, K. H. and Burland, J. B. (1968). "On the generalized stress-strain behavior of wet clay." *Engineering Plasticity*, ed. J.V. Hayman and F. A. Leckie, Cambridge University Press, London: 535-609.
- Roscoe, K. H., Schofield, A. N. et al. (1963). "Yielding of clays in states wetter than critical." *Géotechnique* **13**: 211-224.
- Rowe, P. W. (1962). The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact. *Proc. of Royal. Soc. A.*
- Rowe, P. W. (1971). Theoretical meaning and observed values of deformation parameters for soil. In *Stress-Strain Behaviour of Soils*. Roscoe Memorial Symposium.
- Sherard, J. L. and B. Cooke (1987). "Concrete-face rockfill dam: I Assessment." *J. Geotech Engng, ASCE*. **113**(10): 1096-1112.
- Tanimoto, K. and Y. Tanaka (1986). "Yielding of soils as determined by acoustic emission." *Soils and Foundations* **26**(3): 69-80.
- Tanimoto, K., Y. Tanaka, et al. (1987). The effec of pre-shearing of yield locus of sandy soil. 8 th ARCSMFE.
- Tatsuoka, F. and Ishihara, K. (1974). "Yielding of sand in triaxial compresión." *Soils and Foundations* **14**(2): 63-76.
- Tatsuoka, F. and Kohata, Y. (1995). Stiffness of hard soils and soft rocks in engineering aplications. *International Symposium on Pre-Failure Deformation Characteristics of Geomaterials, IS-Hokkaido, Hokkaido, Japan.*, S. Shibuya, T. Mitachi, and S. Miura A.A. Balkema, Rotterdam, The Netherlands.
- Tatsuoka, F. and F. Molenkamp (1983). Discussion on yield loci for sands, *Mechanics of Granular Materials: New models and Constitutive Relations*, Elsevier Science Publishers.
- Tatsuoka, F. and S. Shibuya (1992). Deformation characteristics of soils and rocks fom field and laboratory tests. 9th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Bangkok, Thailand, Balkema, Rotterdam, The Netherlands.
- Taylor, D. W. (1948). *Fundamentals of soil mechanics*. New York, N.Y., Wiley.
- Terzaghi, K. (1920). "Old earth pressure teories and new test results." *Engrg. News Record* **85**: 632.

- Terzaghi, K. and R. B. Peck (1948). Soil mechanics in engineering practice. New York.
- Tutumluer, E. and Seyhan, U. (1999). Stress path loading effects on granular materials resilient response. In *Unbound Granular Materials: Modelling Laboratory & In-Situ Testing*.
- Ueng, T. S. and Lee, C. J. (1990). "Deformation of sand under shear-particulate approach." *J. Geotech Eng.* **116**: 1625-1640.
- Varadarajan, A., Sharma, K. G. et al. (2003). "Testing and Modeling Two Rockfill Materials." *Journal of Geotechnical Engineering-Asce* **129**(3): 206-218.
- Veiga-Pinto, A. (1983). *Previsão do comportamento estrutural de barragens de enrocamento*. Laboratorio Nacional de Engenharia Civil. Lisbon.
- Vermeer, P. A. (1978). "A double hardening model for sand." *Géotechnique* **44**: 413-433.
- Vesíc, A. S. and Clough, G. W. (1968). Behaviour of granular materials under high stresses *Proc. ASCE, Journal of the SoilMechanics and Foundations Division*.
- Wan, R. G. and Guo, P. J. (1998). "A Simple Constitutive Model for Granular Soils: Modified Stress-Dilatancy Approach." *Computers and Geotechnics* **22**(2): 109-133.
- Wan, R. G. and Guo, P. J. (1999). "A pressure and density dependent dilatancy model for granular materials." *Soils and Foundations* **39**(6): 1-11.
- Wood, D. M. and Belkheir, K. F. L. (1994). "Strain Softening and state parameter for sand modelling." *Géotechnique* **44**(2): 335-339.
- Yamamuro, J. A. and Lade, P. V. (1996). "Drained sand behavior in axisymmetric test at high pressure." *J. Geotech Engrg, ASCE* **122**(2): 109-119.
- Yamamuro, J. A. and Lade, P. V. (1996). "Effects of strain rate on instability of granular soils." *Geotech. Testing J.*, **16**(3): 304-313.
- Yasufuku, N., H. Murata, et al. (1991). "YIELD CHARACTERISTICS OF ANISOTROPICALLY CONSOLIDATED SAND UNDER LOW AND HIGH STRESSES." *Soils and Foundations* **31**(1): 95-109.
- Zienkiewicz, O. C. and I. C. Cormeau (1974). "Viscoplasticity, plasticity and creep in elastic solids: a unified numerical solution approach." *Int. J. Numer. and Anal. Methods Geomech.*
- Zienkiewicz, O. C. and R. L. Taylor (2000). *The finite element method*, Butterworth-Heinemann.



## CAPITULO 3

# DESCRIPCIÓN DE EQUIPOS Y TÉCNICAS EXPERIMENTALES

### 3.1 Equipo triaxial para materiales granulares

#### 3.1.1 Descripción general del equipo

El equipo triaxial utilizado para esta investigación fue diseñado por Chávez (2004). El material se compacta dentro de un molde de 250mm de diámetro y 500mm de altura que tiene una relación de 6.25 entre el diámetro de la probeta y el tamaño máximo de la partícula.

El equipo consta de medidas de deformación globales: tres transductores tipo LVDT en la parte superior del cabezal que mide la deformación axial promedio de la probeta, 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. Las medidas de deformación locales del equipo son dos transductores de deformación axial en la parte media de la probeta ubicados en extremos diametralmente opuestos y tres transductores de deformación radial colocados en los cuartos y al centro de la altura de la probeta. El equipo es capaz de trabajar a deformación controlada fijando la velocidad de desplazamiento del pistón axial que aplica la tensión desviadora; y a tensión controlada mediante reguladores de presión actuando sobre una interfase aire-aceite.

Las medidas locales axiales ayudan a evitar la acumulación de errores de acomodo que se presentan por el mal contacto entre el cabezal con los agregados. Así mismo la diferencia entre las medidas globales y las locales permiten evaluar la penetración de membrana.



Figura. 3.1 Equipo triaxial para materiales granulares gruesos con control de HR

### 3.1.2 Medida de la deformación en la célula triaxial

El cambio volumétrico de la muestra se determina mediante tres transductores de deformación radial (CMD). Estos transductores están formados por galgas extensométricas resistivas pegadas a un fleje de acero flexible que se deforma radialmente. Otra manera de medir la deformación volumétrica desde un punto de vista global de la muestra, es a través de un transductor diferencial de presión DPT, que es capaz de medir la variación de la altura de agua que confina la muestra. Con los desplazamientos en el cabezal medidos por los LVDTs y la altura de la columna de agua medida por el DPT. Se puede calcular la deformación volumétrica de una manera global.

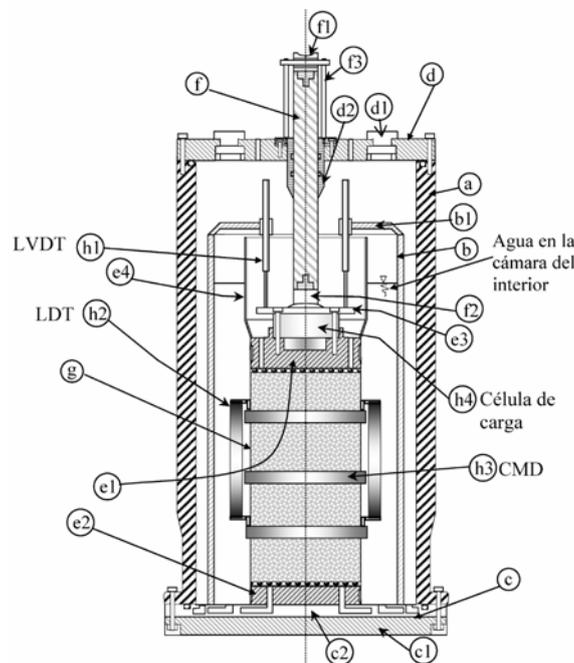


Figura. 3.2 Esquema de la célula triaxial

- a cámara externa
- b cámara interna
- b1 soportes de LVDTs
- c base principal de la célula triaxial
- c1 parte complementaria de la base
- c2 placa de acero inoxidable
- d tapa de la cámara
- d1 ventanas de cristal para supervisar el montaje
- d2 guía del eje que aplica la carga
- e1 cabezal de la probeta
- e2 base de la probeta
- e3 anillo que fija la célula de carga
- e4 prolongación del cabezal
- f eje de carga
- f1 rótula superior
- f2 rótula inferior
- f3 marco del eje de carga
- g membrana

h1	LVDT
h2	LDT (medida local axial)
h3	CMDs (medida local radial)
h4	célula de carga

### 3.1.3 Sistema de aplicación de carga

La aplicación de la carga desviadora mediante deformación controlada se realiza con una bomba de aceite conectada al pistón de un marco de carga. El marco de carga tiene en su parte inferior un pistón hidráulico de 285mm de diámetro efectivo, que se acciona por medio de una bomba de aceite (deformación controlada) o por una interfase aire-aceite (tensión controlada). La bomba de aceite es capaz de generar una presión de 16 MPa, por lo que se puede aplicar hasta 1MN de carga axial. Para aplicar cargas con tensión controlada se tiene una interfase aire-aceite, con capacidad de aplicar una carga axial de 147 kN.

### 3.1.4 Instrumentación interna y externa

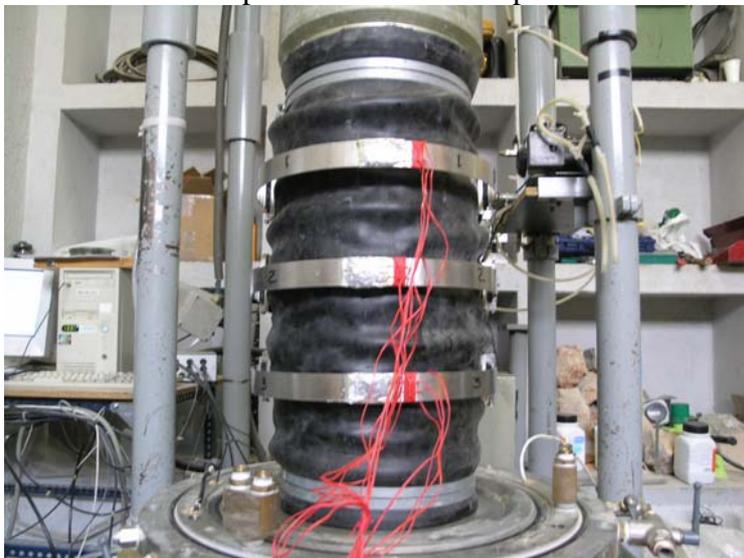
La deformación axial se determina con tres transductores LVDT colocados en el cabezal de la muestra, otro externo a la célula triaxial y otros dos transductores LDTs diametralmente opuestos. La deformación radial se mide con tres transductores de deformación radial, CMD a través de un puente de Wheatstone, formado por cuatro galgas extensométricas sumergibles, marca KYOWA, pegadas con una resina epóxica EP-18 (dos por lado) a un fleje de acero flexible que tiene una tensión de fluencia de 930.9 MPa. Estos flejes se colocan en los cuartos y en la parte central de la muestra Fig. (3.4). Con estas mismas componentes se construyeron los LDTs. La variación del nivel de agua que confina la muestra, se mide por un transductor diferencial de presión. La carga desviadora se registra con una célula de carga (Sensotec modelo 43/0829-02), con capacidad de 890 kN a compresión y colocada dentro del cabezal Fig. (3.3).



Figura. 3.3 LVDTs colocados sobre el cabezal y la célula de carga de 890 kN del equipo triaxial

### 3.1.5 Sistema de control de succión y temperatura

La humedad relativa está afectada por la temperatura del ambiente, por lo que se tiene un sistema de aire acondicionado para mantener la temperatura constante Fig. (3.5).



**Figura. 3.4** Probeta y CMDs para medir la deformación volumétrica del equipo triaxial

La humedad relativa se controla mediante soluciones salinas. Se utilizó un higrómetro capacitivo marca Vaísala modelo HMP-233, que es capaz de medir la humedad relativa y la temperatura en la base inferior de la muestra; con una precisión de  $\pm 1\%$  en el rango de 0 a 90% y de  $\pm 2\%$  en el rango de 90% a 100% .

El montaje del equipo se realiza mediante una grúa constituida con un brazo y un polipasto con una capacidad de 10 kN. Inicialmente este polipasto era manipulado manualmente. Posteriormente y originado por las grandes campañas experimentales a desarrollar se colocó un polipasto eléctrico.

### 3.1.6 Sistema de adquisición de datos

Para registrar y almacenar los datos se cuenta con un ordenador y con una tarjeta de adquisición de datos. La tarjeta es de National Instruments de 16 bits y registra 16 canales. Se alojaron 14 canales: 3 para los LVDTs internos, 1 para el externo, 3 para las CMDs, 2 para los LDTs, 2 para el higrómetro (temperatura y humedad relativa), 1 para el transductor de presión, 1 para el DPT y 1 para la célula de carga. Para capturar la respuesta de los traductores se tiene un programa de adquisición de datos programado en Visual Basic. El programa calcula el promedio de los datos obtenidos en los canales cada mil lecturas, y después despliega la información en pantalla. Se puede visualizar los resultados en forma grafica durante el ensayo, analizado las principales variables geotécnicas en el tiempo.



**Figura. 3.5 Recipiente con solución salina para la imposición de la humedad relativa, así como el higrometro para su medición. Panel de control de los transductores de señal y equipo de adquisición de datos**

Se tiene un panel de control donde están ubicados los transformadores de corriente, acondicionadores de señal, reguladores de presión de aire, el transductor de presión, y la unidad de salida del higrometro.

La presión de confinamiento se suministra mediante el sistema de compresión de aire del laboratorio con una máxima de 4MPa.

Con la finalidad de realizar diferentes trayectorias de tensiones y cambios de succión de una manera instantánea en la muestra, se instalaron dos válvulas de tres vías, que nos permiten pasar de una condición completamente seca a saturada.

El equipo triaxial es muy eficiente para realizar trayectorias de tensiones con deformación controlada; ya que se regula el caudal de la bomba de aceite conectada al pistón del marco de carga. El problema surge cuando se quieren realizar trayectorias con tensión controlada, debido a que se tiene que manipular manualmente los reguladores de aire que actúan sobre la interfase aire-aceite. Una mejora futura al sistema será la utilización de controladores de presión automáticos con motores paso a paso.

## **3.2 Equipo edométrico para materiales granulares**

### **3.2.1 Descripción general del equipo**

El edómetro utilizado se desarrolló por Oldecop (2000). La tensión vertical máxima es de 2.8 MPa, controlada por una válvula de seguridad. La tensión vertical se suministra por la red de aire comprimido del laboratorio con una capacidad máxima de 4MPa. La deformación vertical se mide con un LVDT.

Para determinar la diferencia de la carga que se trasmite del cabezal superior al inferior del edómetro, se colocaron tres células de carga Util-cel Mod. 410 de 70kN de capacidad en la parte inferior del edómetro. A partir de esta medida y la carga aplicada en el cabezal superior, se puede deducir la fuerza de fricción entre la probeta y el anillo

edométrico, obteniendo una descripción más completa del estado de tensiones dentro de la probeta.

El equipo consta de dos células de tensión lateral; formadas por un puente de Wheatstone compuesto de cuatro galgas extensométricas, que registran la tensión lateral radial entre la probeta y la pared del edómetro Fig. (3.6).

La humedad relativa se controla con soluciones salinas. Se utilizó un higrómetro capacitivo marca Vaisala, modelo HMP-233, que es capaz de medir la humedad relativa y la temperatura en la base inferior de la muestra con una precisión de  $\pm 1\%$  en el rango de 0 a 90% y de  $\pm 2\%$  en el rango de 90% a 100% .

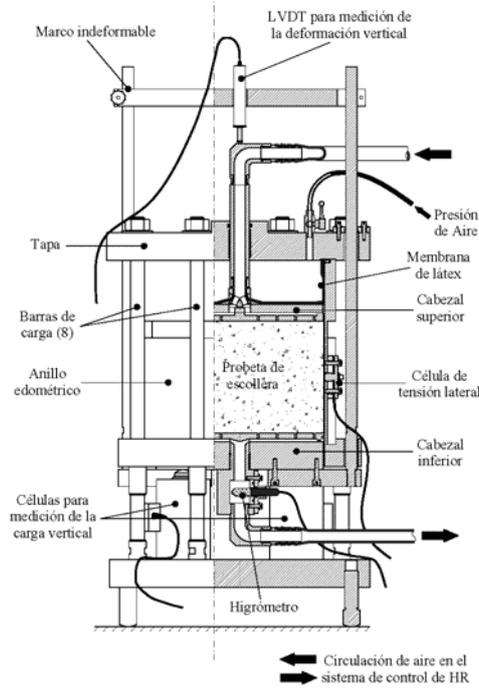
Para acelerar el proceso de transporte de vapor (mojado o secado) el equipo consta de una bomba que proporciona un caudal de aire de 11 litros/min, que se hace circular a través de la probeta.



**Figura. 3.6 Edómetro para materiales granulares con control de HR**

Para registrar los datos se cuenta con un ordenador, y con una tarjeta de adquisición de datos. La tarjeta es de la marca National Instruments de 16 bits y registra 16 canales. Se alojaron 8 canales: 1 para el LVDT, 2 para las galgas extensométricas, 3 para las células de carga verticales, y 2 para el higrómetro (temperatura y humedad relativa). Para capturar la respuesta de los transductores, se tiene un programa de adquisición de datos programado en Visual Basic. El programa calcula el promedio de los datos obtenidos en los canales cada mil lecturas, y después despliega la información en

pantalla. Se puede visualizar los resultados en forma gráfica durante el ensayo, analizando las principales variables geotécnicas en el tiempo.



**Figura. 3.7** Esquema del edómetro de materiales granulares Oldecop (2000)

Se tiene un panel de control donde se ubican los transformadores de corriente, acondicionadores de señal, y los reguladores de presión de aire Fig. (3.9). La tensión vertical se suministra por el sistema de compresión de aire del laboratorio con una tensión máxima de 4MPa.



**Figura. 3.8** Rotura de material granular de tamaño medio de 30mm, después de haber sido sometido a trayectorias de tensión y succión. La muestra fue inundada a una tensión máxima de 2.8 MPa. Entre el anillo y la muestra existe un recubrimiento de látex con la finalidad de reducir la fricción entre el material granular y el anillo edométrico

Con la finalidad de reducir la fricción que se presenta en el anillo edométrico cuando se aplican tensiones verticales y debido al aumento de área de contacto en los ensayos con granulometría continua, se aplicó un recubrimiento de polietileno en dos capas, fijadas al anillo edométrico con grasa. En los ensayos con granulometrías discontinuas, donde se tienen menos puntos de contacto, se utilizó un recubrimiento de una placa delgada de 1.2 mm de látex alrededor del anillo Fig. (3.8).

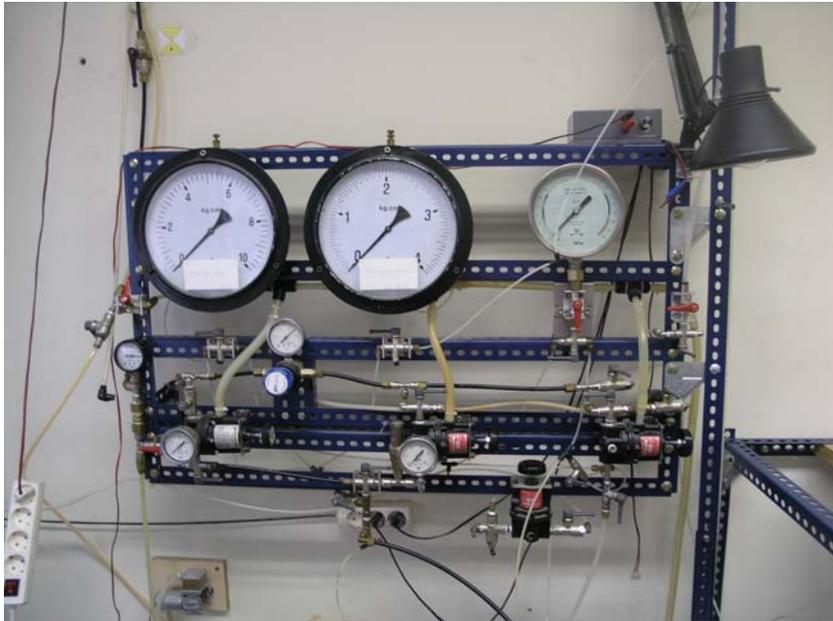


Figura. 3.9 Panel de control de los reguladores de presiones con capacidad de 4MPa

Para hacer trayectorias de cambios de succiones de una manera rápida, y determinar el colapso en la muestra por inundación, se quita el suministro de vapor y se conecta a una fuente de agua, pasando de una condición completamente seca a una condición saturada.

### 3.3 Equipo triaxial cíclico

#### 3.3.1 Descripción general del equipo

El equipo se alimenta por la red de aire comprimido del laboratorio con una capacidad de 1MPa; el cual tiene un sistema de carga y descarga controlado por un generador de funciones PM5133 con capacidad de 10 MHz-2MHz marca PHILIPS Fig. (3.12), en donde se puede variar la amplitud y las frecuencias de diferentes funciones. Las trayectorias desviadoras estáticas y cíclicas se controlan accionando dos manómetros manuales con capacidad de hasta 1.6 MPa.



**Figura. 3.10** Equipo triaxial cíclico con control de HR

El equipo consta de una célula triaxial en donde se aloja la muestra ensayada; dentro de la célula existen una serie de ductos por los cuales se hace circular el vapor de aire, entrando por la parte superior del cabezal, pasa a través de la probeta y es recogido en la parte inferior para ser medido por un higrometro. Se utilizó un higrometro capacitivo marca Vaísala, modelo HMP-233, que mide la humedad relativa y la temperatura en la base inferior de la muestra con una precisión de  $\pm 1\%$  en el rango de 0 a 90% y de  $\pm 2\%$  en el rango de 90% a 100% .



**Figura. 3.11** Bellofram para aplicar tensiones desviadoras estáticas y cíclicas y célula de carga para el equipo triaxial cíclico

Como en los dos otros equipos descritos anteriormente, el proceso de transporte de vapor (mojado o secado) se realiza a través de una bomba que proporciona un caudal de aire suficiente para crear vapor por advección, que se hace circular a través de la probeta.

Para medir la carga desviadora estática o cíclica aplicada, el equipo consta de una célula de carga de 5 kN colocada sobre el eje vertical de la muestra. La deformación axial se mide mediante un LVDT externo Fig. (3.11).



**Figura. 3.12** Generador de funciones para diferentes funciones de ondas, contador de ciclos y manómetros del equipo triaxial cíclico

Para registrar y almacenar los datos se cuenta con un ordenador, y con una tarjeta de adquisición de datos. La tarjeta es de Nacional Instruments de 16 bits y registra 16 canales. Se alojaron 5 canales: 1 para el LVDT, 1 transductor de presión de confinamiento, 1 para la célula de carga, y 2 para el higrómetro (temperatura y humedad relativa). Para capturar la respuesta de los traductores, se hizo un programa de adquisición de datos programado en Visual Basic, especialmente para este equipo, el cual es capaz de capturar las tensiones máximas y mínimas en cada ciclo de carga. El programa calcula el promedio de los datos obtenidos en los canales cada mil lecturas, y después despliega la información en pantalla. Se puede visualizar los resultados en forma gráfica durante el ensayo, analizando las principales variables geotécnicas en el tiempo. Se tiene un panel de control donde se ubican los transformadores de corriente, acondicionadores de señal, y los reguladores de presión. Para realizar las trayectorias de tensiones y los cambios de succión de una manera rápida, se retira el suministro de vapor y se conecta a una fuente de agua, pasando de una condición completamente seca a saturada.

## 3.4 Técnicas de aplicación de succión

### 3.4.1 Aspectos generales

El comportamiento mecánico de los materiales granulares depende de la acción del agua dentro de sus poros. A medida que se aumenta la humedad de compactación, disminuye la magnitud de colapso por inundación. El colapso se llega a hacer nulo para un cierto valor de la humedad inicial, menor que la humedad de saturación del material. Los estudios de ciertas obras realizadas en el pasado como la presa El Infiernillo (Michoacán, México) o los terraplenes del ferrocarril de alta velocidad Madrid-Sevilla, sugieren que la influencia del agua es muy determinante, no solo para condiciones saturadas del material, sino para condiciones de humedades intermedias.

Estos antecedentes permiten en un ensayo mecánico variar la humedad de la probeta de forma gradual y controlada, obteniendo conocimientos de la influencia del agua en los materiales granulares.

En la teoría de la mecánica de suelos no saturados, se han desarrollado técnicas que permiten la variación gradual de la humedad del material del ensayo. Una de estas técnicas se aplica mediante el control de la succión matricial del agua contenida en los poros del suelo. La succión matricial,  $S$ , se define como la diferencia entre la presión en las fases gaseosa  $P_g$ , y líquida  $P_l$ .

$$S = P_g - P_l \quad (3.1)$$

Esta diferencia de presiones se soporta por la por la tensión superficial de la interfase líquido-gas. La interfase, denominada menisco, adopta una forma curvada con concavidad hacia la fase gaseosa. La diferencia de presiones  $P_g - P_l$ , determina la curvatura del menisco. A mayor succión, mayor debe ser la curvatura del menisco para poder soportar la diferencia de presiones. La curvatura de cada menisco está ligada al tamaño del poro que lo contiene, por lo que el menisco se ubicará en una posición tal que el tamaño del poro sea compatible con la curvatura impuesta por la succión. Un aumento de la succión matricial trae como consecuencia una reducción del volumen del agua líquida contenida en los poros, un secado del material. En caso opuesto, una disminución de la succión proporciona un mojado del material. De acuerdo a lo comentado anteriormente, existe una relación entre la succión y la humedad del material, que se conoce como curva de retención. Para condiciones determinadas de temperatura, índice de poros y composición química de las fases líquida y gaseosa, la curva de retención es una característica propia del material.

La succión matricial altera el estado de esfuerzos efectivos entre las partículas de un suelo no saturado. Alonso, Gens et al. (1990) demostraron que la succión tiene una influencia determinante en el comportamiento mecánico de los suelos y los cambios de succión producen deformaciones elásticas y plásticas en el suelo.

Existen varias técnicas para el control y medición de la succión en los ensayos de suelos no saturados. La técnica del tensiometro está limitada por la presión de cavitación del agua; y la técnica de traslación de ejes esta limitado por el menor tamaño de poro con el que se puede fabricar la piedra de alto valor de entrada de aire. Para que estas técnicas funcionen debe haber continuidad tanto de la fase líquida como de la fase gaseosa.

Lamentablemente estas técnicas no pueden aplicarse sobre materiales granulares gruesos sometidos a tensiones elevadas que pueden romper la piedra cerámica.

Existe otra técnica desarrollada para el ensayo de suelos no saturados denominada equilibrio de vapor o control de humedad relativa, que permite que un líquido alcance el equilibrio termodinámico con su vapor. La presión parcial del vapor,  $P_v$  y la succión matricial,  $S$ , están relacionadas por la relación psicrométrica (Coussy 1995):

$$RTLn(P_v / P_v^o) = -v(S + \pi) \quad (3.2)$$

Donde  $R$  es la constante de los gases,  $T$  es la temperatura absoluta,  $P_v^o$  es la presión de saturación de vapor a la temperatura  $T$ ,  $v$  es el volumen molar de agua y  $\pi$  es un término que introduce la influencia de solutos eventuales contenidos en el agua líquida, en la presión de vapor.  $\pi$  es la componente osmótica de la succión y es una función del

tipo de solutos en el agua y de la temperatura. El cociente ( $P_v/P_v^o$ ) se denomina humedad relativa:

$$HR = P_v / P_v^o \quad (3.3)$$

La succión total es la suma de la succión matricial más la succión osmótica.

$$\psi = S + \pi \quad (3.4)$$

Si el agua contenida en los poros es pura (sin solutos) la succión total es igual a la succión matricial; por lo que:

$$RTLn(HR) = -v\psi \quad (3.5)$$

La ecuación anterior nos dice que si se coloca una probeta no saturada dentro de un sistema cerrado, se puede controlar la succión total en la probeta controlando la humedad relativa del aire que cubre el sistema. El transporte de agua se realiza en forma de vapor de agua a través del aire, por advección o por difusión molecular. El control de humedad se hace introduciendo dentro de un sistema cerrado una solución salina. El aire del sistema en contacto con la superficie de la solución, tiende a una HR de equilibrio que es función del tipo de sal aplicada, de su concentración y de la temperatura.

La técnica consiste en guardar dentro de un recipiente estanco, la probeta y la solución y esperar hasta que el sistema alcance el equilibrio termodinámico. La principal inconveniencia es que el equilibrio es muy lento, porque el transporte de agua entre la solución y la probeta ocurre por difusión molecular del vapor a través de la probeta.

Para acortar los largos periodos de equilibrado termodinámico, existe una alternativa que consiste en provocar circulación de aire entre la solución y la probeta a través de una bomba. Se produce un transporte advectivo del vapor que mejora la eficiencia del sistema, comparado con el transporte por difusión.

### 3.4.2 Técnica de control de la humedad relativa

El sistema de control de humedad utilizado consiste en un circuito cerrado de aire que se muestra en la Fig. 3.5. La bomba eléctrica proporciona una corriente de aire, que pasa por el contenedor de la solución salina, para circular a través de la muestra desde el cabezal superior hasta el cabezal inferior; en donde se recoge para ser llevado hasta un higrómetro capacitivo que se instaló en el flujo de aire a la salida de la probeta. Este transductor proporciona un registro de la humedad relativa en el tiempo.

Los materiales granulares se consideran como un material de doble porosidad: los vacíos comprendidos entre las partículas de roca y la propia porosidad natural de la roca.

En el momento de poner en marcha el sistema de control de succión, el aire fluye a través de los vacíos de los materiales granulares impulsado por la bomba y con una humedad relativa controlada por la solución. En una trayectoria de mojado, la humedad relativa impuesta por la solución es mayor que la humedad relativa dentro de la probeta. El vapor de agua se transporta desde el contenedor hacia los vacíos de los materiales granulares por advección. La humedad relativa en los vacíos aumenta, creando un gradiente de humedad relativa entre los vacíos de la escollera y los poros de la roca. Esto propicia el transporte de vapor hacia el interior de los poros de la roca por difusión molecular. Dentro de la roca el vapor de agua se condensará en aquellos lugares en que el tamaño del poro sea menor que el doble del radio de curvatura de equilibrio de la

interfase líquido-gas. La curvatura de la interfase está relacionada con la succión matricial y ésta a su vez con la HR. Un aumento de la HR tiene como consecuencia una disminución de la succión y por lo tanto un aumento de la cantidad de agua líquida contenida en los poros de la roca. El proceso de secado ocurre si se impone, mediante la solución, una HR menor que la presente en los poros de la roca.

Cuando se alcanza el equilibrio termodinámico, la HR es igual en todos los puntos de la fase gaseosa del sistema y por lo tanto no ocurre transporte de vapor. En el equilibrio la HR y la succión total ( $\psi$ ) quedan relacionados por la ecuación (3.2).

En toda esta investigación se utilizaron soluciones salinas para crear un gradiente de HR entre el contenedor y la probeta, para las trayectorias de mojado o secado del material. La humedad relativa se determinó con un higrómetro capacitivo instalado en la corriente de aire que sale de la probeta.

Para la estabilización de la HR se quita el contenedor de solución del circuito de aire, y se hace circular un pequeño caudal de aire que homogeniza la humedad.

La succión total en los poros de la roca se deduce a partir de la humedad relativa en el aire. Bajo este estado la HR es idéntica en todos los puntos del sistema y por lo tanto la HR que se mide con el higrómetro es igual a la HR de los vacíos y HR de la roca.

La medición del higrómetro puede estar afectada por las variaciones de la temperatura, por lo que es conveniente mantener una temperatura constante con la finalidad de reducir estas variaciones. El higrómetro utilizado es de la marca Vaísala modelo HMP-233, de tipo capacitivo. Consta de una sonda que se introduce dentro de la corriente de aire y proporciona una lectura continua de la humedad relativa y de la temperatura.

El elemento sensor consiste de un capacitor con un dieléctrico poroso, cuyo contenido de humedad varía con la humedad relativa del aire que lo rodea. La variación de la cantidad de agua líquida contenida en el elemento poroso, es lo que produce una variación de la capacitancia del sensor.

### 3.5 Resumen y conclusiones

Los equipos utilizados en esta investigación están diseñados e instrumentados para reproducir de manera correcta las condiciones de carga y ambientales sobre los materiales granulares. Sus grandes dimensiones permiten utilizar tamaños grandes de partículas.

Los equipos presentan gran versatilidad en su operación, y permiten desarrollar trayectorias a deformación controlada o tensión controlada. Igualmente permiten realizar ensayos variando la humedad relativa dentro de los poros de las partículas, mediante la técnica de equilibrio de vapor, logrando el equilibrio termodinámico dentro de la muestra. La humedad relativa se relaciona con la succión a través de la ecuación psicrométrica.

Se estudió el comportamiento bajo condiciones edométricas y triaxiales (estáticos o cíclicos) a succión constante y variable, en los cuales se determinó las deformaciones de colapso y diferidas en el tiempo, así como la pérdida de la resistencia al corte por cambios de succión bajo deformación de corte mantenida o en multietapas.

### 3.6 Referencias

- Alonso, E. E., A. Gens, et al. (1990). "A constitutive model for partially saturated soils." *Géotechnique* **40**(3): 405-430.
- Coussy, O. (1995). *Mechanics of porous continua*. John Wiley & Sons Ltd. Chichester.
- Chávez, N. C. (2004). Estudio del comportamiento triaxial de materiales granulares de tamaño medio; con énfasis en la influencia de la succión. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno, Cartografía y Geofísica. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Oldecop, L. (2000). Compresibilidad de escolleras influencia de la humedad. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.

## CAPITULO 4

### MATERIAL UTILIZADO EN ESTA INVESTIGACION. PROTOCOLO DE ENSAYOS Y TRAYECTORIAS TENSIONALES

#### 4.1 Selección del material a utilizar

Los trabajos realizados por Marsal (1967), Marachi, Chan et al. (1969), y recientemente por Oldecop y Alonso (2001), Chávez y Alonso (2003), ha permitido estudiar el comportamiento de algunos materiales granulares específicos de cada región y con ciertas características de resistencia y compresibilidad, así como obtener conocimientos de la influencia de la humedad bajo ciertas trayectorias de tensión y succión.

Para complementar toda esta experiencia y conocimientos previos se pensó en realizar un proyecto experimental en donde se contraste todos estos estudios realizados, frente a la caracterización de un material de baja porosidad y alta resistencia, comúnmente utilizado en obras de ingeniería. Se realizó una búsqueda exhaustiva en todo el entorno de la provincia de Cataluña y de los materiales que reunieran esas características de resistencia y uso común. Después de analizar varias propuestas y teniendo en cuenta que algunas explotaciones se encuentran restringidas por temas de medio ambiente y afectación a la flora y fauna local, se decidió que los posibles materiales a utilizar podrían ser: un material calizo proveniente del macizo del Garraf ubicado cerca de Barcelona, un material de granito que se encuentra en la zona de Santa Coloma de las Arenas, y por último un material basáltico ubicado en la zona de Girona. En los tres materiales objeto de estudio se realizarían campañas experimentales, que aportaran información de resistencia al corte y compresibilidad, bajo condiciones de humedad.

Se localizaron algunas canteras dentro del macizo del Garraf y se decidió caracterizar el material calizo producido por la cantera FOJ en la comunidad de Vallirana. Este material resultó el más idóneo ya que proporciona las características de forma, tamaño, textura, que se requerían para alcanzar los objetivos fijados. Este material se extrae por procedimientos que utilizan explosivos, normalmente en granulometrías bastante continuas con tamaños comprendidos entre 0.5 y 1 m. Los materiales se acopian y se someten a un proceso mecánico de trituración. Debido a este proceso se eliminan la mayoría de las imperfecciones existentes como fracturas o planos de rotura, que el material trae por naturaleza o adquirió durante el proceso de explotación. Una vez realizado este procedimiento, el material se almacena en grandes acopios de acuerdo a la aplicación o uso en las distintas obras. Se encuentran acopios que varían en los rangos de tamaño de 40-20 mm, 25-15 mm, 20-5 mm, 15-3 mm y menores de 3mm.

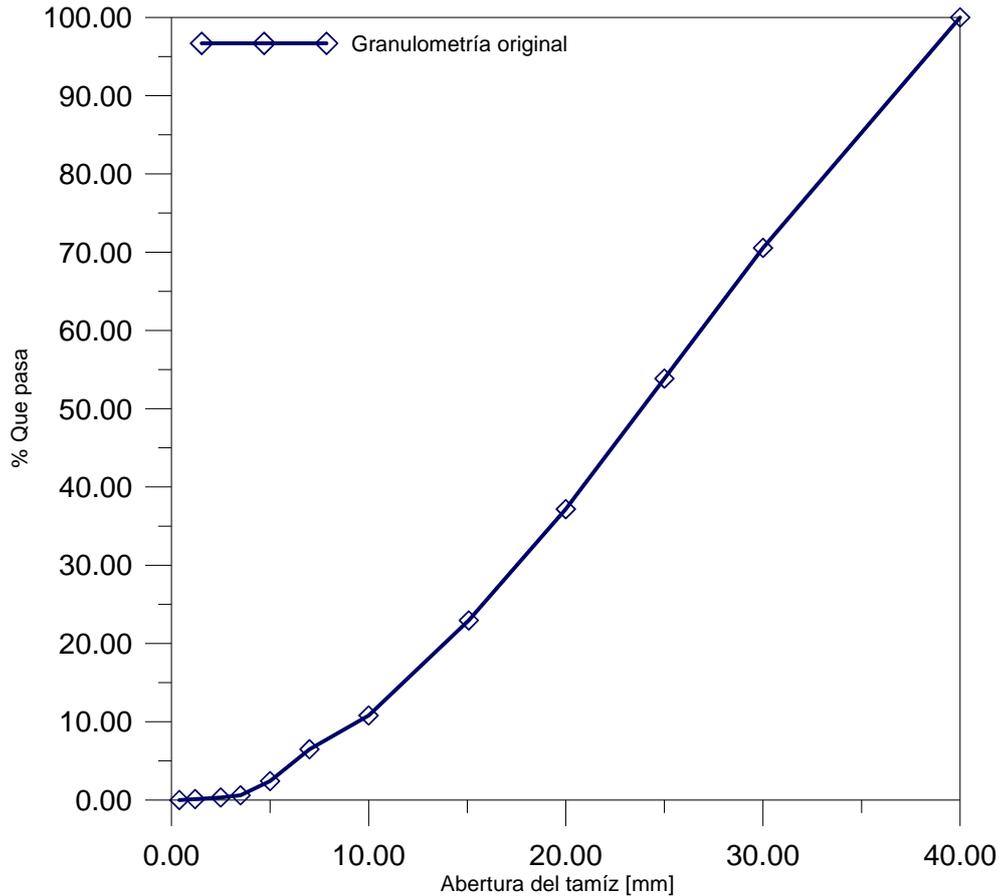
Esta cantera sirve para proveer básicamente a las empresas dedicadas a la industria de la construcción de hormigones e infraestructura (carreteras) de Barcelona. El material está sujeto a rigurosos procesos de selección y manipulación eliminando materia orgánica o cualquier fuente de contaminación.

Para fines de esta campaña experimental se nos suministró un volumen de material de 3 ton, que se almacenó en sacos de 50 kg para su fácil manipulación.

El material se entregó por la cantera en los distintos rangos de tamaños mencionados anteriormente, siendo las graduaciones distintas a la utilizadas por Oldecop y Alonso,

(2001); y Chávez y Alonso (2003). Por esta razón se realizó el tamizado del material en tamaños entre los rangos de 40 - 30, 30 - 25, 25 - 20, 20 - 15, 15 - 10, 10 - 7, 7 - 5, 5 - 5.5, 3.5 - 2.5, 2.5 - 1.4 mm . Hubo la necesidad de adquirir e instalar una tamizadora de gran tamaño, con capacidad para tamizar tongadas de 30 kg. Una vez clasificado el material, se depositó en capazos perfectamente identificados, cada uno por una etiqueta visible con su correspondiente graduación.

Dependiendo del ensayo y equipo a utilizar se procedió a pesar el material para cada tamaño específico, de una manera sistemática y detallada formando la curva granulométrica empleada en las investigaciones desarrolladas por Oldecop y Alonso (2001) y Chávez y Alonso (2003) (Fig. (4.1) y Fig. (4.2)) con  $C_u=2.9$  y  $C_c=1.25$ .



**Figura. 4.1** Curva granulométrica continua del material calizo antes de ser ensayada



**Figura. 4.2 Granulometría del material calizo utilizado en esta investigación**

## **4.2 Caracterización general del material seleccionado**

El estudio parte de los antecedentes de las investigaciones realizadas por Oldecop (2000) sobre la compresibilidad de las escolleras y la realizada por Chávez (2004) sobre el estudio del comportamiento triaxial de materiales granulares de tamaño medio, llevadas a cabo sobre un material de pizarra procedente del río Pancrudo y del río Jiloca, en Aragón, España. Surge la necesidad de comparar el comportamiento de este material, frente a otros materiales potencialmente más resistentes; en donde la variable principal a estudiar es el efecto de la succión, partiendo de las mismas trayectorias de tensiones y de succión, así como de las granulometrías y densidades de las muestras utilizadas en el material de pizarra del Pancrudo.

El material bajo estudio presenta una descripción geológica de una muestra de caliza micrítica con matriz lodosa calcárea muy compacta englobando cristales de calcita blanca lechosa con tamaño de arena media a fina (20-30%). Adicionalmente se observan estructuras ovulares con geometrías de capas concéntricas con tamaños variando entre 2 y 15 mm; igualmente se observan estructuras irregulares rellenas de calcita con sus contactos con la matriz oxidados y estructuras lineales en forma de grietas rellenas de calcita que se interceptan en ángulos de 20 y 90 °.

Una vez definido el objetivo principal de este tema de tesis y debido al gran trabajo a desarrollar en las campañas experimentales, se optó sólo por estudiar el comportamiento del material calizo, dejando los otros dos materiales para futuros trabajos experimentales.

Debido a la gran dimensión de las partículas que se utilizan en la construcción de las presas de materiales granulares, es imposible poder ensayar estos materiales en dimensión real. Es conveniente recurrir a un escalado de la granulometría para los diferentes tamaños, teniendo en cuenta que el efecto escala afecta a la fractura de partículas.

La curva granulométrica del material calizo se obtuvo por tamizado de los diferentes tamaños de material proporcionado por la cantera; siendo la misma que la utilizada para los ensayos realizados anteriormente y acorde con el tamaño del equipo disponible.

Se determinaron algunas de las propiedades del material calizo, que se resumen en la tabla (4.1). Paralelamente se determinó en un programa de ensayos de compresiones simples (tabla (4.2)) y ensayos brasileños (tabla (4.3)), la resistencia a compresión y tracción del material. Las probetas se cortaron de varios trozos de roca en forma de paralelepípedos con una sierra y posteriormente se aplicó un proceso de mecanizado en el torno para conseguir las formas y las dimensiones requeridas. Las probetas se mantuvieron por 6 meses en el laboratorio a una temperatura aproximada de 22° C y a una humedad relativa del 50%.

Tabla 4.1 Propiedades del material calizo

Propiedad del Material	Calizo	Pizarra Oldecop 2000	Pizarra Chávez 2004
Densidad de sólidos	2.76 Mg/m <sup>3</sup>	2.754 Ton/m <sup>3</sup>	2.75Ton/m <sup>3</sup>
Humedad natural	0.12 %		
Adsorción	0.48 %	1.62 %	1.36-1.87 %
Índice de lajas	0.88 %*	19.0 %*	39 %*
Resistencia al desgaste de los Ángeles	17.84 %**	24.8 %**	25 %**

\* norma UNE-EN 933-3

\*\* Norma NLT-149/91

Las probetas se rompieron entre dos placas paralelas colocadas en una prensa con capacidad de 300 kN, capaz de aplicar cargas a bajas velocidades y escalones de cargas.

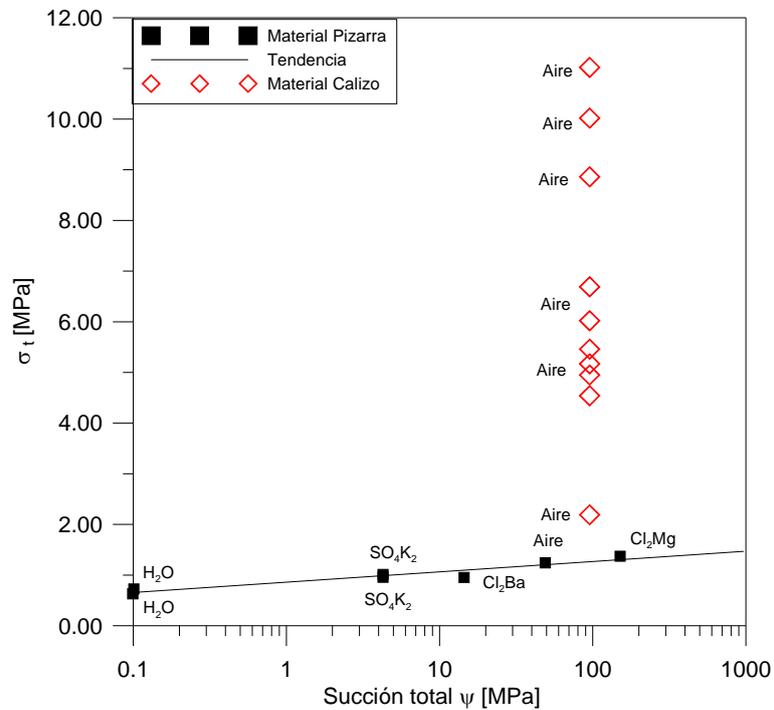
Tabla 4.2 Resistencia a la compresión simple del material

Num. de probetas	Compresión simple Calizo	Compresión simple Pizarra Oldecop 2000
	$\sigma_v$ (MPa)	$\sigma_v$ (MPa)
1	80.9	14.20-31.9
2	145.5	
3	122.4	
4	119.7	
5	67.4	



**Figura. 4.3 Resistencia a la compresión simple del material calizo entre dos placas paralelas colocadas en una prensa de 300 kN de capacidad**

En los ensayos brasileños las probetas presentaron rotura diametral y las resistencia a la tracción se calculan con la formula ISRM (1977). En los ensayos de compresión simple se observó una rotura frágil del material.



**Figura. 4.4 Resistencia a la tracción del material calizo y la pizarra, obtenida mediante el ensayo brasileño. Variación de la resistencia con la succión para diferentes soluciones salinas, agua destilada y con la humedad relativa del ambiente del laboratorio**

Tabla 4.3 Resistencia a la tracción mediante ensayos brasileños

Num. de probeta	Resistencia a tracción $\sigma_t$ *(MPa)
1	4.54
2	2.19
3	10.02
4	5.17
5	8.86
6	11.02
7	5.46
8	6.02
9	6.69
10	4.95

\* ISRM, 1977



Figura. 4.5 Resistencia a la tracción mediante ensayo brasileño del material calizo.

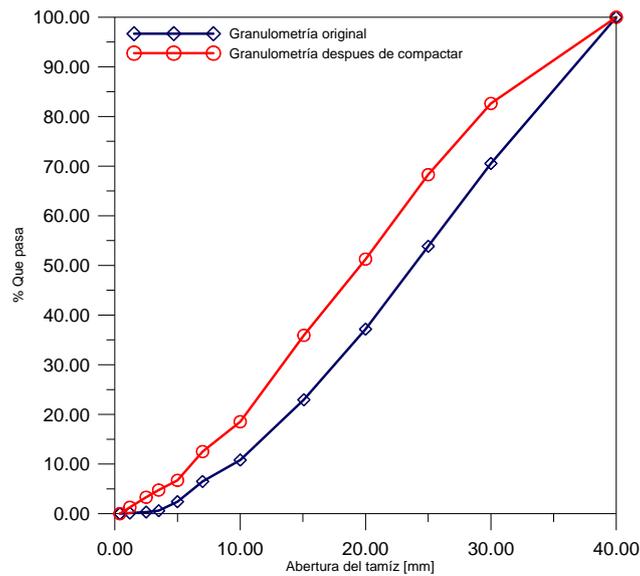


Figura. 4.6 Granulometría continua del material calizo antes de ser ensayada y la granulometría obtenida después de haber realizado la compactación del material

### 4.3 Curva de retención del material

#### 4.3.1 Técnicas utilizadas para esta investigación

La curva de retención relaciona la cantidad de agua en los poros que un material alcanza a almacenar cuando se encuentra sujeto a una determinada succión. Esta succión está íntimamente relacionada a la humedad relativa mediante la ecuación psicrométrica (Coussy, 1995).

Tabla 4.4 Propiedades de soluciones saturadas (adaptadas de Lide&Frederikse, 1997)  
Valores de solubilidad posiblemente afectados por cambios en la fase sólida, normalmente de una fase hidratada a otra o de un hidrato al sólido anhidrido

Componente	T (°C)	A (%)	B (K)	$U_v/U_{vo}$ (%) a 25 °C	$\psi$ (MPa) a 25 °C	Solubilidad (g/100g H <sub>2</sub> O) 30 °C
NaOH·H <sub>2</sub> O	15-60	5.48	27	6	386	113
LiBr·2H <sub>2</sub> O	10-30	0.23	996	6	386	119
ZnBr <sub>2</sub> ·2H <sub>2</sub> O	5-30	1.69	455	8	347	529
KOH·2H <sub>2</sub> O	5-30	0.014	1924	9	330	128
LiCl·H <sub>2</sub> O	20-65	14.53	-75	11	303	86
CaBr <sub>2</sub> ·6H <sub>2</sub> O	11-22	0.17	1360	16	251	170*
LiI·3H <sub>2</sub> O	15-65	0.15	1424	18	235	170
CaCl <sub>2</sub> ·6H <sub>2</sub> O	15-25	0.11	1653	29	170	97*
MgC <sub>2</sub> ·6H <sub>2</sub> O	5-45	29.26	34	33	152	57*
NaI·2H <sub>2</sub> O	5-45	3.62	702	38	133	192
K <sub>2</sub> CO <sub>3</sub> ·2H <sub>2</sub> O	20			44	112	113
Ca(NO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> ·4H <sub>2</sub> O	10-30	1.89	981	51	92	156
Mg(NO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> ·6H <sub>2</sub> O	5-35	25.28	220	53	87	74*
NaBr·2H <sub>2</sub> O	0-35	20.49	308	58	75	98
NaNO <sub>2</sub>	20			66	57	88
KI	5-30	29.35	254	69	51	153
SrCl <sub>2</sub> ·6H <sub>2</sub> O	5-30	31.58	241	71	47	57*
NaNO <sub>3</sub>	10-40	26.94	302	74	41	95
NaCl	10-40	69.20	25	75	39	36
NH <sub>4</sub> Cl	10-40	35.67	235	79	32	41
KBr	5-25	40.98	203	81	29	71
(NH <sub>4</sub> ) <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	10-40	62.06	79	81	29	78
KCl	5-25	49.38	159	84	24	37
Sr(NO <sub>3</sub> ) <sub>2</sub> ·4H <sub>2</sub> O	5-25	28.34	328	85	22	89
BaCl <sub>2</sub> ·2H <sub>2</sub> O	5-25	69.99	75	90	14	38
ZnSO <sub>4</sub> ·7H <sub>2</sub> O	20			91	13	62*
CsI	5-25	70.77	75	91	13	95
KNO <sub>3</sub>	0-50	43.22	225	92	11	46
CuSO <sub>4</sub> ·5H <sub>2</sub> O	20			97	4	24*
K <sub>2</sub> SC <sub>4</sub>	10-50	86.75	34	97	4	13

La curva de retención se determinó con diferentes técnicas de control de succión:

- 1- Succiones altas: la técnica empleada fue la de equilibrio de vapor, que consiste en poner varias rocas de diferentes tamaños almacenadas en diferentes contenedores estancos; que imponen una succión determinada mediante una solución salina. El tiempo de equilibrado de vapor se mantuvo 6 meses; en los cuales periódicamente se pesaban las muestras para ver la evolución del almacenamiento de agua o secado en cada caso, durante el periodo hasta que alcanzara el equilibrio termodinámico. La humedad gravimétrica se determinó mediante secado en un horno a 110°. En la tabla (3.4) se resumen las soluciones salinas, succiones y humedades relativas que se alcanzan mediante este proceso.
  
- 2- Succiones intermedias: la técnica empleada fue la de traslación de ejes. Esta técnica consiste en aplicar una presión de aire en los vacíos de la roca mientras la presión del líquido se mantiene a presión atmosférica, para lo que se utilizó una placa porosa de alto valor de entrada de aire (AVEA) completamente saturada con capacidad de 0.5 MPa. Las rocas se cortaron finamente y se pulieron con papel de lija, obteniendo una superficie completamente horizontal. Posteriormente se saturaron o secaron dependiendo de la trayectoria de succión. Para asegurar el contacto adecuado de la roca con la piedra porosa se utilizó un muelle que se colocó entre la parte superior de la roca y la tapa de la placa de succión. El periodo de estabilización de estos ensayos fue de 5 días y posteriormente se procedió a desmontar la placa y determinar la humedad gravimétrica de las muestras. La succión aplicada se calculó como la diferencia de la presión de aire aplicada y la presión de agua.
  
- 3- Succiones bajas: la técnica empleada fue la columna de agua negativa. Esta técnica consiste en mantener la presión del aire igual a la presión atmosférica y generar en el agua una presión inferior a la atmosférica mediante una columna de agua conectada al drenaje de la parte inferior de la placa de cerámica AVEA. Una vez llena la tubería y cuidando de que no existan burbujas de aire en el agua, el nivel de la tubería se invierte para quedar por debajo del nivel de la placa. La altura máxima de la columna de agua que se utilizó fue de 1m (10kPa). Una vez alcanzado el equilibrio termodinámico se determinó la humedad gravimétrica y la succión aplicada se calculó de la altura de agua.

#### **4.4 Resultados de la curva de retención**

Para la obtención de la curva de retención se desarrollaron trayectorias de mojado y secado. Las trayectorias de mojado se realizaron con material seco en estufa, mientras que para las trayectorias de secado las muestras se inundaron en agua destilada por un periodo de 5 días antes de iniciar el ensayo. En la Fig. 4.7 se presentan los resultados de las succiones aplicadas a diferentes trozos de roca caliza mediante las técnicas de equilibrio de vapor, traslación de ejes y columna de agua negativa. Los puntos obtenidos se unen obteniendo las ramas de mojado o secado. Como se puede observar el material calizo estudiado presenta muy baja capacidad de almacenamiento de agua en un rango comprendido de 0.40 y 0.32% bajo condiciones saturadas. Si aumentamos la succión en los poros de la roca, obtenemos una disminución de la humedad gravimétrica, que es mínima si aplicamos succiones correspondientes a humedades relativas entre los rangos de 10 y 50%.

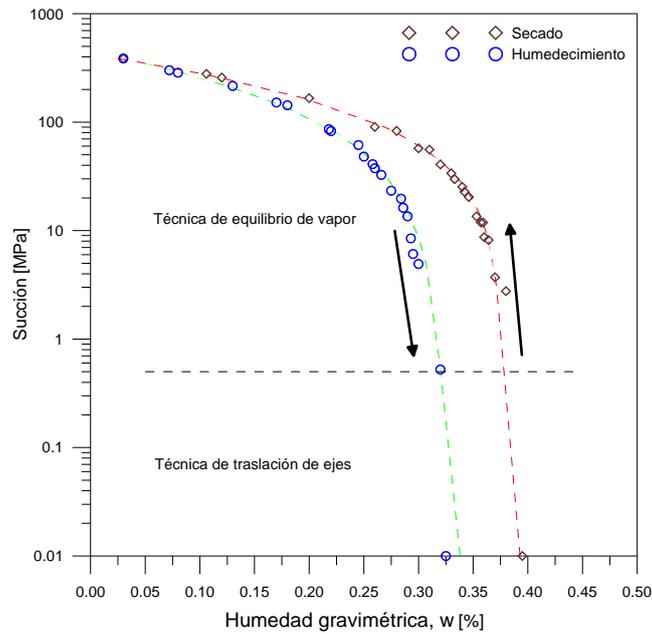


Figura. 4.7 Curva de retención del material calizo

## 4.5 Programa experimental realizado

### 4.5.1 Trayectorias de tensión y de succión desarrolladas en el equipo triaxial de gran escala

Se llevaron a cabo 40 ensayos triaxiales estáticos, compactando el material en seis capas a una energía de compactación Proctor estándar. Se aplicaron 124 golpes por capa con un pisón Marshall utilizado para asfaltos. La granulometría y la energía de compactación fueron similares a la utilizada para determinar el comportamiento del material de pizarra.

Con la finalidad de observar el efecto de la succión sobre la resistencia al corte de los materiales granulares, se realizaron 15 ensayos triaxiales, fijando la velocidad de deformación durante el corte en 0.04 mm/s y regulando el caudal de la bomba de aceite. En estos ensayos se variaron las tensiones de confinamiento, las trayectorias de succión y las trayectorias de tensiones. En la tabla (4.5) se resumen las características más importantes de cada ensayo.

Tabla 4.5 Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR
TC1	0.3	100%
TC32	0.3	100%
TC2	0.3	50%
TC35	0.3	10%-100%-Cort*
TC36	0.3	10%-100%-Desc**
TC4	0.5	100%
TC3	0.5	50%
TC39	0.5	10%-100%-Cort*
TC40	0.5	10%-100%-Desc**
TC6	0.8	100%
TC5	0.8	50%
TC8	1.0	100%
TC7	1.0	50%
TC26	1.0	10%-100%-Cort*
TC27	1.0	10%-100%-Desc**

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se satura.

\*\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se descarga para ser inundada.

Para definir la superficie de fluencia a diferentes humedades relativas o succiones, se realizaron 10 ensayos en los cuales se fijó una velocidad de deformación de corte en 0.04 mm/s, desarrollando trayectorias de succión constante con HR de 50 y 100%.

Una vez que el material de la probeta se encontraba en equilibrio termodinámico a una a la humedad relativa de 50 ó 100%, se procedió a aplicar la consolidación isotrópica de la muestra hasta una tensión  $\sigma_3 = 1.0$  MPa; asegurándose que la muestra había alcanzado su compresión total al cabo de 3 horas. Posteriormente se procedió a hacer una disminución de la presión de confinamiento hasta un valor de 0.05 MPa de una manera escalonada. Después se aplicó el desviador para llevar la superficie de fluencia en una trayectoria 1:3. El punto de fluencia se observa claramente en el gráfico  $v-p'$  mostrando un cambio de pendiente en la curva. Posteriormente, se realizó la descarga del desviador a cero.

Se continúa nuevamente con decrementos de la presión de confinamiento de 0.05 MPa y la aplicación de tensiones desviadoras para llevar la superficie de fluencia a valores de tensiones que no había soportado anteriormente. Este procedimiento termina después de haber realizado varios decrementos en la presión de confinamiento y llegar hasta un valor de 0.4 MPa. De esta manera podemos determinar la superficie de fluencia para diferentes humedades relativas.

Una vez conocida la forma de la superficie de fluencia, se realizaron tres trayectorias diferentes, para determinar la variación de los vectores de flujo plástico

en tres puntos diferentes de la superficie de fluencia. Las trayectorias son las siguientes:

1.- Estando la muestra en las humedades relativas de 50 o 100%, se aplicó una tensión de confinamiento de 0.6 MPa en una trayectoria isotrópica. Después se aplicó una tensión desviadora hasta alcanzar valores similares a los máximos de la superficie de fluencia. Posteriormente se procedió a retirar la tensión desviadora. Bajo este estado de tensiones se incremento la tensión de confinamiento en una trayectoria isotrópica hasta un valor determinado que asegurara haber tocado nuevamente la superficie de fluencia del material.

2.- Estando la muestra en las humedades relativas de 50 o 100%, se aplicó una tensión de confinamiento de 0.6 MPa en una trayectoria isotrópica. Después se aplicó una tensión desviadora hasta alcanzar valores similares a los máximos de la superficie de fluencia. Posteriormente se procedió a retirar la tensión desviadora. Bajo este estado de tensiones se disminuyó la tensión de confinamiento y se aumentó la tensión desviadora, siguiendo una trayectoria vertical, continuando hasta un estado de tensiones que asegurara haber tocado la superficie de fluencia.

3.-Estando la muestra en las humedades relativas de 50 o 100%, se aplicó una tensión de confinamiento de 0.6 MPa en una trayectoria isotrópica. Después se aplicó una tensión desviadora hasta alcanzar valores similares a los máximos de la superficie de fluencia. Posteriormente se procedió a retirar la tensión desviadora. Bajo este estado de tensiones se procedió a aumentar la tensión de confinamiento y la tensión desviadora siguiendo una trayectoria con una pendiente 3:2, continuando hasta un estado de tensiones que asegurara haber tocado la superficie de fluencia.

En la tabla (4.6) se resumen las características más importantes de estos ensayos.

Tabla 4.6 Ensayos triaxiales para determinar la variación de la superficie de fluencia a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectorias de Tensiones	Trayectoria HR
TC9 sup. F	1.0	Def. Vol. nula	50%
TC10 sup. F	1.0	1:3 Escalonada	50%
TC11 sup. F	0.6	1:3- Isótropa	50%
TC12 sup. F	0.6	1:3- Vertical	50%
TC13 sup. F	0.6	1:3-3:2	50%
TC14 sup. F	1.0	1:3-Escalonada	100%
TC15 sup. F	0.6	1:3-Isótropa	100%
TC16 sup. F	0.6	1:3- Vertical	100%
TC17 sup. F	0.6	1:3-3-2	100%
TC24	0.6	1:3	10%-100%-Cort*
TC25	0.6	1:3	10%-100%-Desc**

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se satura.

\*\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se descarga para ser inundada.

Para ampliar el conocimiento sobre las variables que intervienen en el comportamiento de los materiales granulares sujetos a diferentes trayectorias de tensiones y succiones, se procedió a realizar 10 ensayos triaxiales adicionales a una velocidad de deformación de

corte de corte de 0.07 mm/s a diferentes tensiones de confinamiento. En la tabla (4.7) se resumen las características más importantes de estos ensayos.

Tabla 4.7 Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR
TC30	0.1	10%-100%-Cort*
TC31	0.1	10%-100%-Desc**
TC33	0.2	10%-100%-Cort*
TC34	0.2	10%-100%-Desc**
TC37	0.4	10%-100%-Cort*
TC38	0.4	10%-100%-Desc**
TC28	1.0	100%
TC29	1.0	50%
TC19	1.0	10%-100%-Cort*
TC18	1.0	10%-100%-Desc**

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se satura.

\*\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se descarga para ser inundada.

Para contrastar el efecto de las velocidades de desplazamiento de corte aplicadas en los ensayos anteriores, se decidió realizar una serie de 4 ensayos triaxiales adicionales a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s. Se compararon las diferentes velocidades de desplazamiento de corte inferiores para una misma trayectoria de tensiones y succiones. En la tabla (4.8) se resumen las características de estos 4 ensayos.

Tabla 4.8 Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR
TC22	0.6	100%
TC23	0.6	50%
TC20	0.6	10%-100%-Cort*
TC21	0.6	10%-100%-Desc**

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se satura.

\*\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se descarga para ser inundada.

Con el objetivo de observar el efecto del tamaño de las partículas de la muestra y el escalado de la granulometría mediante curvas granulométricas paralelas, a diferentes succiones, se realizaron 7 ensayos triaxiales a dos relaciones de vacíos iniciales. Los tamaños de partículas T40-30 mm, T30-25mm, T25-20 mm y T20-15mm fueron ensayadas a una velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s. Estos ensayos se realizaron para las mismas trayectorias de tensiones, succiones y presión de confinamiento. Las muestras se compactaron en seis capas, mediante carga estática en

una prensa modelo CM50E de 500 kN hasta obtener la relación de vacíos deseada. En la tabla (4.9) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.9 Ensayos triaxiales desarrollados en granulometrías paralelas y diferentes relaciones de vacíos iniciales

Ensayo	$e_0$	tamaños [mm]	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR
TCEE1	0.947	40-30	1.0	10%-100%-Cort*
TCEE2	0.947	30-25	1.0	10%-100%-Cort*
TCEE3	0.947	25-20	1.0	10%-100%-Cort*
TCEE4	0.947	20-15	1.0	10%-100%-Cort*
TCEE5	0.502	30-25	1.0	10%-100%-Cort*
TCEE6	0.502	25-20	1.0	10%-100%-Cort*
TCEE7	0.502	20-15	1.0	10%-100%-Cort*

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado las condiciones límite se satura.

#### 4.5.2 Trayectorias de tensión y de succión desarrolladas en el equipo edométrico

Se llevaron a cabo 5 ensayos edométricos en una célula Rowe con una granulometría continua, compactada en cuatro capas a una energía de compactación Proctor estándar. Se aplicaron 101 golpes por capa con un pisón Marshall utilizado para asfaltos. La granulometría y la energía de compactación fueron similares a las utilizadas para determinar el comportamiento del material de pizarra. Con la finalidad de observar el efecto de la succión sobre la compresibilidad de los materiales granulares, los ensayos edométricos se realizaron variando las trayectorias de tensiones y succiones, y así determinar la compresibilidad para diferentes humedades relativas. En la tabla (4.10) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.10 Ensayos edométricos en granulometrías continuas

Ensayo	Trayectoria HR
EC1	50%
EC2	40%-100% Vap*
EC3	10%-100% Inund**
EC4	10%
EC5	100%

\*A HR40% se carga-descarga-recarga y a tensión vertical máxima se satura con vapor de agua.

\*\*A HR10% se carga-descarga-recarga y a tensión vertical máxima se satura mediante inundación.

Con la finalidad de estudiar el efecto del tamaño de las partículas de la muestra y el escalado de la granulometría, mediante curvas granulométricas paralelas, frente a cambios de succión, se realizaron 9 ensayos edométricos a dos relaciones de vacíos iniciales. Los tamaños de partículas están comprendidos en el rango de T40-30 mm,

T30-25mm, T25-20 mm y T20-15mm. Estos ensayos se realizaron para las mismas trayectorias de tensiones verticales y succiones. Las muestras fueron compactadas en cuatro capas, mediante carga estática en una prensa modelo CM50E de 500 kN hasta alcanzar la relación de vacíos deseada. En la tabla (4.11) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.11 Ensayos edométricos desarrollados en granulometrías paralelas y diferentes relaciones de vacíos iniciales

Ensayo	$e_0$	tamaños [mm]	Trayectoria HR
ECEE1	0.947	T40-30	10%-100%-Inund**
ECEE2	0.947	T30-25	10%-100%-Inund**
ECEE3	0.947	T25-20	10%-100%-Inund**
ECEE4	0.947	T20-15	10%-100%-Inund**
ECEE5	0.502	T40-30	10%-100%-Inund**
ECEE6	0.502	T30-25	10%-100%-Inund**
ECEE7	0.502	T25-20	10%-100%-Inund**
ECEE8	0.947	T40-30	100%
ECEE9	0.947	T30-25	100%

\*\*A HR10% se carga-descarga-recarga y a tensión vertical máxima se satura mediante inundación.

### 4.5.3 Trayectorias de tensión y de succión desarrolladas en el equipo triaxial cíclico

Se llevaron a cabo un total de 23 ensayos triaxiales cíclicos con una granulometría continua, compactada en 2 capas a una energía de compactación Proctor estándar. Se aplicaron 23 golpes por capa con un pisón Marshall utilizado para asfaltos. Se realizaron 8 ensayos triaxiales cíclicos a succión constante variando las trayectorias de tensiones de corte estática y cíclica. La presión de confinamiento fue de 0.1 MPa. En la tabla (4.12) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.12 Ensayos triaxiales cíclicos a succión constante y tensión de confinamiento de 0.1 MPa

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	$q$ estático [MPa]	$q$ cíclico [MPa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/s
TCC1	0.1	0.05	0.05	HR10%	0.5
TCC2	0.1	0.05	0.05	100%	0.5
TCC3	0.1	0.1	0.05	HR10%	0.5
TCC4	0.1	0.1	0.05	100%	0.5
TCC5	0.1	0.075	0.05	HR10%	0.5
TCC6	0.1	0.075	0.05	100%	0.5
TCC7	0.1	0.075	0.065	HR10%	0.5
TCC8	0.1	0.075	0.065	100%	0.5

Con la finalidad de ver el efecto de la presión de confinamiento sobre el módulo de resiliencia del material, se realizaron 8 ensayos triaxiales cíclicos a succión constante, aplicando las mismas trayectorias de tensiones estáticas y cíclicas. La presión de confinamiento se incrementó a 0.3 MPa. En la tabla (4.13) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.13 Ensayos triaxiales cíclicos a succión constante y tensión de confinamiento de 0.3 MPa

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	q estático [MPa]	q cíclico [MPa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/s
TCC9	0.3	0.05	0.05	HR10%	0.5
TCC10	0.3	0.05	0.05	100%	0.5
TCC11	0.3	0.1	0.05	HR10%	0.5
TCC12	0.3	0.1	0.05	100%	0.5
TCC13	0.3	0.075	0.05	HR10%	0.5
TCC14	0.3	0.075	0.05	100%	0.5
TCC15	0.3	0.075	0.065	HR10%	0.5
TCC16	0.3	0.075	0.065	100%	0.5

Se realizaron 4 ensayos triaxiales cíclicos a succión variable para diferentes trayectorias de tensiones estáticas y cíclicas. Después de seguir las trayectorias de tensiones a una succión fija, las muestras se inundaron provocando el colapso del material debido al cambio de succión. En la tabla (4.14) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.14 Ensayos triaxiales cíclicos a succión variable para diferentes trayectorias de tensiones estáticas y cíclicas

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	q estático [MPa]	q cíclico [MPa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/s
TCC17	0.3	0.05	0.05	HR10%-100%- Cort*	0.5
TCC18	0.3	0.1	0.05	HR10%-100%- Cort*	0.5
TCC19	0.3	0.075	0.05	HR10%-100%- Cort*	0.5
TCC20	0.3	0.075	0.06	HR10%-100%- Cort*	0.5

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado cierta deformación acumulada se satura.

Se realizaron 2 ensayos cíclicos a succión variable y trayectorias de tensiones cíclicas constantes. Las muestras se inundaron provocando el colapso del material debido al cambio de succión y la tensión de confinamiento aplicada (0.3 MPa). En la tabla (4.15) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.15 Ensayos triaxiales cíclicos a succión variable y tensión cíclica constante

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	q estático [MPa]	q cíclica [MPa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/S
TCC21	0.3	0	0.1	HR10%-100%-Cort*	0.5
TCC22	0.3	0	0.14	HR10%-100%-Cort*	0.5

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado cierta deformación acumulada se satura.

Por último se hizo un ensayo triaxial cíclico aplicando ciclos de carga-descarga y secado-humedecimiento con la intención de determinar la degradación del material bajo cambios de succión y tensiones cíclicas.

1.- Partiendo de una muestra a una humedad relativa constante de 10%, se aplicó tensión cíclica desviadora hasta un cierto número de ciclos para posteriormente hacer un cambio de succión mediante la inundación de la muestra. Se continuó con la aplicación de las tensiones cíclicas hasta completar el número final de ciclos. Manteniendo la presión de confinamiento, la probeta se somete después a un proceso de secado durante 48 horas, hasta llevar el material a una humedad relativa de 10%.

2.- Para desarrollar el segundo ciclo de tensiones y estando el material a una humedad relativa de 10%, se aplica una tensión desviadora cíclica igual a la anterior hasta un cierto número de ciclos, para posteriormente hacer un cambio de succión mediante inundación de la muestra, continuando con la aplicación de las tensiones hasta completar el número final de ciclos. Mantenido la presión de confinamiento, la probeta nuevamente se somete a un proceso de secado durante 48 horas, hasta llevar nuevamente el material a una humedad relativa de 10%.

3.- Para desarrollar el tercer y cuarto ciclo de tensiones estando el material a una humedad relativa de 10%, se aplica una tensión desviadora cíclica igual a la anterior hasta un cierto número de ciclos, para posteriormente hacer un cambio de succión mediante inundación de la muestra, continuando con la aplicación de cargas hasta completar el número de ciclos. En la tabla (4.16) se resumen las características de estos ensayos.

Tabla 4.16 Ensayo triaxial cíclico, sometiendo la muestra a ciclos de carga-descarga y secado-humedecimiento

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	q estático [MPa]	q cíclico [MPa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/s
TCC23	0.3	0	0.14	HR10%-100%-Cort*	0.5

\*A HR10% se aplica la tensión desviadora y después de haber alcanzado cierta deformación acumulada se satura.

## 4.6 Resumen y conclusiones

El material utilizado en esta investigación es un material que comúnmente se utiliza para la fabricación de hormigones de las principales obras que se realizan en Barcelona. El material proviene de la cantera Foj y por su origen geológico es un material calizo de baja porosidad y alta resistencia. El material se extrae mediante la utilización de

explosivos, que proporcionan tamaños relativamente grandes, y que posteriormente se reducen a tamaños inferiores de acuerdo a las granulometrías utilizadas.

El material presenta geometrías regulares en sus partículas con formas relativamente cúbicas, y alta rugosidad superficial, la cual proporciona una gran trabazón mecánica al deslizar una partícula sobre otra. Se determinó el índice de lajas y el porcentaje de desgaste mediante el ensayo de los ángeles. Se desarrollaron ensayos de compresión simple en probetas de 38 por 76 mm obteniendo un rango amplio en la variación de su resistencia, que varía entre 80 y 145 MPa. Así mismo se determinó la resistencia a la tracción mediante ensayos brasileños, obteniendo valores entre 4 y 11 MPa bajo condiciones de humedad relativa de laboratorio.

Para ver la influencia de la succión sobre el material calizo se determinó la curva de retención mediante diferentes técnicas en las etapas de secado y humedecimiento del material. Se obtuvo un rango muy bajo de humedades gravimétricas, las cuales dan una idea de la baja capacidad del material para absorber o perder humedad.

En este apartado se presentó una descripción de los protocolos de ensayos realizados y las trayectorias de tensiones seguidas en el equipo triaxial estático, edómetro y triaxial cíclico que nos ayudan a caracterizar de una manera completa el comportamiento del material calizo bajo trayectorias de tensiones y cambios de succión.

#### 4.7 Referencias

- Alonso, E. E., A. Gens, et al. (1990). "A constitutive model for partially saturated soils." *Géotechnique* **40**(3): 405-430.
- Coussy, O. (1995). *Mechanics of porous continua*. John Wiley & Sons Ltd. Chichester.
- Chávez, N. C. (2004). *Estudio del comportamiento triaxial de materiales granulares de tamaño medio; con énfasis en la influencia de la succión*. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno, Cartografía y Geofísica. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Marachi, N. D., C. K. Chan, et al. (1972). *Evaluation of properties of rockfill materials*. Proc. ASCE, Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division.
- Marachi, N. D., Chan, C. K. et al. (1969). *Strength and deformation characteristics of rockfill materials*. Report No. TE-69-5, Univ. of California. Berkeley, Calif.
- Marsal, R. J. (1967). "Large scale testing of rockfill materials." *J. Soil Mech. and Found. Div ASCE* **93**(2): 27-43.
- Marsal, R. J. (1973). *Mechanical properties of rockfill*. Embankment dam engineering, New York, Wiley.
- Oldecop, L. (2000). *Compresibilidad de escolleras influencia de la humedad*. PhD. Departamento de Ingeniería del terreno. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Oldecop, L. A. and E. E. Alonso (2001). "A model for rockfill compressibility." *Géotechnique* **51**(2): 127-139.



## CAPITULO 5

### COMPRESIBILIDAD DEL MATERIAL EN GRANULOMETRÍAS CONTINUAS

#### 5.1 Resultados experimentales edométricos en muestras con granulometría continua.

Con el objetivo de estudiar el efecto de la succión sobre la compresibilidad y el fenómeno del colapso en los materiales granulares calizos, se desarrollo un programa experimental de ensayos edométricos. Se realizaron cinco ensayos a diferentes humedades relativas (HR10%, 50%, 40% y 10%).

En la Fig. 5.1 se muestra la trayectoria tensión-succión para el ensayo a HR100%. El material se inundó con agua sin ninguna tensión vertical aplicada. Después se aplicaron tensiones verticales hasta alcanzar la máxima de 2.8 MPa. Posteriormente, la probeta se descargó en decrementos de 0.4 y 0.2 MPa hasta una tensión vertical mínima de 0.1 MPa. Se continuó con la recarga hasta la tensión vertical de 2.8 MPa. Una vez alcanzada la tensión máxima la muestra se descargó, Fig. 5.7. El material no presentó hinchamiento cuando se saturó a tensión vertical nula como sucedió con la pizarra de Pancrudo (Oldecop, 2000).

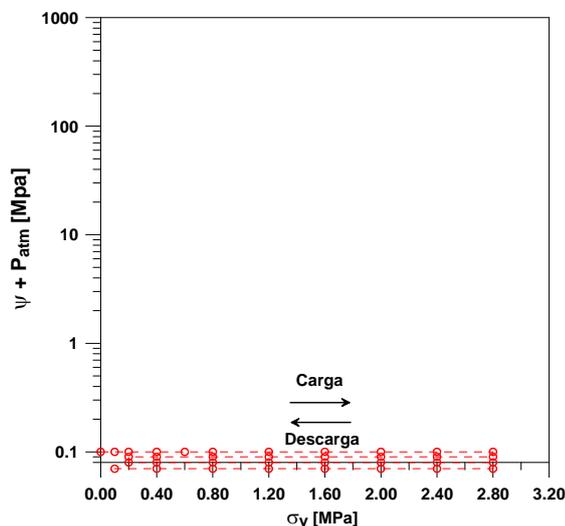


Figura. 5.1 Trayectorias de tensiones para ensayo a HR100%

En la Fig. 5.2 se muestra la trayectoria tensión-succión para el ensayo a HR50%. Se aplicaron tensiones verticales a HR50% hasta alcanzar la máxima de 2.8 MPa. Posteriormente la probeta se descargó en decrementos de 0.4 MPa hasta una tensión vertical mínima de 0.4 MPa. Se continuó con la recarga hasta la tensión vertical de 2.8 MPa. Una vez alcanzada la tensión máxima la muestra se descargó, Fig. 5.8.

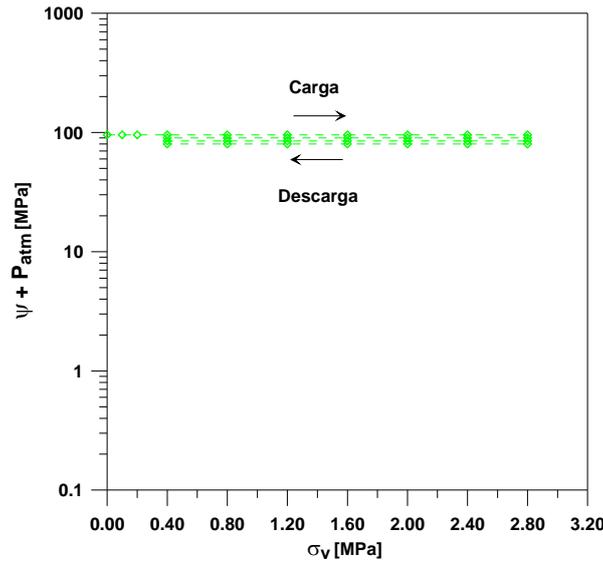


Figura. 5.2 Trayectorias de tensiones para ensayo a HR 50%

En la Fig. 5.3 se muestra la trayectoria tensión-succión para el ensayo a HR40%-saturado mediante vapor de agua. Manteniendo la probeta a HR40% se aplicaron tensiones verticales hasta alcanzar la máxima de 2.8 MPa. Posteriormente la probeta se descargó en decrementos de 0.2 MPa hasta una tensión vertical mínima de 0.2 MPa. Se continuó con la recarga hasta la tensión vertical de 2.8 MPa. Bajo esta tensión vertical máxima se inició el proceso de saturación de la probeta mediante vapor de agua por advección. El proceso de saturación de la probeta se desarrolló de manera continua. Se colocó un recipiente con agua destilada en el flujo de aire de la bomba, generando flujo de vapor del contenedor a la muestra e incrementando gradualmente la humedad relativa. Una vez alcanzada la compresión máxima la muestra se descargó Fig. 5.9.

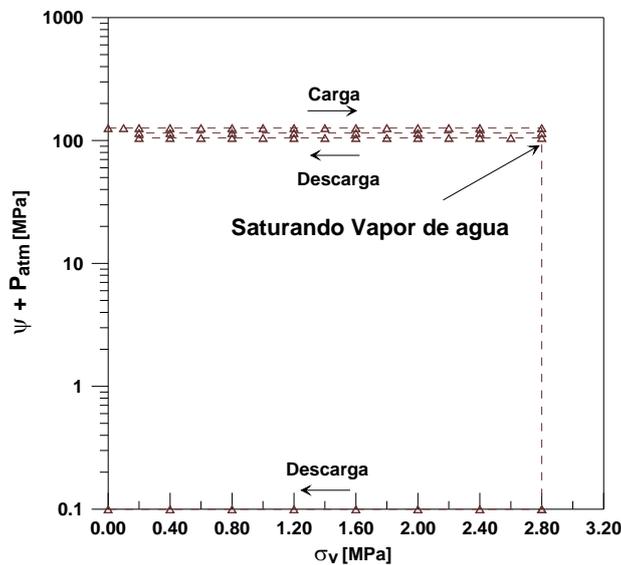


Figura. 5.3 Trayectorias de tensiones y succiones para ensayo con HR 40% saturado mediante vapor de agua

En la Fig. 5.4 se muestra la trayectoria tensión-succión para el ensayo a HR10%-saturado mediante inundación. Manteniendo la probeta a HR10% se aplicaron tensiones verticales hasta alcanzar la máxima de 2.8 MPa. Posteriormente, la probeta se descargó

en decrementos de 0.2 y 0.1 MPa hasta una tensión vertical mínima de 0.1 MPa. Se continuó con la recarga hasta la tensión vertical de 2.8 MPa. Bajo esta tensión vertical máxima la probeta se inundó. La saturación de la probeta fue drástica, reduciendo instantáneamente la succión. Se escucharon ruidos debido a la rotura y acomodado de las partículas. Una vez alcanzada la compresión máxima la muestra se descargó, Fig. 5.10.

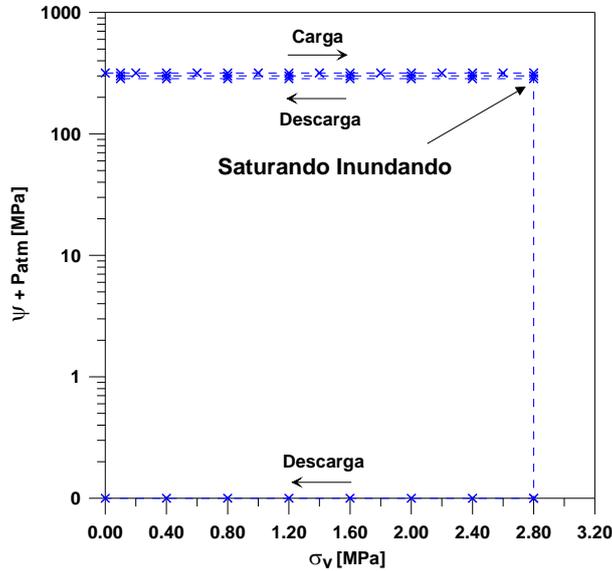


Figura. 5.4 Trayectorias de tensiones y succiones para ensayo a HR10% saturando mediante inundación de la probeta

En la Fig. 5.5 se muestra la trayectoria tensión-succión para el ensayo a HR10%. Manteniendo la probeta a HR10% se aplicaron tensiones verticales hasta alcanzar la máxima de 2.8 MPa. Posteriormente la probeta se descargó en decrementos de 0.4 y 0.2 MPa hasta una tensión vertical mínima de 0.2 MPa. Se continuó con la recarga hasta la tensión vertical de 2.8 MPa. Una vez alcanzada la compresión máxima la muestra se descargó, Fig. 5.11.

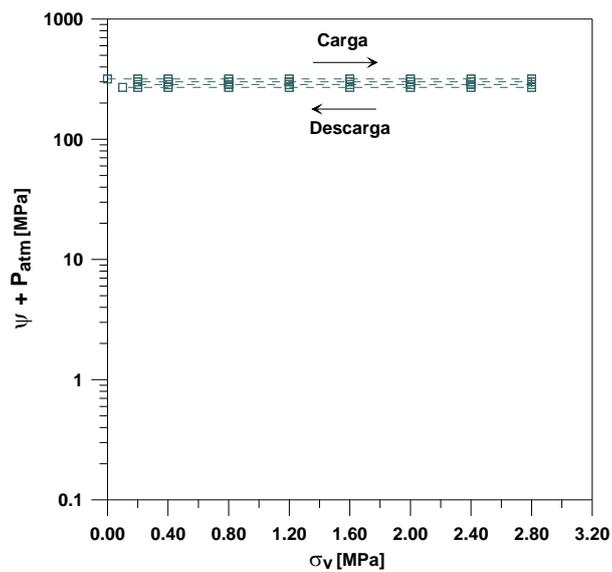
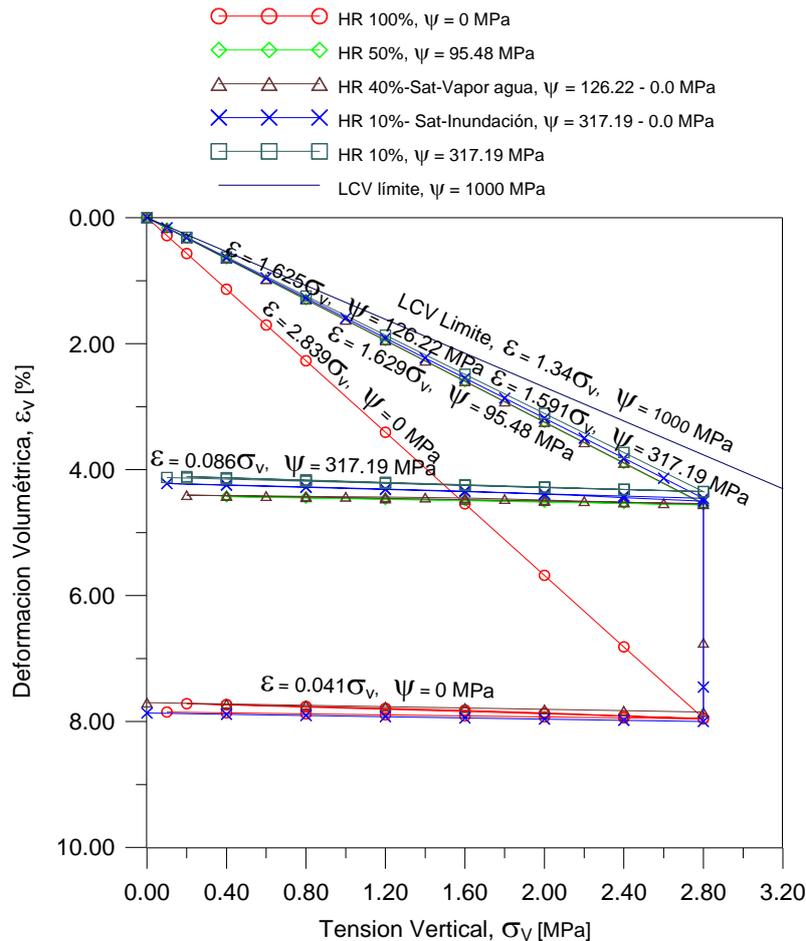


Figura. 5.5 Trayectoria de tensiones y succiones para ensayo a HR10%

En la Figura. 5.6 se presenta la compresibilidad del material de los ensayos a HR100%, HR50%, HR40%-Saturando con vapor de agua, HR10%-Saturando por Inundación y HR10%.

La evolución temporal de las deformaciones se muestran en las figuras 5.7, 5.8, 5.9, 5.10 y 5.11, que se midieron a lo largo de 1000 minutos desde el inicio de la aplicación de cada incremento de carga.

En todos los ensayos se completaron los ciclos de carga-descarga-recarga y descarga con la finalidad de estudiar el efecto de la sobreconsolidación.



**Figura. 5.6 Compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas**

En la Fig. 5.6 se observa que la compresibilidad aumenta con la reducción de la succión. El ensayo a HR100% presenta una mayor compresibilidad comparada con los ensayos a HR50%, HR40% y HR10%.

La deformación volumétrica que muestra el ensayo a HR10% es ligeramente menor que para los ensayos a HR40% y HR50%. Esto es debido a que existe poca influencia de la succión entre las humedades relativas de HR10% y HR50% en los materiales granulares de baja porosidad y alta dureza.

Los ensayos de humedecimiento bajo tensión constante elevada muestran el desarrollo de colapso. Dichos ensayos de humedecimiento (HR40%-Sat-Vapor y HR10%-Sat-I)

desarrollan una compresión tal que llegan a alcanzar la curva de compresión de las muestras saturadas inicialmente.

La rotura de partículas juega un papel importante con los cambios de succión, ya que el agua actúa como agente corrosivo del material propiciando la propagación subcrítica de fracturas.

## 5.2 Análisis de la deformación diferida en el tiempo

En las Figs. 5.7, 5.8, 5.9, 5.10, 5.11 se muestra la evolución temporal de las deformaciones obtenidas para cada incremento de cargas en los ensayos a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vapor de agua, HR10-Sat-Inundando. Los incrementos de tensiones son uniformes ( $\Delta\sigma = 0.1, 0.2$  y  $0.4$  MPa) para las tensiones de  $0.1$  a  $2.8$  MPa. El inicio de los registros,  $t = 0$ , coincide con el inicio de aplicación de la carga correspondiente. En los registros de aplicación de incrementos de tensiones ( $\Delta\sigma = 0.1, 0.2, 0.4$  MPa) la velocidad con que crece la deformación volumétrica aumenta rápidamente al inicio de la aplicación de las tensiones y disminuye paulatinamente al final de cada etapa.

En todos los registros en el rango de tensiones entre  $\sigma = 0.1$  y  $2.8$  MPa existe una deformación instantánea, que muy pronto se convierte en diferida en el tiempo. La aplicación de las tensiones tiene efectos instantáneos sobre la muestra y las deformaciones diferidas en el tiempo están controladas por la succión y por el aumento de la compacidad relativa del material.

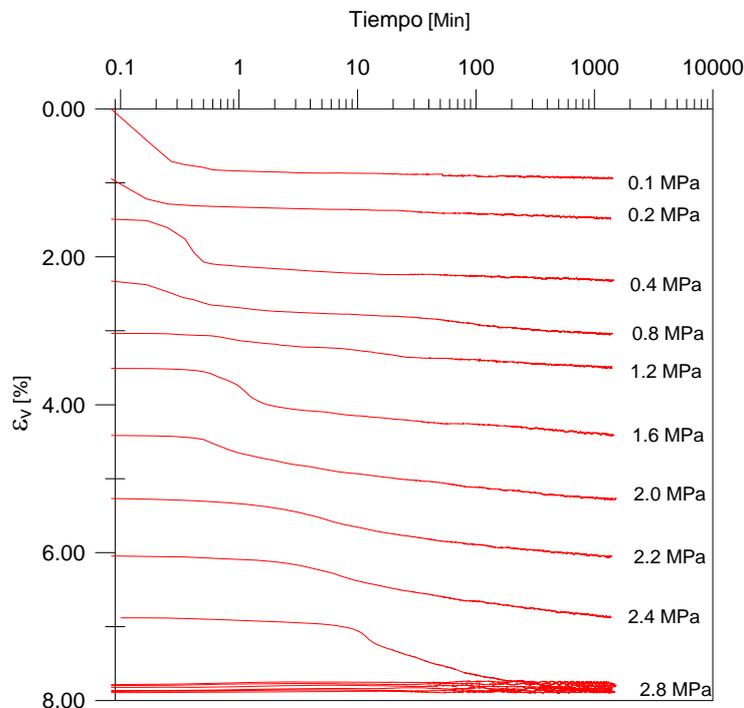
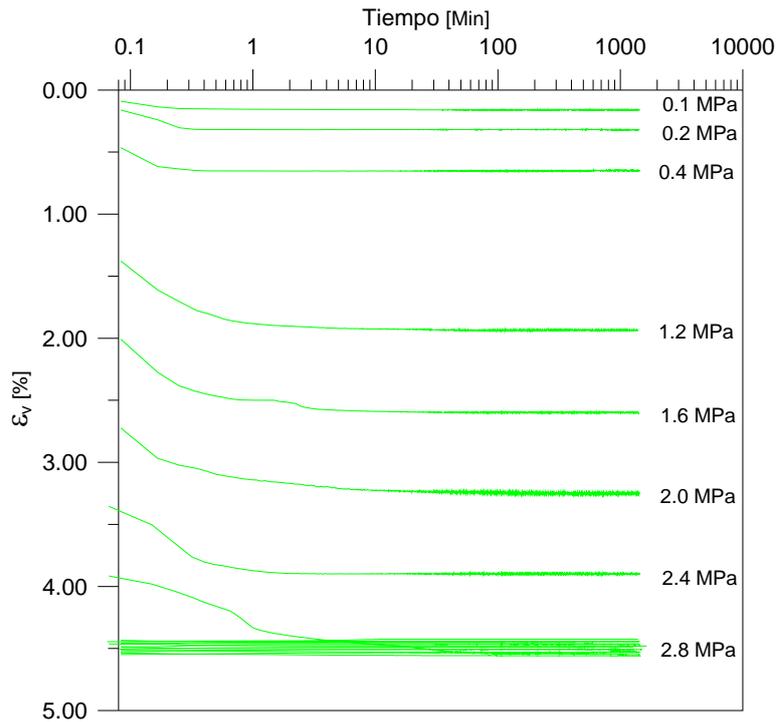
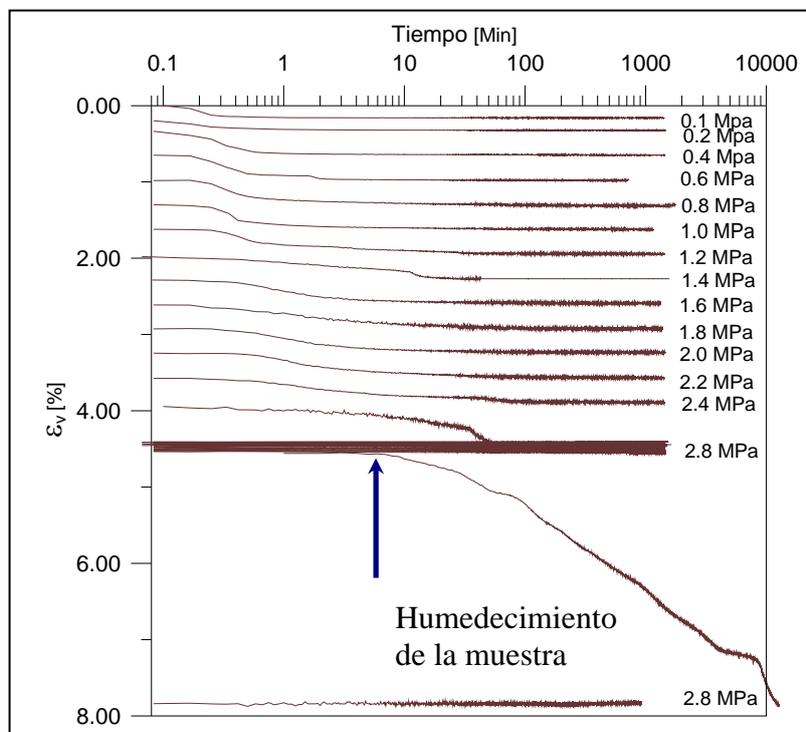


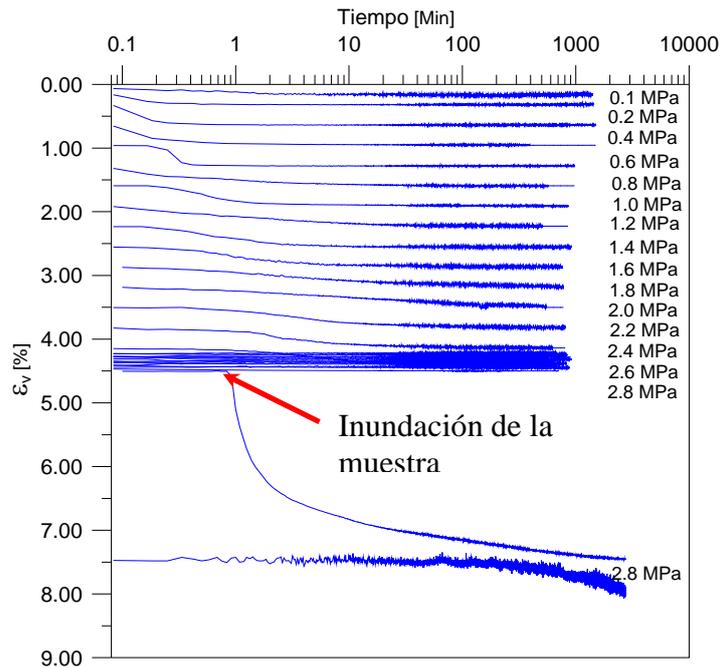
Figura. 5.7 Evolución temporal de las deformaciones para el ensayo a HR100%



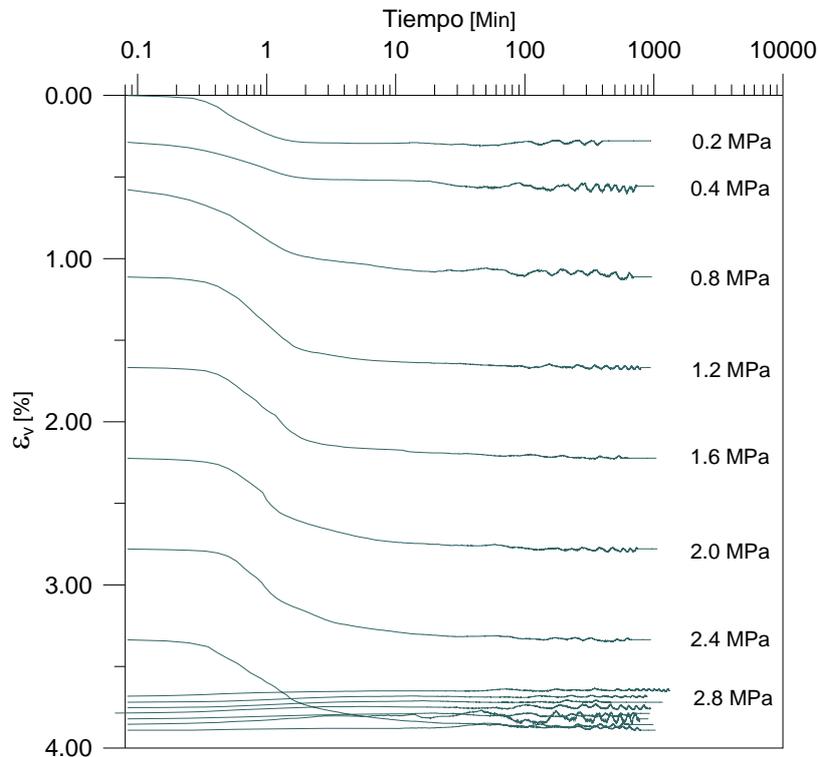
**Figura. 5.8** Evolución temporal de las deformaciones para el ensayo a HR 50%



**Figura. 5.9** Evolución temporal de las deformaciones para el ensayo a HR40% humedeciendo con vapor de agua



**Figura. 5.10** Evolución temporal de las deformaciones para el ensayo a HR10% saturando mediante inundación de la muestra



**Figura. 5.11** Evolución temporal de las deformaciones para el ensayo a HR10%

En todos los registros de descarga, la deformación volumétrica de recuperación ocurre en forma simultánea al decremento de las tensiones y se estabiliza después de un cierto

periodo de tiempo. Una vez transcurrido este intervalo de tiempo se mantiene constante hasta el próximo decremento de carga.

Los registros de deformación volumétrica obtenidos de esta experimentación presentan las características similares a los determinados por Oldecop (2000); en los cuales, después de transcurrido un cierto periodo de tiempo, la relación entre la deformación volumétrica y el logaritmo del tiempo se aproxima a una recta del tipo:

$$\varepsilon = \lambda^t \ln(t/t^r) + \varepsilon^r \quad (5.1)$$

Donde  $\lambda^t$ ,  $\varepsilon^r$ , y  $t^r$  son constantes. El parámetro  $\lambda^t$  es conceptualmente equivalente al índice de consolidación secundaria de las arcillas y para fines de esta investigación se llamo índice de compresibilidad diferido.  $\varepsilon^r$  es el valor de la deformación correspondiente a un tiempo de referencia arbitrario  $t^r$ . Se escoge  $t^r = 1000$  minutos.

A la expresión (5.1) se ajustaron todos los registros para cada incremento de tensiones en compresión virgen obtenidos en los ensayos a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vapor, HR10%-Sat Inundando y HR10%. Se utilizaron los datos de los periodos comprendidos entre  $t = 100$  minutos y el tiempo final de cada ensayo. Las líneas obtenidas se llamaron líneas de fluencia Normal (LFN).

Los valores del índice de compresibilidad diferido,  $\lambda^t$ , se presentan en la Fig. 5.12 en función de la tensión vertical aplicada. Se presentan en este gráfico los índices de compresibilidad diferidos en el tiempo para diferentes humedades relativas correspondientes a las distintas trayectorias aplicadas.

En la Fig. 5.12 se presenta una serie de rectas ajustadas a los datos experimentales.

Al igual que los análisis realizados por Oldecop (2000) para el índice de compresibilidad diferido en el tiempo, se determina que el índice de compresibilidad  $\lambda^t$  crece linealmente con la tensión vertical aplicada para un rango bajo de tensiones  $\sigma_v = 0.1$  a  $0.8$  MPa a succión constante. Disminuyendo ligeramente esta tendencia de crecimiento en el rango de tensiones de  $\sigma_v = 0.8$  a  $2.8$  MPa. Los resultados de los gráficos muestran que el crecimiento del índice de compresibilidad diferido  $\lambda^t$ , ocurre desde el inicio, cuando  $\sigma_v = 0.1$  MPa.

El índice de compresibilidad  $\lambda^t$  crece linealmente con la tensión vertical,  $\sigma_v$ , la pendiente de las rectas ajustadas para diferentes humedades relativas,  $d\lambda^t/d\sigma$ , depende de la succión total,  $\psi$ . Esta dependencia se muestra en la figura 5.12.

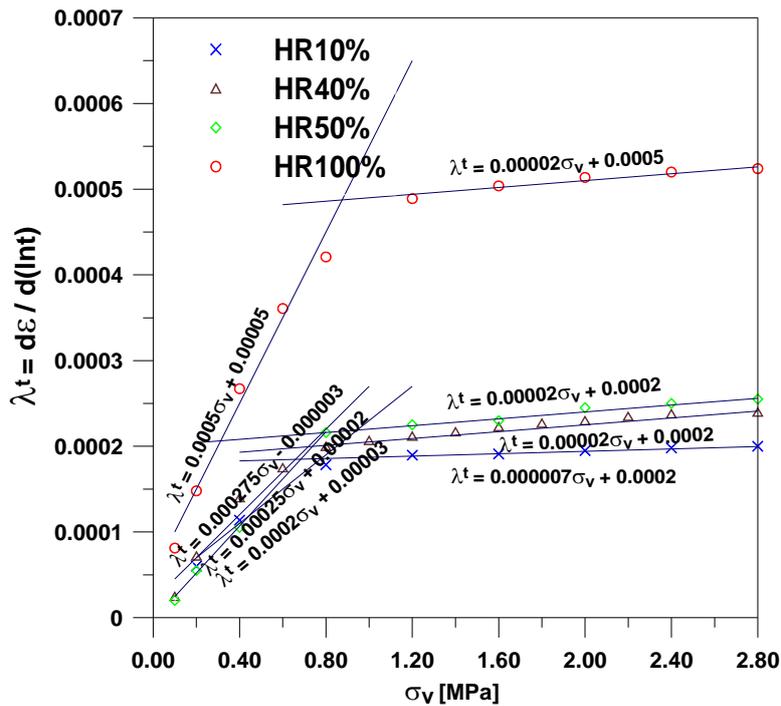


Figura. 5.12 Índice de compresibilidad diferido para diferentes HR y sus correspondientes trayectorias de succiones

Al analizar las tensiones aplicadas a las probetas a diferentes humedades relativas, se observa que el índice de compresibilidad para el ensayo a HR100%, es considerablemente mayor que el de los ensayos a HR50%, HR40% y HR10%. Las rectas correspondientes para cada ensayo con diferentes humedades relativas y en especial para las HR50%, HR40%, y HR10% presentan una tendencia bien definida, existiendo una mínima variación entre ellas. El material calizo utilizado en esta investigación es poco sensible a los cambios de succión para las humedades relativas comprendidas entre HR10% y HR50%, como se muestra en Fig. 5.6.

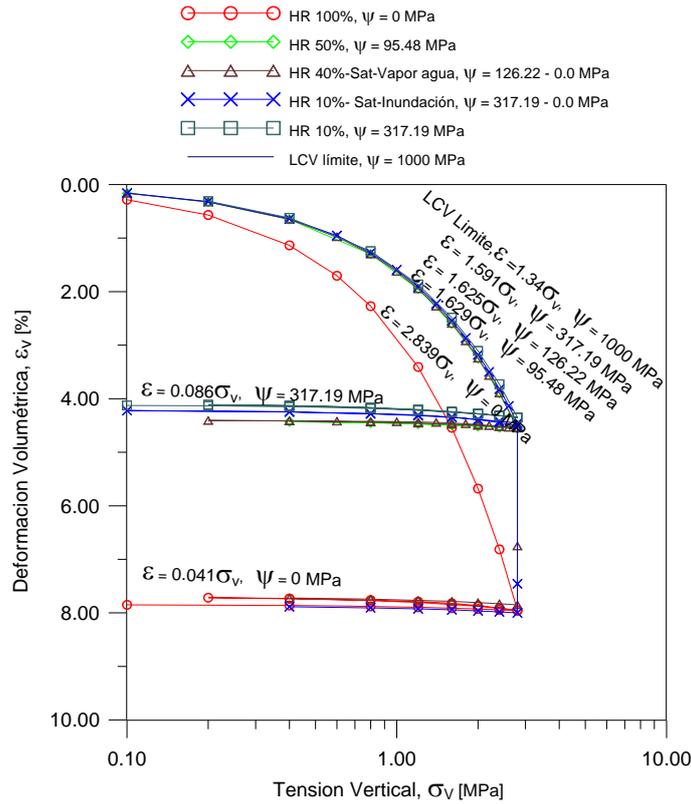
Los ensayos a HR40%-Sat-vapor de agua y HR10%-Sat-I presentan líneas de compresión virgen LCV muy similares. Es importante notar que las LFN son parecidas para los dos ensayos con historias de cargas y variación de humedad totalmente diferentes, coincidiendo con la deformación volumétrica de colapso del ensayo a HR100%.

Oldecop (2000) planteó que la deformación total de los materiales granulares, a lo largo de la línea de fluencia normal, se puede expresar como una función unívoca de la tensión, la succión total y el tiempo, como la expresada en la siguiente ecuación:

$$\varepsilon(\sigma, \psi, t) = \lambda^t(\sigma, \psi) \ln[t/t^t] + \varepsilon^r(\sigma, \psi) \quad (5.2)$$

La ecuación (5.2) describe el proceso de deformación de los materiales granulares sólo después de haber transcurrido un cierto tiempo desde la última aplicación de carga o cambio de succión.

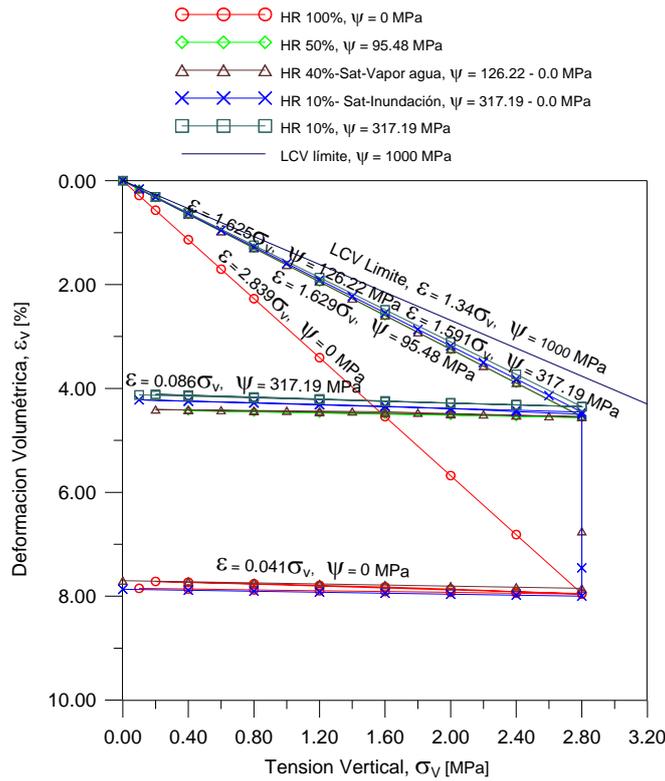
La ley logarítmica utilizada para reproducir las deformaciones diferidas en el tiempo de los materiales granulares ha sido analizada por varios investigadores. Los datos experimentales publicados por diferentes autores (Sowers y Otros (1965), Marsal (1973); Nobari y Duncan (1972)) obtenidos en ensayos de diferentes tipos de materiales granulares, muestran que manteniendo la carga constante durante periodos de tiempos considerables, la relación  $\varepsilon - \ln(t)$  que se obtiene es lineal.



**Figura. 5.13** Pendientes de la curva de compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Eje de tensión en escala logarítmica. Se indica la curva de compresibilidad límite

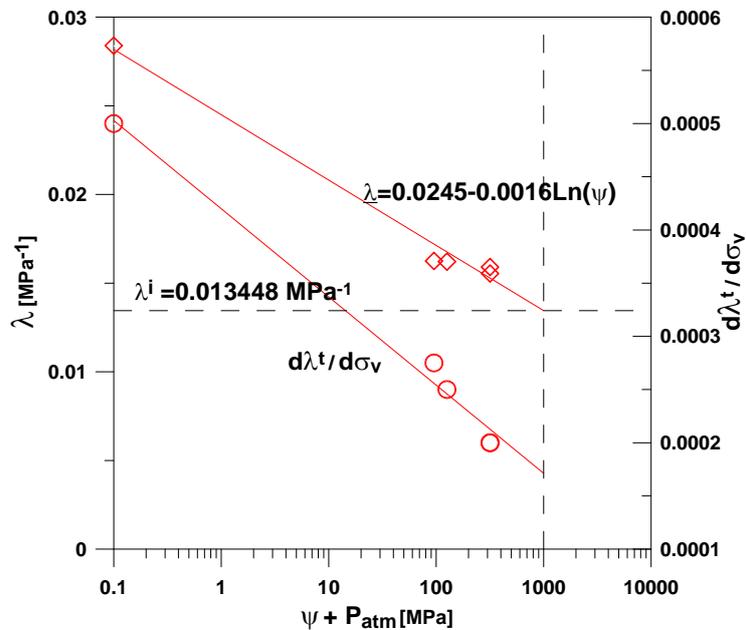
En los resultados de la Fig. 5.6 se puede observar que las líneas de compresión virgen LCV coinciden para los ensayos a HR100%, HR40%-Sat-Vapor y HR10%-Sat-Inundando, ya sea por imposición de HR100% o partiendo de una HR y después saturando con vapor o inundación de la probeta. También se puede observar en los rangos de humedades relativas comprendidos entre HR10% y HR50% existe poca variación de la pendiente de las líneas de compresión virgen con la succión; presentándose en forma de líneas rectas poco espaciadas. Se ajustaron rectas a la forma lineal de las líneas de compresión virgen, mostradas en la Fig. 5.14.

Las rectas ajustadas a las líneas de compresión virgen definen una variación del índice de compresibilidad secundaria con la tensión,  $d\lambda^t/d\sigma$ , que depende de la succión total (Fig. 5.15).



**Figura. 5.14** Compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Pendientes ajustadas a las rectas. Se indica la curva de compresibilidad límite

Igualmente en la Fig. 5.15 se muestra la relación entre  $\lambda^i$  y el logaritmo de la succión. Se presenta una tendencia lineal, que agrupa adecuadamente los ensayos a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vapor y HR10%-Sat-Inundación.



**Figura. 5.15** Relación del índice  $\lambda$ , y  $d\lambda^t/d\sigma$  con la succión

Oldecop y Alonso (2001) plantearon la existencia de un valor mínimo para la compresibilidad de la escollera, una línea de compresión virgen límite. Ellos

determinaron partiendo de un modelo micromecánico conceptual, que la deformación de la escollera tiene una componente instantánea, que no depende de la acción del agua y una componente diferida en el tiempo, que depende de la acción del agua. Para una cierta humedad lo suficientemente baja la componente de deformación diferida se reduce a su valor mínimo remanente. En ese estado el material alcanzaría su compresibilidad mínima. Se puede estimar la compresibilidad mínima por extrapolación de los datos presentados en la Fig. 5.15. La compresibilidad mínima se alcanza para la succión a la cual desaparece la componente de deformación diferida, es decir cuando  $\lambda'$  sea nulo. En la Fig. 5.15 se incluyen los datos de la pendiente  $d\lambda'/d\sigma$  de las rectas ajustadas a los datos de la Fig. 5.12. Estos datos muestran que  $d\lambda'/d\sigma_v$  varia linealmente con  $\ln(\psi)$ . Por extrapolación de la recta ajustada se obtiene que  $d\lambda'/d\sigma$  se anularía si la succión total se elevara a 1000 MPa. Este valor de succión corresponde a una condición extremadamente seca (horno a 110°). A esta succión corresponde un índice de compresibilidad lineal  $\lambda^i = 0.013448 \text{ MPa}^{-1}$  (Fig. 5.15). Con estos parámetros se ha trazado la LCV Límite indicada en las Figs. 5.13 y 5.14.

### 5.3 Tensión tangencial en la pared del edómetro

Las tensiones aplicadas en el cabezal superior del edómetro no se transmiten uniformemente a la placa inferior, debido a las discontinuidades en los puntos de contacto de las partículas y la fricción que existe entre el material granular y las paredes del edómetro.

El tamaño máximo de la partícula está condicionado por la dimensión de la probeta; existen valores recomendados para la relación dimensión menor de la probeta/tamaño máximo de partícula. Esta relación está también condicionada por la uniformidad de la granulometría del material. Por lo que en los ensayos de materiales granulares es importante aprovechar al máximo el tamaño del equipo, utilizando relaciones diámetro/altura de la probeta de 1/1.

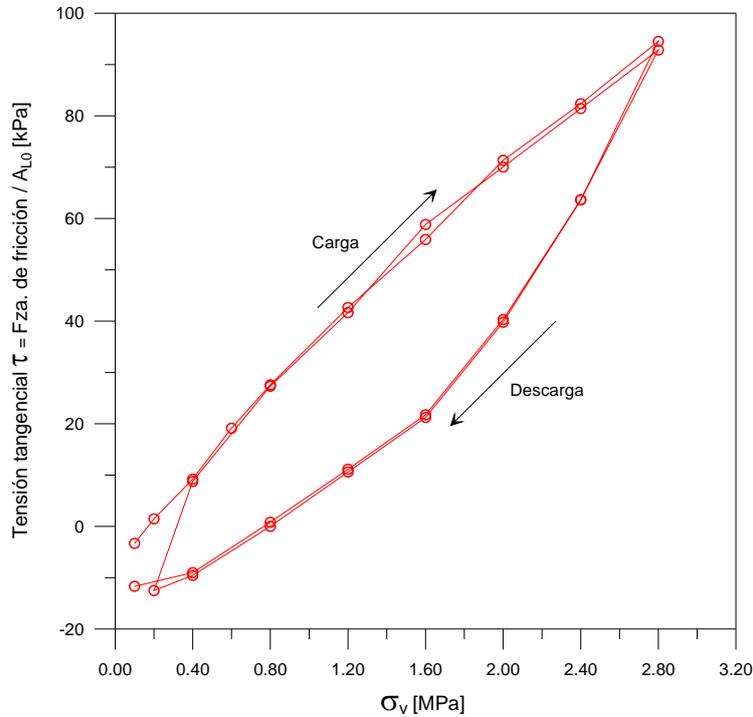
En los edómetros de anillo fijo es posible medir la carga transmitida por fricción a las paredes, obteniendo una descripción más completa del estado de tensiones dentro de la probeta. Otra gran ayuda para reducir la fricción entre los materiales y la pared del edómetro es colocar un material de revestimiento, ya sea polietileno o una delgada placa de látex adherida mediante una capa de grasa de alta viscosidad.

El edómetro que se utilizó para esta investigación es una célula tipo ROWE de anillo fijo. En su placa inferior existen tres células de carga que miden las tensiones que llegan a la base. Por diferencias de cargas es posible determinar la fuerza total que se transmite entre la probeta y la pared del edómetro por fricción.

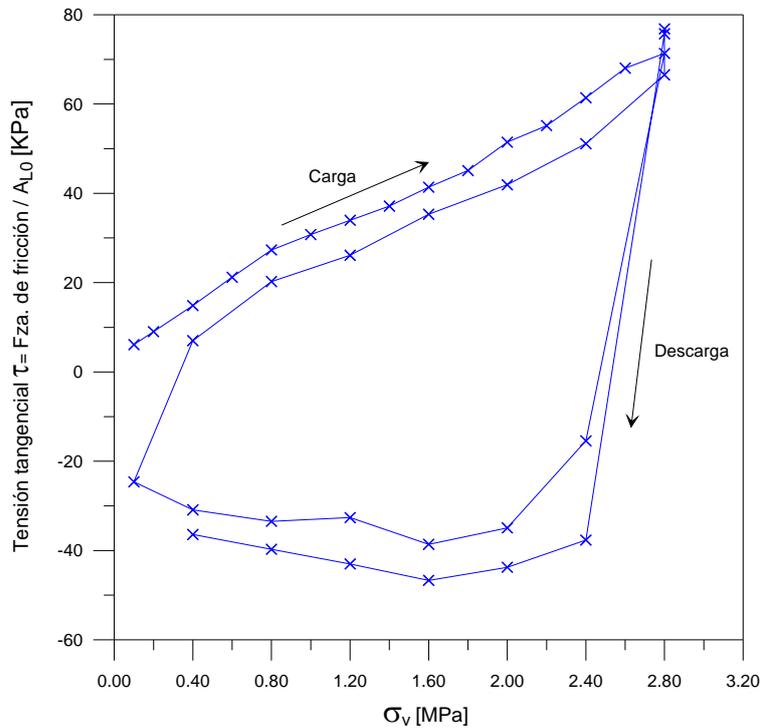
El equipo consta de dos células de tensión lateral, que se encuentran diametralmente opuestas en la pared del edómetro. Se consideró un valor representativo de la tensión lateral el promedio de las lecturas de las dos células.

En las Figs. 5.16, 5.17, 5.18 se muestra las tensiones tangenciales que se transmite entre la probeta y la pared del edómetro en función de la tensión vertical aplicada para los ensayos edométricos a HR100%, HR10%-Sat-I y HR10%. En los tres ensayos se observa que la tensión tangencial perimetral en el anillo es muy parecida para las tres humedades relativas, y es lineal con las tensiones verticales aplicadas en la trayectoria de carga. Durante la etapa de descarga, en los ensayos a HR10%-Sat-I y HR10% la tensión tangencial llega a tomar valores negativos, debido a que la carga en el cabezal

inferior es mayor que en el cabezal superior. La tensión tangencial se opone a que la probeta expanda. En el ensayo a HR100% se obtienen valores positivos en descarga. Analizando los resultados se determina que la tensión tangencial para el ensayo con HR100%, es mayor que la que presentan los ensayos a HR10%-Sat-I y HR10%.



**Figura. 5.16** Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de a tensión vertical aplicada para HR100%



**Figura. 5.17** Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada (ensayo HR10%-Sat-Inundando)

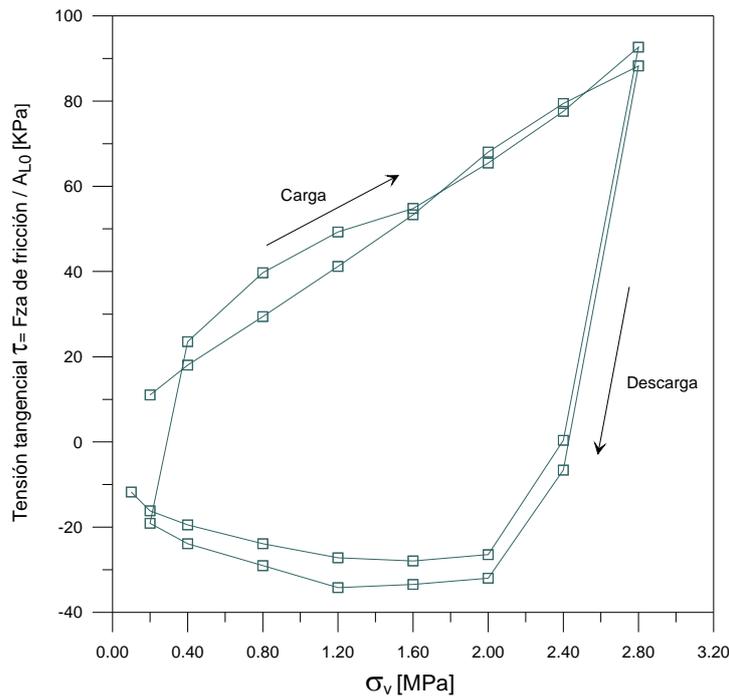


Figura. 5.18 Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada a HR10%

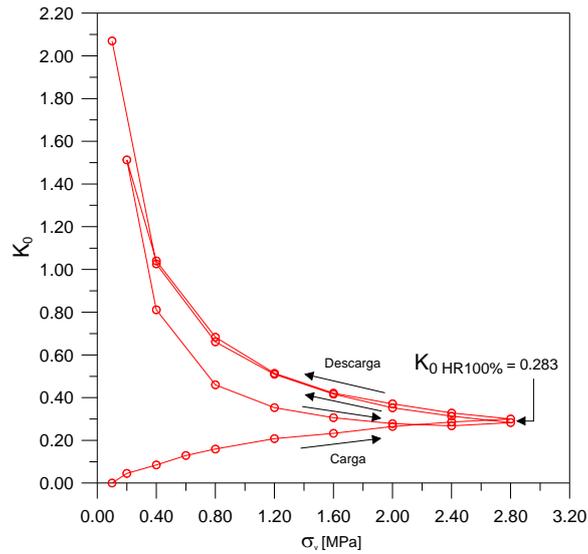
#### 5.4 Medidas del coeficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ .

El coeficiente de empuje lateral al reposo  $K_0$ , se define como el cociente de la tensión lateral y la tensión vertical aplicada:

$$K_0 = \frac{\sigma_L}{\sigma_v} \tag{5.3}$$

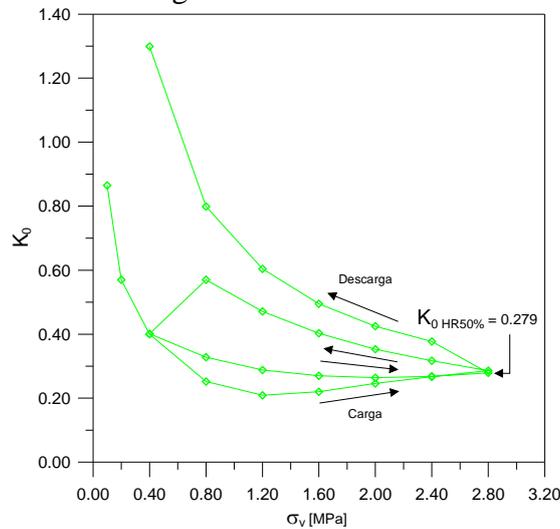
Donde  $\sigma_L$  es la tensión lateral obtenida como el promedio de las lecturas de las células de tensión lateral y  $\sigma_v$  es la tensión vertical aplicada. Se asume que la variación de la tensión vertical a lo largo de la altura de la probeta es aproximadamente lineal.

En las Figs. 5.19, 5.20, 5.21, 5.22 y 5.23 se presentan la variación de  $K_0$  en función de la tensión vertical  $\sigma_v$ ; para los ensayos a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vap, HR10%-Sat-I y HR10%. Observamos que los valores de  $K_0$  se incrementan a medida que se disminuye la succión en las probetas para las trayectorias de tensiones desarrolladas. Es decir el ensayo desarrollado a HR100% presenta valores mayores de  $K_0$  que los ensayos desarrollados a HR50%, HR40% y HR10%. Estos resultados son muy similares a los obtenidos por Marsal (1973), Veiga-Pinto (1983), Oldecop y Alonso (2001).



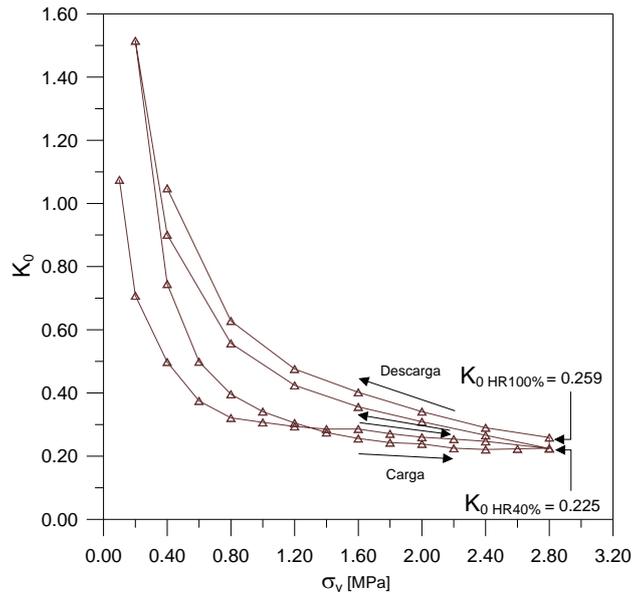
**Figura. 5.19** Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la tensión vertical aplicada a HR100%

Tal como se observa en la Fig. 5.19 en la etapa de carga, el valor de  $K_0$  aumenta gradualmente para los primeros incrementos, alcanzando su valor constante para las tensiones verticales siguientes de 2 MPa. Una vez iniciada la primera descarga, su valor tiende a aumentar obteniendo valores superiores. Al aplicar la recarga, estos valores tienden a disminuir para converger con el valor constante obtenido en la tensión vertical máxima. En la segunda descarga sus valores tienden a incrementarse, siendo muy parecidos a los de la primera descarga.



**Figura. 5.20** Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la tensión vertical aplicada a HR50%

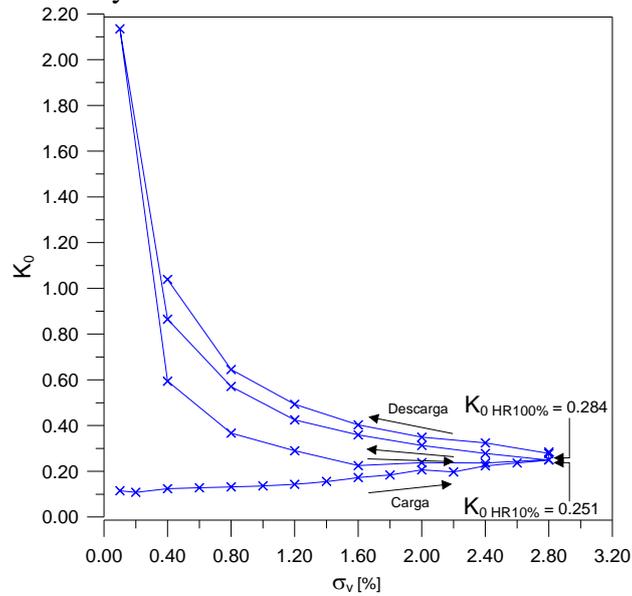
En las Figs. 5.20, 5.21 y 5.22 se observa que en las etapas de descarga y recarga, los valores de  $K_0$  son mas elevados en comparación con los presentados en la etapa de la primera carga.



**Figura. 5.21** Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la tensión vertical aplicada a HR40%-Sat-Vapor

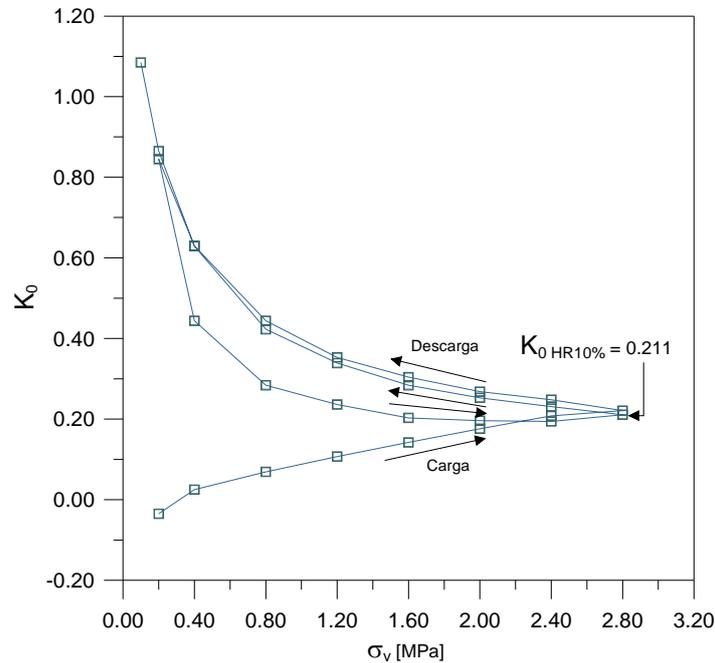
La saturación de las probetas ya sea mediante vapor de agua o inundación provocan el colapso, que se traduce en un aumento de  $K_0$  con respecto a la misma tensión vertical aplicada en la etapa no saturada. Este comportamiento fue estudiado anteriormente por Veiga-Pinto (1983) determinando que los valores de  $K_0$  para materiales granulares secos, son menores que los que se obtienen para el mismo material, bajo esa misma tensión vertical aplicada en condición saturada.

Durante la inundación, la tensión lateral aumenta debido a la relajación de las partículas; mientras que la tensión vertical se mantiene constante, esto explica que la fuerza de fricción resulta ligeramente mayor para el ensayo a HR100% comparada con la de los ensayos a HR50%, HR40% y HR10%.



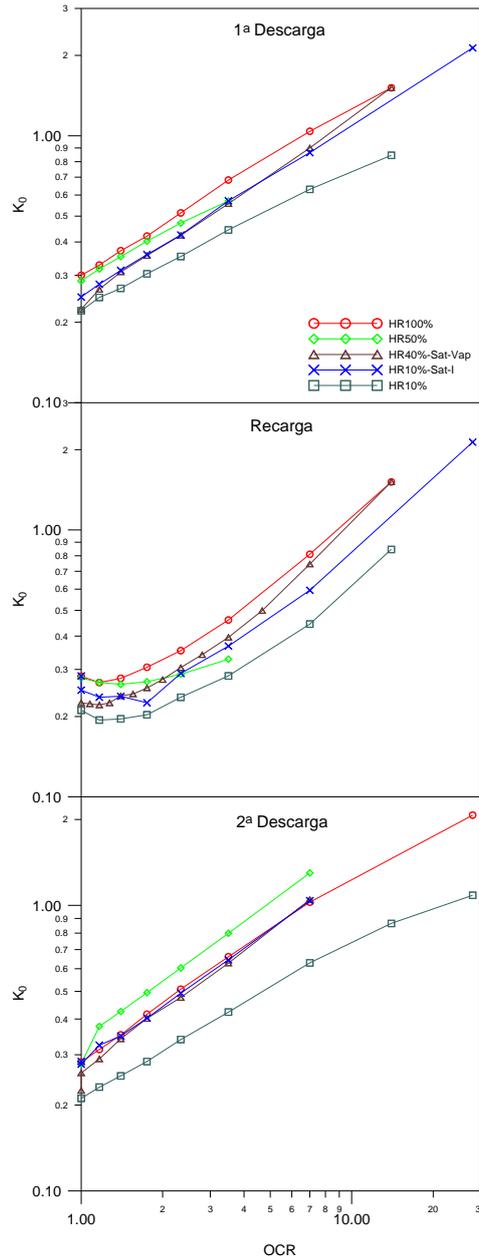
**Figura. 5.22** Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la tensión vertical aplicada a HR10%-Sat-I

Analizando los resultados obtenidos, Figs. 5.19, 5.20, 5.21, 5.22 y 5.23 se observa que los valores de  $K_0$  son mayores para la condición saturada, y disminuyen progresivamente a medida que aumenta la succión en el material.



**Figura. 5.23** Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la tensión vertical aplicada a HR10%

El grado de sobreconsolidación se expresa por la relación,  $OCR = \sigma'_{v \text{ max}} / \sigma'_{v0}$ , donde  $\sigma'_{v \text{ max}}$  es la presión máxima pasada. En la Fig. 5.24 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$ , en función de la relación de sobreconsolidación OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga para los ensayos a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vap, HR10%-Sat-I y HR10%. Se observa una tendencia bien definida para los valores de  $K_0$  en función del OCR entre la condición saturada (HR100%) y la condición muy seca (HR10%). Existe una tendencia no clara para las humedades relativas entre HR50% y HR40%. En la segunda descarga los valores de  $K_0$  en el ensayo HR50% son superiores a los valores de  $K_0$  en el ensayo HR100% probablemente debido a razones de índole experimental. Los ensayos que fueron inundados a tensión vertical constante (HR40%-Sat-Vapor y HR10%-Sat-Inundando), presentan valores de  $K_0$  muy similares a los del ensayo HR100% en la etapa saturada.



**Figura. 5.24** Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-V, HR10%-Sat-I, HR10%

En la Fig. 5.25 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las condiciones secas HR10% y saturadas (HR10%). Se muestra una tendencia bien definida de la influencia de la succión. Los valores de  $K_0$  obtenidos para el ensayo saturado superan considerablemente a los valores de  $K_0$  obtenidos para el ensayo seco.

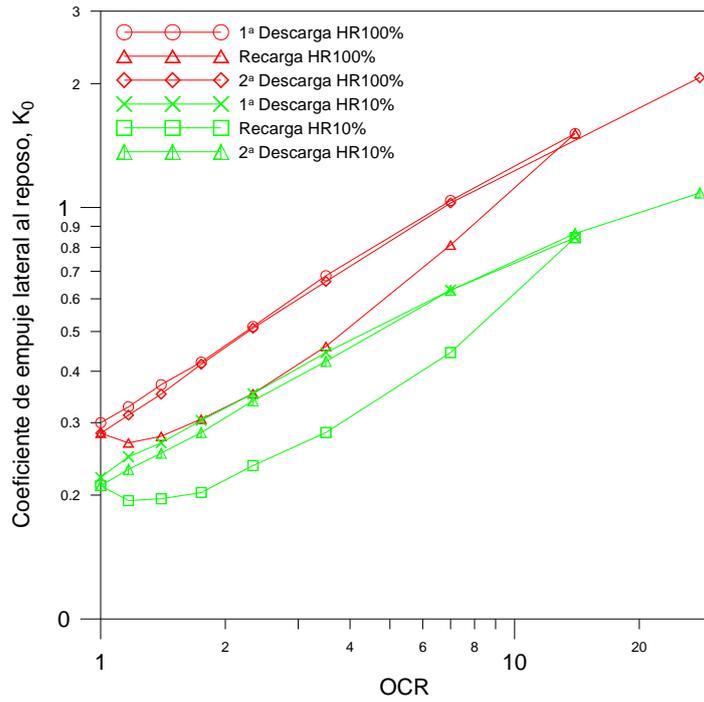


Figura. 5.25 Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias a HR100% y HR10%

En la Fig. 5.26 se presentan los valores de  $K_0$  para diferentes valores de OCR en función de la succión para la primera descarga para los ensayos desarrollados. Se observa para un mismo valor de OCR, el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  presenta una tendencia a disminuir a medida que se aumenta la succión en el material. El coeficiente de empuje lateral en reposo depende fuertemente de la succión aplicada en la muestra.

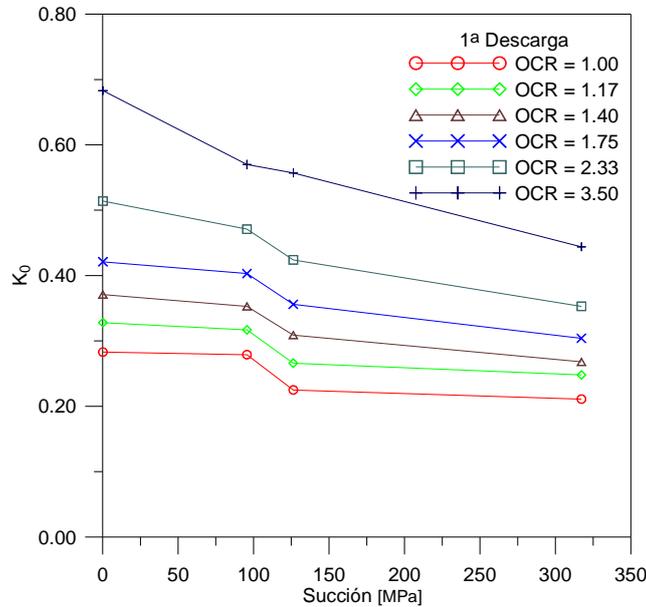


Figura. 5.26 Coeficiente de empuje lateral en reposo en la primera descarga para diferentes valores de OCR, en función de la succión aplicada para los ensayos a HR100%, HR50%, HR40% y HR10%

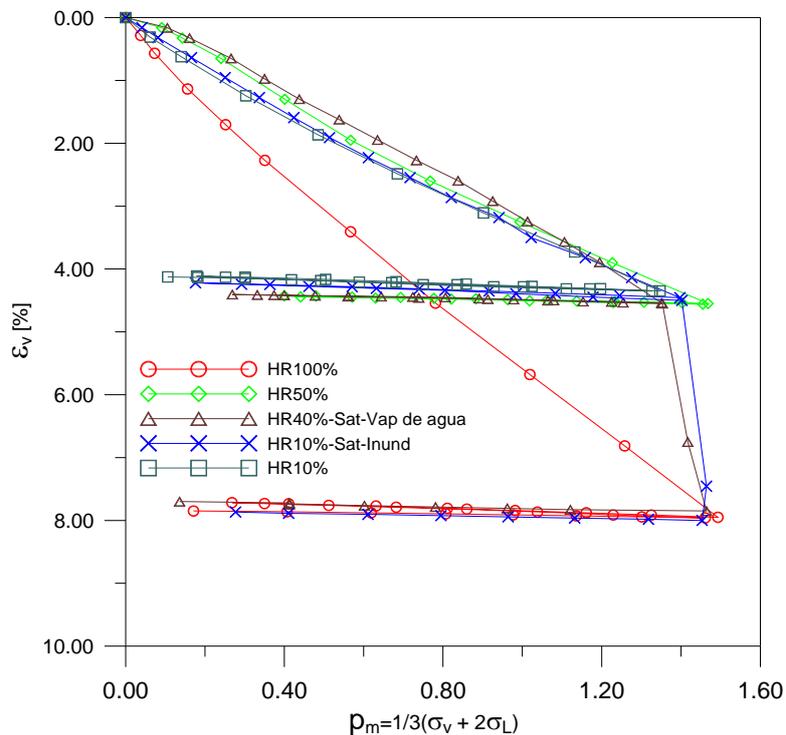
### 5.5 Estados de tensiones y deformaciones dentro de la probeta del edómetro

En la Fig. 5.27 se representan los resultados de los ensayos a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vapor, HR10%-Sat-Inundado y HR10% en función de la deformación volumétrica,  $\epsilon_v$ , y la tensión media,  $p_m = 1/3(\sigma_v + 2\sigma_L)$ .

En donde  $\epsilon_v$ ,  $\sigma_v$ ,  $\sigma_L$ , son los valores de la deformación vertical, tensión vertical y tensión lateral.

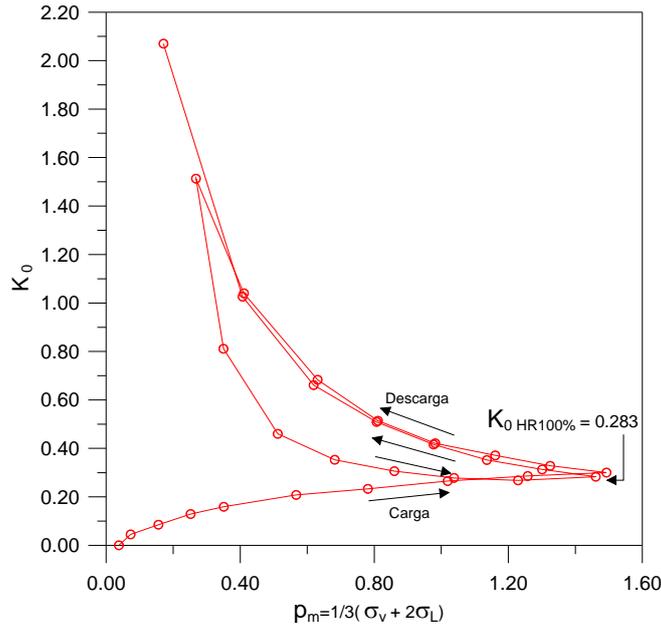
El comportamiento del material en compresión virgen que se presenta en esta figura 5.27, es similar al observado en las representaciones anteriores de  $\epsilon_v - \sigma_v$ , Fig. 5.6. Esto se explica si se considera que el coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , es constante a lo largo de un gran tramo de las trayectorias en compresión virgen como se muestra en las Fig. 5.28, 5.29, 5.30, 5.31, 5.32.

La tensión media,  $p_m$  resulta proporcional a la tensión vertical aplicada,  $\sigma_v$ . En la Fig. 5.27 se observa que la inundación a tensión vertical constante produce un incremento del coeficiente de empuje lateral al reposo cuando la succión se reduce a su valor mínimo. Se que los valores de la tensión media después de la etapa de humedecimiento coinciden con los valores del ensayo saturado.



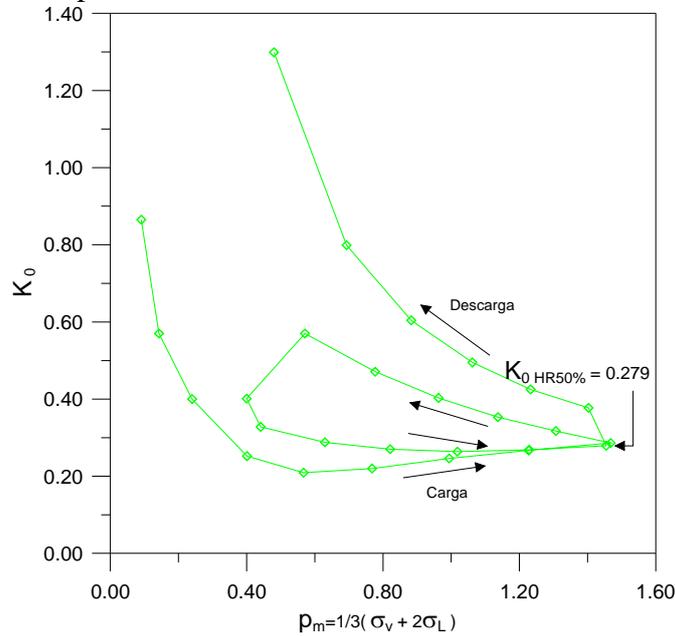
**Figura. 5.27 Plano de compresión isotrópica, deformación volumétrica –tensión media**

En la Fig. 5.27 no se observa un efecto bien definido de la succión sobre la compresibilidad del material para los ensayos HR50%, HR40% y HR10%, ya que las líneas de compresión virgen se cruzan unas con otras. Esto es debido a que en los materiales granulares gruesos las tensiones verticales no se transmiten en forma uniforme, originando una variación de la tensión lateral.



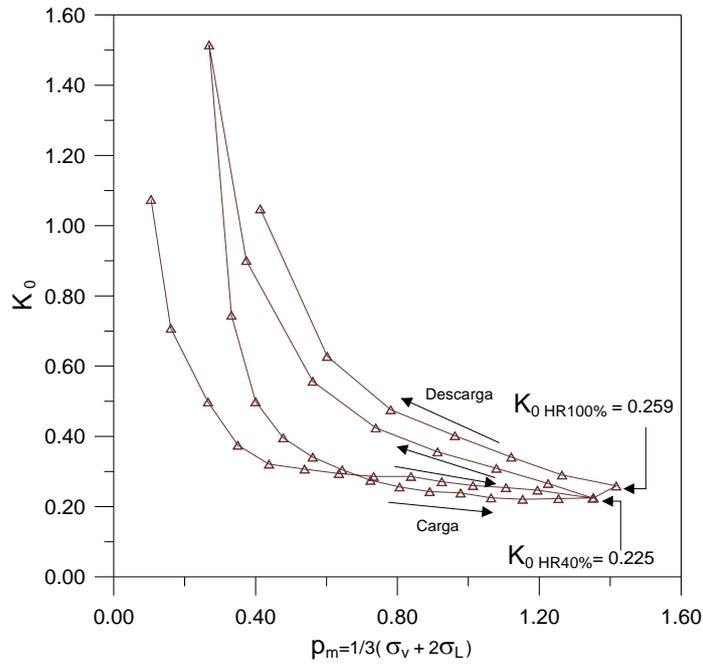
**Figura. 5.28** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR100%

En las Fig. 5.28, 5.29, 5.30, 5.31, 5.32, se observa el comportamiento del material, correspondiente a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vapor, HR10%-Sat-Inundando y HR10%. Dicho comportamiento es similar al observado en el apartado anterior 5.4 para las correspondientes humedades relativas. En estos gráficos, el valor de  $K_0$  se grafica contra la tensión media  $p_m$ .

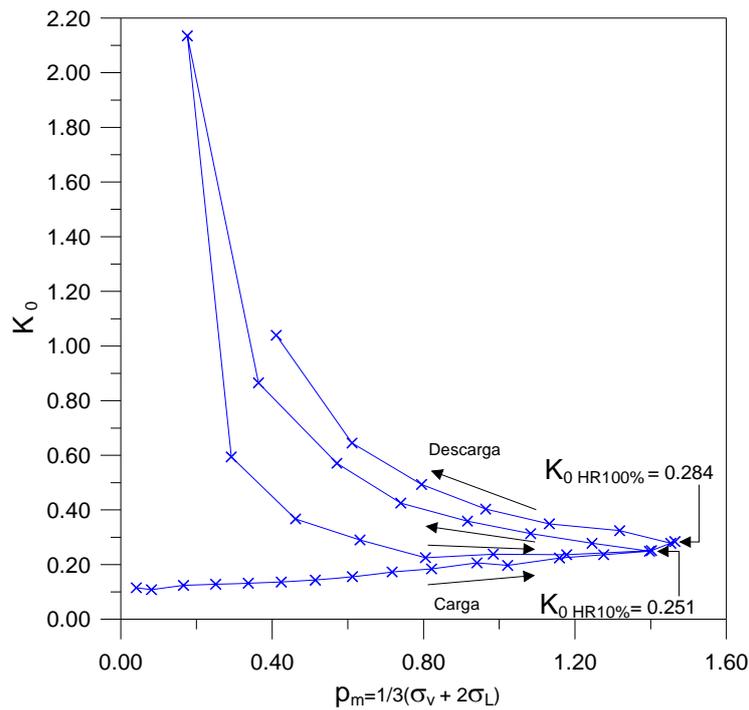


**Figura. 5.29** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR50%

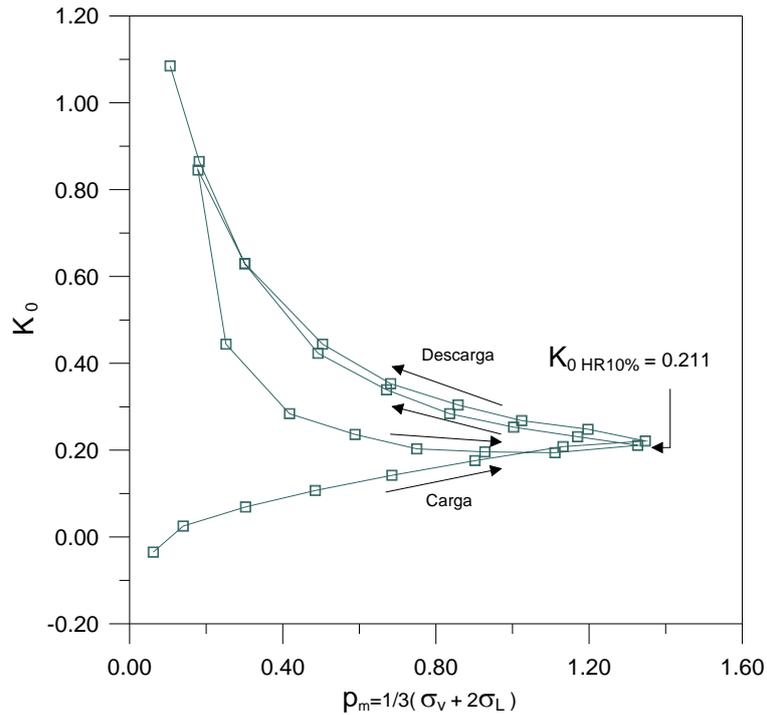
De los análisis determinados en este apartado y el anterior, se puede observar que los resultados experimentales en el plano de compresión unidimensional,  $\varepsilon_v - \sigma_v$ , son muy similares a los resultados experimentales en el plano de compresión isotrópica  $\varepsilon_v - p_m$ .



**Figura. 5.30** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR40%-Sat-Vapor

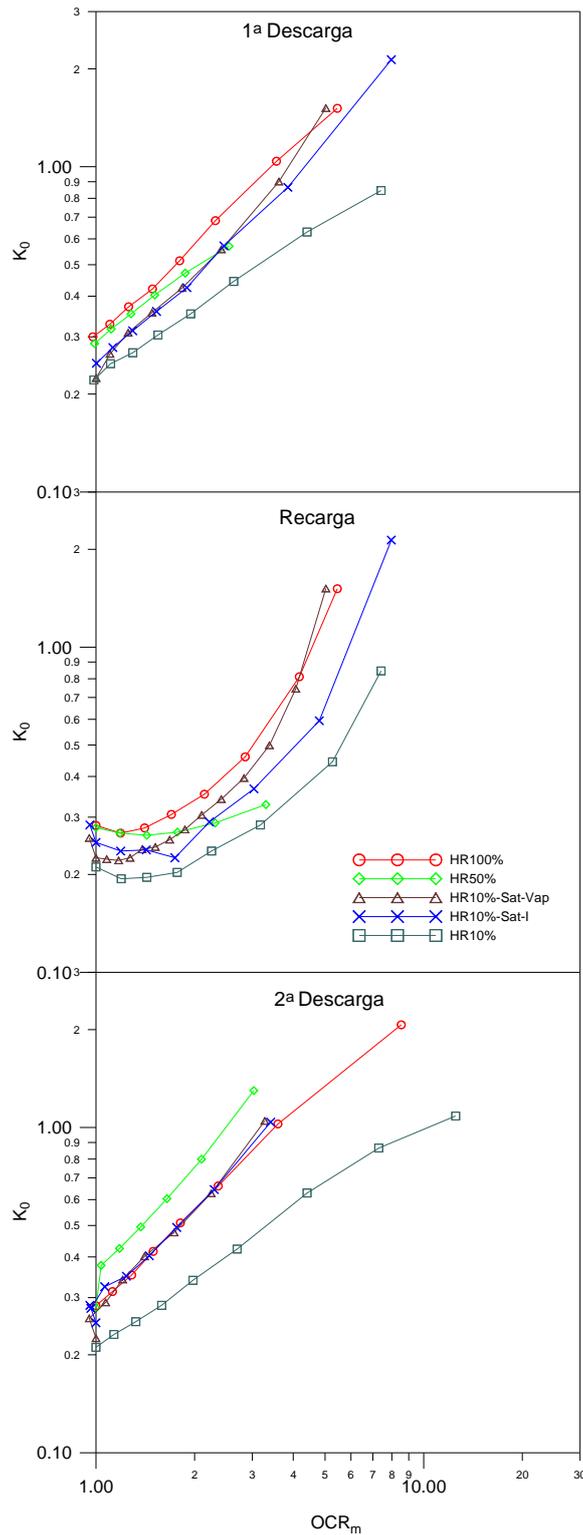


**Figura. 5.31** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR10%-Sat-Inundando



**Figura. 5.32** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada a HR10%

En la Fig. 5.33 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la relación de sobreconsolidación  $OCR_m$ , definida como el cociente de las tensiones medias máximas y las tensiones medias actuales en la primera descarga, recarga y segunda descarga, para las HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vap, HR10%-Sat-I y HR10%. Nuevamente se puede observar una tendencia muy bien definida para los valores de  $K_0$  en función de  $OCR_m$  entre la condición saturada (HR100%) y la condición muy seca (HR10%) para la primera descarga, la recarga y la segunda descarga. Los ensayos que fueron inundados a tensión vertical máxima (HR40%-Sat-Vap y HR10%-Sat-I), presentan valores de  $K_0$  muy similares a los del ensayo HR100% en la etapa saturada.



**Figura. 5.33** Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del  $OCR_m$  en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias a HR100%, HR50%, HR40%-Sat-V, HR10%-Sat-I, HR10%

En la Fig. 5.34 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del  $OCR_m$  en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las HR100% y HR10%. Se observa una tendencia bien definida de la influencia de la succión, ya que los valores de  $K_0$  obtenidos para el ensayo saturado superan considerablemente los valores de  $K_0$  obtenidos para el ensayo seco.

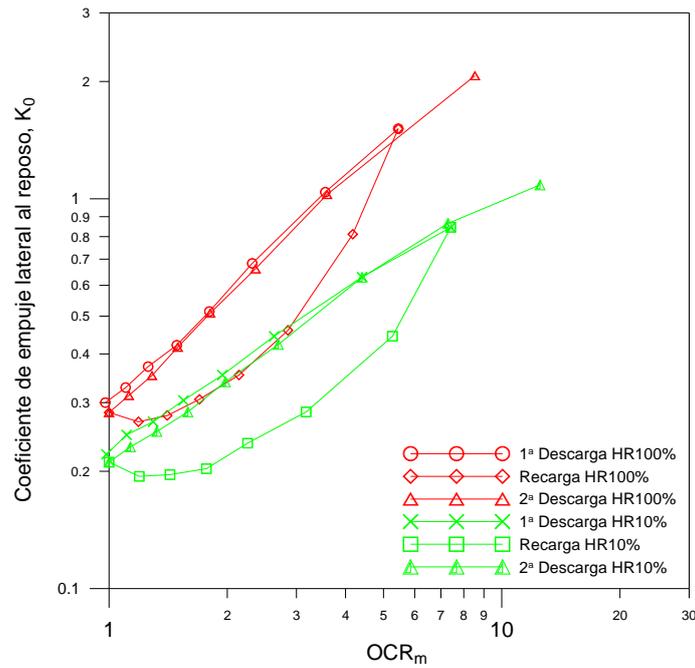


Figura. 5.34 Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del  $OCR_m$  para la primera descarga, recarga y segunda descarga de las trayectorias a HR100% y HR10%

## 5.6 Fricción entre partículas

La fricción es definida como la fuerza resistente al movimiento de una partícula sobre otra. Existen dos leyes de la física que dicen:

- 1.- La fricción es proporcional a la carga
- 2.- La fricción es independiente del área total bruta cargada, en la cual hay pequeñas localizaciones de áreas de contacto aisladas.

Esto significa que para cualquier par de superficies, la relación de fricción a la carga es constante y esta constante es llamada el coeficiente de fricción.

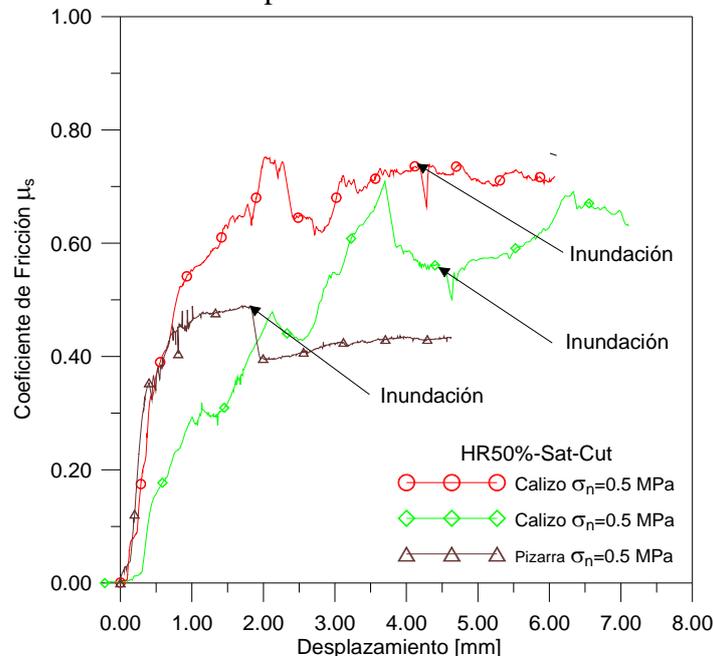
En la Fig. 5.35 se muestran ensayos de rozamiento del material calizo, utilizado en esta investigación. Se realizaron dos ensayos de rozamiento en superficies sensiblemente planas, con ciertas irregularidades. Las caras presentaban ciertos puntos de contacto. El rozamiento se desarrollo a una velocidad de aplicación de carga de 0.04mm/s en el equipo de corte directo.

Las probetas se almacenaron por varios meses en el laboratorio de geotecnia y alcanzaron un equilibrio con la temperatura (22°) y las condiciones de lugar (HR50%). Se aplicó la tensión vertical en las probetas del material calizo. Se observó un ligero acomodo de las superficies una sobre otra. Posteriormente se accionó el mecanismo de rozamiento entre las dos caras, determinando que la fuerza de rozamiento se incrementaba gradualmente a medida que una cara deslizaba sobre la otra. Se presenta cierta fluctuaciones en sus valores.

Una vez alcanzado un valor de desplazamiento (4 mm), se procedió a inundar las probetas reduciendo drásticamente la succión. En el momento de la inundación se

observó una ligera disminución de la fuerza de rozamiento en un 10%, la cual se volvió a incrementar hasta obtener valores similares a los anteriores.

Para tener una referencia de comparación de la variación de la fuerza de fricción, se realizó un ensayo de rozamiento con dos superficies del material de pizarra del pancrudo utilizado por Oldecop (2000) y Chávez (2004) (Fig. 5.35). Ambas superficies presentaban bastante regularidad entre sus caras, con muy pocos puntos salientes. El ensayo se desarrolló bajo las mismas condiciones de tensión vertical, succión y velocidad de aplicación de carga. A tensión vertical constante se accionó el mecanismo de rozamiento, observando que la fuerza de rozamiento se incrementa gradualmente a medida que las caras se desplazan una sobre la otra; presentando una trayectoria más definida. Después de haber alcanzado un cierto valor de deformación (2mm), la fuerza de rozamiento tiende a estabilizarse a un cierto valor máximo. En este nivel de deformación se inundaron las probetas reduciendo instantáneamente la succión, continuando con el ensayo bajo condiciones saturadas. En el momento de la inundación se observa una disminución instantánea de la fuerza de rozamiento entre un 15 a 20% del valor obtenido para la condición no saturada. Se aprecia cierta tendencia de incremento del coeficiente con el desplazamiento.



**Figura. 5.35 Coeficiente de fricción para el material calizo y la pizarra**

De este análisis podemos determinar que el material calizo presenta un coeficiente de rozamiento mayor al del material de pizarra. Estas variaciones se deben a la rugosidad, resistencia, baja porosidad y formas geométricas del material. El efecto de la succión sobre estos materiales no es tan apreciable. Una vez que se realizó el cambio de succión la fuerza de rozamiento disminuyó hasta un cierto valor, debido a la rotura de los puntos de contacto. Al continuar el proceso de deformación las superficies se volvieron a rozar unas con otras, propiciando que la fuerza de fricción se vuelva a incrementar, alcanzando valores similares a los de la trayectoria no saturada.

En el caso de los materiales de formas alargadas (agujas) con superficie lisas y baja resistencia a la compresión simple, presentan un coeficiente de rozamiento menor, debido a la poca rugosidad, continuidad de su área de contacto y baja resistencia del material. El efecto de la succión sobre estos materiales es más apreciable como se puede ver en el material de la pizarra. El coeficiente de fricción se mantuvo variable y

posteriormente constante una vez alcanzado un cierto nivel de deformación en la trayectoria no saturada. Al realizar el cambio de succión la fuerza de rozamiento disminuyó hasta un cierto valor debido a la rotura de los puntos de contacto.

### 5.7 Rotura de partículas

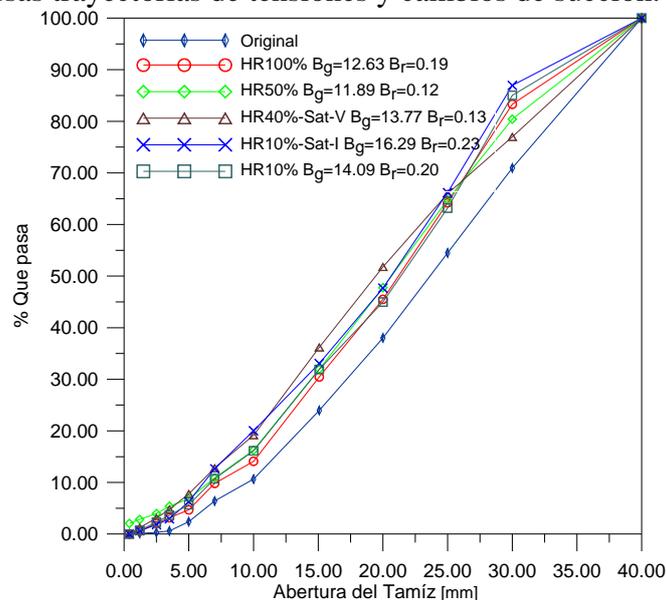
Después de realizados los ensayos edométricos se procedió al secado de las muestras, para su posterior análisis granulométrico, con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones verticales y los cambios de succiones en las partículas.

En la Fig. 5.36 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizados. Para cuantificar el daño debido a las tensiones verticales y los cambios de succión, se determinaron los parámetros de rotura  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). Los valores obtenidos se presentan para cada humedad relativa.

Es importante observar la variación de dichos parámetros en función de la humedad relativa, en donde el parámetro  $B_g$  debería ser mayor para el ensayo a HR100% que los obtenidos a HR40%-Sat-Vap, HR10%-Sat-I y HR10%. Esta misma discrepancia sucede con el parámetro  $B_r$ , en donde el valor para el ensayo correspondiente a HR100% debería ser mayor que los obtenidos a HR10%-Sat-I y HR10%.

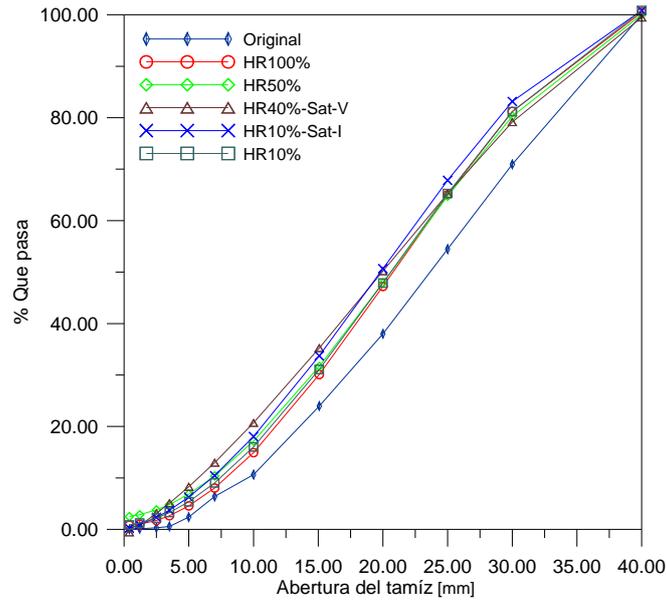
Se esperará que la rotura de partículas de una probeta saturada sea mayor que la rotura de una probeta no saturada; cuando ambas han sido sometidas a una misma trayectoria de tensiones verticales.

Se plantea que la rotura de las partículas está poco afectada por las variaciones de los cambios de succión en los materiales granulares de baja porosidad y alta dureza. Surge la necesidad de contar con la ayuda de una herramienta analítica que permita cuantificar de una manera física el cambio que sufren los materiales granulares, cuando se someten a diversas trayectorias de tensiones y cambios de succión.



**Figura. 5.36** Granulometrías original y al final de cada ensayo para las distintas trayectorias de tensiones verticales y succiones aplicadas

Una manera alternativa de determinar la variación que sufren las granulometrías de los ensayos edométricos después de ser ensayados es mediante el uso de la función de densidad.



**Figura. 5.37** Tendencia de las granulometrías original y al final de cada ensayo para las distintas trayectorias de tensiones verticales. Ajustadas a su ecuación correspondiente

La función de densidad tiene las siguientes propiedades:

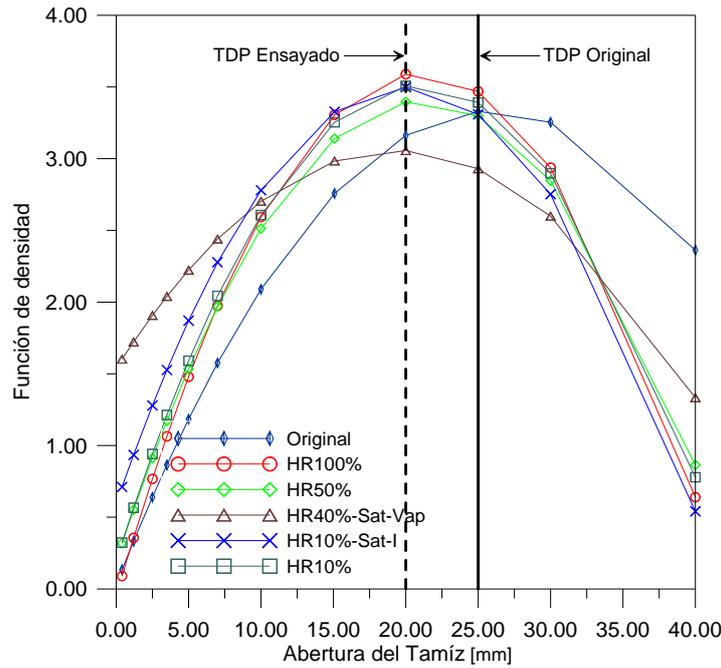
- 1.-  $FDP(x) \geq 0$  para toda  $x$
- 2.- El área total bajo la curva de  $FDP(x)$  es siempre 1.

La probabilidad de que  $x$  tome un valor en el intervalo  $(a,b)$  es el área bajo la curva de la función de densidad de probabilidad. La grafica  $FDP(x)$  se conoce como curva de densidad.

En la Fig. 5.37 se presentan las granulometrías ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada curva específica para cada humedad relativa, podemos determinar la función de densidad de tamaño de partículas para cada punto específico de las curvas.

En la Fig. 5.38 se presentan la función de densidad de tamaño de partículas para los ensayos desarrollados a diferentes humedades relativas. Analizando la granulometría original se observa que presenta una forma similar a la distribución normal. Esto es debido a que es una granulometría continua compuesta por un rango muy amplio de tamaños. Esta granulometría original muestra un tamaño dominante de partículas de 25 mm. Las granulometrías correspondientes a las diferentes humedades relativas muestran un tamaño dominante de partículas de 20 mm, es decir las granulometrías se han desplazado con respecto a su forma original debido a la rotura de partículas.

En las granulometrías podemos evaluar la probabilidad de ocurrencia de los tamaños de partículas; en el intervalo de (0-40) mm. Esta probabilidad se determina calculando el área bajo la curva de la función de densidad de probabilidad para cada una de las diferentes humedades relativas.



**Figura. 5.38** Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para las distintas trayectorias de tensiones verticales

### 5.8 Parámetros del modelo de escolleras

En este apartado se determinan los parámetros del modelo elastoplástico de escolleras propuesto por Oldecop y Alonso (2001). El modelo permite tener en cuenta la influencia de la humedad en el comportamiento mecánico de los materiales granulares. Esta formulación es aplicable a estados de deformación unidimensional. En materiales granulares en compresión unidimensional, es aproximadamente similar al comportamiento en compresión isotropa.

Un material elastoplástico con endurecimiento isotrópico, sometido a compresión virgen unidimensional, tiende a una trayectoria de tensiones en el espacio p-q, en donde el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$ , es constante, e independiente de su estado de tensión inicial.

Dentro de la formulación del modelo constitutivo propuesto por Oldecop y Alonso, (2001) se asumen que en las escolleras existen dos mecanismos de deformación plástica: 1.- un mecanismo de deformación instantánea (IDM), el cuál actúa a todos los niveles de tensión y para todo incremento de tensión, y que es independiente de la acción del agua.

2.- un mecanismo de deformación diferida en el tiempo (TDM), el cuál se activa a partir de un valor de umbral de la tensión aplicada,  $\sigma_y$ , y la acción del agua es determinante en su comportamiento. La componente de deformación producida por el TDM se anula cuando el material se encuentra en un estado denominado muy seco, el cual no existe en la realidad, siendo una idealización útil para el modelo y por otra parte, origina el fenómeno de colapso cuando se produce un aumento de la humedad bajo carga.

El efecto del agua en el comportamiento mecánico se introduce utilizando dos variables alternativas: la humedad gravimétrica ( $w$ ) o la succión total ( $\psi$ ) siendo utilizada como un parámetro y no como una variable tensional. Los resultados de ambas formulaciones son idénticas asumiendo la unicidad de la curva de retención.

Para los dos mecanismos de deformación, IDM y TDM, se asumen relaciones tensión-deformación lineal para la compresión virgen. La relación deformación-tensión incremental para compresión virgen, es la suma de los incrementos de deformación producidos por los dos mecanismos:

$$\text{Para } \sigma < \sigma_y \quad d\varepsilon = d\varepsilon^i = \lambda^i d\sigma \quad (5.4)$$

$$\text{Para } \sigma > \sigma_y \quad d\varepsilon = d\varepsilon^i + d\varepsilon^d = [\lambda^i + \lambda^d(\psi)]d\sigma \quad (5.5)$$

En donde  $\sigma$  es la tensión vertical aplicada en el edómetro,  $\sigma_y$  la tensión de fluencia clásica,  $\varepsilon$  es la deformación vertical total,  $\varepsilon^i$  y  $\varepsilon^d$  son las componentes de deformación producidas por el IDM y el TDM respectivamente,  $\lambda^i$  es la pendiente de la relación deformación-tensión en compresión virgen cuando solo está activo el IDM y  $(\lambda^i + \lambda^d)$  la pendiente cuando actúan ambos mecanismos.

La masa de agua contenida en una escollera se divide en dos: Humedad significativa, cuyo valor varía entre cero y la humedad gravimétrica que determina la saturación de las partículas de roca ( $w_0$ ) y una humedad no significativa que rellena los vacíos de la escollera y que no tiene ningún efecto sobre el colapso de la escollera. La succión total,  $\psi$ , está relacionada con la humedad gravimétrica significativa, a través de la curva de retención.

El incremento de deformación elástica para una trayectoria descarga-recarga, ésta dado por:

$$d\varepsilon^e = \kappa d\sigma \quad (5.6)$$

Donde la pendiente  $\kappa$  se asume independiente de la acción del agua y del nivel de tensión aplicada.

Para las probetas saturadas a nula tensión vertical aplicada Oldecop y Alonso (2001) observaron un hinchamiento moderado cuando se aumenta la humedad. Se asume que esta deformación de hinchamiento es reversible y guarda una relación lineal con el logaritmo neperiano de la humedad gravimétrica o de la succión total:

$$d\varepsilon^w = \kappa_\psi \frac{d\psi}{(\psi + P_{atm})} \quad (5.7)$$

Donde  $P_{atm}$  es la presión atmosférica y  $\kappa_\psi$  el índice de compresión/expansión para la formulación basada en la succión.

Para la determinación de la superficie de fluencia, ley de endurecimiento y regla de flujo se consideraron el comportamiento de dos probetas de escolleras idénticas, que se encuentran inicialmente en un estado muy seco en el cual la humedad gravimétrica es muy cercana a cero Fig. 5.32. Bajo tensión nula, se agrega agua a una de estas probetas, hasta que la humedad alcanza un valor  $w$ , menor que la humedad de saturación de la roca ( $w < w_0$ ). El aumento de la humedad gravimétrica provocó un hinchamiento moderado en el punto A. la probeta húmeda se carga hasta alcanzar una tensión vertical  $\sigma_0$  mayor que  $\sigma_y$  (punto B). La probeta seca se carga hasta una tensión  $\sigma_0^*$  mayor que

$\sigma_0$  (punto C). Si los estados tensión-humedad B y C pertenecen a una misma superficie de fluencia, entonces debe ser posible llevar la probeta húmeda del estado B al estado C, siguiendo una trayectoria tensión-humedad enteramente elástica. Una posible trayectoria consiste en un secado a tensión constante (de B a D) y un aumento de la tensión a humedad constante (de D a C).

Así de esta manera obtenemos la formulación en función de la succión total del modelo constitutivo de Oldecop y Alonso (2001).

Superficie de fluencia:

Para  $\sigma \leq \sigma_y$   $F(\sigma, \psi) = \sigma_0 - \sigma_0^* = 0$  (5.8)

Para  $\sigma > \sigma_y$   $F(\sigma, \psi) = \sigma_0 (\lambda^i + \lambda^d(\psi) - \kappa) - \sigma_y \lambda^d(\psi) - \sigma_0^* (\lambda^i - \kappa) = 0$  (5.9)

Ley de endurecimiento:

$$d\sigma_0^* = \frac{d\varepsilon^p}{(\lambda^i - \kappa)} \tag{5.10}$$

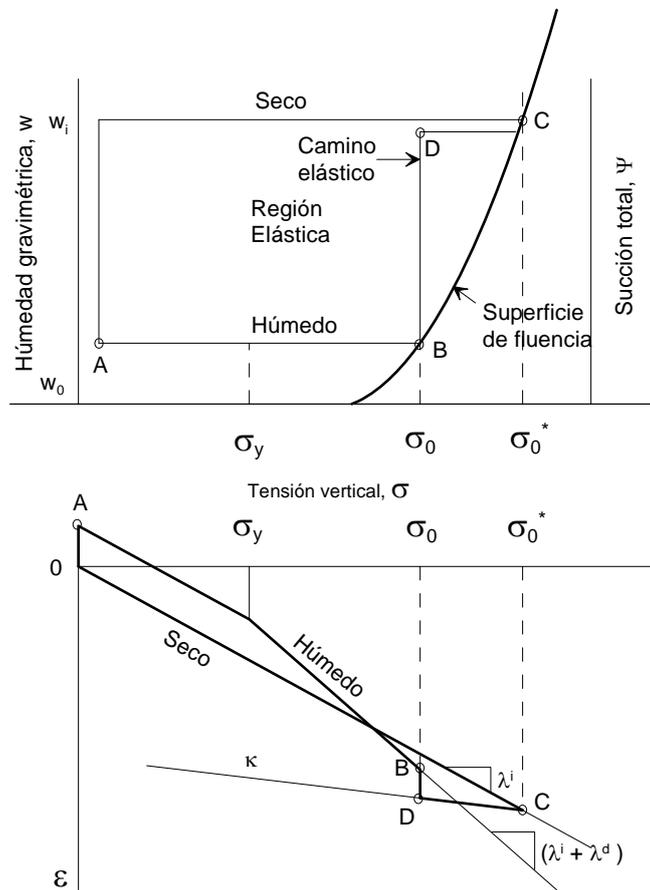


Figura. 5.39 Modelo constitutivo para compresión volumétrica de escolleras Oldecop (2000)

Regla de Flujo

Para  $\sigma \leq \sigma_y$   $d\varepsilon^p = (\lambda^i - \kappa)d\sigma_0^*$  (5.11)

$$\text{Para } \sigma > \sigma_y \quad d\varepsilon^p = [\lambda^i + \lambda^d(\psi) - \kappa] d\sigma_0 + (\sigma_0 - \sigma_y) \frac{\partial \lambda(\psi)}{\partial \psi d\psi} \quad (5.12)$$

También se determinó la relación de colapso medida con la succión total, obteniendo el índice de compresibilidad,  $\lambda^d(\psi)$ , en función de la succión total:

$$\lambda^d(\psi) = \lambda_0^d - \alpha_\psi \ln \left[ \frac{\psi + P_{atm}}{P_{atm}} \right] \quad (5.13)$$

$$\text{Donde } \alpha_\psi = \frac{\kappa_\psi + \lambda_\psi}{\sigma_0 - \sigma_y} \quad (5.15)$$

$$\sigma_y = \sigma_0 - \frac{\Delta\varepsilon_{col} + \Delta\varepsilon_{him}}{\lambda_0^d} \quad (5.16)$$

Los parámetros del modelo desarrollado por Oldecop y Alonso (2001) se pueden obtener realizando una serie de cálculos se describen a continuación:

Observando los resultados de la curva de compresibilidad Fig. 5.15, se obtiene el coeficiente de compresibilidad para el estado muy seco:

$$\lambda^i = 1.345 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$$

De las ecuaciones ajustadas a los datos de la LCV del material saturado que se muestra en la Fig. 5.14, se puede obtener el valor de:

$$\lambda(\psi = 0) = \lambda^i + \lambda_0^d = 2.839 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$$

$$\lambda_0^d = 0.02839 - 0.01345 = 1.494 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$$

A partir de los datos experimentales mostrados en la Fig. 5.14 se determinan los índices de compresibilidad en la etapa de acomodamiento de partículas y en trayectorias de carga y descarga:

$$\lambda^r = 1.629 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$$

$$\kappa = 0.086 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$$

El valor de  $\alpha_\psi$  se determina por ajuste de la función logarítmica a los datos presentados en la Fig. 5.15.

$$\alpha_\psi = 0.16 \times 10^{-2} \text{ MPa}^{-1}$$

Debido a su naturaleza caliza las probetas saturadas no hincharon bajo tensión vertical nula; por lo que no se puede estimar el índice de hinchamiento. Por lo que calcularemos  $\sigma_y$  en función del incremento de colapso y la tensión vertical máxima aplicada.

$$\sigma_y = 2.8 - (3.35/1.248) = 0.12MPa$$

Los valores de los parámetros del modelo constitutivo de escollera propuesto por Oldecop y Alonso (2001) se resumen en la tabla 5.1. Utilizando estos parámetros para reproducir los ensayos triaxiales.

Con la idea de reducir los largos tiempos en que se desarrolla una campaña experimental y obtener mayores beneficios del modelo constitutivo de Oldecop y Alonso (2001). Estos parámetros se pueden deducir del comportamiento de dos ensayos edométricos; dichos ensayos deben incluir: una trayectoria de compresión virgen del material en condiciones saturadas y otra trayectoria de compresión virgen del material en condiciones completamente secas (no saturadas); así como las correspondientes descargas para evaluar los parámetros elásticos del material granular.

El parámetro  $\alpha_\psi$  se obtiene a partir de los índices de compresibilidad lineales medidos en compresión virgen del material saturado y en estado muy seco:

$$\alpha_\psi = \frac{\lambda(\psi = 0) - \lambda^i}{\ln\left(\frac{\psi + P_{atm}}{P_{atm}}\right)} = 0.16 \times 10^{-2} MPa^{-1}$$

Tabla 5.1 Parámetros del modelo constitutivo de Oldecop y Alonso, 2001 determinados del programa experimental desarrollado para el material calizo

Parámetro	Valores
$\lambda^i [MPa^{-1}]$	$1.345 \times 10^{-2}$
$\lambda^r [MPa^{-1}]$	$1.629 \times 10^{-2}$
$\lambda_0^d [MPa^{-1}]$	$1.494 \times 10^{-2}$
$\alpha_\psi [MPa^{-1}]$	$0.16 \times 10^{-2}$
$\sigma_y [MPa]$	0.945
$\kappa [MPa^{-1}]$	$0.086 \times 10^{-2}$
$\kappa_\psi [MPa^{-1}]$	0

## 5.9 Resumen y conclusiones

Los resultados experimentales obtenidos muestran que existe poca influencia de la succión en la compresibilidad de un material granular de baja porosidad y alta dureza; cuando las probetas ensayadas se encuentran a humedades relativas entre HR10% y HR50%. La probeta que inicialmente se ensayo bajo condiciones saturadas presenta compresibilidades muy parecidas a las probetas que inicialmente se ensayaron a humedades relativas de HR40% y HR10% y posteriormente fueron saturadas bajo tensión vertical constante; mediante el proceso de advección de vapor de agua o mediante la inundación respectivamente.

Las líneas de compresión virgen para el material granular depende de las tensiones aplicadas y de la succión total. La pendiente de la líneas de compresión virgen varia con la succión aplicada; presentando valores menores correspondiente a succiones máximas y mayores para succiones mínimas.

El comportamiento del material granular diferido en el tiempo fue analizado a través de los registros de deformación vertical a tensión vertical aplicada y succión constantes. Dicho comportamiento esta influenciado por la tensión vertical aplicada y la succión total existente en el material granular.

Durante la aplicación de las trayectorias tensión-succión constantes se producen deformaciones volumétricas instantáneas las cuales dependen de la tensión y succión aplicadas, así como de la historia de tensiones y la variación de succiones aplicadas al material. Existen deformaciones volumétricas diferidas en el tiempo que continúan indefinidamente con una velocidad decreciente, las cuales su tendencia se aproxima a una recta en donde se guarda una relación lineal  $\varepsilon - \ln(t)$ . La pendiente y la posición de la recta dependen de la tensión y la succión aplicada; siendo independiente de la historia de tensiones aplicada al material.

Se realizaron dos ensayos de colapso: en el primero se realizo una variación gradual de la succión mediante vapor de agua, mientras que en el segundo se inundo súbitamente la probeta; en ambas trayectorias se llego a la misma deformación volumétrica máxima; similar a la determinada en el ensayo saturada inicialmente. Esta deformación de colapso se considera como una deformación instantánea; en la cual debido al cambio de succión existe un incremento en la rotura de las partículas.

Las deformaciones de colapso en el material granular calizo son debido a un rango acotado de valores de humedad gravimétrica (similares a los de la curva de retención); cualquier incremento adicional de humedad no tiene efecto sobre el comportamiento mecánico del material granular. Como pudo ser corroborado en los registros de deformación-succión, la succión controla el comportamiento mecánico de los materiales granulares.

La fuerza de fricción desarrollada entre el material y la pared del edómetro, se disminuyo aplicando un revestimiento sobre la pared del edómetro; determinando que dicha fuerza fue mayor para la probeta bajo condiciones saturadas y menor para las probetas bajo humedades relativas HR10%.

Fue posible determinar los valores del coeficiente lateral en reposo,  $K_0$  para las trayectorias de tensión-succión aplicada, obteniendo valores mayores para las trayectorias saturadas y menores para las trayectorias no saturadas; Existiendo diferencias entre la condición no saturada y la condición saturada.

Se determinó el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la relación de sobreconsolidación  $OCR_m$ , en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las HR100%, HR50%, HR40%-Sat-Vap, HR10%-Sat-I y HR10%. En donde observa una tendencia bien definida para los valores de  $K_0$  en función de  $OCR_m$  entre la condición saturada (HR100%) y la condición seca (HR10%). Los ensayos que fueron saturados a tensión constante máxima (HR40%-Sat-Vap y HR10%-Sat-I), presentan valores de  $K_0$  similares a los del ensayo HR100% en la segunda etapa de descarga.

Los ensayos de rozamiento en el material calizo, muestran que el coeficiente de fricción en materiales granulares de alta rugosidad superficial y dureza, es ligeramente afectado por los cambios de succión.

Las curvas granulométricas de las diferentes trayectorias de tensiones y succiones, no presentan una tendencia bien definida sobre la influencia de la succión. Los valores obtenidos de los índices de rotura de Marsal y Hardin presentan valores superiores para algunas trayectorias no saturadas comparadas con la trayectoria saturada. Adicional a éste análisis, se presenta la función de densidad de probabilidad para las diferentes trayectorias de tensiones y succiones. Se obtiene el tamaño dominante de partícula para la granulometría original; el cual cambia desplazándose a un tamaño menor después de ser ensayado. En estas curvas se puede evaluar la probabilidad de ocurrencia de los tamaños de las partículas calculando el área bajo la curva en el intervalo en estudio.

## 5.10 Referencias

- Chávez, N. C. (2004). Estudio del comportamiento triaxial de materiales granulares de tamaño medio; con énfasis en la influencia de la succión. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno, Cartografía y Geofísica. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Hardin, B. O. (1985). "Crushing of Soil Particles." *Journal of Geotechnical Engineering-Asce* **111**(10): 1177-1192.
- Marsal, R. J. (1973). *Mechanical properties of rockfill*, Embankment Dam Engineering, John Wiley and Sons.
- Oldecop, L. (2000). Compresibilidad de escolleras influencia de la humedad. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno, Cartográfica y Minera. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Oldecop, L. A. and E. E. Alonso (2001). "A model for rockfill compressibility." *Géotechnique* **51**(2): 127-139.
- Veiga-Pinto, A. (1983). *Previsão do comportamento estrutural de barragens de enrocamento*. Laboratorio Nacional de Engenharia Civil. Lisbon.



## CAPITULO 6

### RESISTENCIA AL CORTE EN GRANULOMETRÍAS CONTINUAS

Los factores más importantes que influyen en el diseño y operación de una estructura de materiales granulares son: la resistencia al corte y las características de compresibilidad.

Uno de los factores que influyen en la resistencia y la compresibilidad de los materiales granulares, es la relación de vacíos. En probetas densas las deformaciones de corte, están acompañadas por un incremento en volumen en la falla, mientras que en probetas sueltas el volumen decrece en la falla. La forma de las curvas tensión-deformación es afectada por la relación de vacíos inicial de la probeta. Las probetas densas alcanzan un alto valor de resistencia, mostrando un valor máximo en pequeñas deformaciones; mientras que probetas sueltas, presentan mayor comportamiento plástico con crecimientos lentos de la curva tensión-deformación, con no futuros incrementos en su resistencia.

Las fallas desarrolladas para materiales granulares inicialmente densos tiene una curvatura pronunciada, indicando una caída del ángulo de fricción interno de los materiales con incrementos de presión de confinamiento; mientras las fallas desarrolladas para muestras inicialmente sueltas, permanecen justamente rectas. La compresibilidad de un espécimen inicialmente suelto es mucho mayor, que la de un espécimen inicialmente denso. Sin embargo bajo presiones muy altas, donde el efecto de la relación de vacíos inicial en ambos especímenes, inicialmente sueltos y densos, debería tener casi la misma compresibilidad.

La compresibilidad y la rotura de partículas es menos considerable para un material bien graduado, que para un material graduado uniformemente. Para minimizar la compresibilidad y maximizar la resistencia al corte, un material granular debe ser bien graduado y compactado a su máxima densidad.

Para una relación de vacíos dada el ángulo de fricción interno de un espécimen compuesto de partículas angulares, es más alto que el de un espécimen compuesto con partículas redondeadas. También se ha encontrado que la resistencia al corte de un material más angular fue más mayor que la resistencia al corte de un material subangular o redondeado.

En algunos estudios se ha demostrado que al aumentar la rugosidad de la superficie se incrementa el valor del ángulo de fricción interna. A bajas presiones en los contactos de las partículas, la rugosidad en la superficie tiene un efecto sobre las características friccionales de los minerales. Sin embargo es posible que eso a altas presiones de confinamiento, donde las tensiones en los contactos de las partículas son altas y la deformación de corte es acompañada por una cantidad considerable de rotura de partículas, cualquier efecto de la rugosidad de la superficie pueda desaparecer.

De las experiencias adquiridas en el pasado sobre los asentamientos de las presas de escolleras, se ha determinado que el factor más significante que controla los

asentamientos post-construcción, es el humedecimiento por llenado de la presa. Deduciendo que cuando un material granular seco es humedecido, se produce considerable cantidad de compresión.

En ensayos de fricción bajo diferentes condiciones de humedad muestran que el incremento de humedad de la superficie, el coeficiente de fricción se incrementa para los minerales masivos estructurados tales como cuarzo, pero decrece para minerales que tienen estructura de capas de latitas tales como la mica.

La velocidad de las deformaciones de corte desarrolladas en laboratorio y bajo condiciones de drenaje, influyen sustancialmente sobre la características de resistencia y compresión de los materiales granulares.

### **6.1 Ensayos triaxiales. Efecto de la succión**

El comportamiento de los materiales granulares bajo condiciones controladas de laboratorio ha sido reportado por varios autores Lee y Farhoomand (1967), Marachi, Chan et al. (1969), Nobari y Duncan (1972), Marsal (1973), Oldecop y Alonso, (2001), Chávez y Alonso (2003). El principal factor a considerar para explicar los fenómenos de colapso observados en las estructuras construidas con materiales granulares es la rotura de partículas.

La rotura de partículas depende de la resistencia individual de la roca, la distribución de tamaños de grano, el nivel de tensiones y la humedad relativa prevaleciente en los vacíos.

Oldecop y Alonso (2001) demostraron que la humedad relativa dentro de los poros de las partículas, explican el comportamiento de colapso en las estructuras de materiales granulares, cuando ellas experimentan el humedecimiento parcial o total; observando que la humedad relativa controla la rigidez de los materiales granulares cuando son cargados bajo tensión vertical.

Chávez y Alonso (2003) estudiaron el comportamiento triaxial de una pizarra. Este material fue usado por Oldecop y Alonso (2001). Ellos analizaron la influencia de la succión en el material ensayado, aplicando un nivel de tensiones medio, capaz de inducir la rotura de partícula; determinando una condición de estado crítico similar a la que se presenta en arenas a altas tensiones. Del estudio experimental se determinó un modelo constitutivo elastoplástico, el cual toma en cuenta el efecto de la succión, que comprende la esencia del fenómeno físico observado en el comportamiento de las escolleras.

Debido a la gran permeabilidad de los materiales granulares, el agua nunca llena los vacíos, a menos que la estructura sea sumergida. Los cambios ambientales y las lluvias modifican la humedad relativa. Las obras de ingeniería como presas de escollera, balasto en vías férreas, pavimentos de las autopistas y rompeolas en los puertos son algunos de los casos en los que los materiales granulares son inundados, por infiltraciones de agua en su estructura, cambiando la humedad relativa dentro de la estructura bajo cargas de servicio.

La succión juega un papel fundamental en el comportamiento de los materiales granulares; ya que se ha podido observar en varias estructuras constituidas por materiales granulares; que cambios sustanciales en su humedad relativa, provocan pérdidas de resistencia e incrementos de la compresibilidad las cuales están asociadas a deformaciones de colapso y deformaciones diferidas en el tiempo.

Teniendo como antecedentes los estudios realizados por Oldecop y Alonso (2001), Chávez y Alonso (2003) sobre la influencia de la succión en la compresibilidad y la resistencia al corte de la pizarra de pancrudo. Se estudia el comportamiento triaxial de un material granular partiendo de las mismas trayectorias de tensiones y succiones. Variando las características de dureza, forma, textura y baja porosidad de las partículas. Obteniendo una experimentación alterna que permita corroborar la influencia de la succión en una serie de hipótesis y modelos constitutivos planteados en las experimentaciones anteriores.

Para llevar a cabo esta experimentación se utilizó el equipo triaxial construido por Chávez (2004). El equipo tiene la versatilidad de desarrollar una serie de trayectorias de tensiones y succiones. Es posible trabajar a deformación controlada o tensión controlada dependiendo de las trayectorias de tensiones a desarrollar.

### **6.1.1 Preparación de las probetas**

La muestra se compacta en una membrana de neopreno de 250mm de diámetro por 500 mm de altura y 3.5 mm de espesor en seis capas proporcionales. Las cuales fueron medidas obteniendo un promedio de cada espesor de capa. Originado por la discontinuidad en la superficie de los discos porosos y las irregularidades de la capa granular, para reducir el efecto del mal acoplamiento se colocó una capa de material de revestimiento con tamaño uniforme de 5mm y 400 gr. de peso, como la sugerida en Oldecop (2000). La membrana va fijada a los discos porosos inferior y superior mediante cuatro bridas de acero de alta resistencia capaz de lograr la estanqueidad de la muestra.

Las probetas se compactaron a una energía de compactación proctor estándar (629.6 Joules/Litro) mediante carga dinámica con un pison Marshall utilizado para asfaltos. La masa de 4.357 Kg. es elevada hasta una altura de 0.495 m para después ser dejado caer, aplicando un total 124 golpes por capa.

La circulación de vapor de sal o agua se hace a través de ductos que se introducen por la base inferior del triaxial y posterior emergen de ésta para ser prolongados hasta el cabezal, donde están directamente ligados al disco poroso superior. De esta manera se proporciona el secado o humedecimiento de la muestra.

### **6.1.2 Trayectorias de tensiones y de succiones**

Teniendo en cuenta el efecto de la succión en los suelos Alonso et al. (1990) y aplicando las técnicas de succión utilizadas en los materiales granulares se decidió realizar una amplia experimentación sobre el material calizo. La idea principal es tener más información de la influencia de la succión sobre los materiales granulares y

comparar con los programas experimentales desarrollados por Oldecop (2000) y Chávez (2004).

En este apartado se explican las trayectorias de tensiones y succiones de los ensayos desarrollados en esta experimentación. En la tabla 6.1 se presenta un breve resumen de los ensayos desarrollados en este apartado.

En las Figs. 6.1, 6.2, 6.3, 6.4 se muestran las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas.

En la Fig. 6.1 se representa la trayectoria de tensión- succión para los ensayos a HR100% ( $S = 0$ ) para diferentes tensiones de confinamiento.

Tabla 6.1 Resumen de ensayos desarrollados en este apartado a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s, así como su tensión de confinamiento, trayectoria de succión e índices de Marsal y Hardin

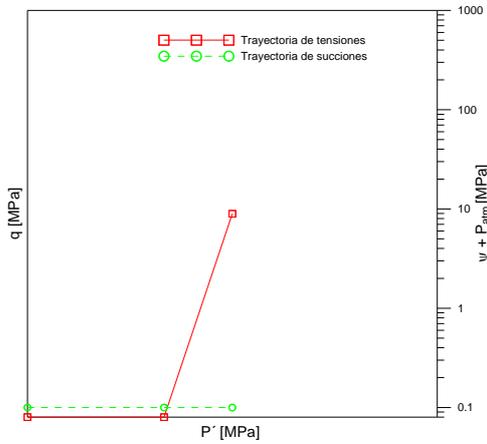
Ensayos	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
TC32	0.3	100%	19.40	0.16
TC2	0.3	50%	15.10	0.17
TC35	0.3	10%-100%-Cort	16.19	0.15
TC36	0.3	10%-100%-Desc	17.58	0.14
TC4	0.5	100%	15.64	0.17
TC3	0.5	50%	14.62	0.16
TC39	0.5	10%-100%-Cort	25.05	0.22
TC40	0.5	10%-100%-Desc	21.68	0.21
TC8	1.0	100%	17.58	0.17
TC7	1.0	50%	24.82	0.27
TC26	1.0	10%-100%-Cort	26.90	0.30
TC27	1.0	10%-100%-Desc	22.66	0.25

En la Fig. 6.2 se representa la trayectoria tensión-succión para los ensayos a HR50% ( $S = 95$  MPa) para diferentes tensiones confinamiento.

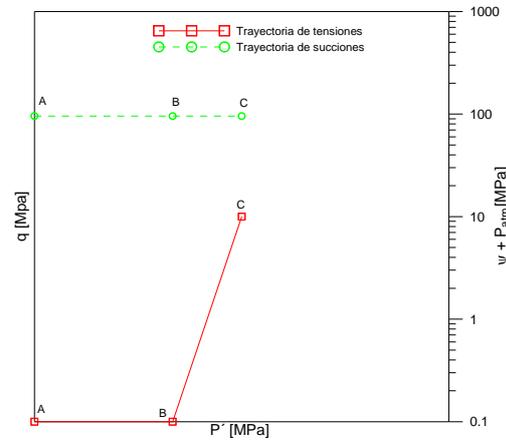
En la Fig. 6.3 se representa la trayectoria de tensión-succión para los ensayos a HR10%-Sat-Cort; a HR10% constante se aplica la tensión desviadora hasta alcanzar las condiciones límite. Bajo esta condición y a deformación de corte mantenida, se disminuye la succión a cero, mediante la inundación de la probeta, continuando el ensayo hasta alcanzar las deformaciones de corte últimas ( $S = 317-0-Cort$ ). Esta trayectoria es ejemplificada paralelamente en la Fig. 6.5 la cual fue denominada como trayectoria de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida.

En la Fig. 6.4 se representa la trayectoria de tensión-succión para los ensayos a HR10%-Sat-Desc; a HR10% constante se aplica la tensión desviadora hasta alcanzar las condiciones límite. En este nivel de deformación la probeta es descargada, para estar en condición isotropa. En estas condiciones de tensiones se disminuye la succión a cero mediante la inundación de la probeta. Estando el material en condiciones saturadas se aplica nuevamente la tensión desviadora hasta alcanzar las deformaciones de corte

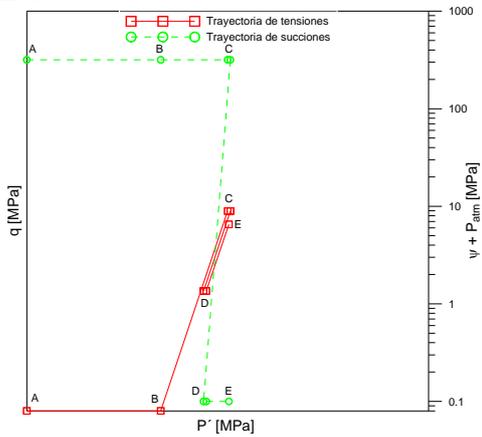
últimas ( $S = 317 - 0 - \text{Desc}$ ). Esta trayectoria es ejemplificada paralelamente en la Fig. 6.6 la cual fue denominada como trayectoria con cambio de succión en multietapas.



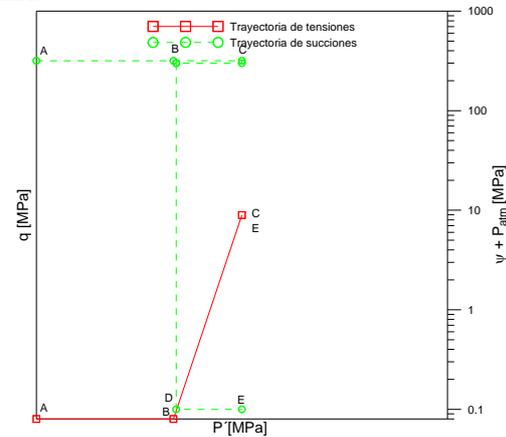
**Figura. 6.1** Trayectoria tensión-succión a HR100%



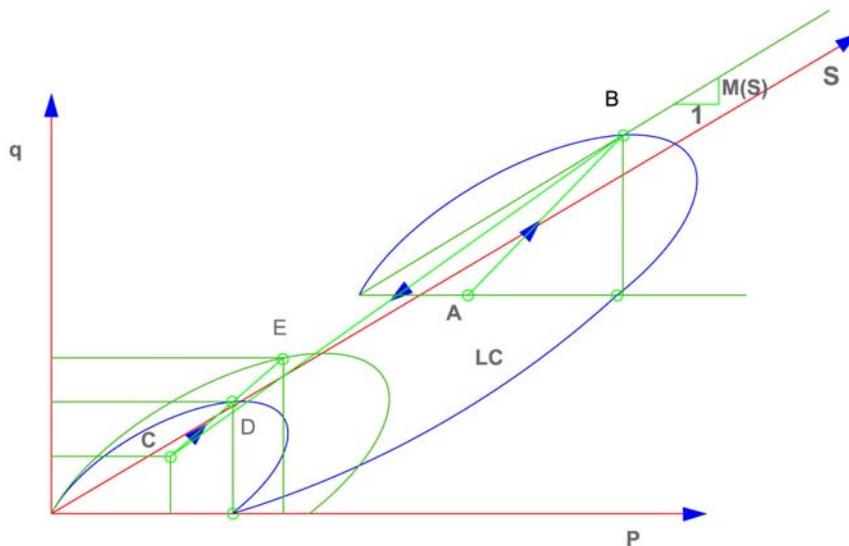
**Figura. 6.2** Trayectorias tensión-succión a HR50%



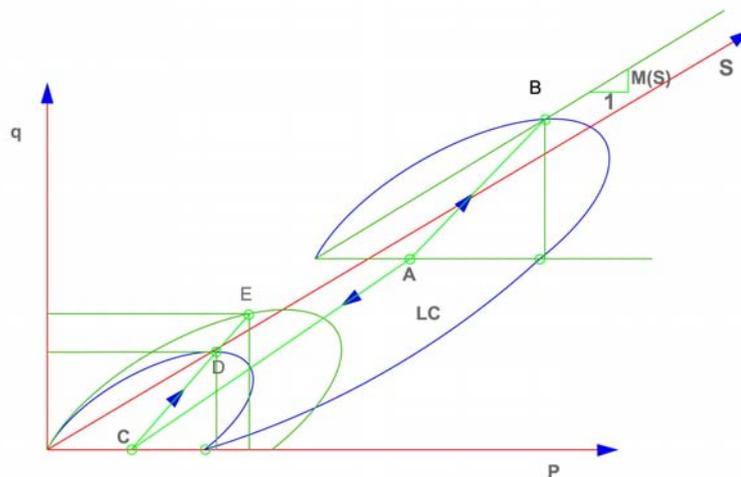
**Figura. 6.3** Trayectoria tensión-succión a HR10%-Sat-Cort



**Figura. 6.4** Trayectoria tensión-succión a HR10%-Sat-Desc



**Figura. 6.5** Trayectoria tensión-succión desarrollada en ensayos triaxiales con humedecimiento bajo deformaciones de corte mantenida (HR10%-Sat-Cort)



**Figura. 6.6** Trayectoria tensión-succión desarrolladas en ensayos triaxiales con cambio de succión en multietapas (HR10%-Sat-Desc)

#### **6.1.2.1** Trayectoria a succión constante HR 100%

En esta trayectoria una vez compactada la probeta en la cámara triaxial, la muestra se satura con agua antes de empezar el proceso de consolidación; asegurando que el material se encuentra a una HR100% durante las diferentes etapas del ensayo.

#### **6.1.2.2** Trayectoria a succión constante HR 50%

En esta trayectoria una vez compactada la probeta en la cámara triaxial, la muestra se sometió a un proceso de secado mediante la circulación de vapor de sal (Hidróxido de sodio). Una vez alcanzado la humedad relativa de HR50%, después de haber transcurrido 24 horas de su secado, se iniciaron las etapas de consolidación y la aplicación de la tensión desviadora.

#### **6.1.2.3** Trayectoria a succión variable HR10%-Sat-Cort

En esta trayectoria una vez compactada la probeta en la cámara triaxial, la muestra se somete a un proceso de secado mediante la circulación de vapor de sal (Hidróxido de sodio). Una vez alcanzado la humedad relativa de HR10% y después de haber transcurrido 24 horas de su secado, se inicio la etapa de consolidación. Estando la muestra consolidada durante un periodo de 3 horas a HR10%, se aplico la tensión desviadora a deformación de corte constante, llevando la muestra a un nivel de tensiones límite. Continuando con la aplicación de la tensión desviadora a deformación de corte mantenida, se realizo el cambio de succión mediante la inundación de la probeta. Provocando una caída drástica de la tensión desviadora y el colapso de la estructura. Debido a la reducción de la succión las partículas se rompen y se reorganizan. La tensión desviadora parcialmente se incrementa hasta alcanzar valores muy similares a los del ensayo a HR100%.

#### 6.1.2.4 Trayectoria a succión variable HR10%-Sat-Desc

En esta trayectoria una vez montada la probeta en la cámara triaxial, la muestra se somete a un proceso de secado mediante la circulación de vapor de sal (Hidróxido de sodio). Una vez alcanzado la humedad relativa de HR10% y después de haber transcurrido 24 horas de su secado, se inicio las etapa de consolidación. Estando la muestra consolidada durante un periodo de 3 horas a HR10%, se aplico la tensión desviadora a deformación de corte constante, llevando la muestra a un nivel de tensiones límite. Posteriormente se retiro la tensión desviadora, para actuar sobre la muestra la tensión de confinamiento. Bajo esta condición se realizo el cambio de succión mediante la inundación de la probeta. Se aplico nuevamente la tensión desviadora hasta alcanzar valores similares a los del ensayo con HR100%.

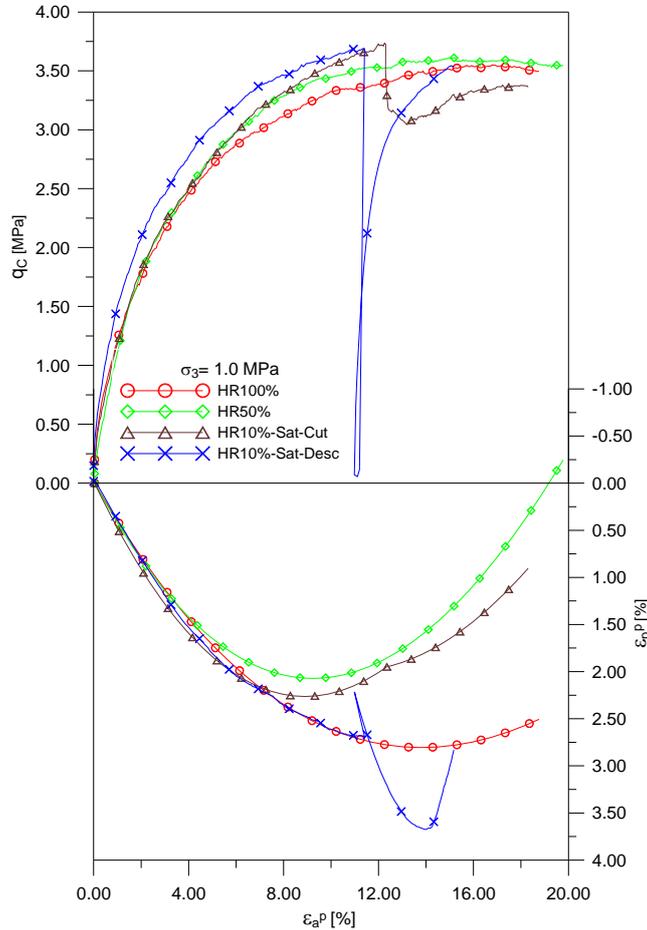
En la Fig. 6.7 se presenta las tensiones desviadoras, deformaciones axiales y volumétricas para las trayectorias de tensiones y succiones ejemplificas en las Figs. 6.1, 6.2, 6.3 y 6.4 a tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. En el grafico se presentan distintos valores de tensión desviadora para las diferentes trayectorias de tensiones y succiones.

Los valores de tensión desviadora obtenidos en la trayectoria a HR100% es menor a pequeñas deformaciones axiales que el ensayo a HR50%, HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc en la etapa no saturada. Esta diferencia se va haciendo mayor a medida que la probeta va alcanzando mayor deformación axial, y llega a hacerse más notoria una vez que se ha alcanzado las condiciones límite. La deformación volumétrica para este ensayo es muy similar a la de los ensayos a HR50%, HR10%-Sat-Cort, y HR10%-Sat-Desc a bajas deformaciones axiales, y llega a ser mayor al final del ensayo. Observando un comportamiento de contracción que al final de la trayectoria tiende a dilatar ligeramente.

En la trayectoria a HR50% ( $S = 95.48$  MPa) la tensión desviadora es parecida a la de los ensayo a HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc para pequeñas deformaciones axiales en la etapa no saturada y se separa del ensayo a HR100% a medida que la probeta va alcanzando mayor deformación axial. La deformación volumétrica para este ensayo es muy similar a la de los ensayos a HR100%, HR10%-Sat-Cort, HR10%-Sat-Desc, a bajas de deformaciones axiales y llega a ser menor que las trayectorias a HR100%, HR10%-Sat-Cort, HR10%-Sat-Desc a medida que crecen las deformaciones axiales. Observando para este ensayo un comportamiento de contracción a bajas deformaciones axiales y tiende a dilatar antes de alcanzar las condiciones límite.

En la trayectoria a HR10%-Sat-Cort ( $S = 317$  MPa;  $S = 0$ ), la tensión desviadora es parecida a la de los ensayo a HR50% y HR10%-Sat-Desc en la etapa no saturada. Una vez alcanzado las condiciones límite se cambia la succión en la muestra mediante la inundación de la probeta, provocando el colapso de la tensión desviadora y el incremento en la deformación volumétrica. Debido a la continuidad del ensayo la muestra continua deformándose, siendo sujeta a tensiones de corte. Existe una reorganización de las partículas, mismas que hacen que la tensión desviadora parcialmente se incremente, hasta alcanzar un valor similar al de la trayectoria del ensayo a HR100%. La deformación volumétrica para este ensayo es muy similar a la de

los ensayos a HR50%, HR10%-Sat-Desc, la cual llega a ser menor a medida que crecen las deformaciones axiales. Se observa para este ensayo un comportamiento contracción a bajas deformaciones axiales, el cual dilata antes de alcanzar las condiciones límite. El cambio de succión en la muestra disminuye la tendencia dilatante, continuando una vez que la muestra va alcanzando mayores deformaciones axiales.



**Figura. 6.7 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa**

En la trayectoria a HR10%-Sat-Desc ( $S = 317$  MPa;  $S = 0$ ) la tensión desviadora es muy parecida a las del ensayo a HR50% y HR10%-Sat-Cort en la etapa no saturada. Una vez alcanzado las condiciones límite, se retira la tensión desviadora, para estar la probeta en condición isótropa. Bajo este estado de tensiones la probeta es inundada cambiando la succión. Nuevamente se aplica la tensión desviadora, existiendo una reorganización de las partículas debido a su rotura, mismas que van haciendo que la tensión desviadora se incremente hasta alcanzar un valor similar a la trayectoria del ensayo a HR100%. La deformación volumétrica es muy similar a la de los ensayos a HR50%, HR10%-Sat-Cort a bajas deformaciones axiales y llega a ser menor a medida que crecen las deformaciones axiales en la etapa no saturada. Observando para este ensayo un comportamiento contractante a bajas deformaciones axiales. Debido al cambio de succión se observa un comportamiento de contracción al inicio, el cual tiende a dilatar al final del ensayo.

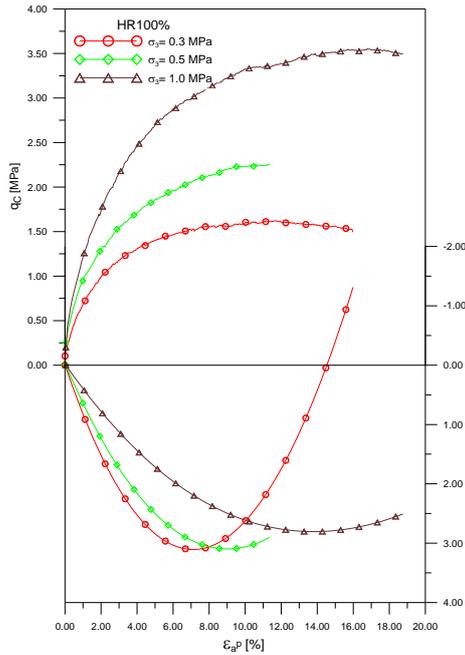


Figura. 6.8 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%

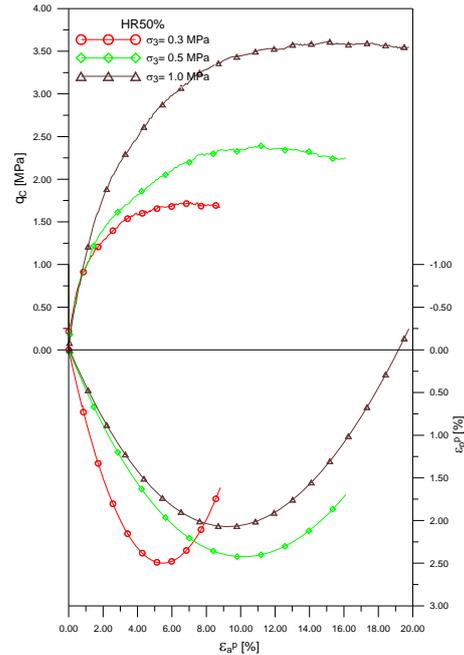


Figura. 6.9 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

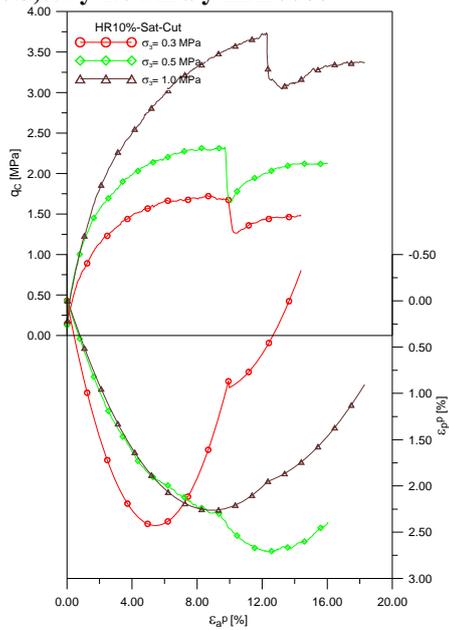


Figura. 6.10 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

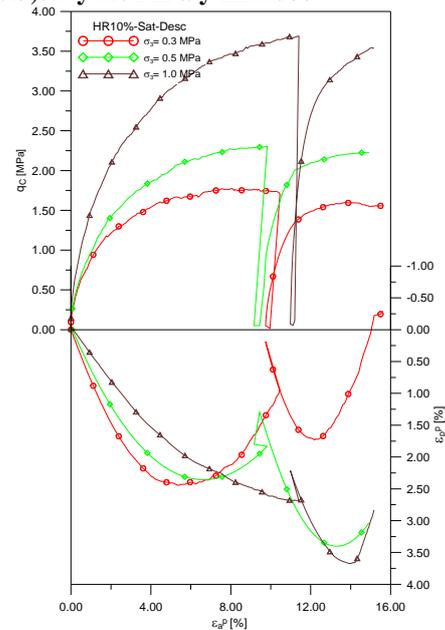


Figura. 6.11 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

En las Figs. 6.8, 6.9, 6.10 y 6.11 se presentan las tensiones desviadoras y las deformaciones volumétricas obtenidas para los ensayos con  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y humedades relativas a HR100%, HR50%, HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc. Las trayectorias de tensiones y succiones seguidas en estos ensayos tienen la finalidad de obtener mayor información sobre la influencia de la succión en los materiales de baja porosidad y alta resistencia. La técnica utilizada para medir la humedad relativa dentro de la muestra es la de equilibrio de vapor, la cual permite mantener la misma humedad relativa durante un cierto intervalo de tiempo.

En esta experimentación las tensiones desviadoras fueron calculadas de la forma  $q = \sigma_1 - \sigma_3$  y las tensiones medias como  $p = \frac{1}{3}(\sigma_1 + 2\sigma_3)$ . Para estimar la rigidez elástica del material se realizaron ciclos de carga y descarga en un nivel de deformación.

### 6.1.3 Resistencia al corte

En la Fig. 6.8 se muestran los ensayos a HR100% en donde las tensiones desviadoras van alcanzando mayores valores a medida que se incrementa la tensión de confinamiento  $\sigma_3$ . Las tensiones desviadoras a HR100% presentan un valor máximo del ángulo de fricción interna para la tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.3$  MPa; el cuál disminuye para las tensiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y 1.0 MPa como se determina en la Fig. 6.12.

En la Fig. 6.9 se muestran los ensayos a HR50%, en donde las tensiones desviadoras son mayores en comparación con las mismas tensiones desviadoras saturadas, a medida que se incrementa la tensión de confinamiento  $\sigma_3$ . Las tensiones desviadoras a HR50% presenta un valor máximo del ángulo de fricción interna para la tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.3$  MPa; el cuál disminuye para las tensiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y 1.0 MPa respectivamente como se determina en la Fig. 6.13. Estos valores del ángulo de fricción son mayores que los valores del ángulo de fricción de las trayectorias saturadas para las mismas tensiones de confinamiento.

En la Fig. 6.10 se muestran los ensayos a HR10%-Sat-Cort, en donde las tensiones desviadoras se incrementan a medida que se aumenta la tensión de confinamiento  $\sigma_3$ . Mostrando mayores valores para la etapa no saturada. Existe una disminución drástica de la tensión desviadora por el cambio de succión; misma que se recupera debido a la reorganización de las partículas, hasta alcanzar valores similares a los de las trayectorias saturadas. Las tensiones desviadoras a HR10%-Sat-Cort presenta un valor máximo del ángulo de fricción interna para la tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.3$  MPa; el cuál disminuye para las tensiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y 1.0 MPa respectivamente como se puede determinar en la Fig. 6.14. Estos valores del ángulo de fricción son mayores que los valores del ángulo de fricción de las trayectorias a HR50% en la etapa no saturada y son muy parecidos con los valores del ángulo de fricción interna a HR100% en la etapa saturada.

En la Fig. 6.11 se muestran los ensayos a HR10%-Sat-Desc, las tensiones de desviadoras se aumentan a medida que se aumenta la tensión de confinamiento  $\sigma_3$ . Mostrando un incremento en la etapa no saturada hasta alcanzar las condiciones límite. Después de haber alcanzado este umbral de deformaciones, la tensión desviadora es retirada para actuar sobre la muestra la tensión de confinamiento. Bajo esta condición de tensiones se realiza la inundación de la probeta; la cuál es posteriormente recargada, alcanzando valores de tensión desviadora similares a los obtenidos para los ensayos a HR100%. Las tensiones desviadoras a HR10%-Sat-Desc presenta un valor máximo del ángulo de fricción interna para la tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.3$  MPa; el cuál disminuye para las tensiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y 1.0 MPa respectivamente como se puede determinar en la Fig. 6.15. Los valores de las tensiones desviadoras a

HR10%-Sat-Desc son muy parecidos a los valores de los ensayos a HR10%-Sat-Cort y por consiguiente sus ángulos de fricción interna.

Las tensiones desviadoras obtenidas para los ensayos a HR100% son menores que las tensiones obtenidas para los ensayos a HR50%, HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc; debido al reblandecimiento y la rotura de las partículas las cuales están sujetos a altas concentraciones de tensiones que el material no es capaz de soportar. Los ensayos a HR50% presentan tensiones desviadoras menores que los ensayos con HR10% en la etapa no saturada, debido al efecto de la succión y al mecanismo de fricción que se desarrolla entre las partículas. El agua en los poros y en los puntos de contacto de los agregados sirve como un líquido lubricante que propicia la propagación subcrítica de grietas. Provocando el colapso de las tensiones desviadoras y generando mayores deformaciones volumétricas por rotura de partículas.

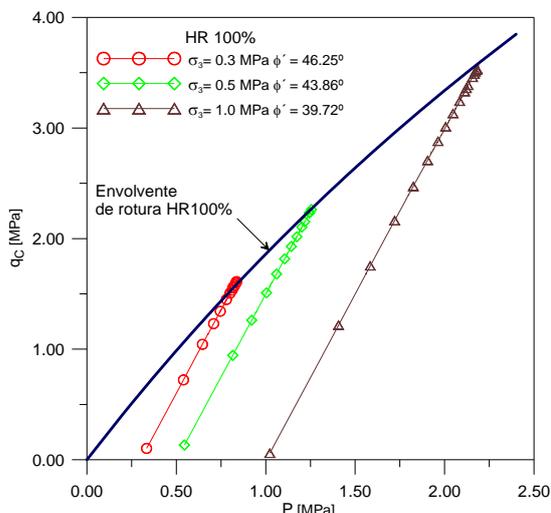


Figura. 6.12 Trayectorias de tensiones en el plano p:q a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%

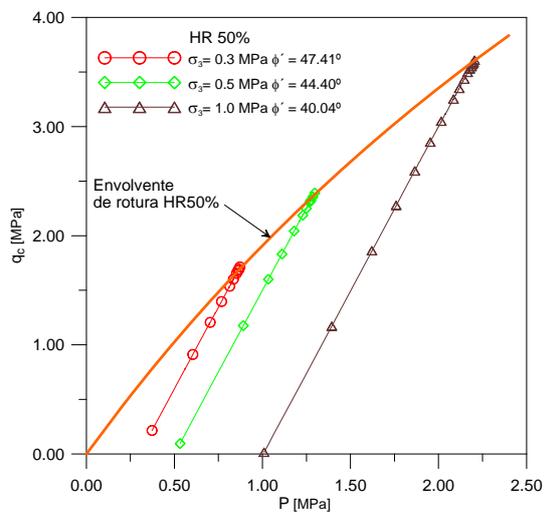


Figura. 6.13 Trayectorias de tensiones en el plano p:q a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

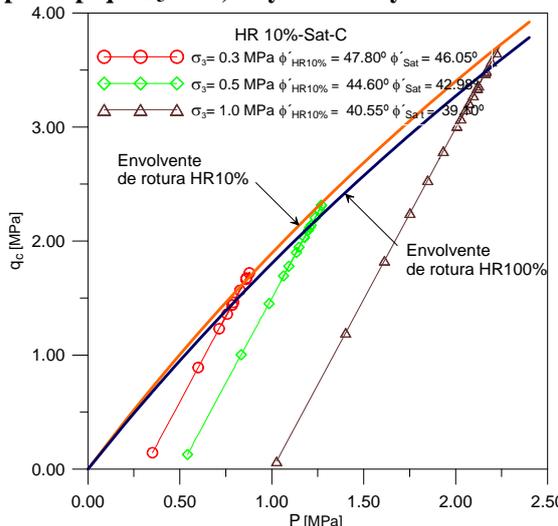


Figura. 6.14 Trayectorias de tensiones en el plano p:q a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

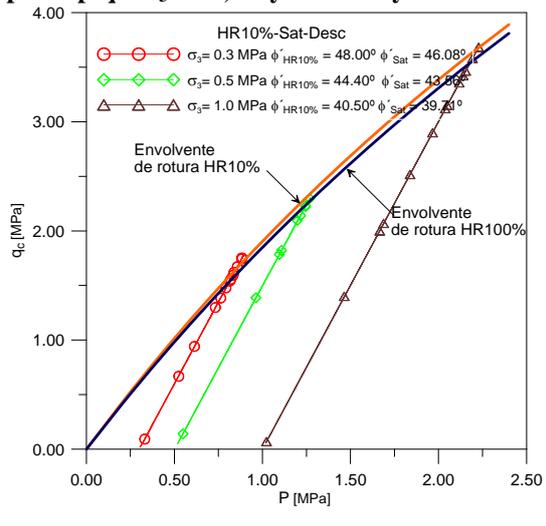


Figura. 6.15 Trayectorias de tensiones en el plano p:q a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

Se considera que la succión y la fricción son una de las fuentes fundamentales de resistencia de los suelos granulares, y depende de la presión normal entre sus granos y del valor del ángulo de fricción interna. Este a su vez depende de la compacidad del

material y de la forma de los granos para desarrollar mayor fricción, cuanto mayor succión esta aplicada en la probeta.

La resistencia última de las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas, muestran una línea curva (no muy alejado de la recta) como la presentada en los planos p:q de las Figs. 6.12, 6.13, 6.14, y 6.15. Esto es debido a la tensión de confinamiento y la rotura de partículas, produciendo un acomodo de los granos del material, que han de deformarse y rodar unos sobre otros para que la falla llegue a producirse. El efecto de acomodo disminuye cuando aumenta la tensión de confinamiento, puesto que las partículas se alisan en sus puntos de contacto; esto hace que la muestra se compacte.

Por ello en el plano p:q la tensión desviadora va alcanzando valores mayores, gradualmente a medida que disminuimos la humedad relativa dentro de la muestra. Si analizamos los ensayos a HR100%, HR50% y HR10% observamos que la envolvente de rotura tiene una forma curva que se ajusta muy bien a una forma hiperbólica. La tendencia es a disminuir el ángulo de fricción interna a medida que se aumenta la tensión de confinamiento. Se puede observar que la resistencia al corte se va haciendo cada vez más horizontal.

#### 6.1.4 Estado crítico

Los materiales granulares se consideran materiales friccionantes con desviaciones de comportamiento puramente friccional por efecto entre acomodo de sus granos, cuando se someten a estados tensionales y cambios de succión.

El ángulo de fricción interna involucra tanto al coeficiente de fricción grano-grano, como a todos los efectos de acomodo por la influencia de la succión o saturación de las probetas.

En las Figs. 6.16, 6.17, 6.18 y 6.19 se muestran las variaciones del volumen específico con la tensión media para las trayectorias de tensiones y succiones realizadas. En las trayectorias a HR100% observamos el comportamiento dilatante que presenta el ensayo con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa y la falta de desarrollo de dilatancia para los ensayos con  $\sigma_3 = 0.5$  y 1.0 MPa.

En las trayectorias a HR50% observamos que el ensayo para  $\sigma_3 = 0.3$  y 0.5 MPa no alcanzan a dilatar, mientras que el ensayo con  $\sigma_3 = 1.0$  MPa debería comprimir y contrariamente dilata alcanzando un volumen específico mayor.

En las trayectorias a HR10%-Sat-Cort observamos que el ensayo con  $\sigma_3 = 0.5$  MPa comprime mas que el ensayo con  $\sigma_3 = 1.0$  MPa para la etapa no saturada, en la etapa saturada la dilatancia se incrementa en los ensayos con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa y  $\sigma_3 = 1.0$  MPa quedando muy por debajo el ensayo con  $\sigma_3 = 0.5$  MPa.

En las trayectorias a HR10%-Sat-Desc se observa que los ensayos con  $\sigma_3 = 0.3$  y 1.0 MPa presentan un comportamiento bien definido en la etapa no saturada, mientras que el ensayo  $\sigma_3 = 0.5$  MPa no alcanza a dilatar. En la etapa saturada existe mala tendencia de los volúmenes específicos ya que para el ensayo con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa dilata bruscamente y los ensayos con  $\sigma_3 = 0.5$  y 1.0 MPa no alcanzan a dilatar.

El estado crítico se obtiene en la mecánica de suelos cuando se alcanza la condición última, en la cual las deformaciones de corte plástico continúan indefinidamente sin

cambios en volumen o tensiones efectivas. Dicho estado crítico puede ser expresado de la manera siguiente:

$$\frac{\partial p'}{\partial \varepsilon_q} = \frac{\partial q}{\partial \varepsilon_q} = \frac{\partial v}{\partial \varepsilon_q} = 0 \tag{6.1}$$

La variación del volumen específico de las probetas depende básicamente de las formas de las partículas, la resistencia y la succión aplicada. Analizando los altos índices de dilatancia medidos al final de los ensayos no es posible obtener una tendencia definida de la línea de estado crítico para cada trayectoria de tensiones y succiones.

Observando en las Figs 6.48, 6.49, 6.50 y 6.51 los grandes índices de dilatancia que fueron medidos al final de los ensayos, la cual comprueba que no existe un estado crítico, debido a que las muestras después de haber alcanzado las condiciones límite continúan experimentando cambios en su volumen específico.

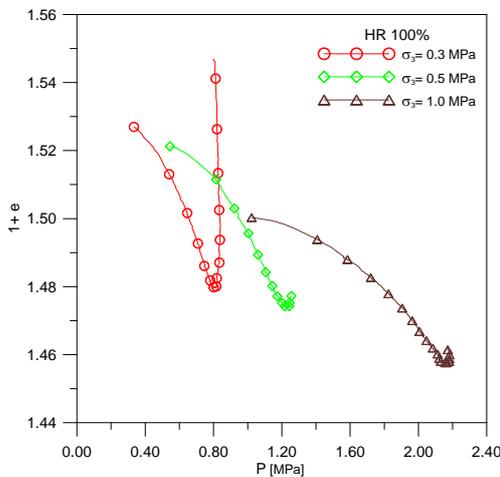


Figura.6.16 Variación del volumen específico a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%

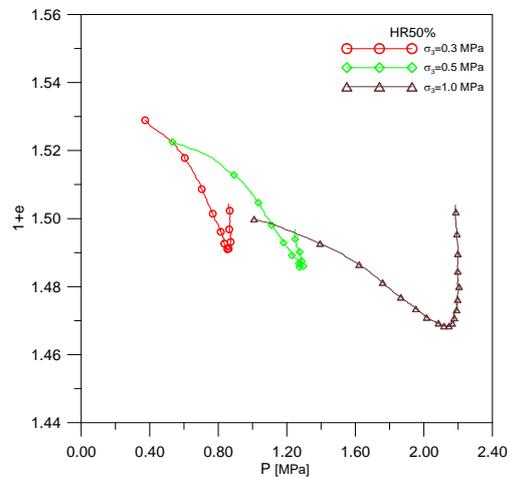


Figura. 6.17 Variación del volumen específico a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

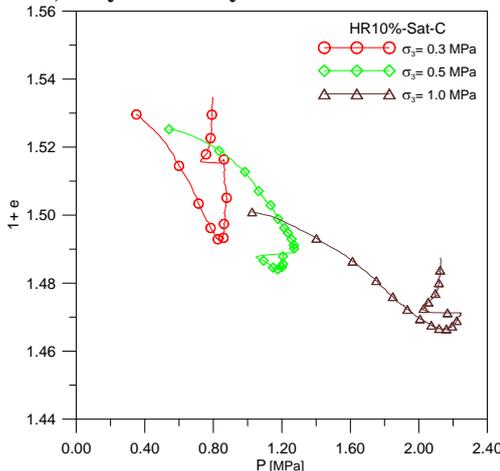


Figura. 6.18 Variación del volumen específico a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

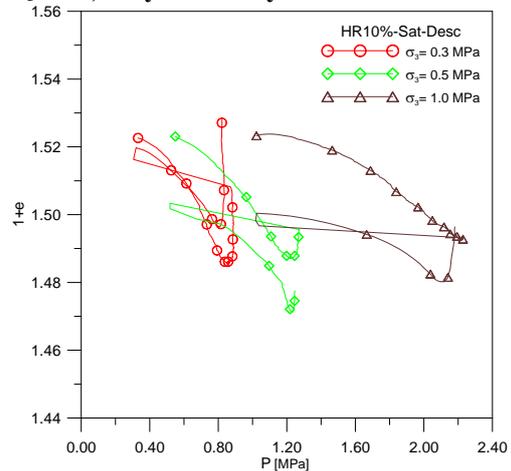


Figura. 6.19 Variación del volumen específico a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

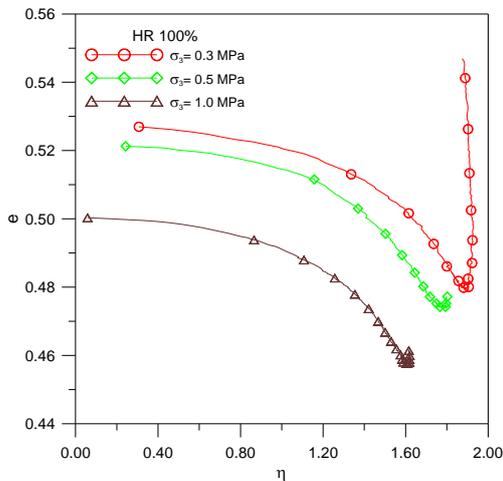
**6.1.5 Análisis de la dilatación**

En las Figs. 6.20, 6.21, 6.22 y 6.23 se muestran la variación de las relaciones de tensiones con la relación de vacíos. Se observa en las cuatro trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas que los ensayos con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa presentan menor densificación de las probetas. Obteniendo valores mayores de relaciones de vacíos, mientras que las probetas con mayor tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa presentan mayor densificación y menores relaciones de vacíos.

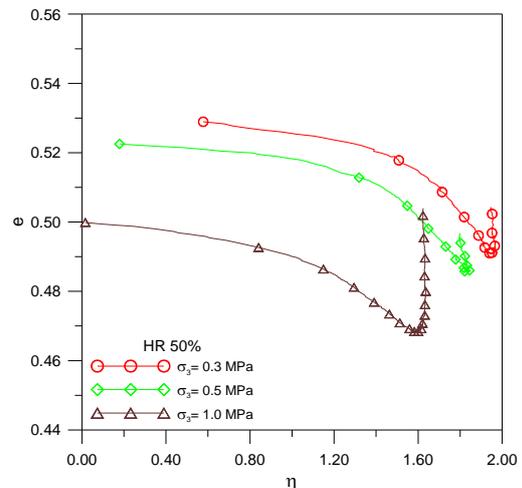
Es conveniente observar en cada serie de ensayos el comportamiento dilatante de las probetas a bajas tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa, mientras que las probetas a altas tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa comprimen de forma normal. Existen algunos casos en donde las probetas dilatan a altas tensiones de confinamiento, como el ensayo con  $\sigma_3 = 1.0$  MPa a HR50%.

En las trayectorias de tensiones a HR10%-Sat-Cort o HR10%-Sat-Desc; en donde se alcanza las condiciones límite y posteriormente se realizó el cambio de succión por inundación, se observa que las probetas continúan dilatando a bajas tensiones de confinamiento y en algunos casos a altas tensiones de confinamiento, después de la inundación. El cambio de succión disminuye la tendencia dilatante de los materiales granulares.

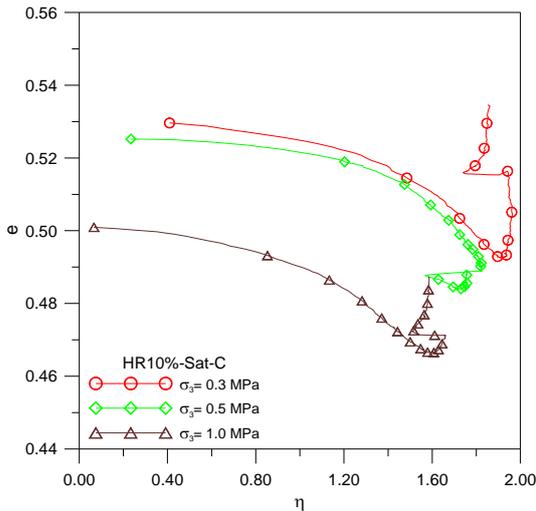
La tensión de confinamiento es fundamental para definir la resistencia adicional que presentan los materiales granulares por efecto de acomodación. Cuando la tensión de confinamiento aumenta, la componente de resistencia por efecto de acomodación disminuye a causa de que las partículas se alisan en los puntos de contacto e incluso se rompen. La relación de vacíos inicial antes del corte influye decisivamente en la tensión desviadora.



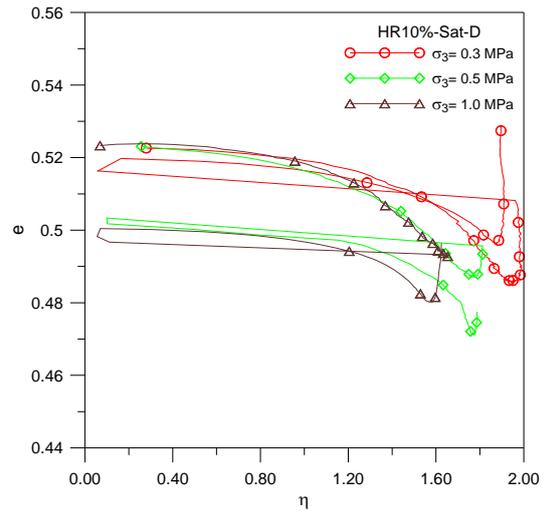
**Figura. 6.20** Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%



**Figura. 6.21** Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

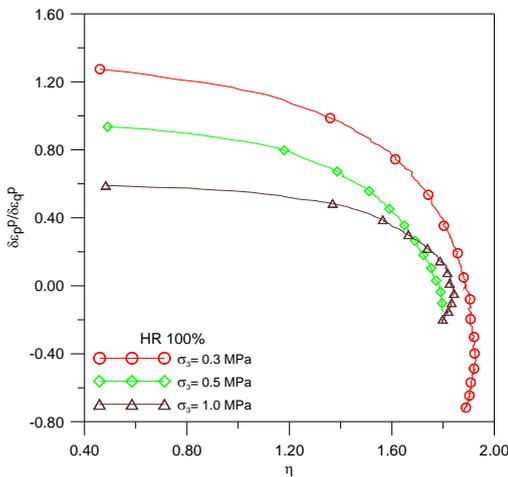


**Figura. 6.22** Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

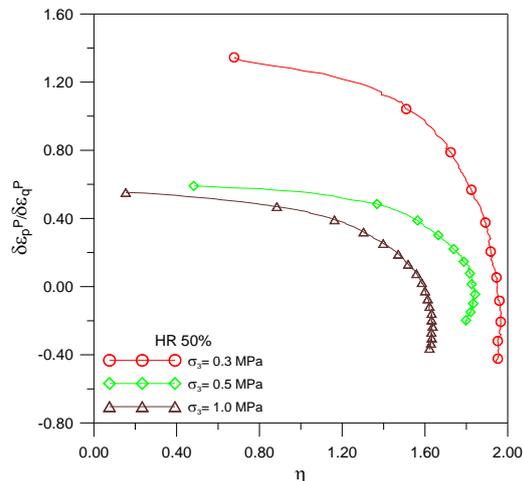


**Figura. 6.23** Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

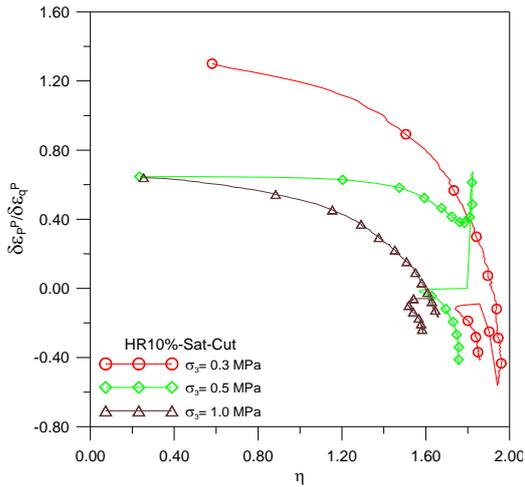
En las Figs. 6.24, 6.25, 6.26 y 6.27 se presentan la dilatancia en función de la relación de tensiones. Los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa muestran un comportamiento dilatante mayor para el ensayo a HR100%, que supera en poco a los ensayos a HR50%, HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc en la etapa no saturada. La dilatancia mostrada por los ensayos para las tensiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa a HR100% y HR50% son muy parecidas, mientras que los ensayos para las tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa para HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc presentan una dilatancia muy parecida para la etapa no saturada. En estas mismas trayectorias a succión variable, después de haber inundado la probeta la dilatancia presenta valores mayores a los de la etapa no saturada.



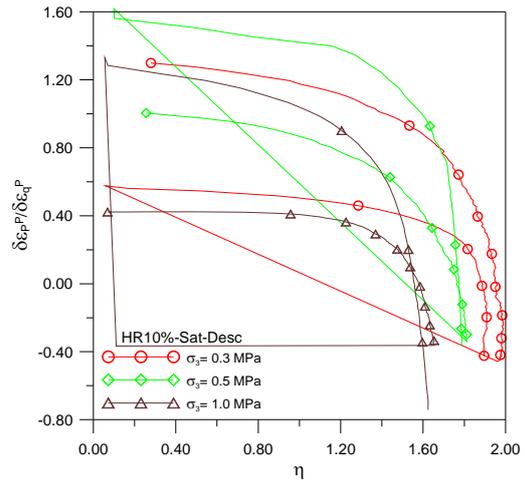
**Figura. 6.24** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para los ensayos con tensiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%



**Figura. 6.25** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones críticas los ensayos con tensiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

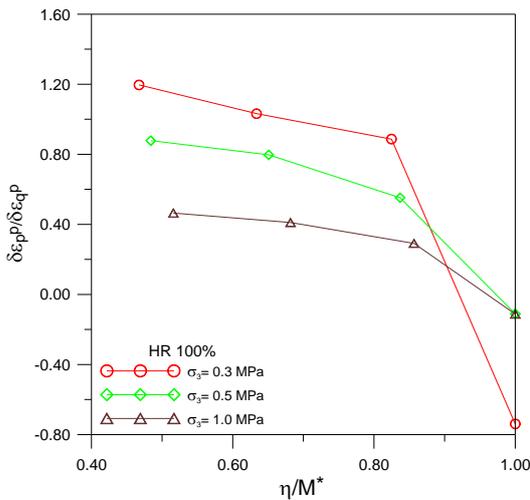


**Figura. 6.26** Variación de la dilatación con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

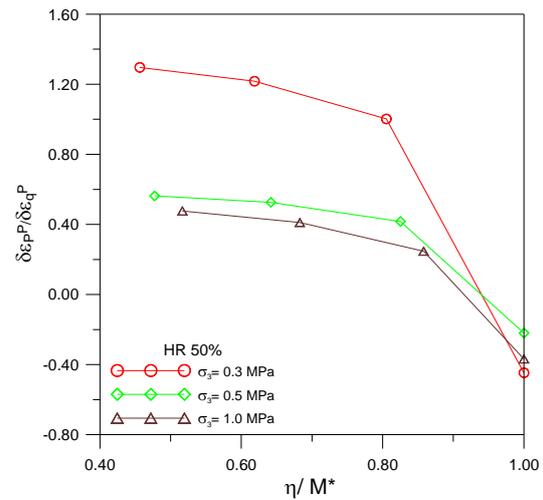


**Figura. 6.27** Variación de la dilatación con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

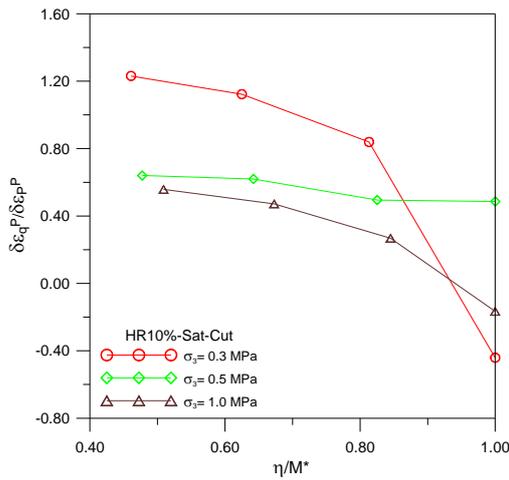
En las Figs. 6.28, 6.29, 6.30 y 6.31 se presentan la variación de la dilatación en función de la relación de tensiones y normalizada por la relación de tensiones crítica máxima  $M^*$ . La dilatación se determina en cuatro puntos del plano p:q. se observa que la dilatación se incrementa a medida que se van alcanzando las condiciones límite para las diferentes trayectorias de tensiones desarrolladas.



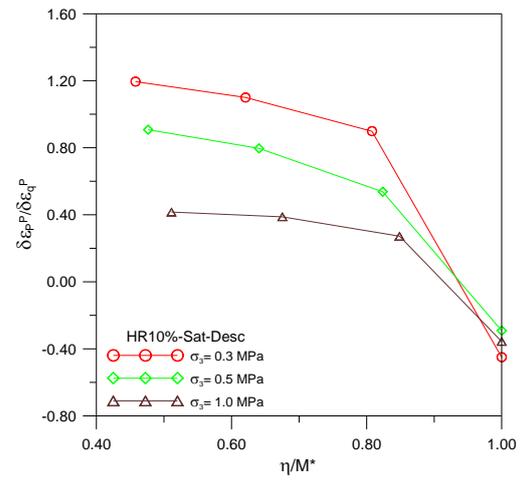
**Figura. 6.28** Variación de la dilatación con la relación de tensiones en cuatro puntos del plano p:q, normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%



**Figura. 6.29** Variación de la dilatación con la relación de tensiones en cuatro puntos del plano p:q, normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%



**Figura. 6.30** Variación de la dilatación con la relación de tensiones en cuatro puntos del plano p:q, normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort



**Figura. 6.31** Variación de la dilatación con la relación de tensiones en cuatro puntos del plano p:q, normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

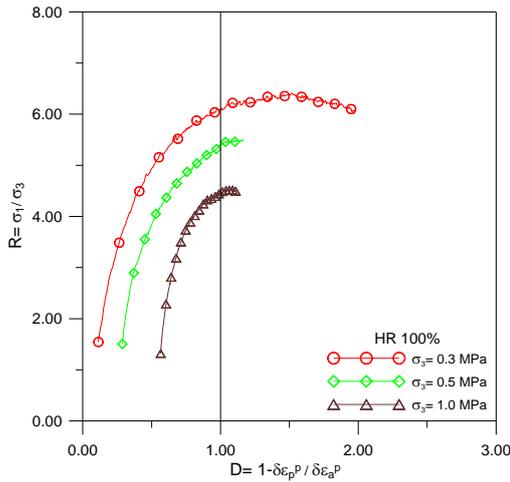
Otra manera de analizar la dilatación encontrada en las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas, es mediante el plano R-D propuesto por Wan y Guo (1998). R es la relación de tensiones principales y D es la diferencia de la unidad y el valor que pueda tomar la dilatación.

En las Figs. 6.32, 6.33, 6.34 y 6.35 se muestran los resultados en el plano R-D. En las trayectorias de los ensayos a HR100% el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa presenta mayor dilatación que los ensayos con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa.

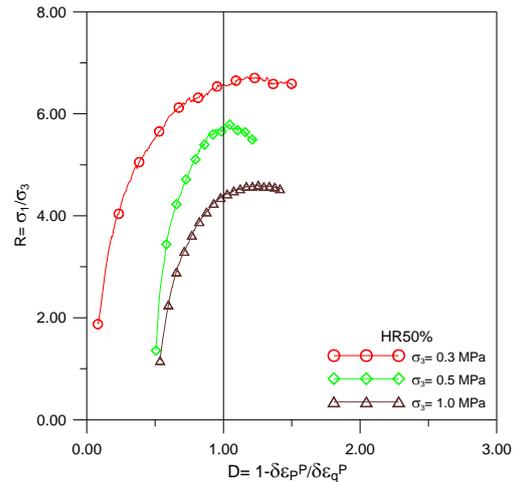
En las trayectorias de los ensayos a HR50% al igual que en las probetas saturadas el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa muestra mayor dilatación que los ensayos con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa.

En las trayectorias de los ensayos a HR10%-Sat-Cort al realizar el cambio de succión por inundación de la probeta, la dilatación disminuye debido a la rotura de partículas. Estas se reorganizan y vuelven a presentar un comportamiento dilatante a medida que las probetas van adquiriendo mayor deformación axial plástica. Mostrando el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa mayor dilatación que los ensayos con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa.

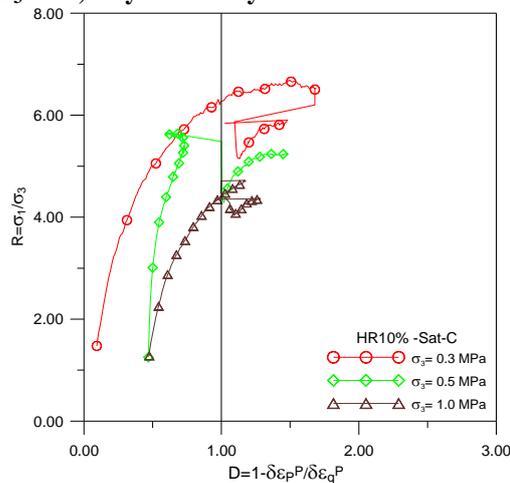
En las trayectorias de los ensayos a HR10%-Sat-Desc al retirar la tensión desviadora y realizar el cambio de succión por inundación, para continuar nuevamente con la aplicación de la tensión desviadora; la dilatación vuelve a retomar valores iguales o superiores a los que presentaba al final de la etapa no saturada. En estas trayectorias de tensiones y succiones el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa muestra mayor dilatación que los ensayos con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa.



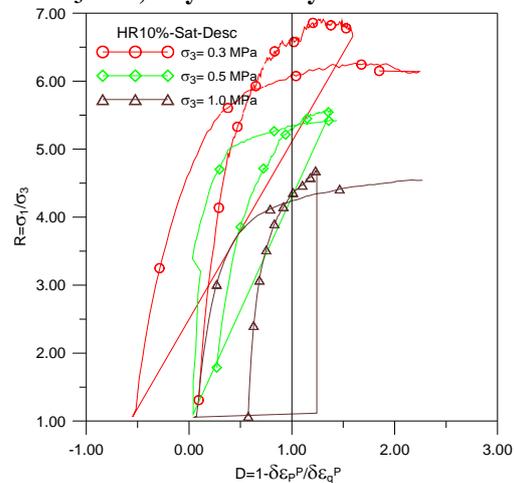
**Figura. 6.32** Variación de la dilatación con la relación de tensiones principales en el plano R:D a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%



**Figura. 6.33** Variación de la dilatación con la relación de tensiones principales en el plano R:D a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%



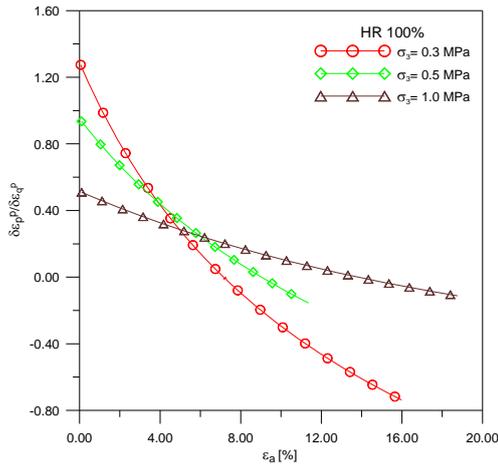
**Figura. 6.34** Variación de la dilatación con la relación de tensiones principales en el plano R:D a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort



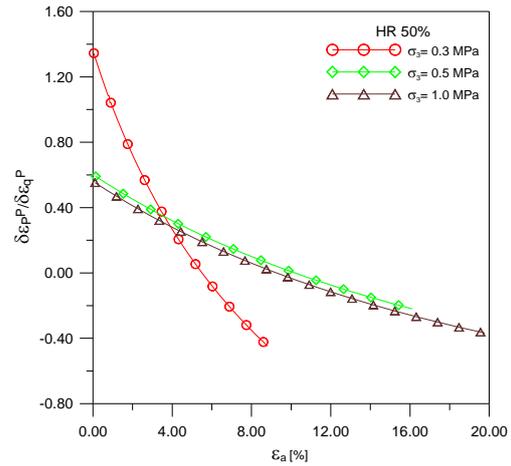
**Figura.6.35** Variación de la dilatación con la relación de tensiones principales en el plano R:D a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

En las Figs. 6.36, 6.37, 6.38 y 6.39 se presentan la variación de la dilatación en función de la deformación axial. Y en las Figs. 6.40, 6.41, 6.42 y 6.43 se muestra la variación de la dilatación en función del producto de la relación de tensiones, el trabajo plástico y normalizado por las tensiones medias. En donde observa para los ensayos a HR100% no existe una tendencia bien definida de la dilatación con las tensiones de confinamiento. Presentando valores mayores de dilatación para el ensayo con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa que los ensayos con  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa.

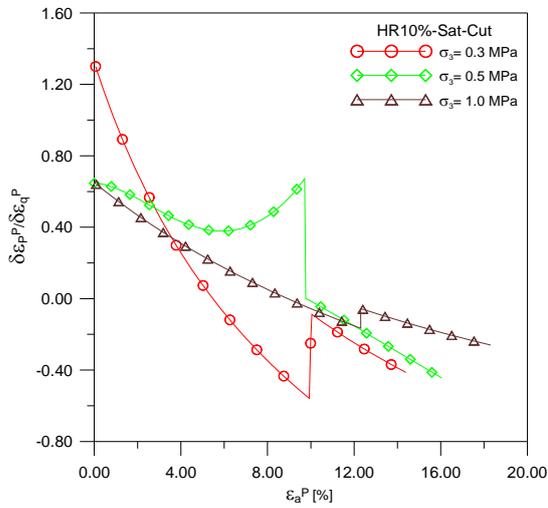
Para los ensayos a HR50% se observa que la dilatación para el ensayo con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa es mayor que la obtenida para el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.5$  MPa y a su vez esta dilatación es menor que la obtenida para el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa.



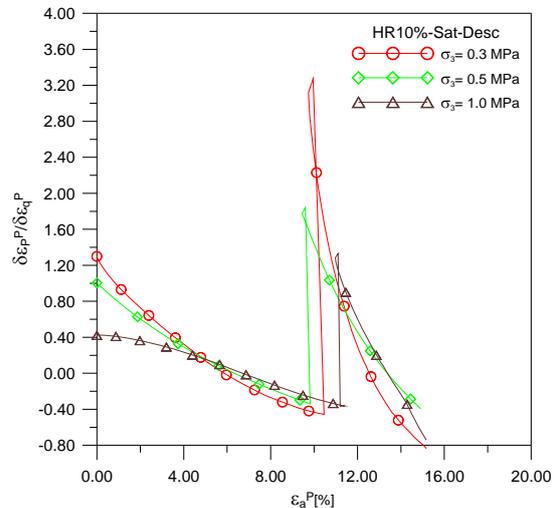
**Figura. 6.36** Variación de la dilatancia con la deformación axial a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%



**Figura.6.37** Variación de la dilatancia con la deformación axial a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

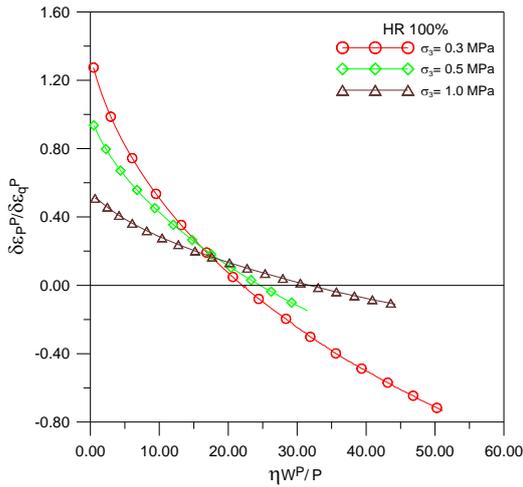


**Figura. 6.38** Variación de la dilatancia con la deformación axial a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

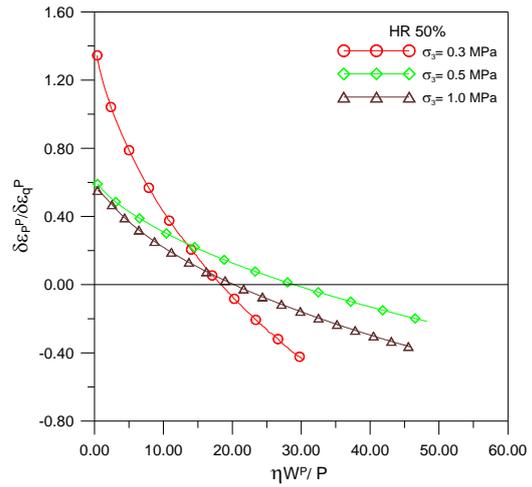


**Figura. 6.39** Variación de la dilatancia con la deformación axial a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

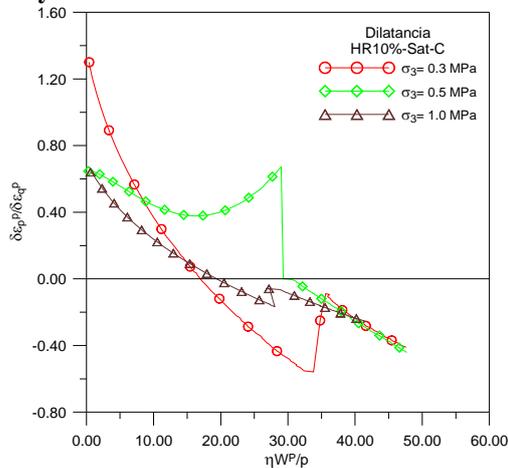
En los ensayos desarrolladas a HR10%-Sat-Cort la dilatancia para el ensayo con tensión de confinamiento con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa es mayor que la obtenida en los ensayos con tensiones de confinamiento con  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa. La dilatancia para el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa es mayor que la dilatancia del ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.5$  MPa para la etapa no saturada. Cuando se hace el cambio de succión la dilatancia para el ensayo con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa es ligeramente mayor que la que presenta el ensayo con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  MPa y  $\sigma_3 = 1.0$  MPa.



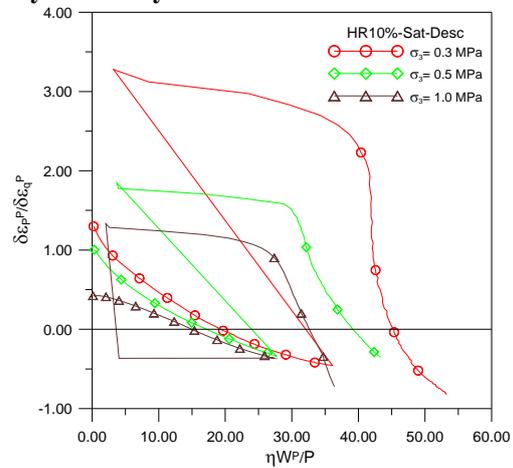
**Figura. 6.40** Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%



**Figura. 6.41** Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%



**Figura. 6.42** Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort



**Figura. 6.43** Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

En los ensayos a HR10%-Sat-Desc la dilatancia para el ensayo con la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa es mayor que la que presenta el ensayo con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.5$  MPa y  $\sigma_3 = 1.0$  MPa en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión bajo tensión de confinamiento y aplicar la tensión desviadora, el ensayo con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa presenta mayor dilatancia que los ensayos con  $\sigma_3 = 0.5$  MPa y  $\sigma_3 = 1.0$  MPa en la trayectoria saturada.

En las Figs. 6.44, 6.45, 6.46 y 6.47 se presenta la variación de la dilatancia en función de la relación de vacíos. En las cuatro series de ensayos podemos observar en el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  MPa la dilatancia crece inicialmente a un ritmo muy rápido, con tendencia a disminuir a medida que la probeta va disminuyendo su volumen hasta una relación de vacíos mínima. En los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.5$  y  $1.0$  MPa se presenta una situación similar a la presentada para en el ensayo con  $\sigma_3 = 0.3$  MPa.

En los ensayos con deformación de corte mantenida y al efectuar el cambio de succión, la dilatancia disminuye bruscamente debido a la contracción que se induce por el

cambio de succión y la rotura de partículas. Las probetas continúan dilatando a medida que la muestra alcanza mayores deformaciones axiales. Situación similar ocurre en los ensayos multietapa, una vez que se retira la tensión desviadora, se hace el cambio de succión y aplica nuevamente la tensión desviadora, la dilatancia disminuye bruscamente a un valor menor que tenía en la trayectoria seca. Debido a la contracción que se induce por el cambio de succión y rotura de partículas, una vez reorganizadas hacen que la probeta continúe dilatando a medida que la muestra va alcanzando mayores deformaciones axiales.

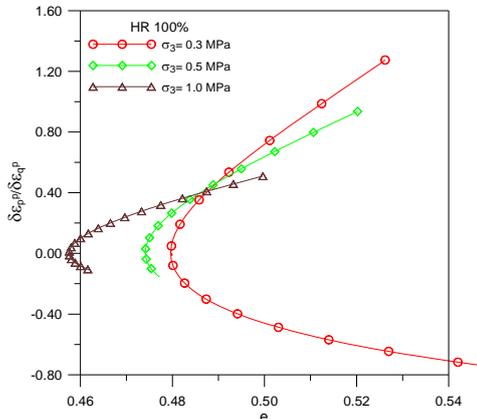


Figura. 6.44 Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%

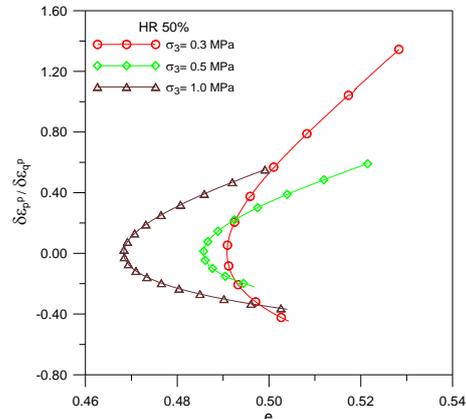


Figura. 6.45 Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

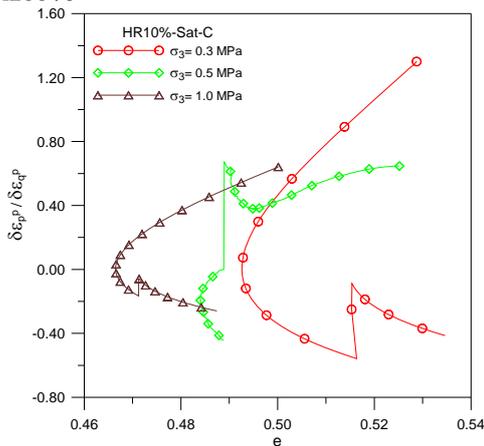


Figura. 6.46 Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

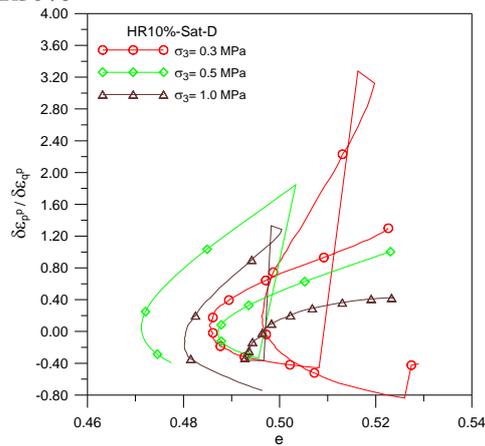
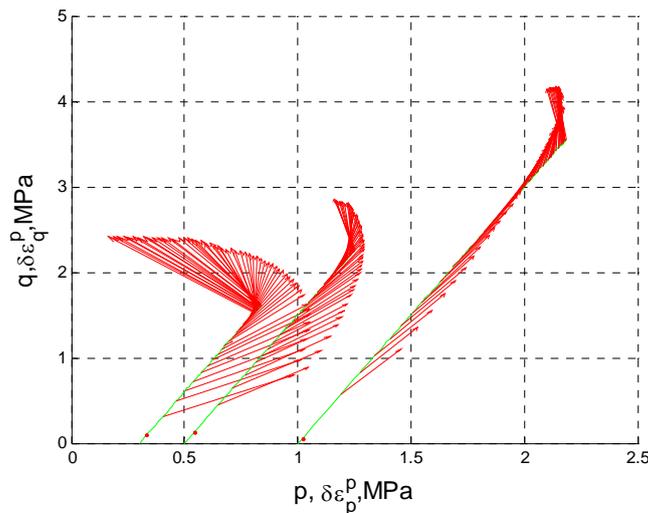


Figura. 6.47 Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

### 6.1.6 Vectores de los incrementos de deformación corte y volumétrica plástica

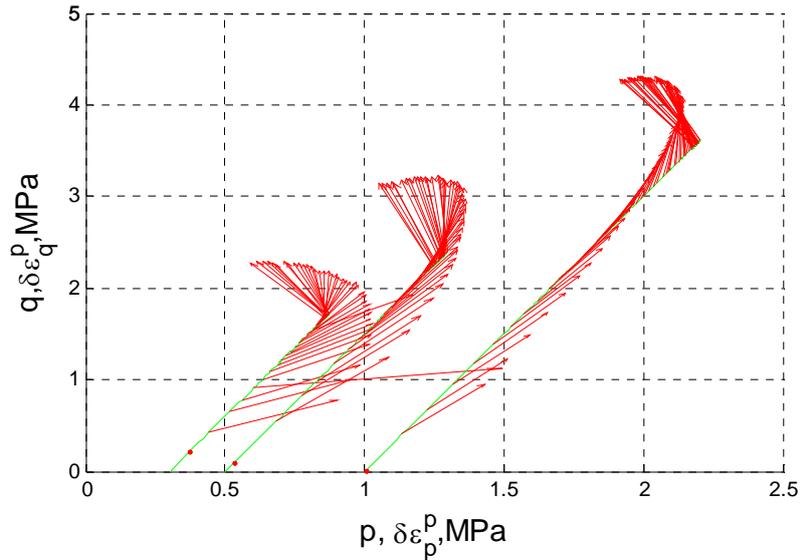
Los vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica,  $d\varepsilon_s^p = 2/3(d\varepsilon_1^p - d\varepsilon_3^p)$ ,  $d\varepsilon_v^p = d\varepsilon_1^p + 2d\varepsilon_3^p$  han sido dibujados a lo largo de las trayectorias de tensiones como se puede ver en las Figs. 6.48, 6.49, 6.50 y 6.51. Las deformaciones plásticas fueron derivadas de las deformaciones totales, restando las deformaciones elásticas calculadas para los incrementos de tensiones consideradas. Los parámetros elásticos ( $E, \nu$ ) fueron determinados de la respuesta elástica de las muestras en trayectorias de cargas y descargas impuestas en los ensayos. Las deformaciones plásticas se desarrollaron en el comienzo de la trayectoria de tensiones desviadora.

En la Fig. 6.48 se muestran los vectores de deformación plástica para los ensayos a HR100%. En donde se presentan los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa, se analiza las direcciones de los incrementos de deformación plástica en el plano p-q. En los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa se observa que los vectores de deformación plástica inicialmente muestran un comportamiento de contracción hasta un cierto umbral de la relación de tensiones. Antes de alcanzar las condiciones límite los ensayos dilatan bajo condiciones saturadas. Debido a que el material no puede seguir comprimiendo y las tensiones aplicadas no son capaces de superar su resistencia. Como se puede determinar de los vectores de los incrementos de deformación, el flujo plástico se comporta de una manera no asociada.



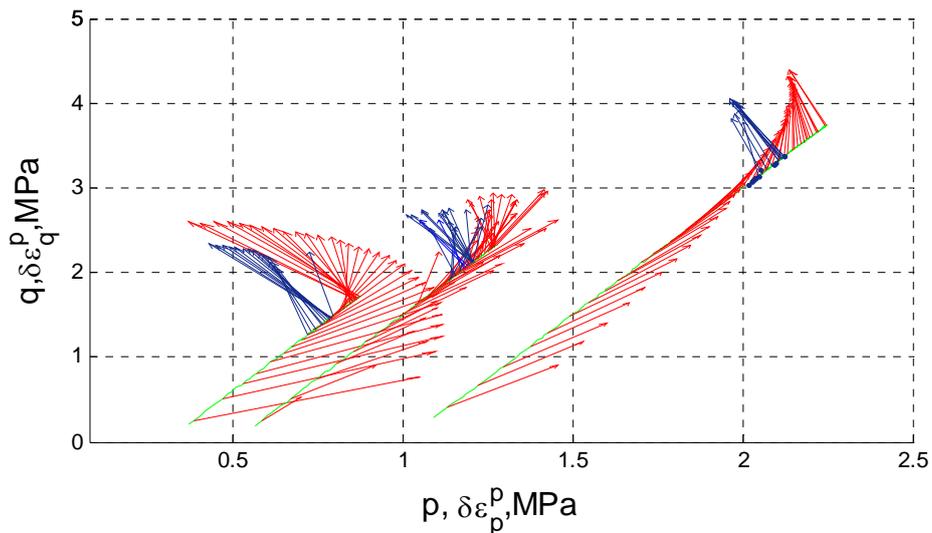
**Figura.6.48 Vectores de deformación plástica a  $\sigma_3=0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR100%**

En la Fig. 6.49 se presentan los vectores de deformación plástica para los ensayos a HR50%. En donde se presentan los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa, se analiza las direcciones de los incrementos de deformación plástica en el plano p-q. En los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa observamos que los vectores de deformación plástica inicialmente muestran un comportamiento de contracción hasta un cierto umbral de la relación de tensiones. Antes de alcanzar las condiciones límite los ensayos dilatan en condiciones no saturadas. Como se puede determinar de los vectores de los incrementos de deformación, el flujo plástico se comporta de una manera no asociada.



**Figura. 6.49** Vectores de deformación plástica a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR50%

En la Fig. 6.50 se presentan los vectores de deformación plástica para los ensayos a HR10%-Sat-Cort. En donde se analiza las direcciones de los incrementos de deformación plástica de las trayectorias en el plano p-q. En los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa observamos que los vectores de deformación plástica inicialmente muestran un comportamiento de contracción hasta un cierto umbral de la relación de tensiones. Antes de alcanzar las condiciones límite los ensayos dilatan en la etapa no saturada. En el momento que se hace el cambio de succión por inundación, las muestras comprimen inicialmente para continuar dilatando hasta el final del ensayo. Como se puede determinar de los vectores de los incrementos de deformación, el flujo plástico se comporta de una manera no asociada en el material granular calizo.



**Figura. 6.50** Vectores de deformación plástica a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 6.51 se presentan los vectores de deformación plástica para los ensayos a HR10%-Sat-Desc. Se analiza las direcciones de los incrementos de deformación plástica en el plano p-q. En los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y

1.0 MPa se observa que los vectores de deformación plástica inicialmente muestran un comportamiento de contracción hasta un cierto umbral de la relación de tensiones, antes de alcanzar las condiciones límite dilatan en la etapa no saturada. Una vez inundada las probetas éstas comprimen inicialmente para dilatar bajo condiciones saturadas. Como se puede determinar de los vectores de los incrementos de deformación, el flujo plástico se comporta de una manera no asociada.

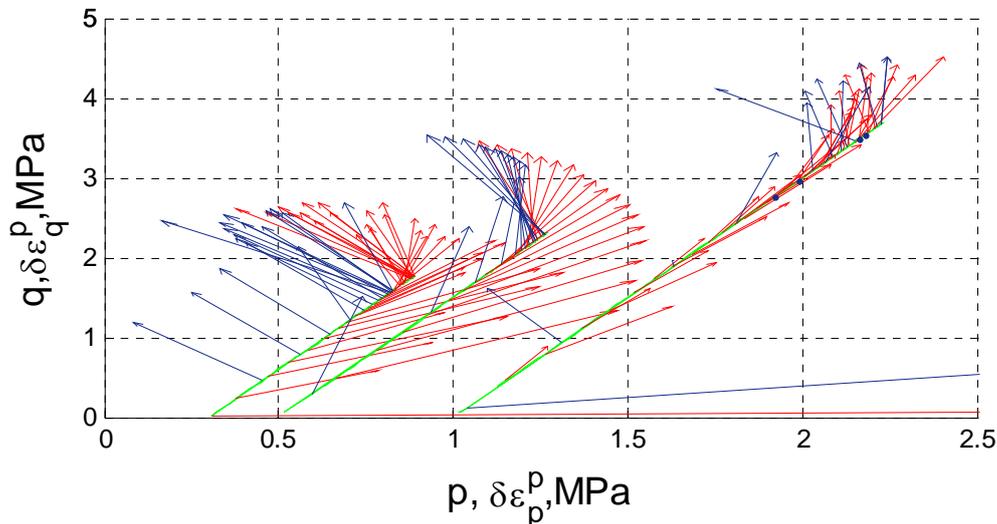


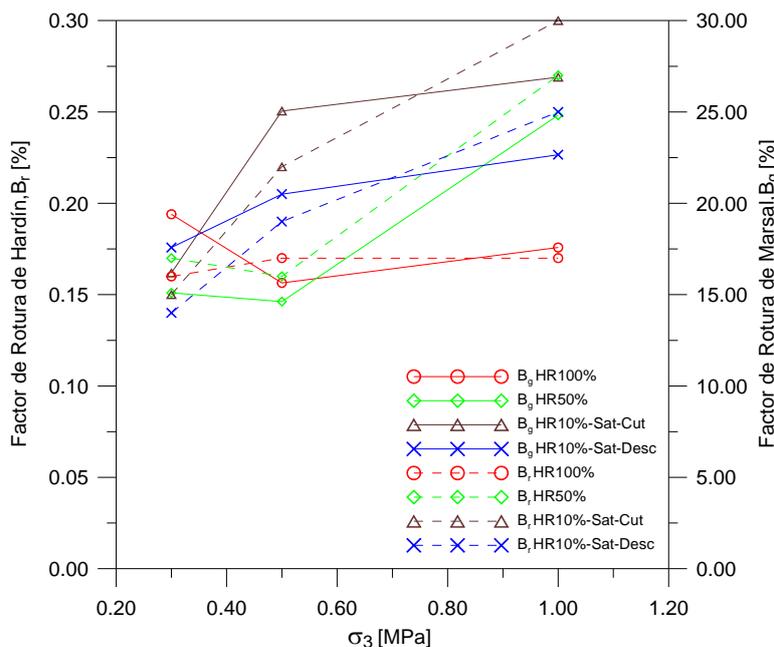
Figura. 6.51 Vectores de deformación plástica a  $\sigma_3 = 0.3, 0.5$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

### 6.1.7 Rotura de partículas

La rotura de granos se ve incrementada al aumentar la tensión de confinamiento y los cambios de succión por inundación de las probetas. La razón por la que la rotura ocurre en mayor grado al aumentar la tensión de confinamiento, radica en las altas fuerzas que actúan en los puntos de contacto entre las partículas; éstas aumentan con el tamaño medio y con el coeficiente de uniformidad. Los cambios de succión en los materiales granulares afecta el reblandecimiento de las aristas que sirven de puntos de contacto entre los agregados, propiciando la propagación subcrítica de fracturas.

Después de realizado los ensayo triaxiales para diferentes trayectoria de tensiones y succiones, se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico, con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones y los cambios de succión en las probetas.

Para cuantificar el daño debido a las trayectorias de tensiones y succiones se determinaron los índices de rotura partículas  $B_g$  propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  Hardin (1985). En la Fig. 6.52 se muestra la variación de dichos índices para la tensión de confinamiento aplicada. Era de esperar que los valores de los índices  $B_g$  y  $B_r$  debería ser mayor para el ensayo a HR100% que los proporcionados por los ensayos a HR50%, HR10%-Sat-Cort, y HR10%-Sat-Desc para la misma tensión de confinamiento. Se observa que la rotura de partículas se incrementa con la tensión de confinamiento aplicada en las probetas.



**Figura. 6.52 Variación de los índices de Hardin y Marsal para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en función de la tensión de confinamiento  $\sigma_3$**

En la Figs. 6.53, 6.56 y 6.59 se muestran las granulometrías realizadas a los ensayos para diferentes humedades relativas al final de cada ensayo.

Con la finalidad de determinar la variación que sufren las curvas granulométricas de los ensayos triaxiales antes y después de ser ensayados. Y de esta manera entender la fracturación de las partículas; se hace uso de la función de densidad, la cual se utiliza en estadística con el propósito de conocer cómo se distribuyen las probabilidades de un evento en relación al resultado del evento.

En las Figs. 6.54, 6.57 y 6.60 se presentan las granulometrías ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada granulometría específica, podemos determinar las probabilidades para cada punto específico de las curvas.

En las Figs. 6.55, 6.58, 6.61 se presentan la función de densidad de probabilidad para las diferentes trayectorias de tensiones y succiones de cada ensayo. En donde analizando las probabilidades de la granulometría original, observamos que presenta una forma similar a la curva de distribución normal, debido a que es una granulometría continua compuesta por un rango amplio de tamaños. Esta curva muestra un tamaño dominante de partículas de 25 mm en su punto de inflexión más alto correspondiente a su probabilidad máxima. Si analizamos las granulometrías correspondientes a las diferentes trayectorias de tensiones y succiones observamos que este tamaño dominante de partículas ha cambiado y en el caso de las tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.3$  y  $0.5$  MPa es 20 mm, y para  $\sigma_3 = 1.0$  MPa es 15mm. Es decir las curvas se han desplazado con respecto a su forma original debido a la rotura de partículas originado por las trayectorias de tensiones y los cambios de succión.

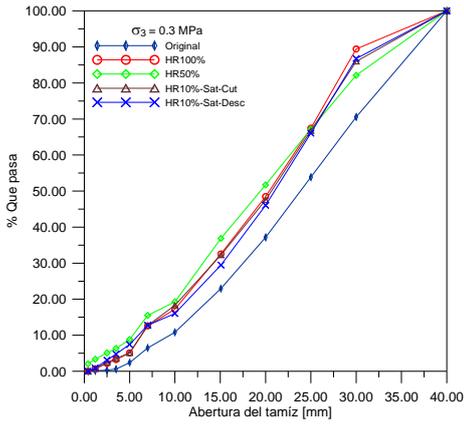


Figura. 6.53 Granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 0.3$  MPa

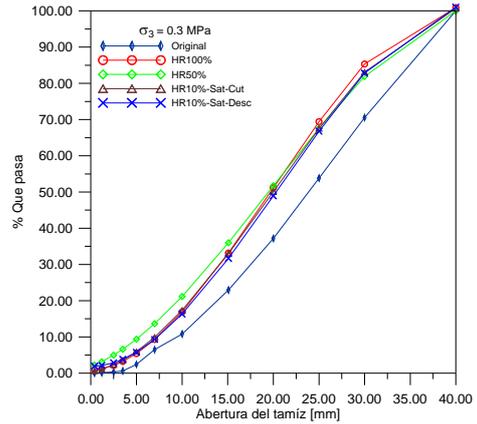


Figura. 6.54 Granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 0.3$  MPa

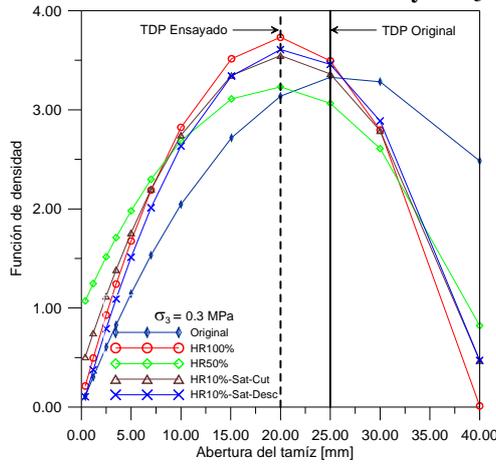


Figura. 6.55 Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 0.3$  MPa

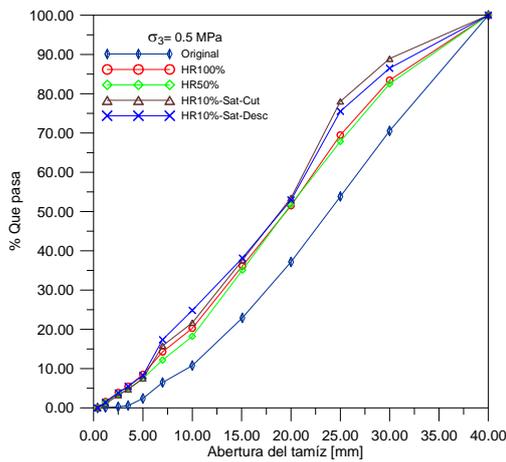


Figura. 6.56 Granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 0.5$  MPa

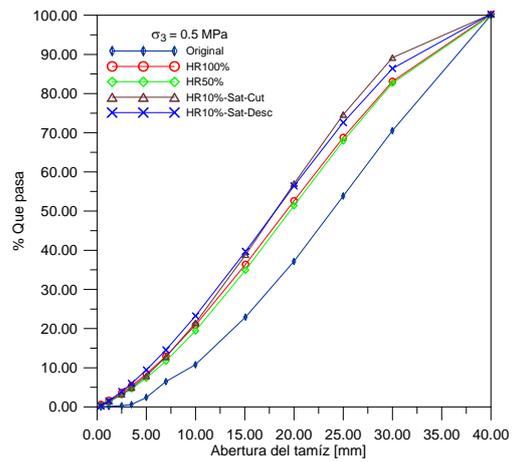


Figura. 6.57 Granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 0.5$  MPa

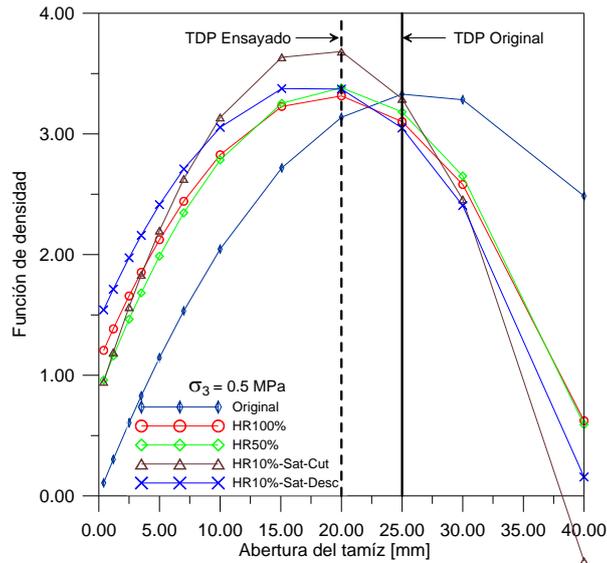


Fig. 6.58 Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 0.5$  MPa

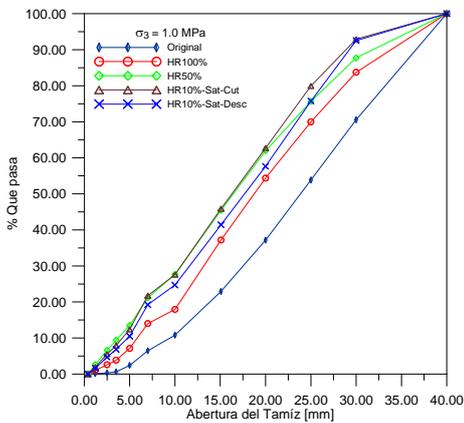


Figura. 6.59 Granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa

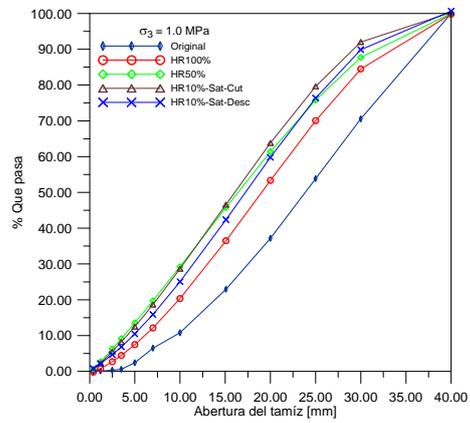


Figura. 6.60 Granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa

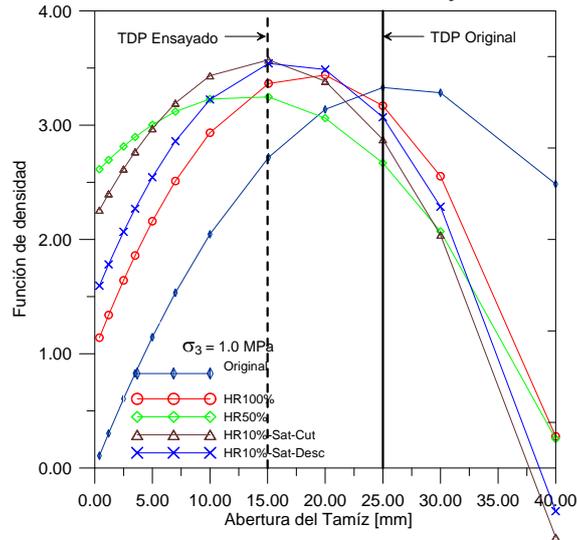


Figura. 6.61 Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa

## 6.2 Ensayos triaxiales con succión variable

Motivados por los grandes asentamientos que se presentan en las obras de ingeniería por cambios bruscos en la succión bajo tensiones actuantes en su estructura, se proponen dos tipos de ensayos triaxiales con diferentes trayectorias de tensiones y succiones.

A continuación se presenta una primera serie compuesta de cuatro ensayos triaxiales, llamados ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, en los cuales se aplican las tensiones desviadoras a humedad relativa constante hasta alcanzar las condiciones límite. Bajo estas condiciones de deformación se cambia la succión, mediante inundación en la probeta. Continuando con la deformación de corte aplicada hasta alcanzar la condición última del material.

La segunda serie consta de cuatro ensayos triaxiales llamados ensayos multietapas, ya que las tensiones desviadoras se aplican en dos etapas correspondientes a condiciones secas y saturadas. En la primera etapa la tensión desviadora se aplicó a succión constante, alcanzado las condiciones límite a esta succión. Bajo este nivel de deformación el ensayo es descargado, actuando sobre la muestra la tensión de confinamiento. En estas condiciones se realiza el cambio de succión mediante inundación en la probeta. Llevado a cabo la inundación se aplica nuevamente la tensión desviadora hasta alcanzar la condición última.

### 6.2.1 Ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida

En este apartado se interpretan los ensayos triaxiales desarrollados de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, para una misma trayectoria de tensiones y succiones. Los ensayos se realizaron para diferentes tensiones de confinamiento; prestando especial interés a la succión actuante, y al efecto de sus cambios por inundación provocando la rotura de partículas.

Las tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa se aplicaron durante un periodo de tiempo de 3 horas, considerado necesario para desarrollar la consolidación total.

Las tensiones desviadoras se aplicaron posteriormente a la consolidación de las probetas. Estando la probeta a una humedad relativa HR10% se le aplicó la tensión desviadora a velocidad de la deformación de corte de  $0.07$  mm/s. Una vez alcanzado las condiciones límite, se procedió a realizar el cambio de succión, provocando el colapso. Obteniendo una disminución brusca de la tensión desviadora y por consecuencia la rotura de las partículas; mismas que se reorganizan incrementando parcialmente la tensión desviadora para alcanzar valores inferiores a la etapa no saturada.

Tabla 6.2 Resumen de ensayos triaxiales desarrollados bajo deformación de corte mantenida, para diferentes tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa

Ensayos	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
TC30	0.1	10%-Sat-Cort	15.82	0.11
TC33	0.2	10%-Sat-Cort	18.83	0.14
TC37	0.4	10%-Sat-Cort	18.41	0.18
TC19	1.0	10%-100%-Cort	25.77	0.29

En la tabla 6.2 se resumen algunas de las características de las trayectorias de tensiones y succiones de los ensayos analizados en este apartado; así como los índices de rotura de Marsal y Hardin para cada ensayo.

En la Fig. 6.62 se muestran los resultados obtenidos para los ensayos desarrollados a humedecimiento bajo deformación de corte mantenida. Se observa que el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta valores menores de la tensión desviadora para la etapa no saturada. En el momento del humedecimiento existe una disminución de la tensión desviadora que se mantiene constante hasta el final del ensayo. La deformación volumétrica contrae inicialmente hasta un nivel de deformación axial, pero debido a la baja tensión de confinamiento dilata bruscamente en la etapa no saturada. Una vez inundada la probeta contrae hasta un valor de deformación axial para volver a dilatar hasta el final del ensayo.

El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2$  MPa presenta mayores valores de tensión desviadora debido a la tensión de confinamiento y a la succión aplicada en la etapa no saturada. La tensión desviadora disminuye al realizar el cambio de succión por inundación, obteniendo un valor estable al final del ensayo. La deformación volumétrica contrae por reacomodo y rotura de las partículas, la cual después de un cierto nivel de deformación axial empieza a dilatar en la etapa no saturada. Al reducir la succión por inundación, existe una contracción en un intervalo muy corto de deformación axial para volver a dilatar hasta el final del ensayo.

En el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  MPa la tensión desviadora se incrementa debido a la tensión de confinamiento y a la succión aplicada en la etapa no saturada. La tensión desviadora disminuye debido al cambio de succión por inundación, la cual tiende a incrementar su valor a medida que la probeta va adquiriendo mayor deformación axial en la etapa saturada. La deformación volumétrica muestra un comportamiento de contracción que rápido cambia a dilatante en la etapa no saturada. Cuando se realiza el cambio de succión por inundación, la deformación volumétrica contrae debido a la rotura de partículas y después de algunos incrementos en la deformación axial vuelve a dilatar en menor magnitud.

En el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa la tensión desviadora presenta su valor máximo debido a la tensión de confinamiento y a la succión aplicada en la etapa no saturada. La tensión desviadora disminuye debido al cambio de succión por

inundación, incrementando su valor a medida que la probeta va adquiriendo mayor deformación axial en la etapa saturada. La deformación volumétrica muestra un comportamiento de contracción a bajas deformaciones axiales, la cual cambia a dilatante en menor magnitud que los ensayos anteriores en la etapa no saturada. Cuando se realiza el cambio de succión por inundación, la deformación volumétrica presenta un comportamiento de contracción hasta el final del ensayo.

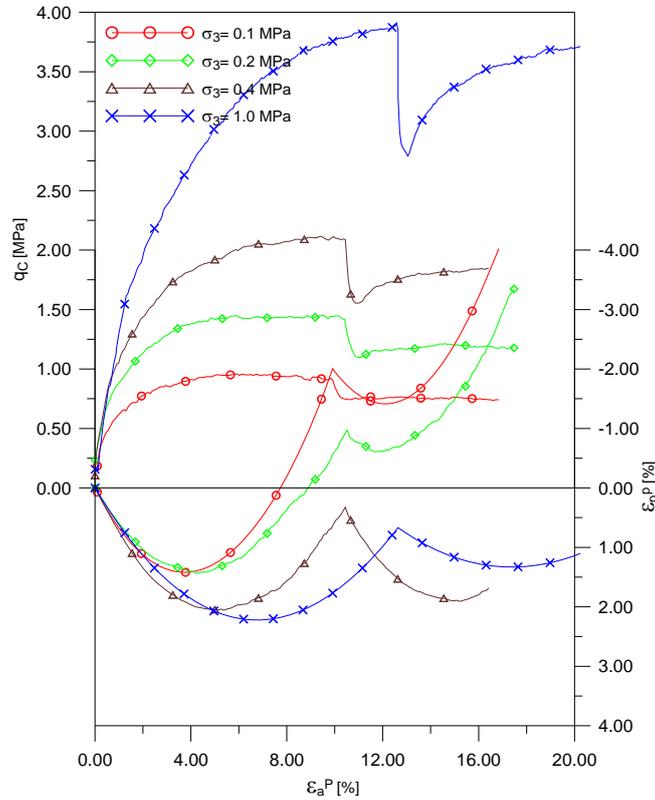


Figura. 6.62 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

### 6.2.1.1 Resistencia al corte

En la Fig. 6.63 se presentan las trayectorias de tensiones en el plano p:q desarrolladas para este apartado. Es importante comentar el incremento de la resistencia al corte de las muestras debido a la tensión de confinamiento y a la succión aplicada.

Los valores de las tensiones desviadoras para las diferentes tensiones de confinamiento, presenta un valor máximo del ángulo de fricción interna para las etapa no saturada. Se determinaron los ángulos de fricción interna para la etapa saturada; los cuales presentan valores inferiores a los de la etapa no saturada para las diferentes tensiones de confinamiento. La diferencia entre los valores de los ángulos de fricción para la etapa no saturada y saturada se va haciendo menor a medida que aumentamos la tensión de confinamiento como se puede apreciar en la Fig. 6.63.

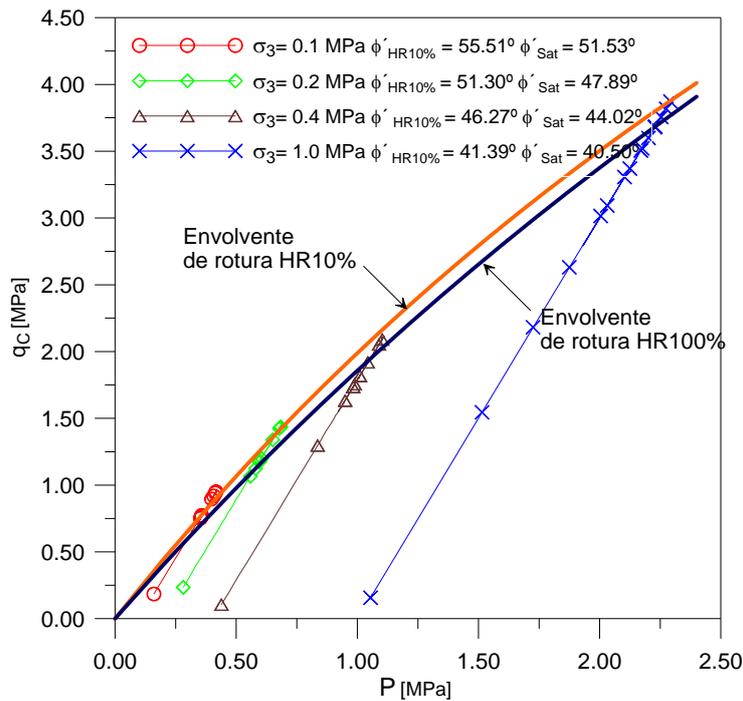


Figura. 6.63 Trayectorias de tensiones en el plano  $p:q$  a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

### 6.2.1.2 Estado crítico

En la Fig. 6.64 se presenta la evolución del volumen específico con la tensión media. El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta un comportamiento de compresión inicial hasta un cierto valor de la tensión media. Posteriormente cambia a un comportamiento de dilatancia a medida que se van aplicando las tensiones medias en la etapa no saturada. En el momento que se hace el cambio de succión por inundación, existe una ligera disminución del volumen específico para recuperarse y continuar con su comportamiento dilatante hasta el final del ensayo.

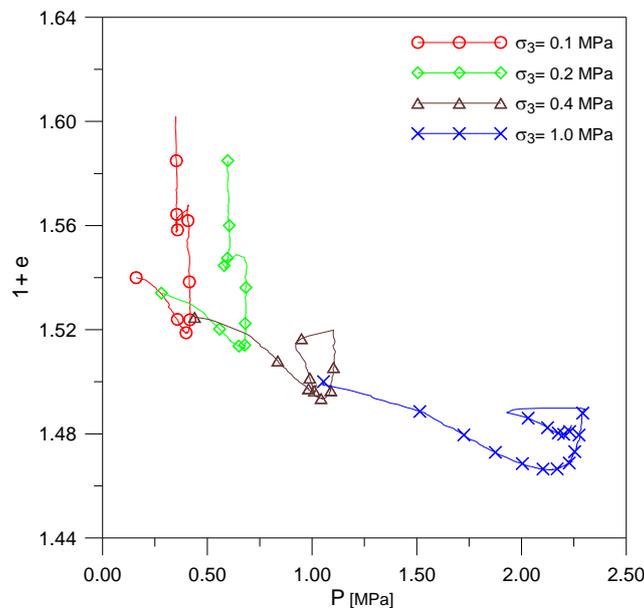
El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2$  MPa presenta un comportamiento de compresión y una disminución de su volumen específico hasta un cierto valor de la tensión media. Posteriormente cambia a un comportamiento dilatante a medida que se incrementa la tensión media en la etapa no saturada. En el momento que se hace el cambio de succión por inundación, existe una disminución del volumen específico para recuperarse y continuar con su comportamiento dilatante.

El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  MPa presenta un comportamiento de compresión inicial, existiendo una disminución considerable de su volumen específico hasta un cierto valor de la tensión media. Este comportamiento cambia ligeramente a dilatante en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación, existe una disminución del volumen específico, debido al incremento de la compresión y a la rotura de partículas.

En el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa se presenta un comportamiento de compresión con menor índice de crecimiento, para posteriormente cambiar a un comportamiento dilatante poco pronunciado a medida que se incrementa la tensión

media. Al realizar el cambio de succión por inundación, se observa que existe una disminución del volumen específico presentando un comportamiento de contracción durante la etapa saturada.

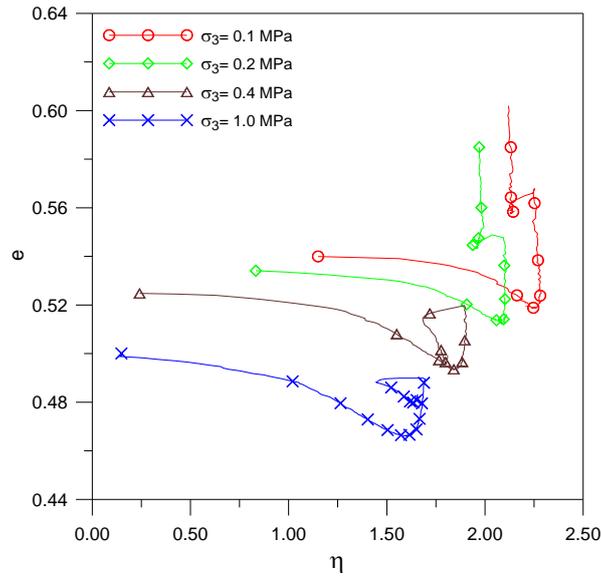
Como se puede observar en la Fig. 6.64 y teniendo en cuenta los grandes índices de dilatancia que fueron medidos al final de los ensayos no es posible determinar el estado crítico, debido a que las muestras después de haber alcanzado las condiciones límite continúan experimentando cambios en su volumen específico.



**Figura. 6.64** variación del volumen específico para las trayectorias de tensiones y succiones a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa

### 6.2.1.3 Análisis de la dilatancia

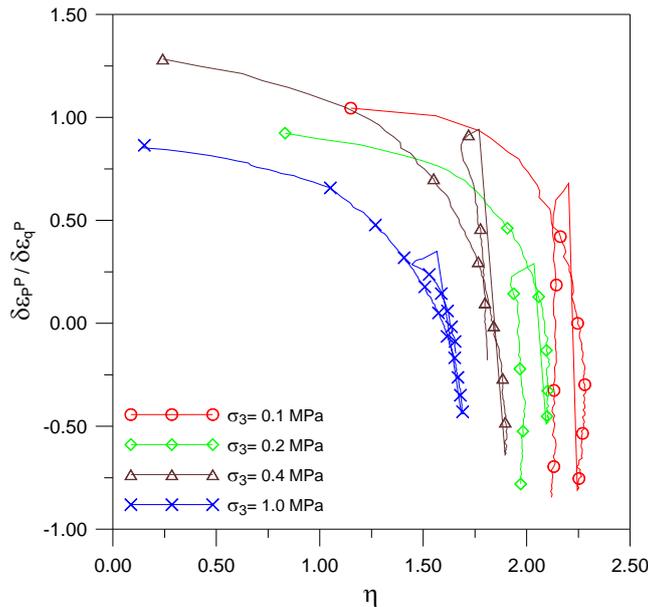
En Fig. 6.65 se muestran la variación de las relaciones de tensiones con la relación de vacíos. Las probetas para las diferentes tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa presentan un comportamiento contractante hasta un cierto umbral de tensiones. Antes de alcanzar las condiciones límite cambia a un comportamiento dilatante, siendo de mayor magnitud para los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2$  MPa y disminuye gradualmente para los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  y  $1.0$  MPa durante la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión existe una disminución de la relación de tensiones debido a la rotura de partículas y por consiguiente una reducción de la tensión desviadora. El cambio de succión provoca el colapso de los materiales granulares, al fracturarse las partículas se reorganizan y vuelven incrementar la tensión desviadora. Nuevamente se activa la deformación volumétrica. Los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2$  MPa dilatan considerablemente; mientras que los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4, 1.0$  MPa comprimen al final de la etapa saturada.



**Figura. 6.65** Variación de la relación de tensiones con la relación de vacíos a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 6.66 se presenta la variación de la dilatancia con la relación de tensiones y en la Fig. 6.67 se presentan la misma variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones máxima  $M^*$ . En estos gráficos se observa el comportamiento dilatante que presentan el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa para la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión existe una disminución de la dilatancia, la cual se vuelve a reactivar debido a la reorganización de las partículas, para alcanzar valores superiores a los obtenidos en la etapa no saturada.

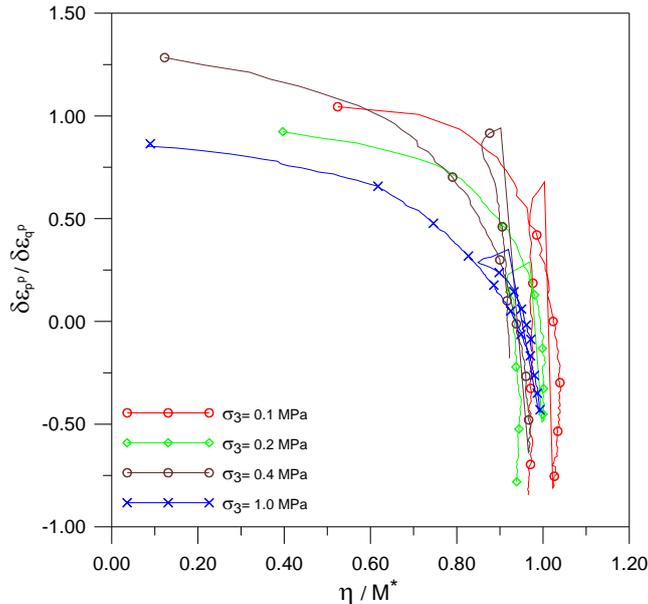
El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2$  MPa muestra un comportamiento dilatante muy parecido al presentado por el ensayo con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.1$  MPa para la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión existe una disminución de la dilatancia la cual se vuelve a reactivar debido a la reorganización de partículas.



**Figura. 6.66** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa

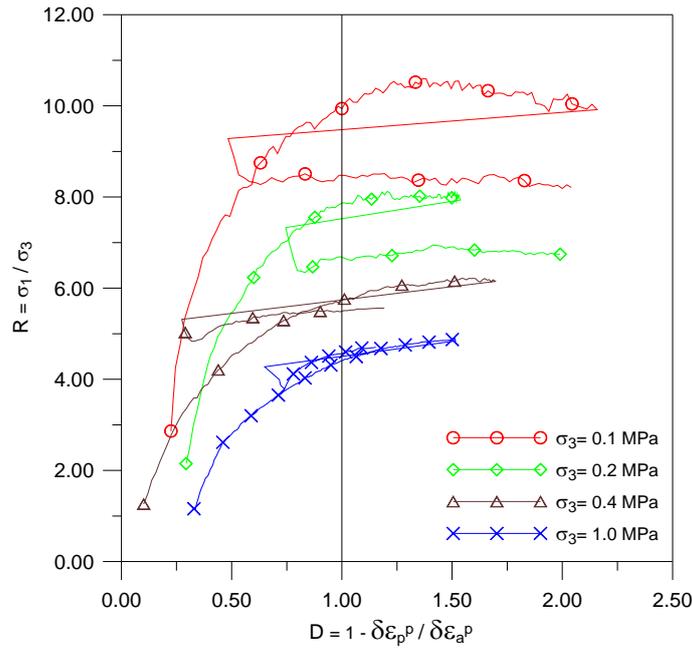
El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  MPa muestra un comportamiento dilatante para la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación, existe una disminución de la dilatancia.

El ensayo con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 1.0$  MPa muestra un comportamiento dilatante menor que el presentado por los ensayos con tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2$  y  $0.4$  MPa para la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación existe una disminución de la dilatancia para después volver a incrementar hasta alcanzar valores inferiores a las de los otros ensayos en la etapa saturada.



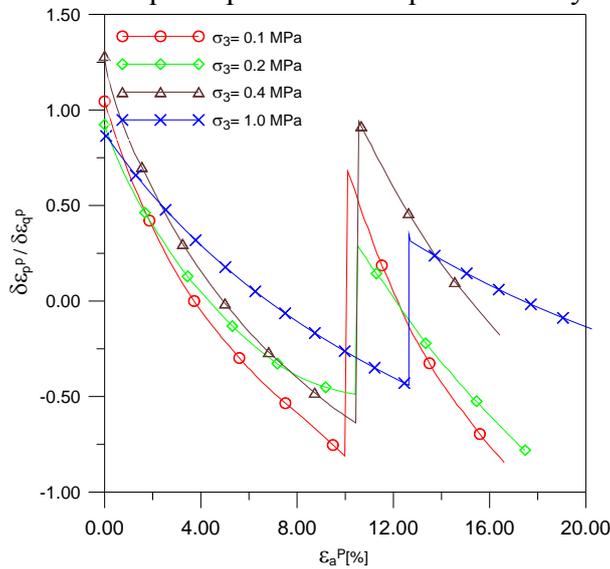
**Figura. 6.67** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa

En la Fig. 6.68 se presenta la variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D propuesto por Wan y Guo (1998). Se muestra la dilatancia para el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa es mayor que la presenta los ensayos con  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación, existe una disminución de la dilatancia la cual nuevamente se incrementa. En las etapas no saturadas y saturadas se supera el valor de las ábsidas de la unidad.



**Figura. 6.68 Variación de la dilatación con la relación de tensiones principales en el plano R:D a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort**

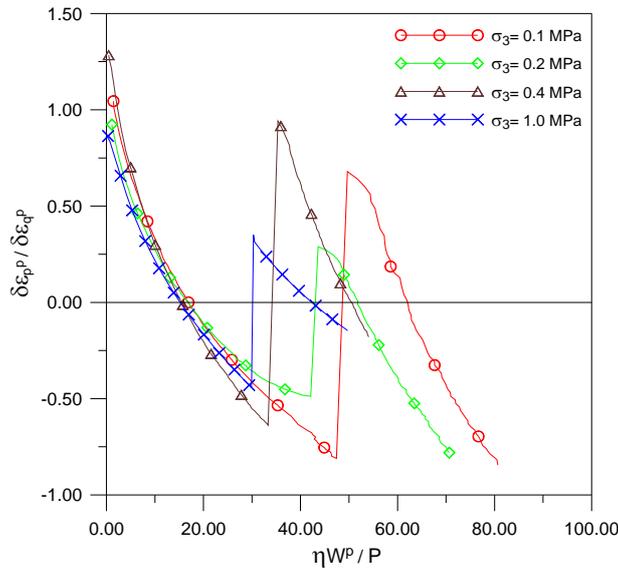
En la Fig. 6.69 se muestra la variación de la dilatación con la deformación axial plástica. En donde se observa que el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta valores de dilatación mayores que los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa. Al realizar el cambio de succión por inundación, se observa una disminución de la dilatación hasta un cierto valor, la cual se invierte para continuar con la tendencia dilatante a medida que la probeta va adquiriendo mayor deformación axial.



**Figura. 6.69 Variación de la dilatación con la deformación axial plástica a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort**

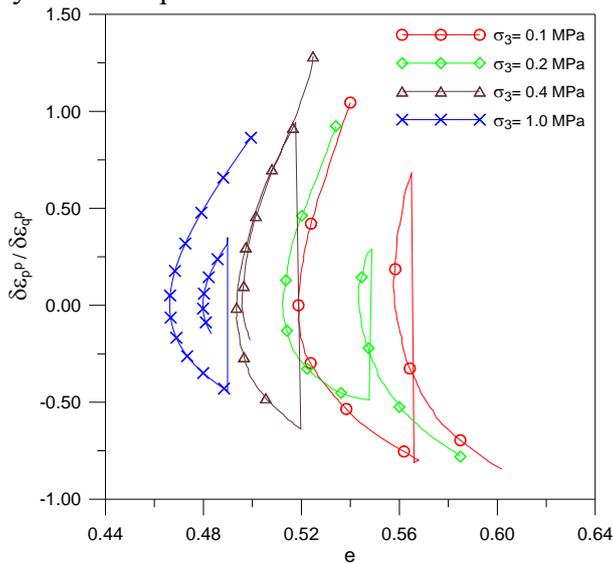
En la Fig. 6.70 se muestra la variación de la dilatación con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por la tensión media. En donde observamos que el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta mayor dilatación que la que presentan los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa en la etapa no saturada. Una vez alcanzado las tensiones máximas y realizar el cambio de succión por inundación, se observa que todas las probetas presentan una disminución de

su dilatancia, la cual se reactiva presentando un comportamiento dilatante hasta el final del ensayo.



**Figura. 6.70** Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por las tensiones medias  $p$  a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

En las Fig. 6.71 se muestra la variación de la dilatancia en función de la relación de vacíos. En donde se observa en todos los ensayos la dilatancia crece inicialmente a un ritmo muy rápido, con tendencia siempre a disminuir a medida que la probeta se va densificando. Existe una relación de vacíos mínima en la cual el material ha alcanzado su densificación máxima y debido a que no se pueden superar la resistencia del material se acciona el mecanismo de fricción entre partículas, propiciando la expansión de las probetas en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación, existe una disminución de la dilatancia debido a la rotura de partículas que proporciona contracción, mismas que al ser reorganizadas invierten el proceso continuando dilatando hasta el final del ensayo en la etapa saturada.

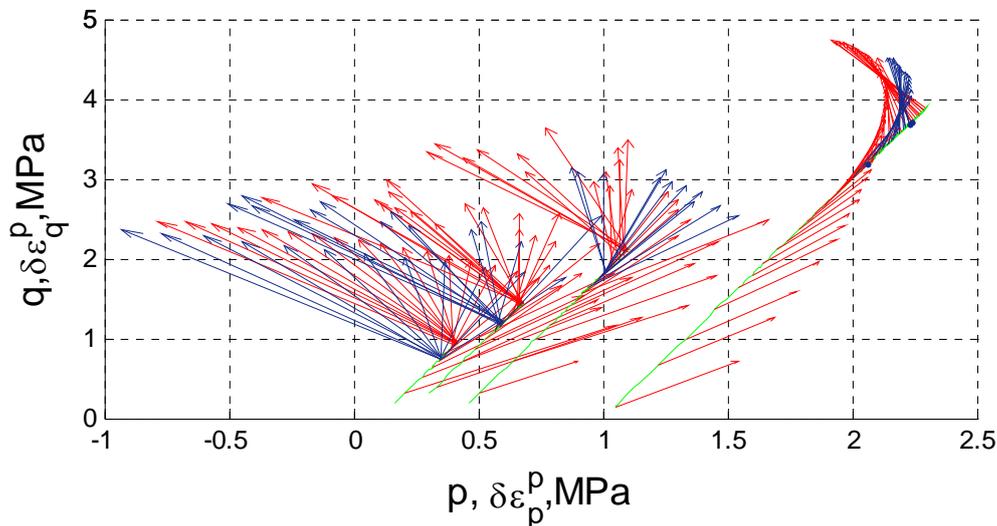


**Figura. 6.71** Variación de la dilatancia con la relación de vacíos a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

**6.2.1.4 Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica**

En la Fig. 6.72 se muestran los vectores de deformación plástica para las tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa. En donde se observa que los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  y  $0.2$  MPa presenta un comportamiento de contracción inicial. Antes de alcanzar las condiciones límite cambian a un comportamiento dilatante en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación existe una contracción de la deformación volumétrica que cambia a un comportamiento dilatante hasta el final de los ensayos.

En los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  y  $1.0$  MPa se presenta un comportamiento de contractante inicial. Antes de alcanzar las condiciones límite cambian a un comportamiento dilatante en menor magnitud que los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  y  $0.2$  MPa. En el momento de realizar el cambio de succión, se presenta un comportamiento contractante; el cual después de una cierta deformación axial cambia a un comportamiento dilatante.

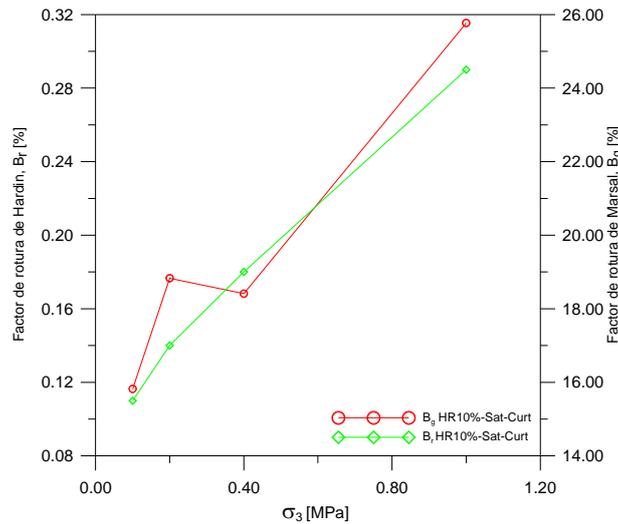


**Figura. 6.72** Vectores de deformación plástica a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

**6.2.1.5 Rotura de partículas**

Después de realizado los ensayo triaxiales para diferentes trayectoria de tensiones y succiones se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico; con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones y los cambios de succión en las probetas.

Para cuantificar el daño debido a las trayectorias de tensiones y succiones, se determinaron los índices de rotura partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  Hardin (1985). En la Fig. 6.73 Se muestra la variación de dichos índices en función de la tensión de confinamiento. Se observa que los índices de Marsal ( $B_g$ ) y Hardín ( $B_r$ ), aumenta con la tensión de confinamiento como una medida de la rotura de las partículas en las probetas. Como se puede observar la rotura de partículas esta íntimamente relacionada con la tensión de confinamiento y con los cambios de succión

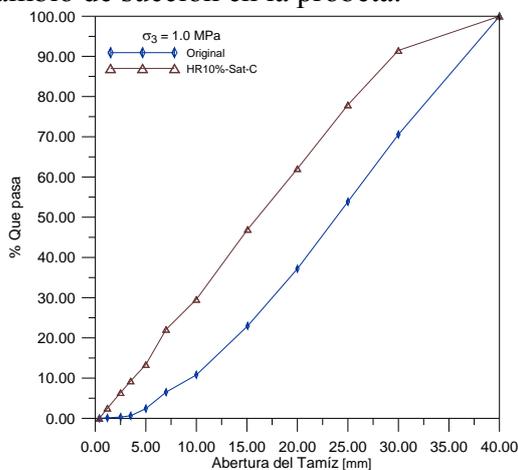


**Figura. 6.73 Variación de los índices de Hardin y Marsal para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en función de la tensión de confinamiento  $\sigma_3$**

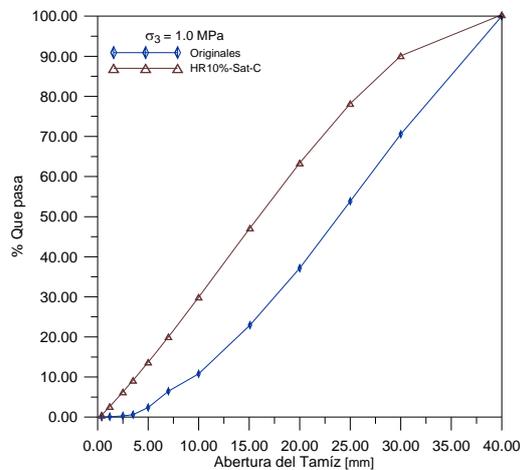
En la Fig. 6.74 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizado al ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa.

En la Fig. 6.75 se presentan las granulometrías para el ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa ajustada a su correspondiente ecuación analítica. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada curva específica podemos determinar la función de densidad de probabilidad para cada punto específico de la curva.

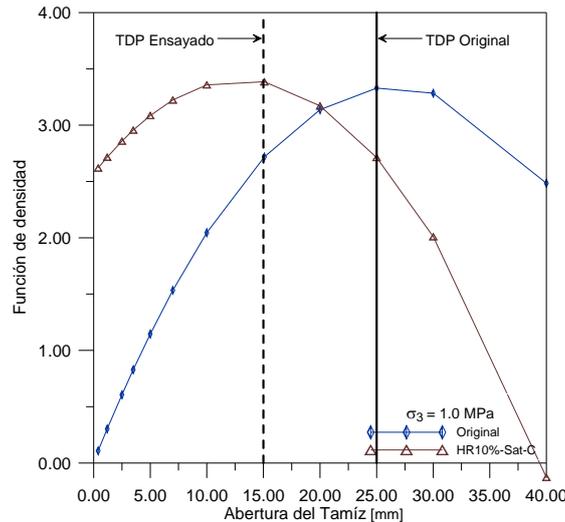
En las Fig. 6.76 se presentan la función de densidad de probabilidades para el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. Analizando la función de densidad de la curva granulométrica original, se observa que presenta una forma similar a la distribución normal, debido a que es una granulometría continua compuesta por un rango muy amplio de tamaños. Esta curva muestra un tamaño dominante de partículas de 25 mm en su punto de inflexión más alto. Si analizamos la granulometría correspondiente a la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa, se observa que el tamaño dominante de partículas es 15 mm. La curva se ha desplazado con respecto a su forma original debido a la rotura de partículas, originado por las trayectorias de tensiones y el cambio de succión en la probeta.



**Figura. 6.74 Granulometrías original y al final del ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Curt**



**Figura. 6.75 Granulometría original y al final del ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Curt**



**Figura. 6.76** Función de densidad de las granulometrías original y al final del ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

### 6.2.2 Ensayos en multietapas

En este apartado se interpretan los ensayos triaxiales desarrollados en multietapas para una misma trayectoria de tensiones y succiones. Los ensayos se realizaron para diferentes tensiones de confinamiento; prestando especial interés a la succión actuante y al efecto de sus cambios por inundación provocando la rotura de partículas.

Las tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa se aplicaron durante un periodo de tiempo de 3 horas, considerado un tiempo suficiente para obtener la consolidación total.

Las tensiones desviadoras se aplicaron posteriormente a la consolidación de las probetas. Estando la probeta a una humedad relativa de HR10% se aplicó la tensión desviadora a velocidad de deformación de corte de  $0.07$  mm/s. Una vez alcanzado el estado último para cada probeta, se realizó la descarga del ensayo para actuar sobre la muestra la tensión de confinamiento. En estas condiciones de tensiones se realizó el cambio de succión mediante inundación. Continuando con el desarrollo del ensayo se aplicó la tensión desviadora, obteniendo un incremento de la deformación volumétrica originado por la rotura de partículas debido al cambio de succión.

Tabla 6.3 Resumen de ensayos triaxiales multietapa para diferentes tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa

Ensayos	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
TC31	0.1	10%-Sat-Desc	18.09	0.08
TC34	0.2	10%-Sat-Desc	18.29	0.13
TC38	0.4	10%-Sat-Desc	24.40	0.20
TC18	1.0	10%-100%-Desc	25.94	0.29

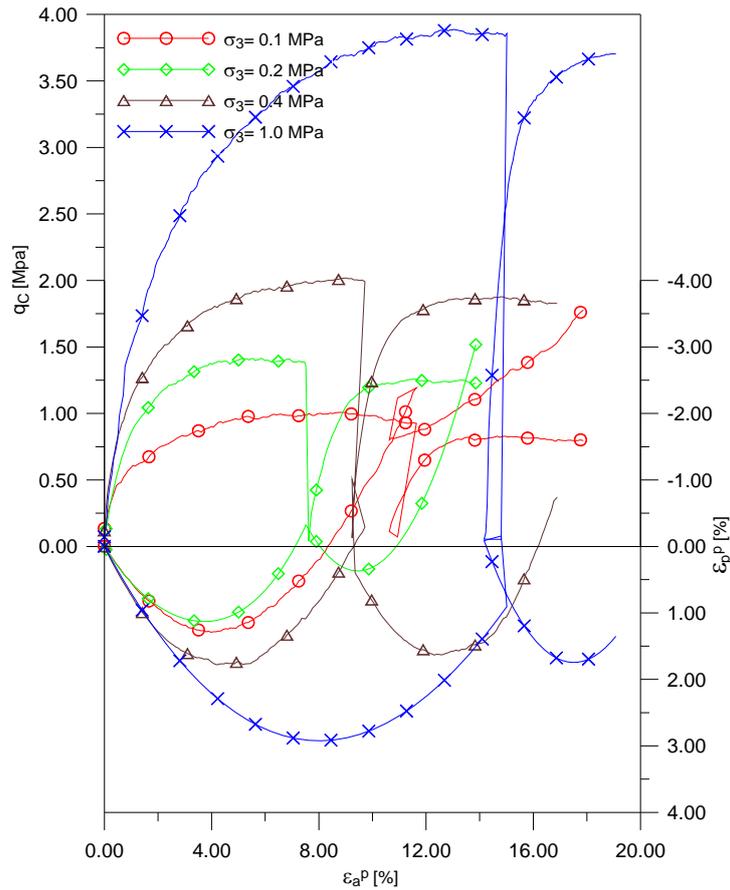
En la tabla 6.3 se resumen algunas de las características de los ensayos triaxiales multietapas para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en este apartado; así como los índices de rotura de Marsal y Hardin para cada ensayo.

En la Fig. 6.77 se muestran los resultados obtenidos en donde el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1 \text{ MPa}$  presenta valores de tensión desviadora menores. Al retirar la tensión desviadora para realizar el cambio de succión por inundación y volver aplicar la tensión desviadora, la probeta presenta valores de tensión desviadora inferiores a los presentados en la etapa no saturada. La deformación volumétrica inicialmente contrae y debido a la baja tensión de confinamiento dilata durante la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora, se realiza el cambio de succión y se aplica la tensión desviadora, existe una pequeña contracción la cual cambia a un comportamiento dilatante hasta el final del ensayo.

El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2 \text{ MPa}$  presenta mayores valores de tensión desviadora para la trayectoria no saturada. Al retirar la tensión desviadora para realizar el cambio de succión y volver aplicar la tensión desviadora, la probeta obtiene valores de tensión desviadora inferiores a los obtenidos en la etapa no saturada. La deformación volumétrica presenta un comportamiento contractante al inicio, el cual cambia a dilatante en la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión y aplicar la tensión desviadora, existe un incremento de la contracción la cual cambia a dilatante hasta el final del ensayo.

El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4 \text{ MPa}$  presenta mayores valores de la tensión desviadora para la trayectoria no saturada. Al retirar la tensión desviadora para realizar el cambio de succión y volver aplicar la tensión desviadora, la probeta presenta valores de tensión desviadora inferiores a los presentados en la etapa no saturada. La deformación volumétrica presenta un comportamiento contractante, el cual cambia a dilatante a medida que se va alcanzando mayor deformación axial. Al retirar la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, la probeta contrae para posterior volver a presentar un comportamiento dilatante al final de la etapa saturada.

El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0 \text{ MPa}$  presenta mayores valores de la tensión desviadora debido al confinamiento y a la succión total en la etapa no saturada. Una vez alcanzadas las condiciones límite se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión. Al aplicar nuevamente la tensión desviadora se observa que ésta se incrementa hasta alcanzar valores inferiores a la etapa no saturada. La deformación volumétrica presenta un comportamiento contractante el cual cambia a dilatante al final de la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora y se realiza el cambio de succión. La muestra vuelve a presentar un comportamiento contractante que posteriormente cambia a dilatante al final de la trayectoria saturada.



**Figura. 6.77** Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

### 6.2.2.1 Resistencia al corte

En la Fig. 6.78 se presentan las trayectorias de tensiones en el plano p:q. Es importante comentar el incremento de la resistencia al corte de las muestras debido a la tensión de confinamiento y a la succión aplicada en las probetas.

La tensión desviadora se incrementa a medida que las probetas fueron sometidas a presiones de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa.

Los valores de las tensiones desviadoras para las diferentes tensiones de confinamiento, presenta un valor máximo del ángulo de fricción interna para las etapas no saturadas. Se determinaron los ángulos de fricción interna para la etapa saturada; los cuales presentan valores inferiores a los de la etapa no saturada para las diferentes tensiones de confinamiento. La diferencia entre los valores de los ángulos de fricción para la etapa no saturada y saturada se va haciendo menor a medida que aumentamos la tensión de confinamiento como se puede apreciar en la Fig. 6.78.

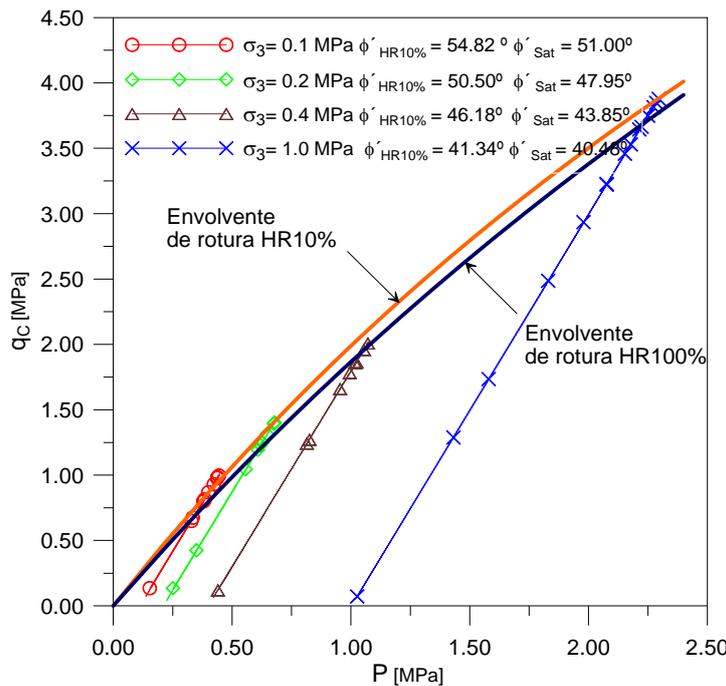


Figura. 6.78 Trayectorias de tensiones en el plano  $p:q$  a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

### 6.2.2.2 Estado crítico

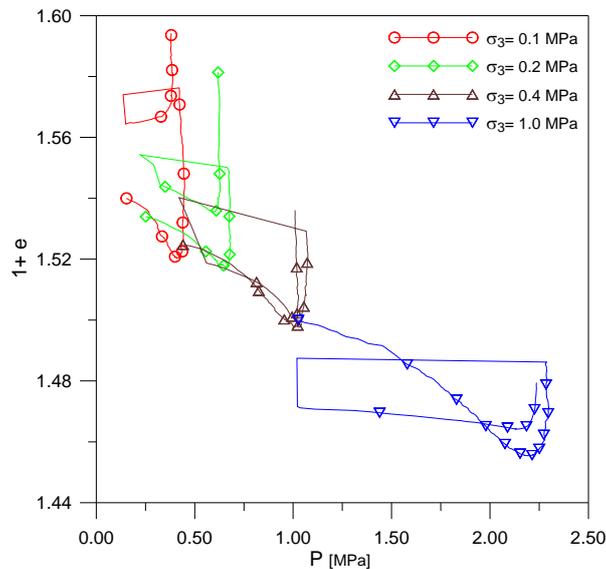
En la Fig. 6.79 se presenta la variación del volumen específico con la tensión media. El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta un comportamiento de compresión inicial hasta un cierto valor de la tensión media, para posteriormente cambiar a un comportamiento dilatante en la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora y realizar el cambio de succión, se presenta una disminución del volumen específico, el cual se recupera y continúa con un comportamiento dilatante al final del ensayo.

El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2$  MPa presenta un comportamiento de compresión y una disminución de su volumen específico hasta un cierto valor de la tensión media, para posteriormente cambiar a un comportamiento dilatante en la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora y realizar el cambio de succión, se presenta una disminución del volumen específico, el cual se recupera y continúa con su comportamiento dilatante al final del ensayo.

El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  MPa presenta un comportamiento de compresión inicial, existiendo una disminución considerable de su volumen específico. Antes de alcanzar las condiciones límite la muestra cambia a un comportamiento dilatante en la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora y se realiza el cambio de succión, existe una disminución del volumen específico debido al incremento de la compresión y a la rotura de partículas presentando un comportamiento contractante que cambia a dilatante al final del ensayo.

En el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa presenta un comportamiento de compresión el cual cambia a un comportamiento dilatante a medida que se incrementa la tensión media en la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora y

realizar el cambio de succión, se observa un comportamiento contractante, el cual cambia a dilatante al final del ensayo durante la etapa saturada.

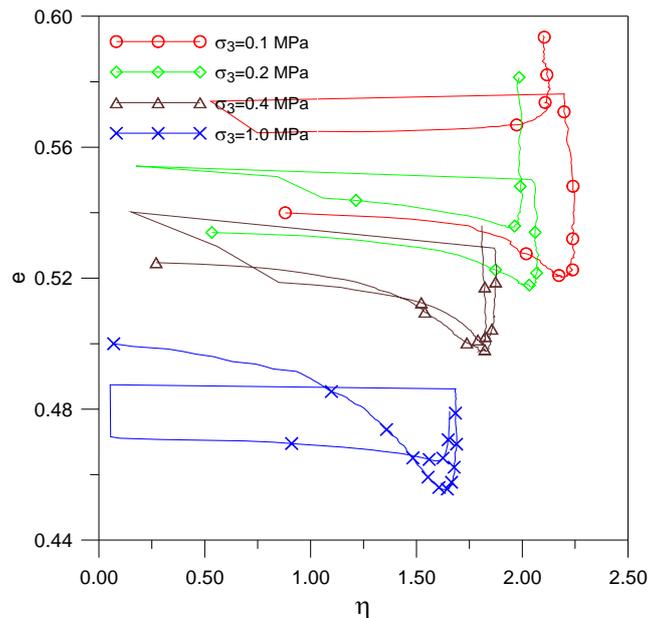


**Figura. 6.79** Variación del volumen específico a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

Como se observa en la Fig. 6.79 y teniendo en cuenta los grandes índices de dilatación que fueron medidos al final de los ensayos no es posible determinar el estado crítico, debido a que las muestras después de haber alcanzado las condiciones límite continúan experimentando cambios en su volumen específico.

### 6.2.2.3 Análisis de la dilatación

En Fig. 6.80 se muestran la variación de las relaciones de tensiones con la relación de vacíos. Las probetas para las tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa presentan un comportamiento contractante hasta un cierto valor de la relación de tensiones. Antes de alcanzar las condiciones límite el material cambia a un comportamiento dilatante. Siendo mayor para el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa y disminuye para los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa durante la etapa no saturada. En el momento que se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta un comportamiento dilatante. Los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4,$  y  $1.0$  MPa presentan un comportamiento contractante que posteriormente se cambia a dilatante a medida que crece la relación de tensiones en la etapa saturada.



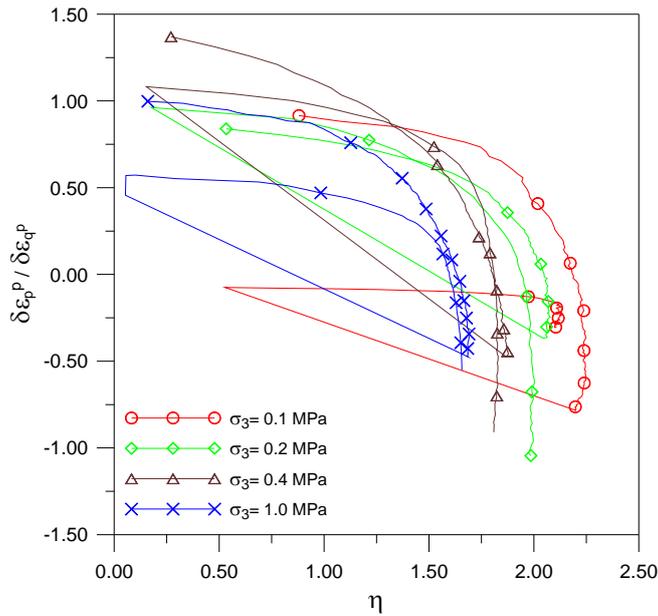
**Figura. 6.80** Variación de la relación de tensiones con la relación de vacíos a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

En la Fig. 6.81 se presenta la variación de la dilatancia con la relación de tensiones y en la Fig. 6.82 se presentan la misma variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones máxima ( $M^*$ ). En estos gráficos se observa el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta un comportamiento dilatante mayor que los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4, 1.0$  MPa para la etapa no saturada. Una vez alcanzado las condiciones límite se retiró la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, se observa una disminución de la dilatancia la cual se vuelve a reactivar al aplicar la tensión desviadora.

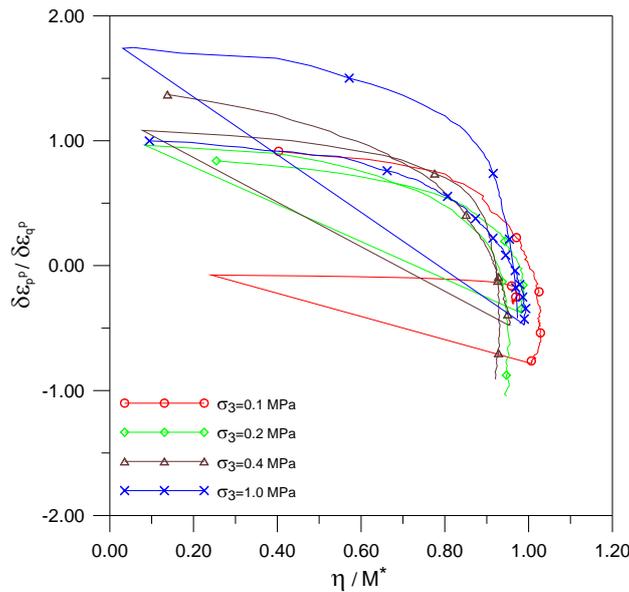
El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2$  MPa muestra un comportamiento dilatante un poco menor al presentado por el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa para la etapa no saturada. Al momento de retirar la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, se observa una disminución de la dilatancia la cual se incrementa y presenta valores superiores a la etapa no saturada.

En el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  MPa se muestra un comportamiento dilatante mayor que el presentado por el ensayo con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.2$  MPa para la etapa no saturada. Al retirar a tensión desviadora para realizar el cambio de succión, existe una disminución de la dilatancia la cual se vuelve a activar para alcanzar valores superiores a los presentados en la trayectoria no saturada.

En el ensayo con tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 1.0$  MPa presenta un comportamiento dilatante muy parecido al del ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  MPa para la etapa no saturada. Al retirar la tensión desviadora y hacer el cambio de succión, existe una disminución de la dilatancia para volver a incrementarse hasta alcanzar valores ligeramente superiores a los obtenidos en la etapa no saturada.

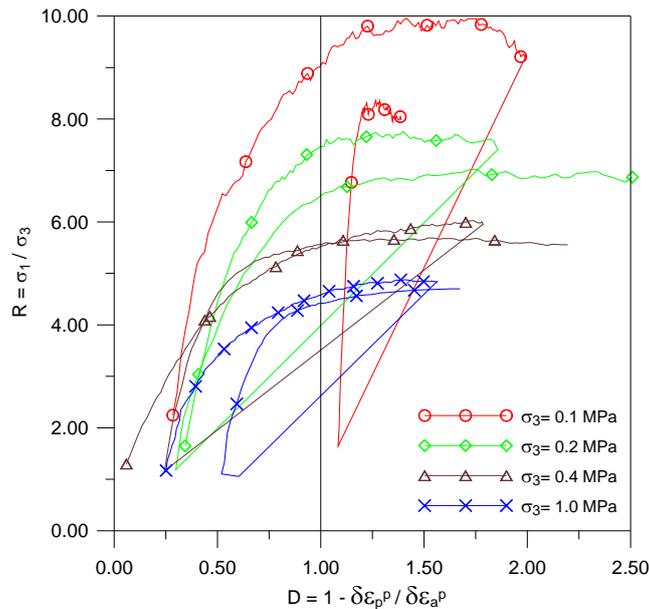


**Figura. 6.81** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc



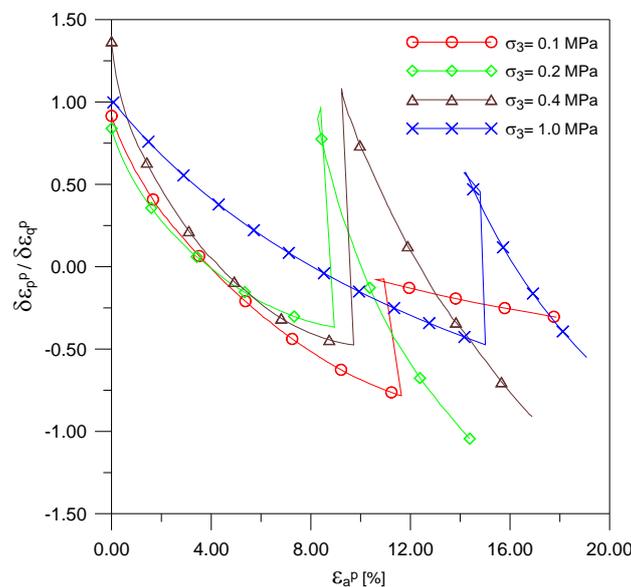
**Figura. 6.82** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

En la Fig. 6.83 se muestra variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D propuesto por Wan y Guo (1998). En donde se observa la dilatancia para el ensayo de con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa es mayor que la de los ensayos con  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa en la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, existe una disminución de la dilatancia en todos los ensayos la cual se incrementa en la etapa saturada.



**Figura. 6.83 Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc**

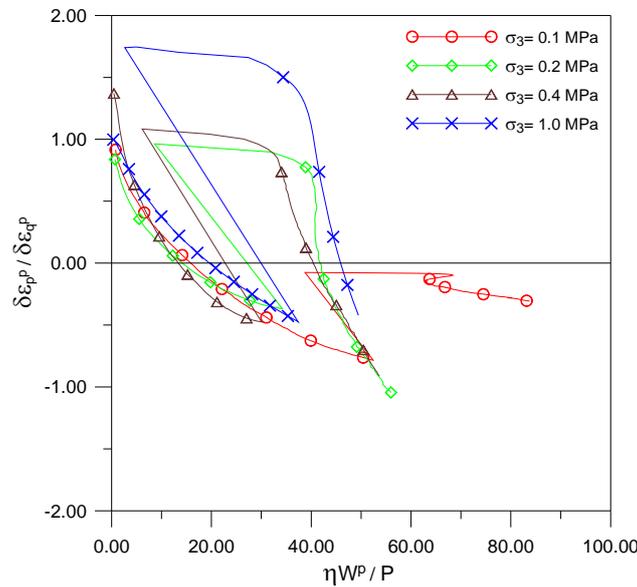
En la Fig. 6.84 se muestra la variación de la dilatancia con la deformación axial plástica, en donde se muestra el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta mayores valores de dilatancia que los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa en la etapa no saturada. Cuando se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, se observa una disminución de la dilatancia hasta un cierto valor, la cual se activa para continuar con la tendencia dilatante a medida que la probeta va adquiriendo mayor deformación axial.



**Figura. 6.84 Variación de la dilatancia con la deformación axial plástica a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc**

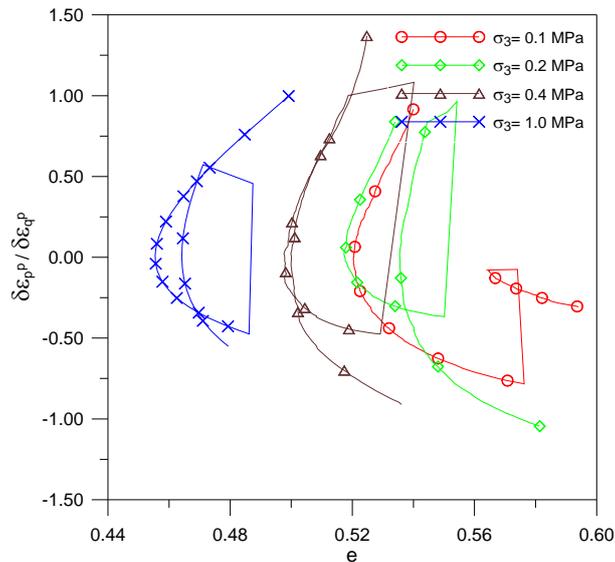
En la Fig. 6.85 se muestra la variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por la tensión media. El ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  MPa presenta mayor dilatancia que los ensayos con tensión

de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa en la etapa no saturada. Una vez que se han alcanzado las condiciones límite y se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, observamos una disminución de la dilatancia continuando con un comportamiento dilatante hasta el final del ensayo.



**Figura. 6.85** Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por las tensiones medias  $p$  a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

En las Fig. 6.86 se muestra la variación de la dilatancia en función de la relación de vacíos. En donde se observa en los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa la dilatancia crece inicialmente a un ritmo muy rápido con tendencia siempre a disminuir a medida que las probetas se van densificando. Existe una relación de vacíos mínima en la cual el material ha alcanzado su densificación máxima; debido a que no se pueden superar la resistencia del material se empieza a accionar el mecanismo de fricción entre partículas. Una vez que se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, existe una disminución de la dilatancia debido a la contracción de las probetas, las cuales vuelven a presentar un comportamiento dilatante hasta el final del ensayo en la etapa saturada.



**Figura. 6.86** Variación de la dilatancia con la relación de a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

#### 6.2.2.4 Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica

En la Fig. 6.87 se muestran los vectores de deformación plástica para las tensiones de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa. Los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.1$  y  $0.2$  MPa presentan un comportamiento de contracción inicial y antes de alcanzar las condiciones límite cambia a un comportamiento dilatante en la etapa no saturada. Al retirar la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, existe un comportamiento contractante de la deformación volumétrica, la cual cambia a un comportamiento dilatante en menor magnitud al presentado en la etapa no saturada.

En el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.4$  MPa se presenta un comportamiento contractante inicial, el cual cambia a dilatante de manera similar al del ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2$  MPa al final de la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora y realizar el cambio de succión, existe un aumento de la contracción, la cual cambia a un comportamiento dilatante al final del ensayo durante la etapa saturada.

En el ensayo con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa se presenta un comportamiento contractante inicial el cual cambia a dilatante al final de la etapa no saturada. Una vez que se retira la tensión desviadora para realizar el cambio de succión, la probeta contrae para posteriormente dilatar en menor magnitud que los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.2, 0.4$  MPa al final de la etapa saturada.

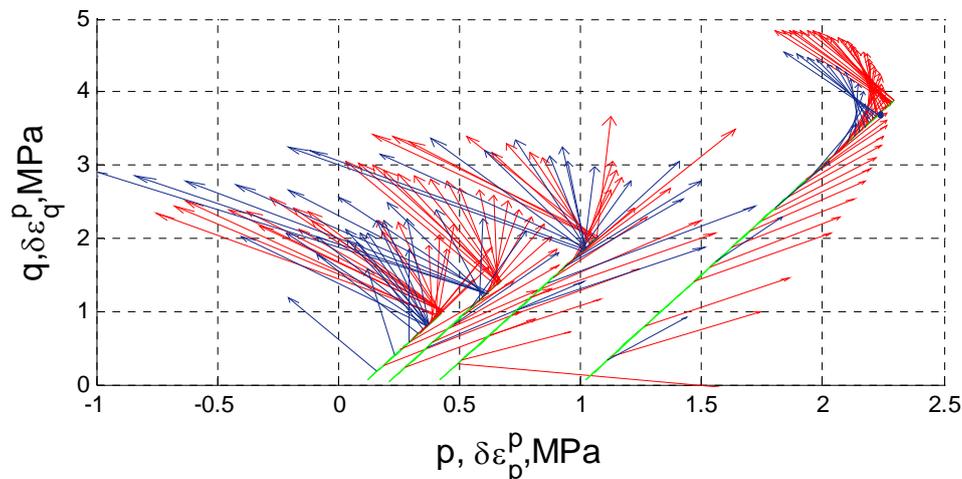


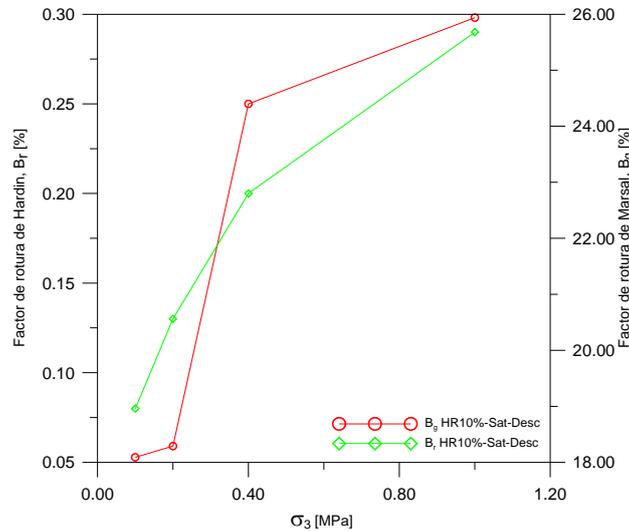
Figura. 6.87 Vectores de deformación plástica a  $\sigma_3 = 0.1, 0.2, 0.4$  y  $1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

#### 6.2.2.5 Rotura de partículas

Después de realizados los ensayos triaxiales para diferentes trayectoria de tensiones y succiones, se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones y los cambios de succión en las probetas.

Para cuantificar el daño debido a las trayectorias de tensiones y los cambios de succión se determinaron los índices de rotura partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$ , propuesto por Hardin (1985). En la Fig. 6.88 Se muestra la variación de dichos índices

en función de la tensión de confinamiento, los índices de Marsal ( $B_g$ ) y Hardin ( $B_r$ ) aumenta con la tensión de confinamiento. Como se puede observar la rotura de partículas esta íntimamente relacionada con la tensión de confinamiento y con los cambios de succión.



**Figura. 6.88 Variación de los índices de Hardin y Marsal para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en función de la tensión de confinamiento  $\sigma_3$**

En la Fig. 6.89 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizado al ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa.

En la Fig. 6.90 se presentan las granulometrías para el ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa ajustada a su correspondiente ecuación analítica. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a dicha curva podemos determinar la función de densidad para cada punto específico de la curva.

En las Fig. 6.91 se presentan la función de densidad de probabilidad para la trayectoria de tensión y succión del ensayo  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. En donde analizando la función de densidad de la curva granulometría original se observa que se presenta una forma similar a la distribución normal. Esta curva muestra un tamaño dominante de partículas de 25 mm en su punto de inflexión más alto correspondiente a su función de densidad máxima. Si analizamos la curva granulométrica correspondiente a la trayectoria de tensión y succión para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa, se observa que este tamaño dominante de partículas es 15 mm. La curva se ha desplazado con respecto a su forma original debido a la rotura de partículas originado por las trayectorias de tensión y los cambios de succión.

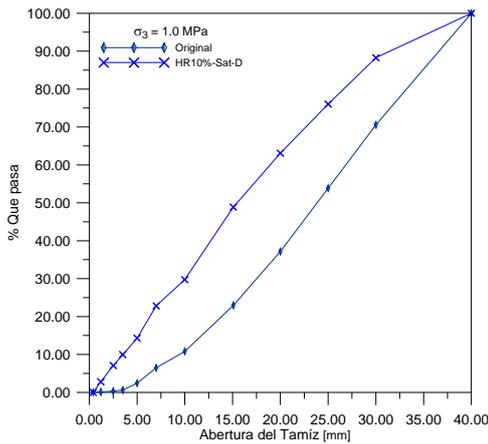


Figura. 6.89 Granulometrías original y al final del ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

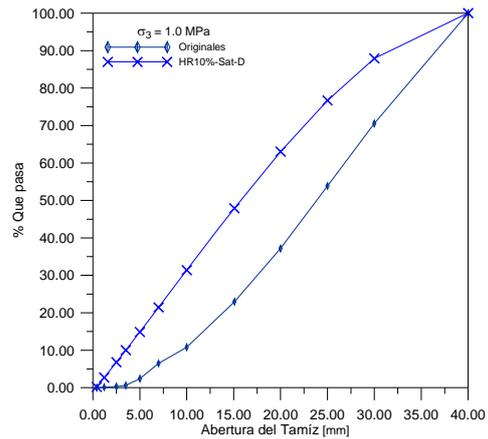


Figura. 6.90 Granulometrías original y al final del ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

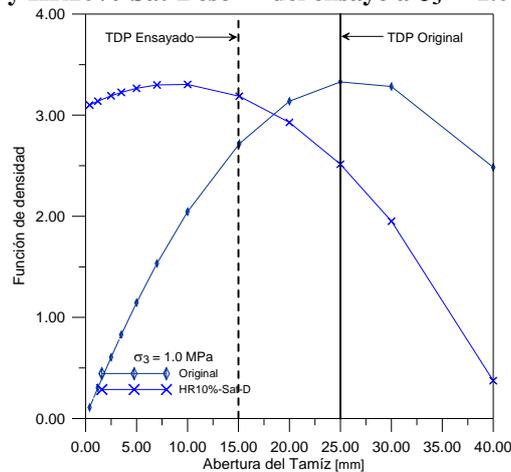


Figura. 6.91 Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final del ensayo a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

### 6.3 Ensayos triaxiales a diferentes velocidad de deformación de corte

La velocidad de las deformaciones de corte en los materiales depende de la intensidad con que se apliquen las cargas en las estructuras; presentando rangos bastante amplios en su aplicación. El llenado del embalse de una presa puede tardar varios meses desde su puesta en operación, pero puede agilizarse si se presentan lluvias inesperadas en la zona que provocan un incremento en el caudal de los ríos, incrementando la velocidad de aplicación de las cargas sobre la cortina de la presa. La velocidad con que circulan los trenes en las vías férreas depende del tipo de transporte (carga o pasaje) que se mueva, así como de la velocidad que desarrollen los trenes. El tráfico en las autopistas esta clasificado como pesado y ligero dependiendo de la velocidad de operación. El empuje generado por la marea sobre los enrocamientos en los puertos depende de la velocidad de la marea y de la intensidad del viento. Teniendo en cuenta esta problemática anterior, se realiza una serie de ensayos triaxiales con la finalidad de obtener información sobre el comportamiento de los materiales granulares, cuando se someten a diferentes trayectorias de tensiones y succiones variando la velocidad de deformación de corte.

### 6.3.1 Análisis de la velocidad de deformación de corte a altos índices y baja tensión de confinamiento.

En este apartado se interpretan los ensayos triaxiales desarrollados para diferentes trayectorias de tensiones y succiones. Los ensayos se realizaron a una misma tensión de confinamiento con la idea de estudiar el comportamiento de los materiales granulares a diferentes velocidades de deformación de corte. Prestando especial interés a la influencia de la succión y al efecto de sus cambios por inundación de los materiales.

La tensión de confinamiento en los especímenes  $\sigma_3 = 0.6$  MPa se aplicó durante un periodo de tiempo de 3 horas. Las tensiones desviadoras se aplicaron posteriormente a la consolidación de las probetas a deformación controlada. Se aplicaron dos velocidades de la deformación de corte: una velocidad de deformación de corte baja de 0.06 mm/s y otra velocidad de deformación de corte alta de 0.105 mm/s.

En la tabla 6.4 se resumen las características de las trayectorias de tensión-succión y las velocidades de deformación de corte para las dos series de ensayos desarrollados; así como también se presentan los índices de rotura de Marsal y Hardin para cada ensayo.

Tabla 6.4 Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa

$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR	Vel. Def. de corte mm/s	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
0.6	100%	0.06	14.78	0.15
0.6	50%	0.06	15.26	0.17
0.6	10%-Sat-Cort	0.06	21.20	0.23
0.6	10%-Sat-Desc	0.06	22.31	0.22
0.6	100%	0.105	20.90	0.21
0.6	50%	0.105	20.83	0.23
0.6	10%-Sat-Cort	0.105	21.61	0.25
0.6	10%-Sat-Desc	0.105	21.42	0.25

#### 6.3.1.1 Comportamiento tensión-deformación

En la Fig. 6.92 se muestran dos series de ensayos triaxiales a diferentes velocidades de deformación de corte; una baja de 0.06 mm/s y otra alta de 0.105 mm/s para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa. Las trayectorias de tensiones y succiones son iguales a las desarrolladas en los apartados anteriores.

Analizado el comportamiento tensión-deformación se observa la tendencia tan definida que presentan la tensión desviadora para las dos de velocidades de deformación de corte. Estas se agrupan de tal manera que los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s muestran mayor resistencia que los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s.

Analizando las trayectorias a succión constante (HR100% y HR50%) y las trayectorias a succión variable (HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc) los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presenta valores mayores de tensión desviadora que los mismos ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s en las etapas no saturadas y saturadas. La deformación volumétrica es mayor para los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s que los mismos ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s.

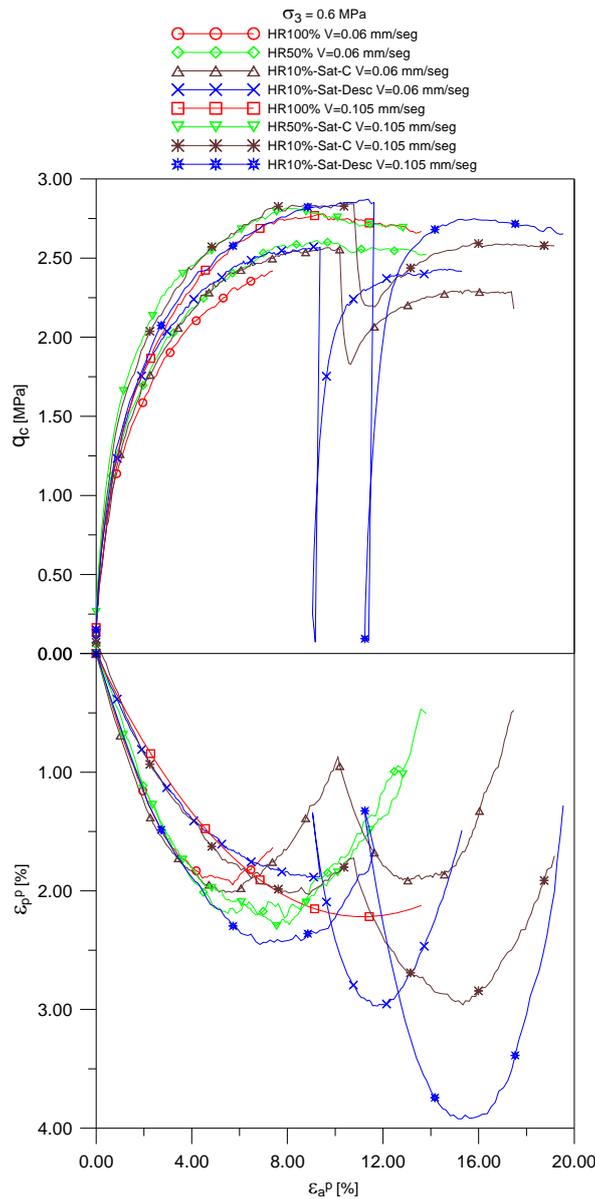


Figura. 6.92 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 0.6 \text{ MPa}$

### 6.3.1.2 Resistencia al corte

En la tabla 6.5 se resumen los valores de los ángulos de fricción interna obtenidos para los ensayos con las velocidades de deformación de corte de 0.105 mm/s y 0.06 mm/s

para la tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.6$  MPa. Se observa como las velocidades de deformación de corte influyen notablemente en la resistencia y las características de compresión de los materiales granulares bajo diferentes trayectorias de tensiones y succiones. Como se puede apreciar los valores de los ángulos de fricción interna son mayores para los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s en todas las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas.

Tabla 6.5 Resumen de los ángulos de fricción interna para las velocidades de deformación de corte de 0.06 y 0.105 mm/s y tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa

Velocidad de deformación de corte 0.06 mm/s			Velocidad de deformación de corte 0.105 mm/s		
Trayectoria Tensión-Succión	$\phi'_{HR}$	$\phi'_{Sat}$	Trayectoria Tensión- Succión	$\phi'_{HR}$	$\phi'_{Sat}$
HR100%		41.80	HR100%		43.88
HR50%	42.96		HR50%	44.50	
HR10%-Sat-Cort	43.06	41.20	HR10%-Sat-Cort	44.44	42.85
HR10%-Sat-Desc	43.03	41.89	HR10%-Sat-Desc	44.64	43.34

### 6.3.1.3 Análisis de la dilatancia

En las Figs. 6.93, 6.94, 6.95, 6.96, 6.97 se presenta la variación de la dilatancia con la relación de tensiones, la relación tensión crítica, la relación de tensiones principales, la deformación axial y la relación de vacíos para las trayectorias de tensiones, succiones y velocidad de deformación. En las trayectorias a HR100%, se observa que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s presenta mayores índices de dilatancia que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s. En las trayectorias a HR50%, se observa que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presenta mayores índices de dilatancia que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s. En las trayectorias a HR10%-Sat-Cort, se presenta un comportamiento dilatante muy parecido para las velocidades de deformación de corte de 0.105 mm/s y 0.06 mm/s en la etapa no saturada y saturada. En las trayectorias a HR10%-Sat-Desc, el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presenta mayores índices de dilatancia que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s en la etapa no saturada y saturada.

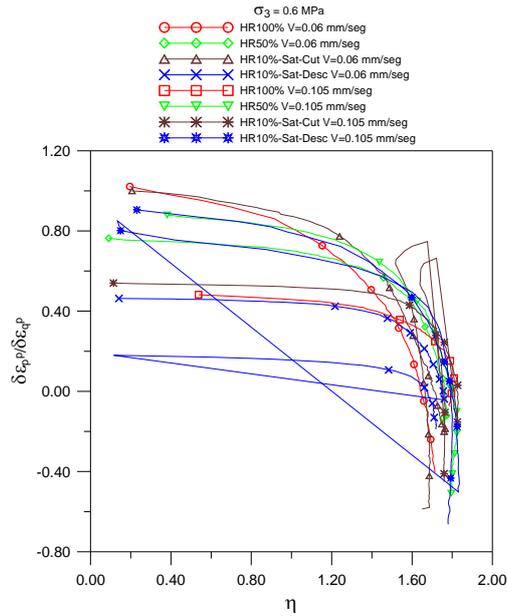


Figura. 6.93 Variación de la dilatación con la relación de tensiones para las velocidades de deformación de corte de 0.06mm/s y 0.105 mm/s a  $\sigma_3 = 0.6 \text{ MPa}$

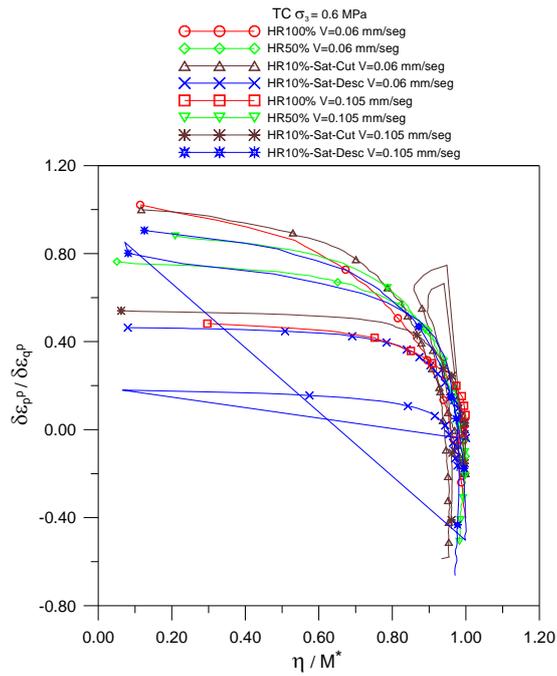


Figura. 6.94 Variación de la dilatación con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  para las velocidades de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a  $\sigma_3 = 0.6 \text{ MPa}$

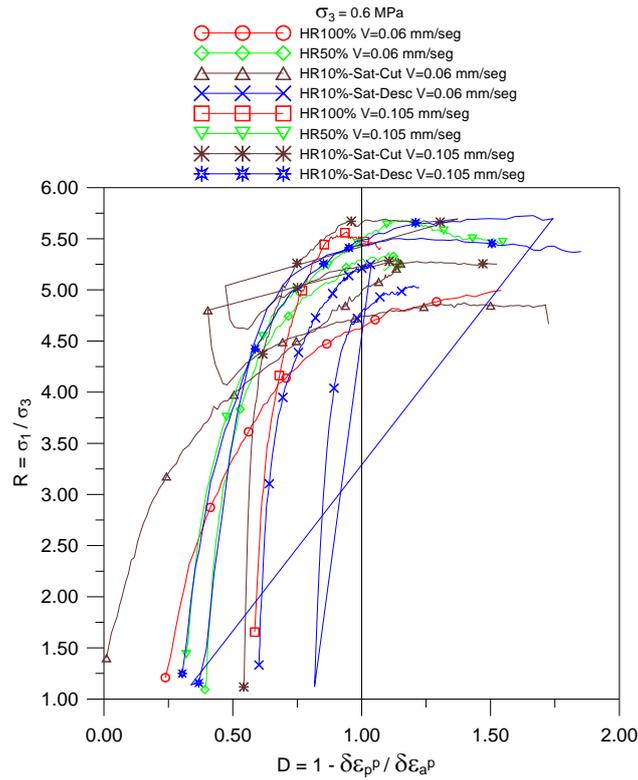


Figura. 6.95 Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las velocidades de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a  $\sigma_3 = 0.6 \text{ MPa}$

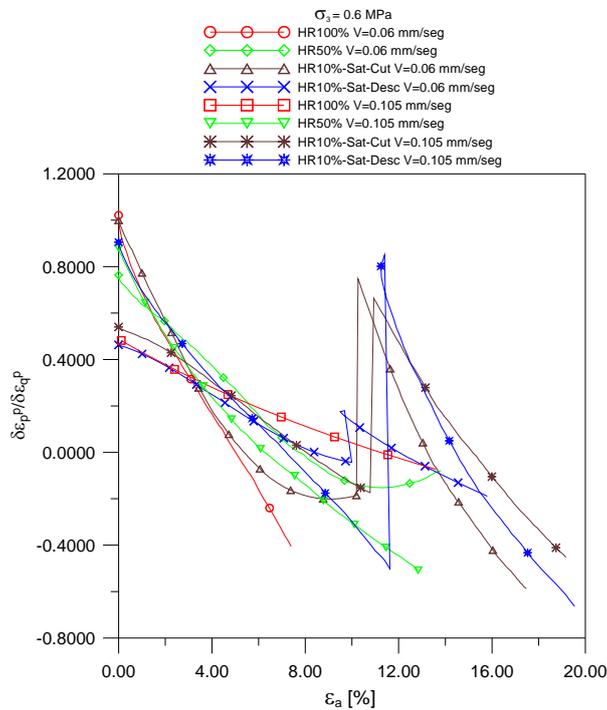


Figura. 6.96 Variación de la dilatancia con la deformación axial plástica para las velocidades de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a  $\sigma_3 = 0.6 \text{ MPa}$

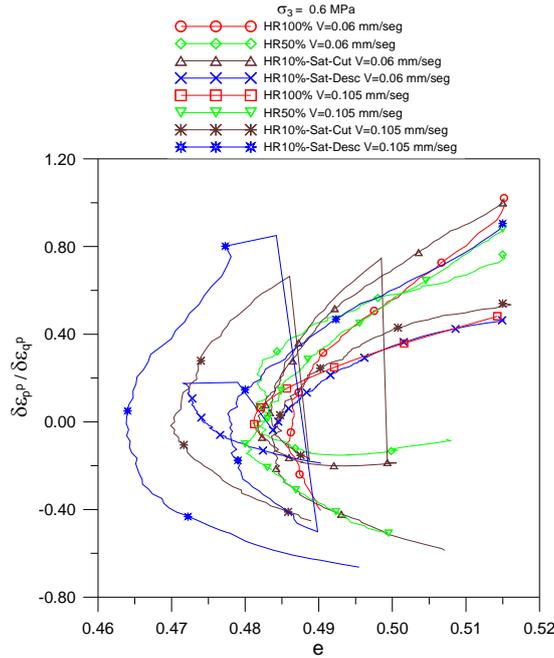


Figura. 6.97 Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las velocidades de de deformación de corte de 0.105 y 0.06 mm/s a  $\sigma_3 = 0.6$  MPa

#### 6.3.1.4 Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica

En la Figs. 6.98 y 6.99 se muestran los vectores de deformación plástica para las trayectorias a HR100%. En donde se observa que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s presenta un comportamiento de contracción inicial para cambiar a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite. El ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presenta un comportamiento contractante inicial, que cambia a dilatante en menor magnitud que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/seg.

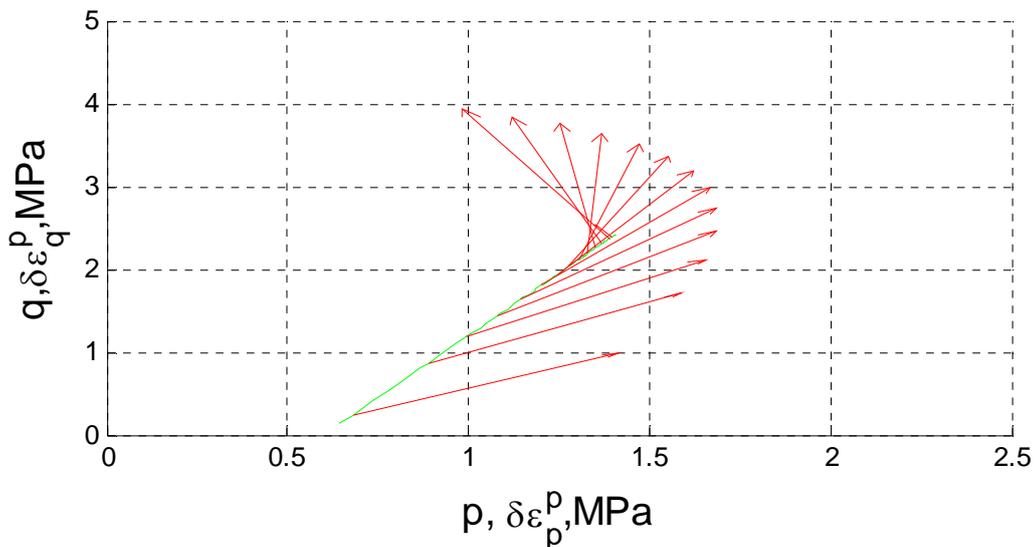
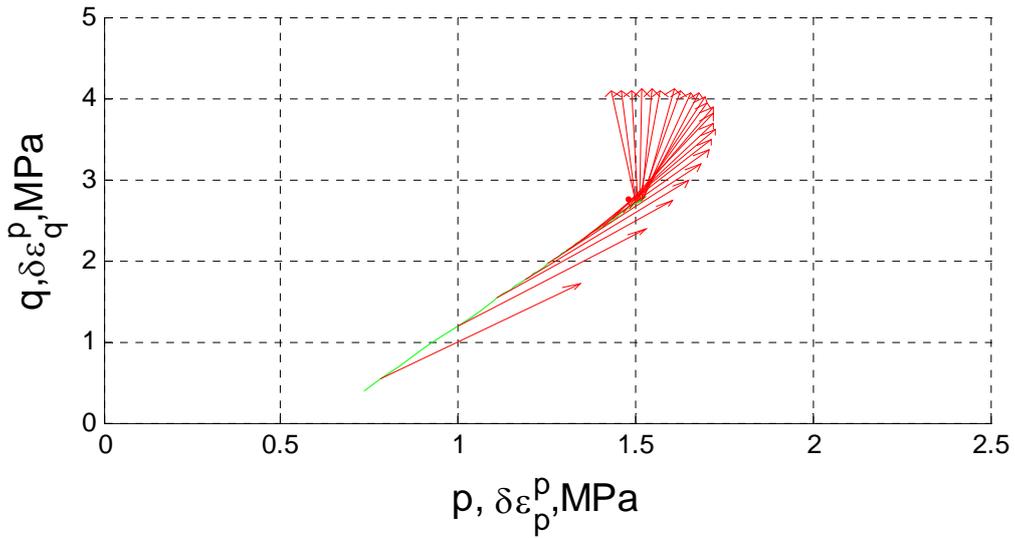
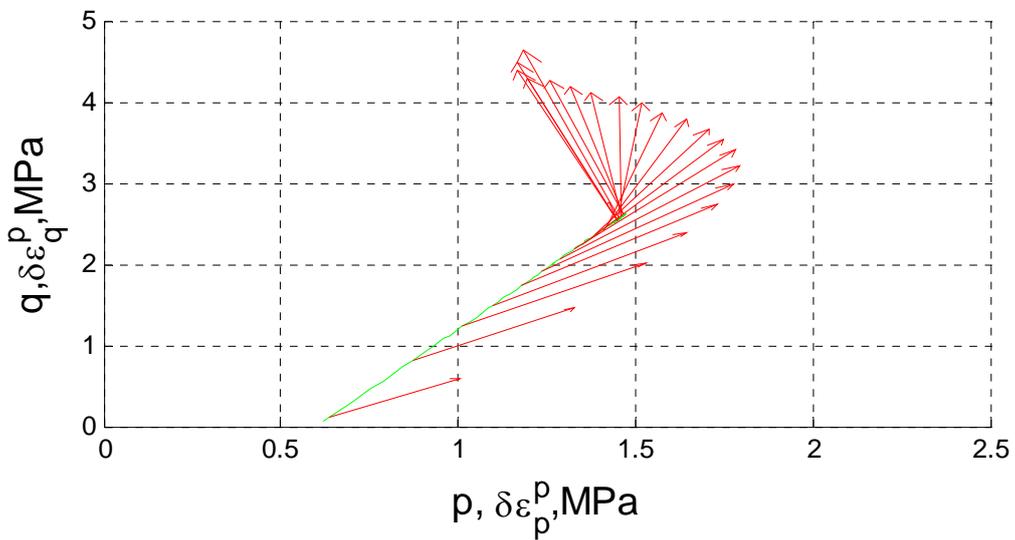


Figura. 6.98 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s,  $\sigma_3 = 0.6$  MPa y HR100%

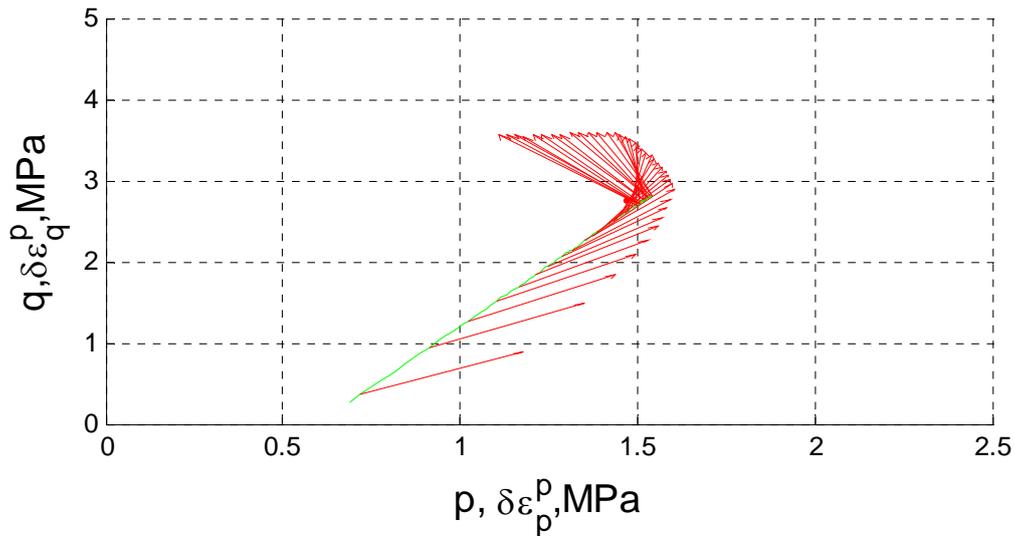


**Figura. 6.99** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s,  $\sigma_3=0.6$  MPa y HR100%

En la Figs. 6.100 y 6.101 se muestran vectores de deformación plástica para la trayectoria a HR50%. En donde se observa que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s presenta un comportamiento contractante inicial que cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite. El ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presenta un comportamiento contractante menor y rápidamente cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite del ensayo.

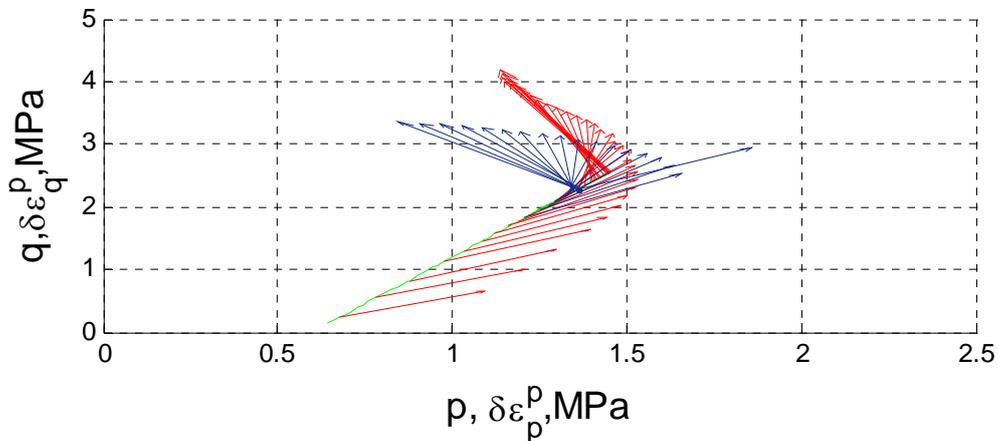


**Figura. 6.100** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s,  $\sigma_3=0.6$  MPa y HR50%

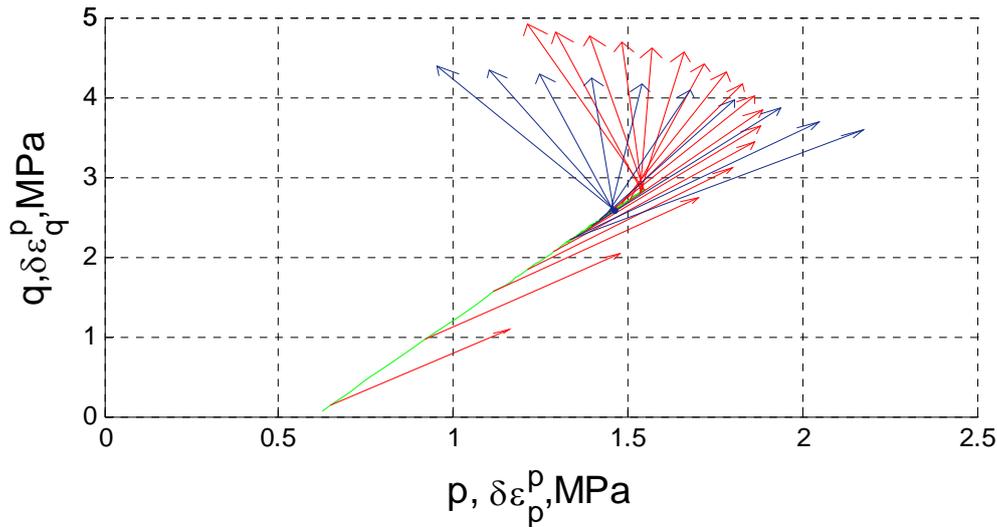


**Figura. 6.101** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s,  $\sigma_3=0.6$  MPa y HR50%

En la Figs. 6.102 y 6.103 se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria a HR10%-Sat-Cort. En donde observamos que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s presenta un comportamiento contractante muy similar al que presenta el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s en la etapa no saturada. Una vez alcanzadas las condiciones límite se realiza el cambio de succión, se obtiene un comportamiento contractante que cambia a dilatante a medida que se alcanzan las tensiones críticas.

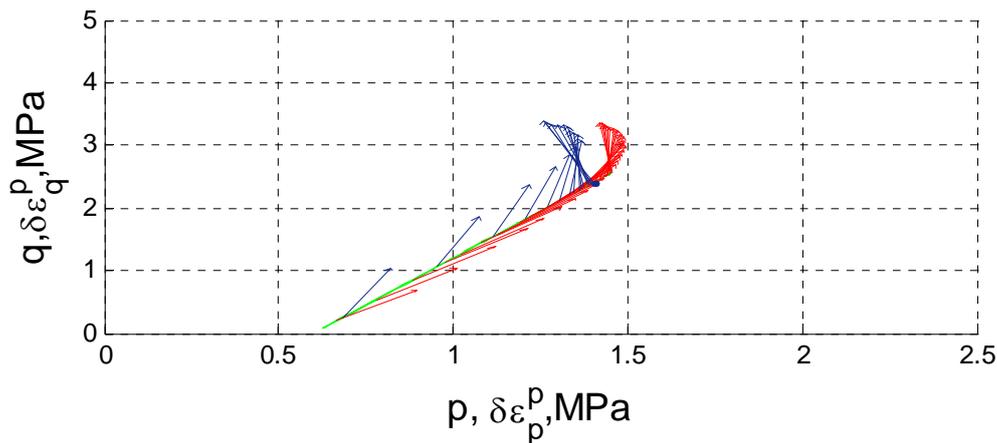


**Figura. 6.102** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s,  $\sigma_3=0.6$  MPa y HR10%-Sat-Cort



**Figura. 6.103** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s,  $\sigma_3 = 0.6$  MPa y HR10%-Sat-Cort

En la Figs. 6.104 y 6.105 se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria a HR10%-Sat-Desc. En donde se observa que el ensayo con velocidad de deformación de corte 0.06 mm/s presenta un comportamiento contractante inicial que cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite en la etapa no saturada. El ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presenta un comportamiento contractante, que cambia a dilatante en mayor magnitud que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s al final de la etapa no saturada. Una vez que las probetas han alcanzado las condiciones límite la tensión desviadora se retira para realizar el cambio de succión. En esta etapa saturada el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s presenta un comportamiento dilatante hasta el final del ensayo; mientras que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presenta un comportamiento contractante inicial que cambia a dilatante.



**Figura. 6.104** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s,  $\sigma_3 = 0.6$  MPa y HR10%-Sat-Desc

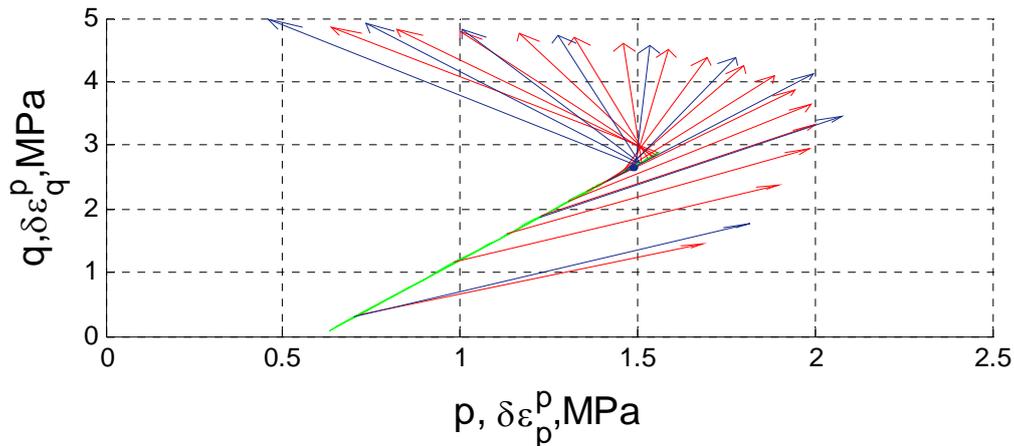


Figura. 6.105 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s,  $\sigma_3 = 0.6$  MPa y HR10%-Sat-Desc

### 6.3.1.5 Rotura de partículas

Después de realizado los ensayo triaxiales para diferentes trayectoria de tensiones, succiones y velocidades de deformación de corte, se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico, con la finalidad de determinar el daño.

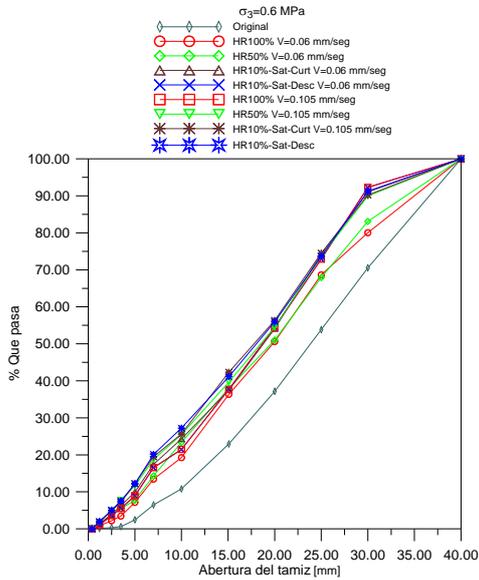
En la Fig. 6.106 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizados para los ensayos a diferentes humedades relativas.

En las Fig. 6.107 se presentan las granulometrías para los ensayos a diferentes trayectorias de tensiones, succiones y velocidades de deformaciones de corte ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada curva específica, podemos determinar la función de probabilidad para cada punto específico de las curvas.

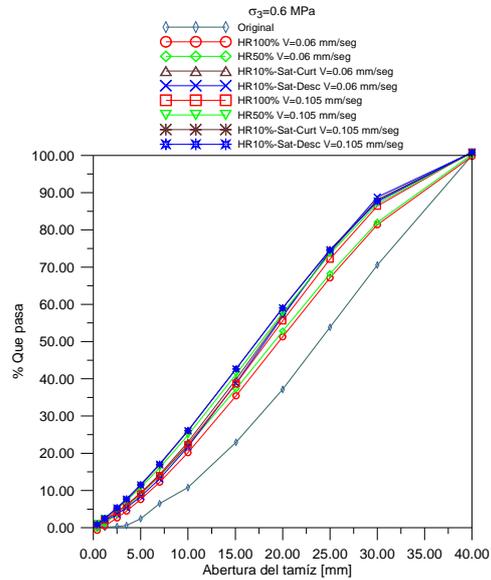
En las Fig. 6.108 se presentan la función de densidad de probabilidades para las diferentes trayectorias de tensiones, succiones y velocidad de deformación de corte. En donde analizando la función de probabilidad de la curva granulométrica original, esta curva muestra un tamaño dominante de partículas de 25 mm en su punto de inflexión más alto correspondiente a su pendiente máxima. Si analizamos las curvas granulométricas correspondientes a las diferentes trayectorias de tensiones, succiones y velocidades de deformaciones de corte, se observa que el tamaño dominante de partículas ha cambiado y en el caso de la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa es 20 mm. Las curvas se han desplazado con respecto a su forma original debido a la rotura de partículas originado por las trayectorias de tensiones, succiones y velocidad de deformación de corte.

Para cuantificar el daño debido a las trayectorias de tensiones, succiones y velocidad de deformación de corte se determinaron los índices de rotura partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). En la Fig. 6.109 se muestra la variación de dichos índices en función de la tensión de confinamiento. Los índices de

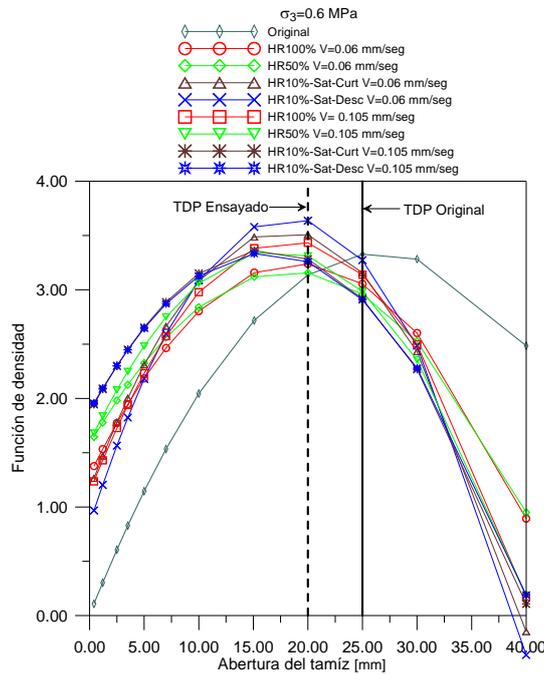
Marsal y Hardin son mayores para los ensayos con velocidades de deformación de corte de 0.105 mm/s que los que presentan los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s para la misma trayectoria de succión.



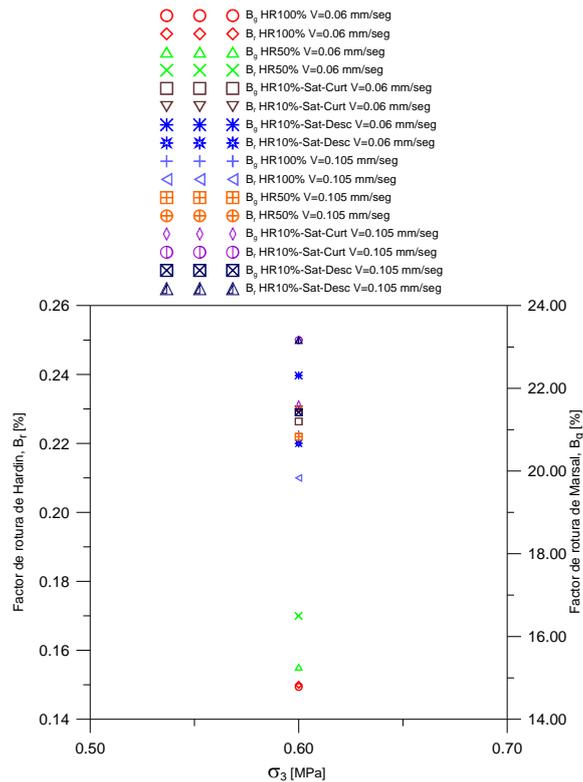
**Figura. 6.106** Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s,  $\sigma_3 = 0.6$  MPa



**Figura. 6.107** Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s,  $\sigma_3 = 0.6$  MPa



**Figura. 6.108** Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s,  $\sigma_3 = 0.6$  MPa



**Figura. 6.109** Variación de los parámetros de rotura de Marsal  $B_g$  y Hardin  $B_r$  para las velocidades de deformación de corte de 0.06 mm/s y 0.105 mm/s para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa

### 6.3.2 Análisis de la velocidad de deformación de corte a bajos índices y alta tensión de confinamiento

En este apartado se interpretan los ensayos triaxiales desarrollados para diferentes trayectorias de tensiones y succiones. Los ensayos se realizaron a una misma tensión de confinamiento con la idea de estudiar el comportamiento de los materiales granulares a diferentes velocidades de deformación de corte.

La tensión de confinamiento en los especímenes  $\sigma_3 = 1.0$  MPa la cual se aplicó durante un periodo de tiempo de 3 horas. Las tensiones desviadoras se aplicaron posteriormente a la consolidación de las probetas a deformación controlada, a dos velocidades de la deformación de corte: una velocidad de deformación de corte baja de 0.04 mm/s y otra velocidad de deformación de corte alta de 0.07 mm/s para las mismas trayectorias de tensiones y succiones.

En la tabla 6.6 se resumen las características de las trayectorias de tensiones, succiones, y las velocidades de deformación de corte para las dos series de ensayos desarrollados; así como también se presentan los índices de rotura de Marsal y Hardin para cada ensayo.

Tabla 6.6 Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa

Tensión de confinamiento $\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR	Vel. Def. de corte mm/s	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
1.0	100%	0.04	17.58	0.28
1.0	50%	0.04	24.82	0.27
1.0	10%-Sat-Cort	0.04	26.90	0.30
1.0	10%-Sat-Desc	0.04	22.66	0.25
1.0	100%	0.07	22.44	0.24
1.0	50%	0.07	22.69	0.25
1.0	10%-Sat-Cort	0.07	25.77	0.29
1.0	10%-Sat-Desc	0.07	25.94	0.29

### 6.3.2.1 Comportamiento tensión-deformación

En la Fig. 6.110 se muestran dos series de ensayos triaxiales a velocidades de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa.

Analizando el comportamiento tensión-deformación observamos las tendencias que presentan la tensión desviadora para las dos de velocidades de la deformación de corte. Ésta se agrupa de tal manera que los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s muestran mayor resistencia que los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/seg.

Analizando las trayectorias a succión constante (HR100% y HR50%) y las trayectorias a succión variable (HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc) los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s presenta mayores valores de la tensión desviadora que los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s. La deformación volumétrica es mayor para los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s que la presentan los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s.

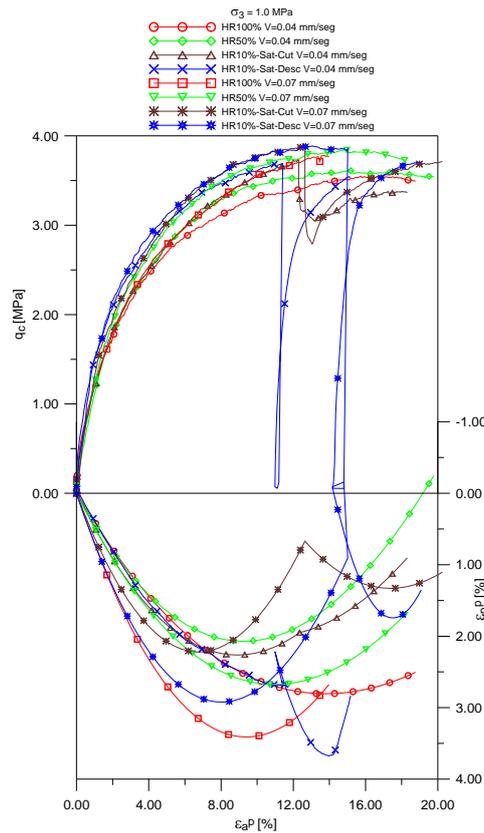


Figura. 6.110 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa.

### 6.3.2.2 Resistencia al corte

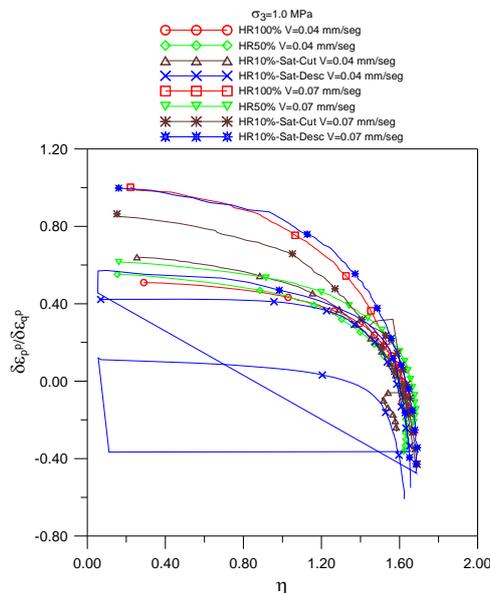
En la tabla 6.7 se resumen los valores de los ángulos de fricción interna obtenidos para los ensayos desarrollados con las velocidades de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s para la tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. Se observa como las velocidades de deformación de corte influyen en la resistencia y las características de compresión de los materiales granulares, bajo diferentes trayectorias de tensiones y succiones. Como se puede ver los ángulos de fricción interna son mayores para los ensayos con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s para todas las trayectorias de tensiones y succiones.

Tabla 6.7 Resumen de los ángulos de fricción interna para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s y tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa

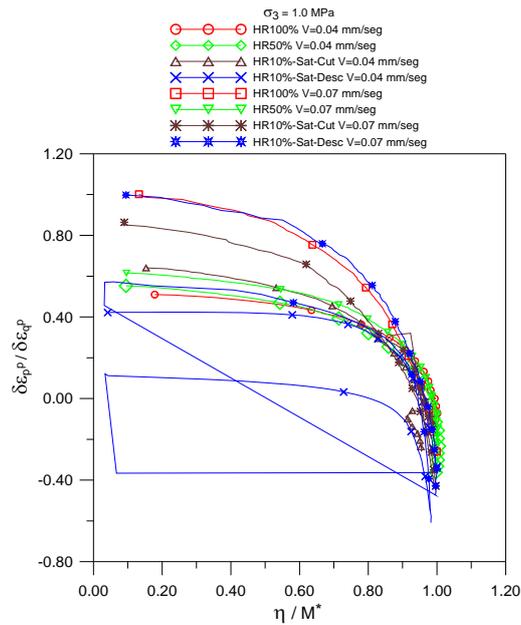
Velocidad de deformación de corte 0.04 mm/s			Velocidad de deformación de corte 0.07 mm/s		
Trayectoria Tesión-Succión	$\phi'_{HR}$	$\phi'_{Sat}$	Trayectoria Tesión-Succión	$\phi'_{HR}$	$\phi'_{Sat}$
HR100%		39.65	HR100%		40.70
HR50%	39.95		HR50%	41.01	
HR10%-Sat-Cort	40.01	38.77	HR10%-Sat-Cort	41.25	40.32
HR10%-Sat-Desc	40.41	39.70	HR10%-Sat-Desc	41.13	40.48

**6.3.2.3 Análisis de la dilatancia**

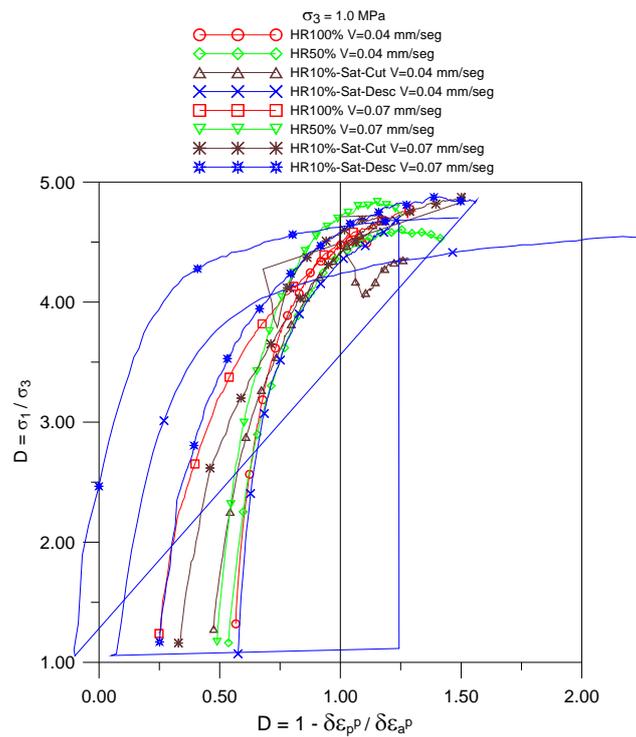
En la Fig. 6.111, 6.112, 6.113, 6.114, 6.115 se presenta la variación de la dilatancia con la relación de tensiones, la relación de tensiones crítica, la relación de tensiones principales, la deformación axial y la relación de vacíos para las trayectorias de tensiones, succiones y velocidades de deformación de corte. En la trayectoria a HR100% y HR50% se observa que los ensayos desarrollados a velocidad de deformación de corte 0.07 mm/s presenta mayores índices de dilatancia que los ensayos desarrollados a con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/seg. En la trayectoria a HR10%-Sat-Cort se observa que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s presenta mayores índices de dilatancia que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s para la etapa no saturada. En la etapa saturada se presentan un comportamiento dilatante muy parecido para las dos velocidades. En la trayectoria con HR10%-Sat-Desc se observa que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s presenta mayores índices de que el ensayo desarrollado a velocidad de deformación de corte 0.04mm/s para la etapa no saturada y saturada.



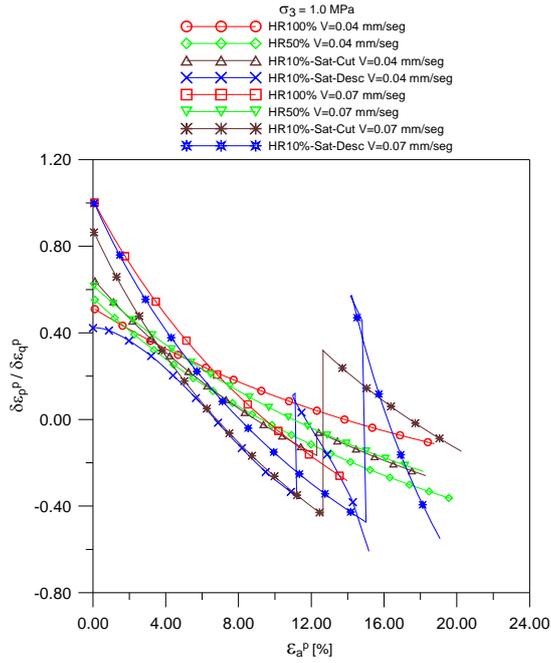
**Figura. 6.111 Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para las velocidades de deformación de corte de 0.04mm/s y 0.07 mm/s a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa**



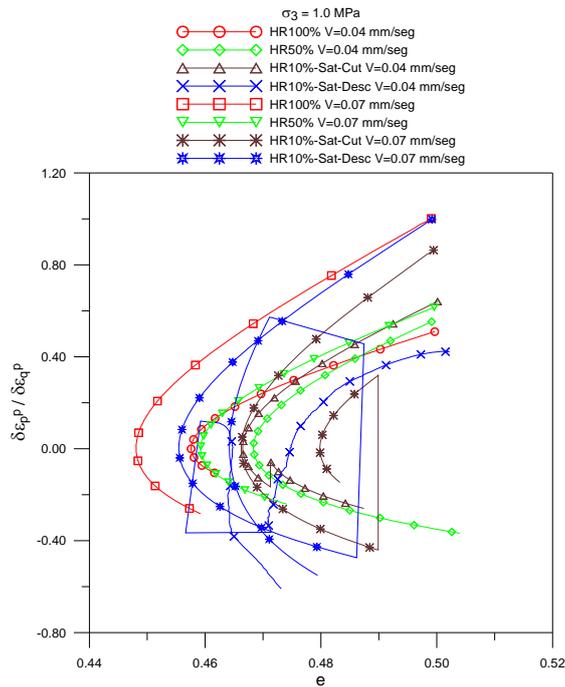
**Figura. 6.112** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones críticas  $M^*$  para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa



**Figura. 6.113** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa



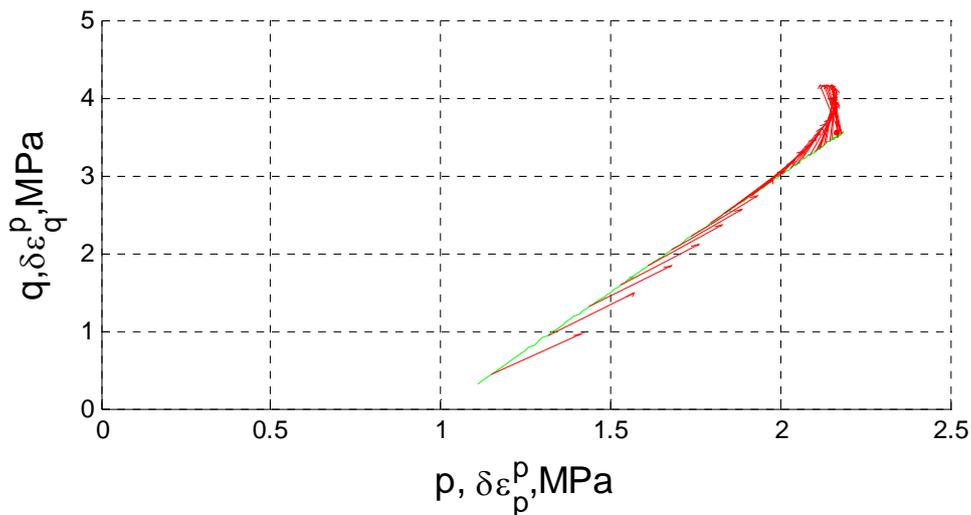
**Figura. 6.114** Variación de la dilatancia con la deformación axial plástica para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a  $\sigma_3 = 1.0 \text{ MPa}$



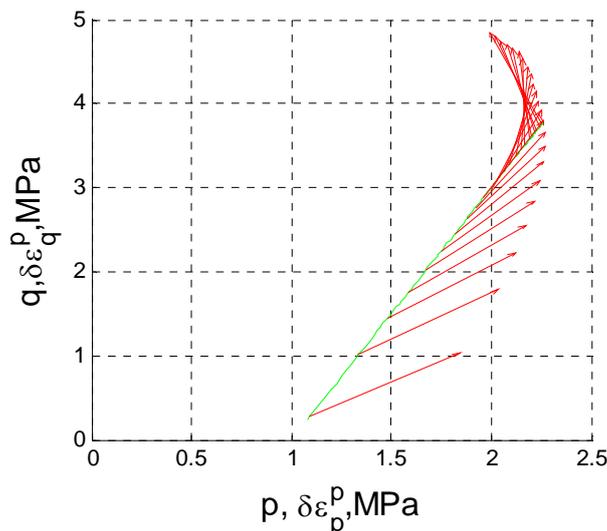
**Figura. 6.115** Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las velocidades de deformación de corte de 0.04 y 0.07 mm/s a  $\sigma_3 = 1.0 \text{ MPa}$

**6.3.2.4 Vectores de los incrementos de deformación corte y volumétrica plástica**

En la Figs. 6.116 y 6.117 se muestran los vectores de deformación plástica para las trayectorias desarrolladas a HR100%. En donde se observa el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s presenta un comportamiento de contracción inicial, el cual antes de alcanzar las condiciones límite cambia a un comportamiento dilatante. El ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s presenta un comportamiento contractante que cambia a dilatante en mayor magnitud que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s antes de alcanzar las condiciones límite.



**Figura. 6.116** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s,  $\sigma_3=1.0$  MPa y HR100%



**Figura. 6.117** Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s,  $\sigma_3=1.0$  MPa y HR100%

En la Figs. 6.118 y 6.119 se muestran los vectores de deformación plástica para las trayectorias desarrolladas a HR50%. Se observa que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s presenta un comportamiento de contracción que cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite. El ensayo con velocidad de

deformación de corte de 0.07 mm/s presenta un comportamiento contractante el cual cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite.

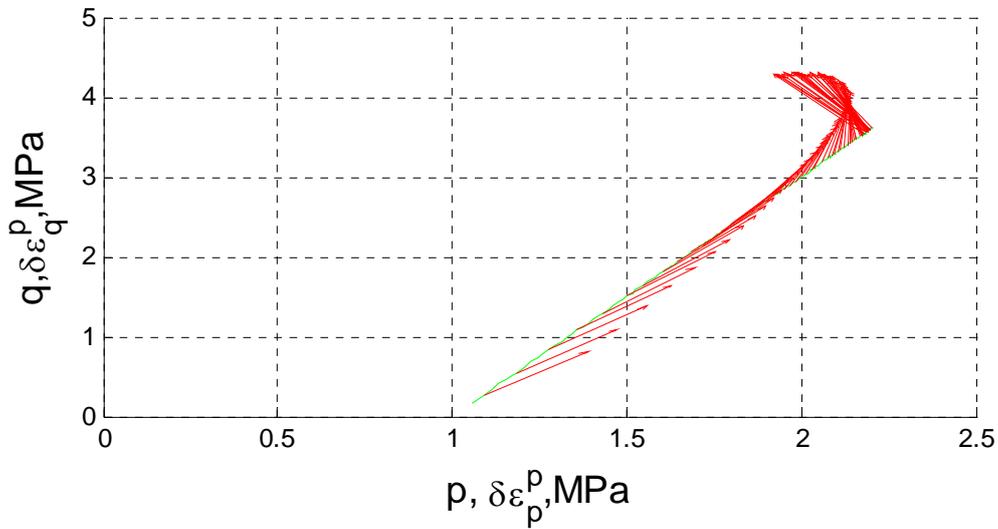


Figura. 6.118 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s,  $\sigma_3=1.0$  MPa y HR50%

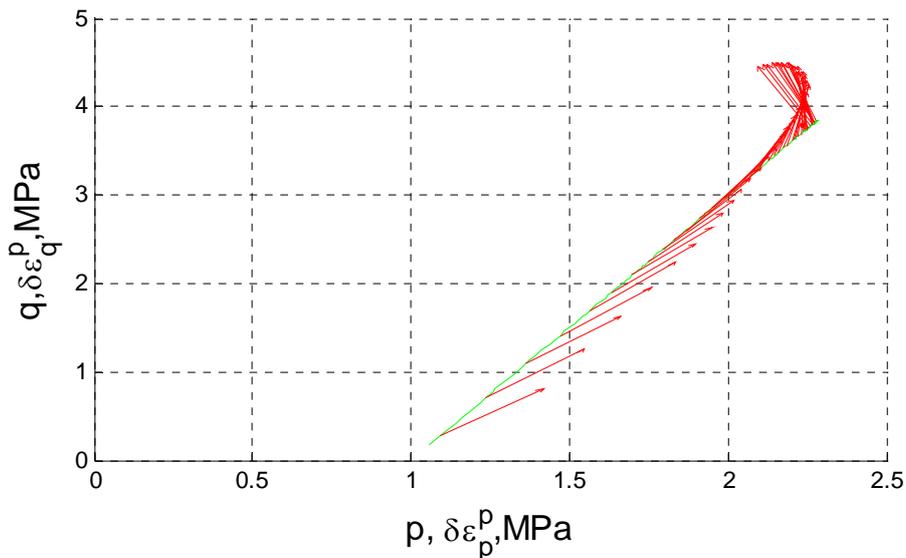


Figura. 6.119 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s,  $\sigma_3=1.0$  MPa y HR50%

En la Figs. 6.120 y 6.121 se muestran los vectores de deformación plástica para las trayectorias desarrolladas a HR10%-Sat-Cort. El ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s presenta un comportamiento de contracción en menor magnitud al ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s, los cuales cambian a un comportamiento dilatante antes de alcanzar las condiciones límite en la etapa no saturada. Una vez que se realiza el cambio de succión por inundación, observamos un comportamiento contractante, el cual cambia a dilatante, siendo de mayor magnitud para el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s.

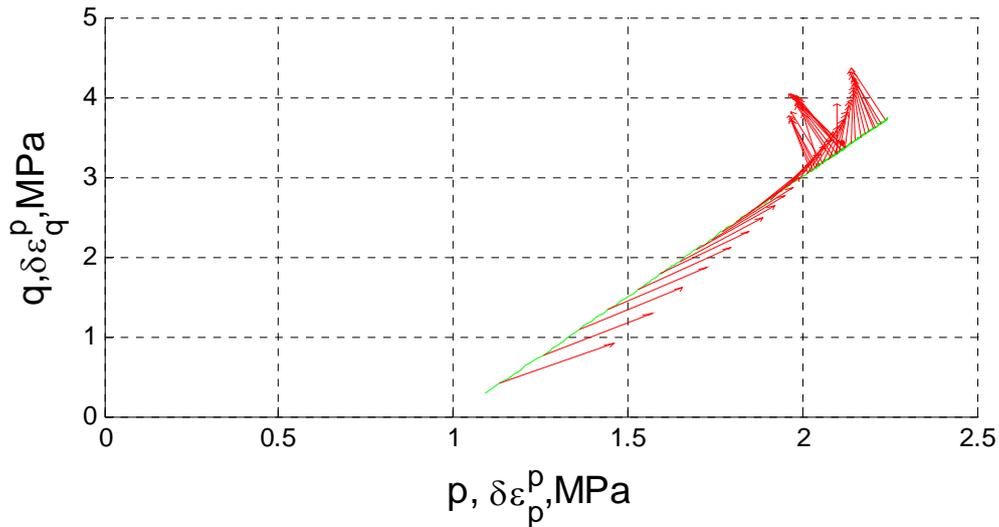


Figura. 6.120 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s,  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

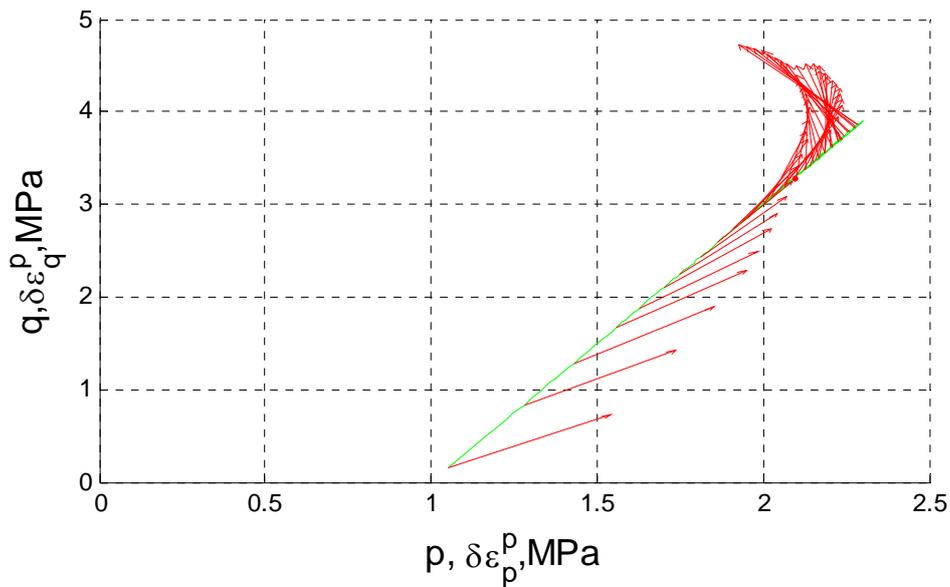


Figura. 6.121 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s,  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR10%-Sat-Cort

En la Figs. 6.122 y 6.123 se muestran los vectores de deformación plástica para las trayectorias desarrolladas a HR10%-Sat-Desc. El ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s presenta un comportamiento contractante que cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite en la etapa no saturada. El ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s presenta un comportamiento contractante que cambia a dilatante en mayor magnitud que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s al final de la etapa no saturada. Una vez que las probetas han alcanzado las condiciones límite, la tensión desviadora se retira para realizar el cambio de succión. En esta etapa saturada el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s presenta un comportamiento dilatante que crece gradualmente hasta el final del ensayo; mientras que el ensayo con velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s presenta un comportamiento de contracción que posterior cambia a dilatante.

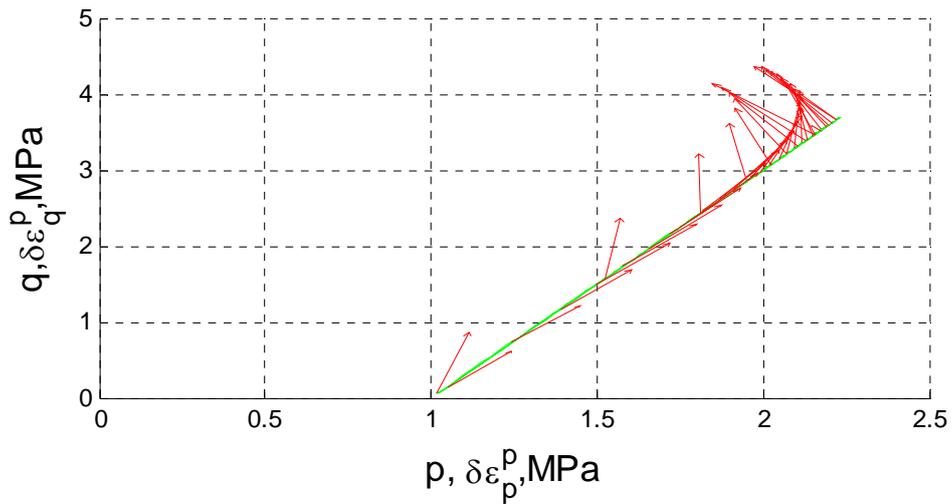


Figura. 6.122 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s,  $\sigma_3=1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

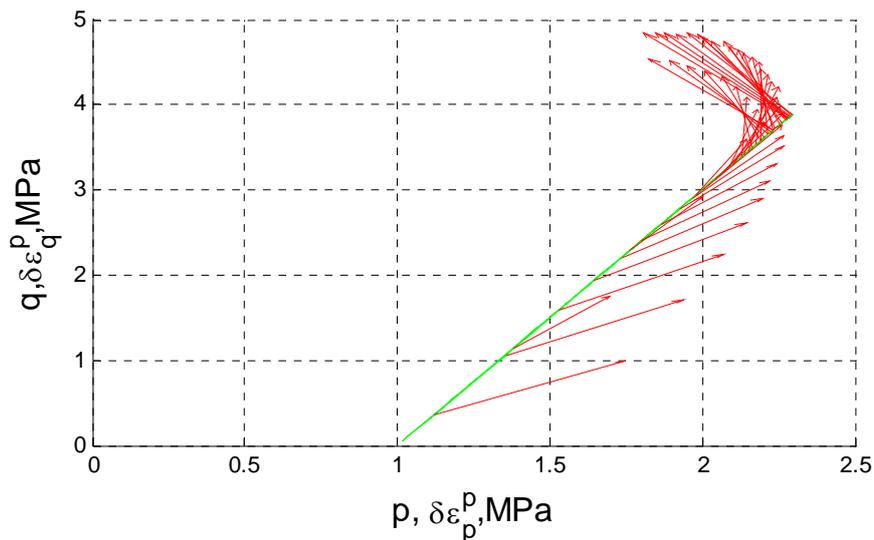


Figura. 6.123 Vectores de deformación plástica para velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s,  $\sigma_3=1.0$  MPa y HR10%-Sat-Desc

### 6.3.2.5 Rotura de partículas

Después de realizado los ensayo triaxiales para diferentes trayectoria de tensiones, succiones y velocidades de deformación de corte se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico.

En la Fig. 6.124 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizados a los ensayos para diferentes humedades relativas.

En las Fig. 6.125 se presentan las curvas granulométricas para los ensayos a diferentes trayectorias de tensiones, succiones y velocidades de deformaciones de corte, ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas.

En las Fig. 6.126 se presentan la función de densidad de probabilidades para las diferentes trayectorias de tensiones, succiones y velocidad de deformación de corte. Analizando las pendientes de la curva granulométrica original, esta curva muestra un tamaño dominante de partículas de 25 mm en su punto de inflexión más alto correspondiente a su pendiente máxima. Si observamos las granulometrías correspondientes a las diferentes trayectorias de tensiones, succiones y velocidades de deformaciones de corte se observa que el tamaño dominante de partículas ha cambiado y en el caso de las tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa es 15 mm. Las curvas se han desplazado con respecto a su forma original, debido a la rotura de partículas originado por las trayectorias de tensiones y succiones y velocidad de deformación de corte.

Para cuantificar el daño debido a las trayectorias de tensiones, succiones y velocidad de deformación de corte, se determinaron los índices de rotura partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). En la Fig. 6.127 Se muestra la variación de dichos índices en función de la tensión de confinamiento, en donde los índices de Marsal y Hardin no presentan una tendencia bien definida para los ensayos con velocidades de deformación de corte de 0.07 mm/s y 0.04 mm/s; existiendo valores no esperados para las diferentes velocidades de deformación de corte y trayectorias de succiones.

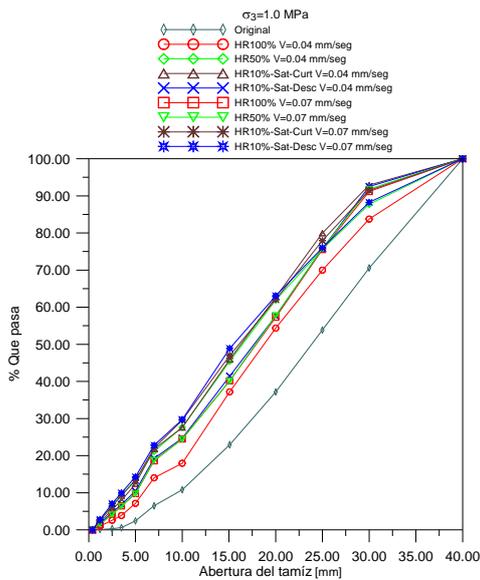


Figura. 6.124 Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.107 mm/s

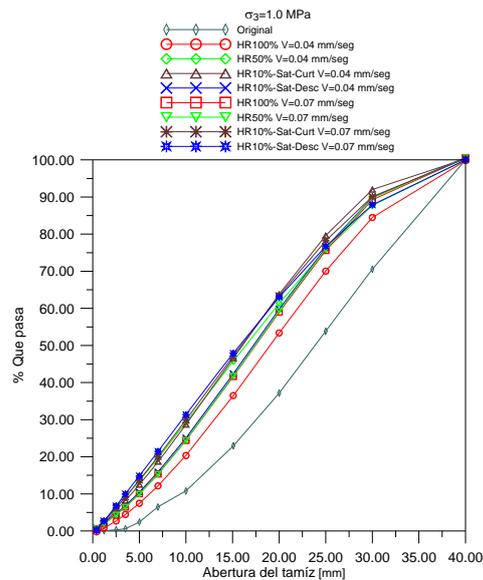


Figura. 6.125 Granulometrías original y al final de cada ensayo para velocidad de de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s

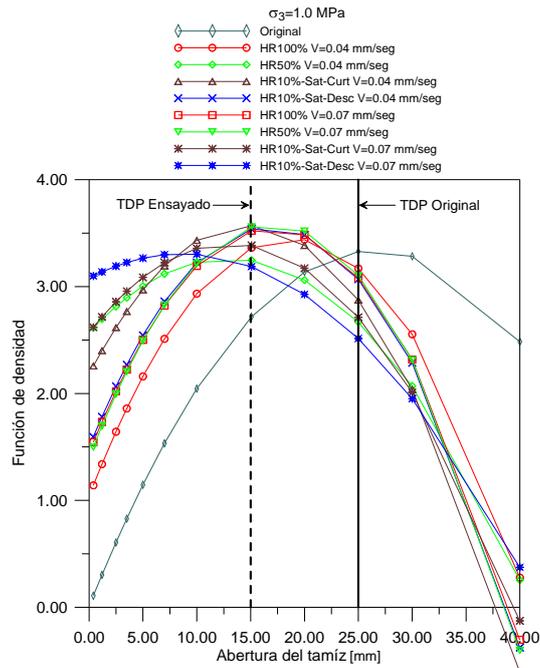


Figura. 6.126 Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final de cada ensayo para velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s

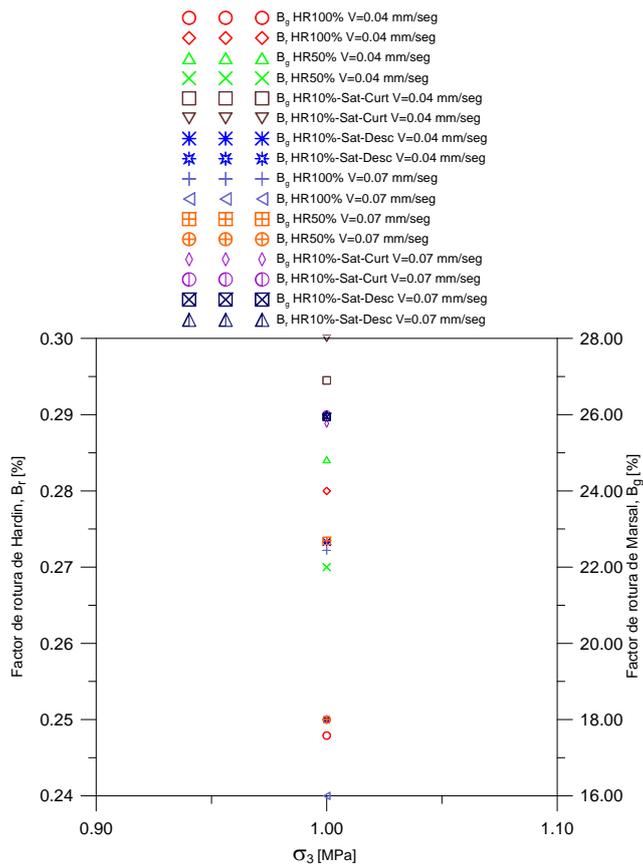


Figura. 6.127 Variación de los parámetros de rotura de Marsal  $B_g$  y Hardin  $B_r$  para las velocidades de aplicación de la tensión desviadora de 0.04 mm/s y 0.07 mm/s

## 6.4 Ensayos triaxiales para determinar la superficie de fluencia a diferentes succiones

Los modelos constitutivos elastoplásticos son utilizados para analizar y predecir el comportamiento tensión-deformación de los suelos como un problema de valor de frontera. Estos modelos son descritos en forma general, los cuales consisten de la función de fluencia, el potencial plástico y el módulo de endurecimiento. La función de fluencia representa la forma de la curva de fluencia en un espacio de tensiones y define el límite de las deformaciones elásticas o los estados del suelo exhibiendo las deformaciones plásticas irreversibles.

Yasufuku, Murata et al. (1991) estudiaron la fluencia en arenas consolidadas anisotrópicamente a bajos y altos niveles de tensiones, por una serie de ensayos triaxiales drenados, con varias trayectorias de tensiones. Las formas de las curvas de fluencia en bajos y altos niveles de tensiones son aproximadamente similares, dichas formas pueden ser aproximadas por elipses, los cuales no son simétricas alrededor de la trayectoria de tensiones. La relación entre la pendiente de la tangente de la curva de fluencia y las relaciones de tensiones pueden ser expresadas como una función única de la relación de tensiones, independientemente de la proporcionalidad de la historia de la trayectoria de cargas. Proponiendo una función de fluencia para la arenas anisotrópicamente consolidadas.

McDowell (2000) presenta una familia de curvas de fluencia mediante una ecuación de trabajo, la cual tiene en cuenta la energía disipada en la fractura de las partículas y la reorganización de la fricción. Un planteamiento simple es adoptado a través del cual la proporción relativa al trabajo plástico disipado en fractura y fricción, es una función simple de la relación de tensiones y el principio de normalidad es aplicado a generar una nueva familia de curvas de fluencia. Las curvas de fluencia derivadas requieren la especificación de un simple parámetro en adición a la constante disipación de fricción en el estado crítico y la superficie de fluencia original de cam clay es obtenida. Seleccionando un valor apropiado del nuevo parámetro, es posible modelar algunas superficies de fluencia comúnmente determinadas para arenas y arcillas.

Chávez (2004) determinó la superficie de fluencia sobre el material de pizarra de pancrudo, mediante diferentes trayectorias de tensiones, para humedades relativas de HR36% y HR100%. El nivel de tensiones aplicado fue relativamente bajo, obteniendo una forma aproximada a una elipse aplicando la ecuación propuesta por McDowell 2000.

### 6.4.1 Trayectorias de tensiones para determinar la superficie de fluencia a HR 50%

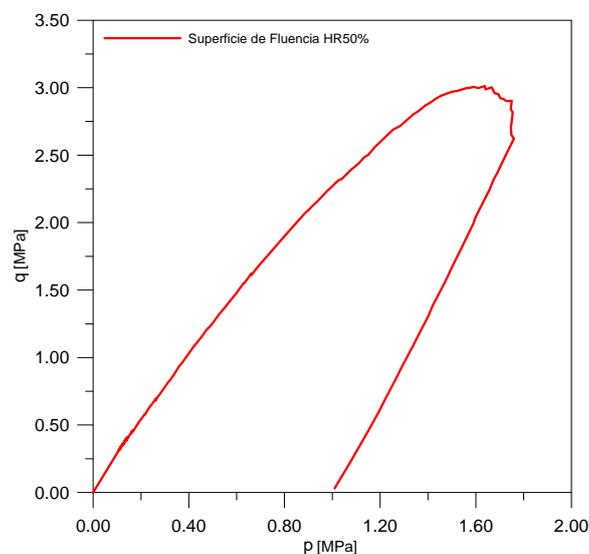
Con la idea de conocer las características de las curvas de fluencia del material calizo y poder predecir el potencial plástico y la regla de flujo para los ensayos desarrollados en esta investigación se realizaron una serie de ensayos a diferentes trayectorias de tensiones.

Partiendo de una consolidación isótropa y encontrándose la probeta a una humedad relativa HR50% se aplicó una tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 1.0$  MPa durante un tiempo de 3 horas hasta alcanzar la consolidación total del material.

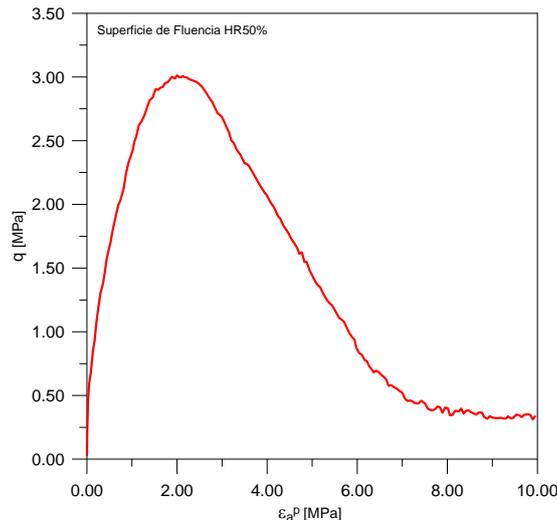
La tensión desviadora se aplicó mediante una combinación de la velocidad de deformación de corte a deformación controlada y la disminución de la tensión de confinamiento a tensión controlada. El objetivo principal de este ensayo era encontrar una trayectoria en el plano  $p:q$  que proporcionara de manera aproximada la forma de la superficie de fluencia, aplicando las tensiones de corte a deformación controlada y deformación volumétrica nula en la probeta. Es decir el volumen inicial de la probeta antes de aplicar las deformaciones de corte, debería ser igual al volumen que tendría la probeta en cada instante durante el desarrollo del ensayo. La deformación axial que producía las deformaciones de corte, tenían que ser compensadas con las deformaciones volumétricas mediante la disminución de las tensiones de confinamiento. El sistema de adquisición de datos del equipo triaxial desarrollado en Chávez (2004) tiene la versatilidad de graficar estas variables durante el desarrollo del ensayo y ver su evolución. Esta gran ventaja ayuda a tener un mayor control del desarrollo de la deformación volumétrica con la aplicación de las tensiones desviadoras. Para realizar esta trayectoria, se requiere cierta experiencia en el manejo y conocimiento del equipo. Es conveniente comentar que la determinación de la superficie de fluencia se logró en gran medida a las bajas velocidades de las deformaciones de corte aplicadas, lo cual nos ayudó a estar más acertados con el manejo de las tensiones de confinamiento.

En la Fig. 6.128 se muestra el ensayo en el plano  $p:q$  a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s y disminución de la tensión de confinamiento. Se observa que la tensión desviadora inicialmente presenta valores muy proporcionales a la tensión media  $p$ ; hasta alcanzar sus valores máximos, los cuales disminuyen a medida que se incrementa la deformación axial y se disminuye la tensión de confinamiento. Continuando con el desarrollo del ensayo, la tensión desviadora disminuye paralelamente con la tensión media, presentando una trayectoria ligeramente curva con un índice descendente en sus valores hasta el final del ensayo.

En la Fig. 6.129 se muestra la tensión desviadora obtenida para determinar la superficie de fluencia del material calizo, en donde se observa los valores de la tensión desviadora presentados para bajas deformaciones axiales, los cuales disminuyen a medida que se disminuye la tensión de confinamiento en la probeta manteniendo la deformación volumétrica a cero.



**Figura. 6.128 Superficie de fluencia a HR50% obtenida a deformación de corte constante y tensión de confinamiento variable**



**Figura. 6.129 Tensión desviadora para la superficie de fluencia a HR50% obtenida a deformación de corte constante y tensión de confinamiento variable**

En la tabla 6.6 se resumen los ensayos para determinar la superficie de fluencia a HR50% a través de diferentes trayectorias de las tensiones.

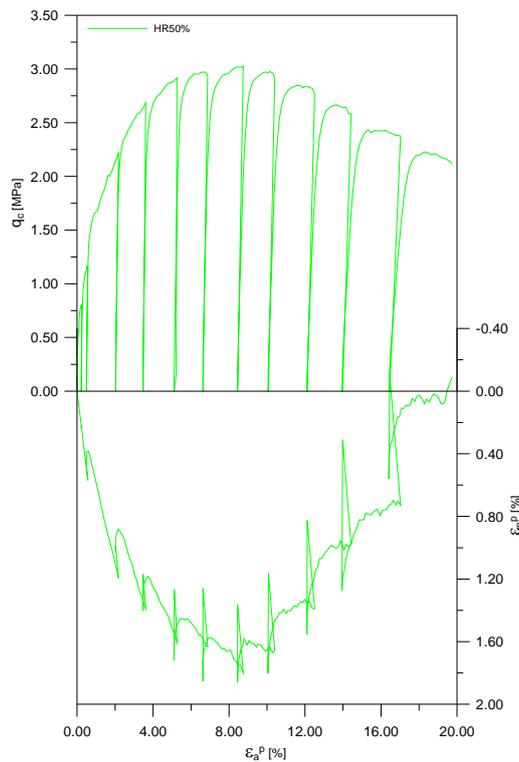
Una vez conocida la forma de la superficie de fluencia y las tensiones a las que se encuentra, se desarrollo un ensayo triaxial a la misma humedad relativa (HR50%) y mediante diferentes trayectorias de tensiones de manera escalonada para verificar la forma de la superficie de fluencia. La muestra se consolido a una tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa como se aprecia en el plano p:q de la Fig. 6.130. Estando aplicada sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa se realizo una disminución de la tensión de confinamiento en intervalos de 0.05 MPa, en una manera escalonada para quedar la probeta a tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.95$  MPa, bajo estas condiciones se aplican las deformaciones de corte, a velocidad deformación constante hasta una tensión desviadora que garantice haber llevado la superficie de fluencia mas allá de un punto de fluencia que no había experimentado el material en la etapa anterior. Este punto de fluencia se identifica al graficar las tensiones medias y la relación de vacíos, se observa las tensiones soportadas anteriormente por el material y las nuevas tensiones aplicadas. Esta diferencia de tensiones corresponden a un cambio de la pendiente de la curva de compresibilidad; este punto de inflexión es la fluencia del material. Una vez alcanzado este punto de fluencia se retira la tensión desviadora, descargando completamente la muestra, actuando sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.95$  MPa. Este proceso escalonado de disminución de la tensión de confinamiento y aplicación de deformaciones de corte es una forma muy fiable para obtener la forma de la superficie de fluencia de un material. En nuestro caso los decrementos de la tensión de confinamiento se desarrollaron hasta tensiones medias de 0.4 MPa.

En la Fig. 6.130 se muestra la variación de la tensión desviadora y la deformación volumétrica para los diferentes escalones de carga; observando los valores de la tensión desviadora para los primeros decremento de la tensión de confinamiento, los cuales presentan un comportamiento de endurecimiento. La tensión desviadora muestra una pendiente pronunciada (positivas). Continuando con los escalones de carga y descarga observamos que esta pendiente disminuye hasta cambiar de signo (negativo) a medida

que la tensión de confinamiento se va haciendo menor, mostrando la curva tensión-deformación un comportamiento de reblandecimiento. La deformación volumétrica presenta un comportamiento de contracción para los primeros escalones de carga, debido a que la probeta se encuentra sujeta a altas tensiones de confinamiento. Continuando con los escalones de carga y la disminución de la tensión de confinamiento, observamos que la probeta no comprime más, comparada con el comportamiento de contracción que presentaba inicialmente. Cuando reducimos la tensión de confinamiento la pendiente de la deformación volumétrica empieza a disminuir invirtiéndose su valor debido al comportamiento dilatante del material.

Tabla 6.8 Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para determinar la superficie de fluencia a HR50%

Ensayos	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR	Trayectoria Tensiones	Vel. Def. de corte mm/s	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardín $B_r$
TC9	1.0	50%		0.04		
TC10	1.0	50%	1:3	0.04	18.04	0.20
TC11	0.6	50%	1:3-Isót.	0.04	15.26	0.17
TC12	0.6	50%	1:3- Vert.	0.04	14.40	0.15
TC13	0.6	50%	1:3-3:2	0.04	15.37	0.17

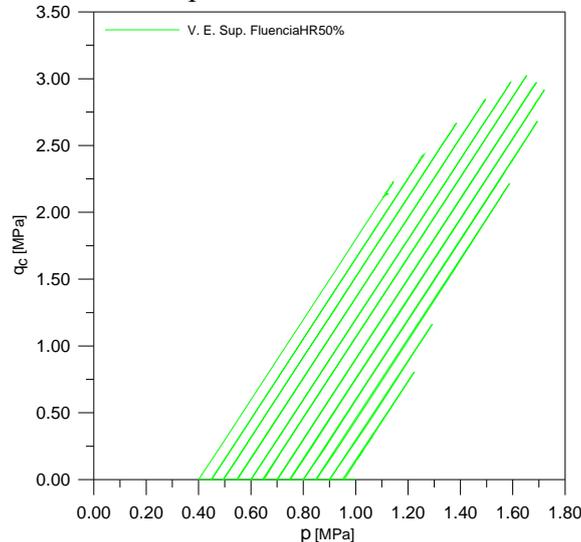


**Figura. 6.130 Tensión desviadora, deformación volumétrica y axial plástica a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR50%**

En la Fig. 6.131 se presenta las trayectorias de tensiones desarrolladas en el plano p:q a HR50% observando de una manera general la variación de la forma de la superficie de fluencia; la cual tiene mucha similitud con el ensayo desarrollado para la misma tensión

de confinamiento bajo trayectorias de tensiones controladas y deformación volumétrica cero analizado anteriormente.

Una vez verificado la forma de la superficie de fluencia mediante dos ensayos alternos, estamos en condiciones de realizar una serie de ensayos triaxiales con diferentes trayectorias de tensiones. La idea principal es determinar la variación del flujo plástico en tres puntos del perímetro de la superficie de fluencia.



**Figura. 6.131 Trayectorias de tensiones en el plano p:q a HR50%**

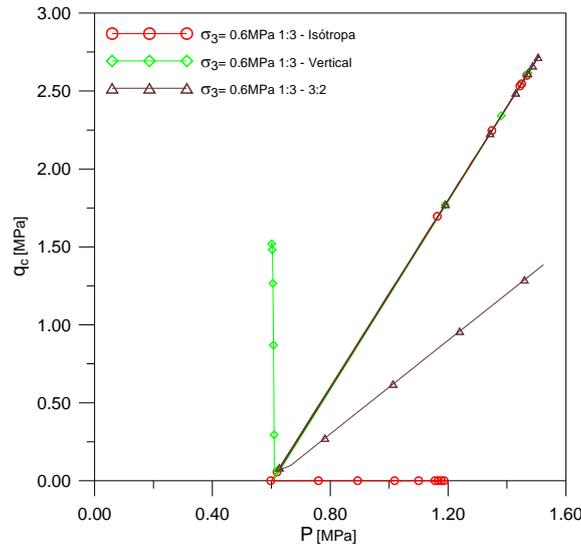
#### 6.4.1.1 Trayectorias tensión-deformación

En la Fig. 6.132 se muestra las trayectorias de tensiones desarrolladas a HR50%. La primera trayectoria de tensiones se partió de la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa, a la cual se aplicó la tensión desviadora en una trayectoria 1:3, hasta alcanzar un valor máximo de las tensiones similares a las obtenidas en el ensayo con  $\sigma_3 = 1.0$  MPa, mostrado en la Fig. 6.131. Posteriormente se retira la tensión desviadora para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa. Estando en este nivel de tensiones se inició una trayectoria isotropa, aumentando gradualmente la tensión de confinamiento.

La segunda trayectoria de tensiones se desarrolló estando la probeta a tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa, a la cual se aplicó la tensión desviadora en una trayectoria 1:3 hasta alcanzar un valor máximo de las tensiones similares a las obtenidas en el ensayo de  $\sigma_3 = 1.0$  MPa mostrado en la Fig. 6.131. Posteriormente se retira la tensión desviadora para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa. Estando en este nivel de tensiones se desarrolla una trayectoria de tensiones vertical en el plano p:q, disminuyendo gradualmente la tensión de confinamiento e incrementando la tensión desviadora.

La tercera trayectoria de tensiones se desarrolló estando la probeta a tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.6$  MPa, a la cual se aplicó una tensión desviadora en una trayectoria 1:3 hasta alcanzar un valor máximo de las tensiones similares a las obtenidas en el ensayo de  $\sigma_3 = 1.0$  MPa mostrado en la Fig. 6.131. Posteriormente se retira la tensión desviadora para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$

MPa. Estando en este nivel de tensiones se desarrollada una trayectoria de tensiones 3:2 en el plano p:q, incrementando gradualmente la tensión de confinamiento y la tensión desviadora.

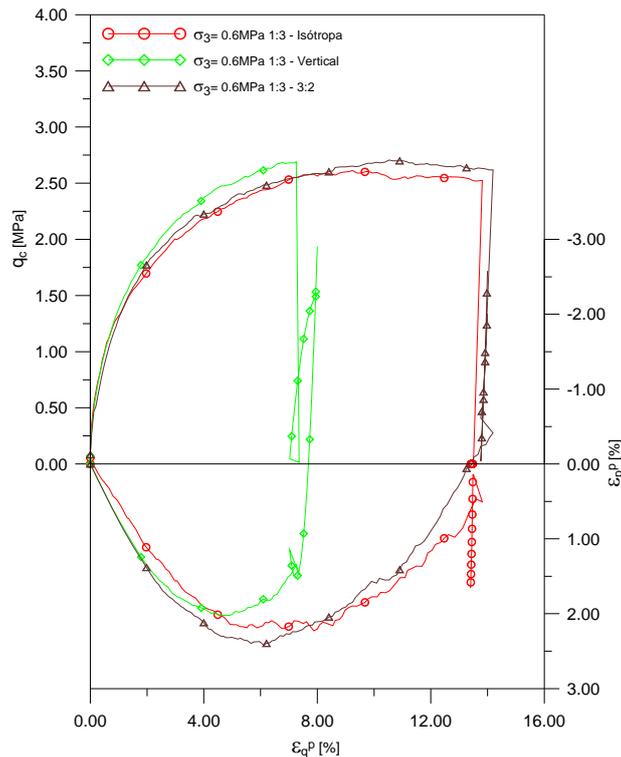


**Figura. 6.132 Trayectorias de tensiones desarrolladas para interceptar las superficies de fluencia a HR50%**

En la Fig. 6.133 se muestran las trayectorias tensión-deformación obtenidos para las trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical y 1:3 - 3:2 a HR50%. En donde se observa el ensayo con trayectorias de tensión 1:3-Isótropa presenta valores de tensión desviadora similares a los obtenidos por los otros ensayos en la trayectoria 1:3. La deformación volumétrica presenta valores muy parecidos a los otros ensayos en la trayectoria 1:3; la cual en la trayectoria isotrópica presenta un incremento en la compresibilidad hasta alcanzar valores altos con un mínimo incremento de deformación axial.

El ensayo con trayectorias 1:3-Vertical presenta valores de tensión desviadora similares a los obtenidos por los otros ensayos en la trayectoria 1:3. Para el desarrollo de la trayectoria vertical, se disminuyo gradualmente la tensión de confinamiento  $\sigma_3$  y aumenta la tensión desviadora. La tensión desviadora alcanzo valores inferiores a los de la trayectoria 1:3 con un incremento de la deformación axial. La deformación volumétrica presenta valores muy parecidos a los otros ensayos en la trayectoria 1:3; la cual en la trayectoria vertical presenta un comportamiento muy dilatante alcanzando valores altos de expansión.

El ensayo con trayectorias 1:3-3:2 presenta valores de tensión desviadora similares a los obtenidos por los otros ensayos en la trayectoria 1:3. Para el desarrollo de la trayectoria 3:2, se aumento gradualmente la tensión de confinamiento  $\sigma_3$  y la tensión desviadora. La tensión desviadora continúa por la línea de descarga creciendo con un aumento mínimo de la deformación axial. La deformación volumétrica presenta valores parecidos a los otros ensayos en la trayectoria 1:3; la cual en la trayectoria 3:2 presenta un comportamiento dilatante debido al incremento de las tensiones de confinamiento y desviadora.

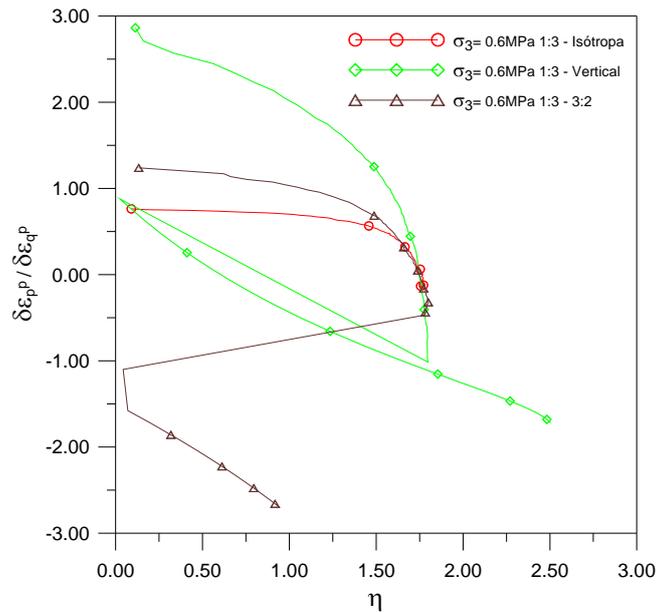


**Figura. 6.133 Tensión desviadora, deformación axial y volumétrica plástica para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%**

#### 6.4.1.2 Análisis de la dilatancia

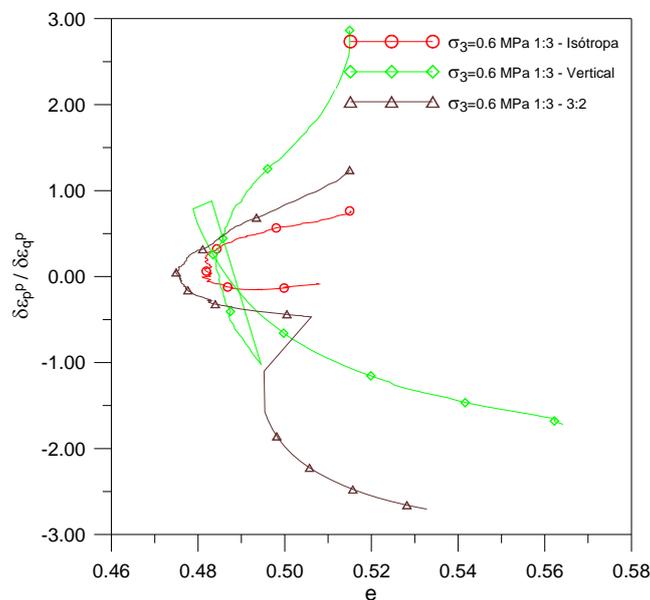
En la Fig. 6.134 se presenta la variación de la dilatancia en función de la relación de tensiones para las trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical y 1:3-3:2 a HR50%. En donde se observa el ensayo con trayectorias 1:3-Isótropa presenta un comportamiento de compresión que cambia a dilatante de manera similar al que presentan los otros ensayos al final de la trayectoria 1:3. En este ensayo la dilatancia se determinó en la etapa 1:3 debido a que en la trayectoria isótropa no existen deformaciones de corte plásticas.

En el ensayo con trayectorias 1:3-Vertical presenta un comportamiento de compresión inicial similar al que presentan los otros ensayos, el cual cambia rápidamente a dilatante. En la trayectoria vertical la dilatancia disminuye inicialmente, la cual se reactiva debido a la disminución de la tensión de confinamiento, presentando valores muy similares a los obtenidos en la trayectoria 1:3-3:2.



**Figura. 6.134** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 -3:2 y HR50%

En el ensayo con trayectorias 1:3-3:2 presenta un comportamiento de compresión inicial, el cual cambia a dilatante mostrando valores muy parecidos a los obtenidos por los otros ensayos. En la trayectoria 3:2 la dilatancia alcanza valores mayores que los otros ensayos debido al incremento gradual de la tensión de confinamiento y la tensión desviadora haciendo que la probeta expanda.



**Figura. 6.135** Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%

En la Fig. 6.135 se muestra la variación de la dilatancia en función de la relación de vacíos para las trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3- 3:2 a HR50%. En donde observamos el ensayo con trayectorias 1:3-Isótropa se presentan valores de dilatancia muy similares a los otros ensayos para la etapa 1:3; ya que en la etapa isótropa no tenemos deformaciones de corte.

En el ensayo con trayectorias 1:3-Vertical presenta compresión inicial para dilatar al final de la etapa 1:3. En la trayectoria vertical se observa que la dilatancia disminuye drásticamente para posterior incrementarse alcanzando valores parecidos a los del ensayo 1:3-3:2.

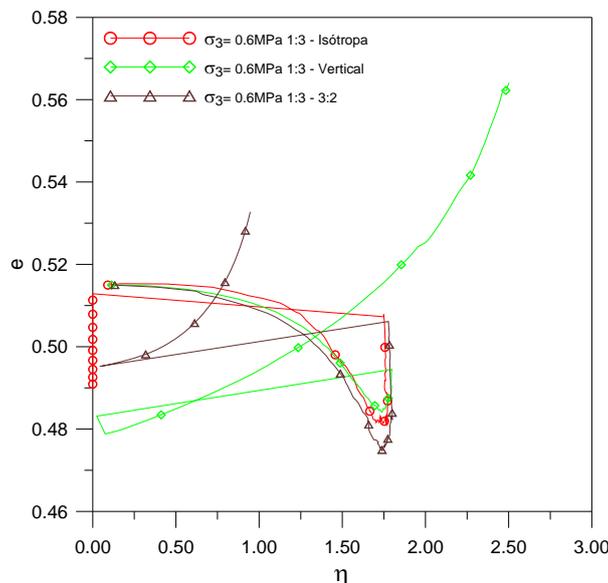
En el ensayo con trayectorias 1:3-3:2 observamos valores de dilatancia y relación de vacíos muy parecidos al ensayo 1:3-Isótropo. En la trayectoria 3:2 se observa que la dilatancia crecen considerablemente obteniendo valores mayores a los del ensayo 1:3-Vertical.

**6.4.1.3 Variación del volumen específico**

En la Fig.6.136 se presenta la variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para las trayectorias 1:3-Isótropo, 1:3-Vertical, 1:3- 3:2 a HR50%. En donde observamos la trayectorias 1:3 todos los ensayos presentan un comportamiento de compresión similar, el cual cambia a dilatante al final de la etapa 1:3.

En el ensayo con trayectoria 1:3-Isótropa, analizando la trayectoria isótropa observamos que la compresibilidad aumenta de manera similar a la obtenida en la etapa 1:3.

En el ensayo con trayectorias 1:3-vertical, analizando la trayectoria vertical observamos que al disminuir la tensión de confinamiento y aumentar la tensión desviadora la probeta empieza a expandir presentando un comportamiento dilatante muy considerado. En el ensayo con trayectorias 1:3-3:2, analizando la trayectoria 3:2 se observa que al incrementar la tensión de confinamiento la probeta empieza a presentar un comportamiento dilatante menor que el ensayo con trayectoria 1:3-Vertical.



**Figura. 6.136 Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%**

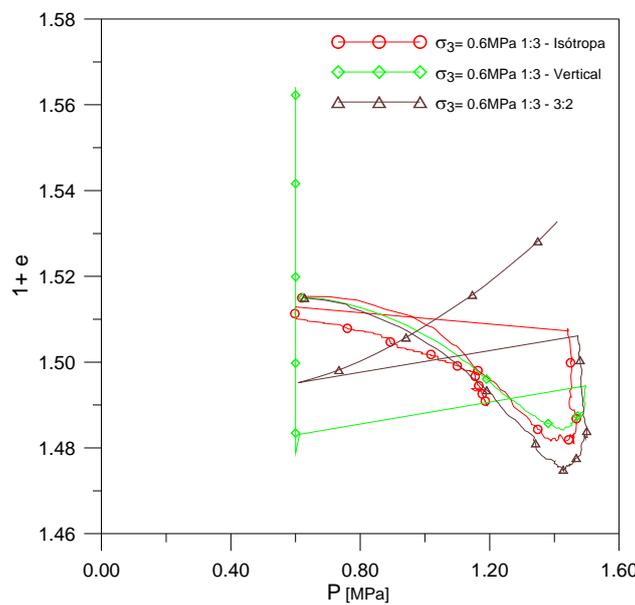
En la Fig. 6.137 se presenta la variación del volumen específico con las tensiones medias para las trayectorias 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical y 1:3-3:2 a HR50%. En donde se

muestra en la trayectoria 1:3 todos los ensayos tienen un comportamiento contractante muy parecido que cambia a dilatante al final de la etapa.

En el ensayo con trayectorias 1:3-Isótropa, analizando la trayectoria isótropa observamos que el volumen específico disminuye a medida que se incrementa la tensión media.

En el ensayo con trayectorias 1:3-Vertical, analizando la trayectoria vertical observamos que el volumen específico se incrementa considerablemente, manteniéndose constante la tensión media.

En el ensayo con trayectorias 1:3-3:2, analizando la trayectoria 3:2 observamos que el volumen específico se incrementa a medida que se incrementa la tensión media.



**Figura. 6.137** Variación del volumen específico para la trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%

**6.4.1.4** *Determinación de la superficie de fluencia de forma analítica*

Dafalias. (1986) desarrollo un modelo anisótropo para el estado crítico de suelos en el cual se presenta la ecuación de la superficie de fluencia del suelo que describe una respuesta anisótropa, introduciendo una rotación de los ejes de la superficie de fluencia y un potencial plástico.

$$g = f = \left( q - M_{\alpha} \frac{\Lambda}{p} \right)^2 - \left( M^2 - M_{\alpha}^2 \right) \frac{\Lambda}{p} \left( \frac{\Lambda}{p_0} - \frac{\Lambda}{p} \right) = 0 \quad (6.1)$$

Donde  $M_{\alpha}$  representa la inclinación de la superficie de fluencia rotada con respecto al eje  $p$ ;  $p_0$  y  $M_{\alpha}$ , en donde gobierna el endurecimiento isótropo y rotacional.

Yasufuku et al (1991) estudio las características de fluencia de una arena consolidada anisótropa, determinando que independientemente de las proporcionalidades de la trayectoria de carga y el nivel de tensiones, la relación  $dq/dp - \eta$  para cada tipo de ensayo es representada como una función única de la relación de tensiones y una variable,  $\alpha$  como:

$$\frac{dq}{dp} = G(\eta, \alpha) \quad (6.2)$$

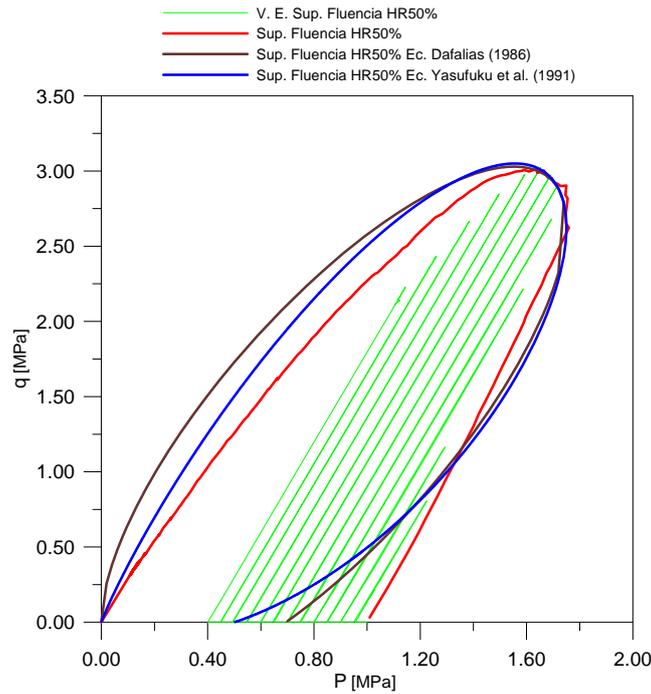
Donde  $\alpha$  es un parámetro interno que refleja la influencia de la proporcionalidad de la trayectoria de cargas sobre las características de fluencia.

Realizando varias operaciones con las ecuaciones Yasufuku et al. (1991) propone la siguiente ecuación de la superficie de fluencia:

$$f = (\eta - \alpha)^2 + 2N(N - \alpha) \ln p / p_0 = 0 \quad (6.3)$$

Donde  $N$  y  $C$  son parámetros experimentales, en el cual  $N$  es el valor de  $\eta$  cuando  $dq/dp = 0$  y  $C$  es el parámetro a evaluar la forma de la hipérbola.

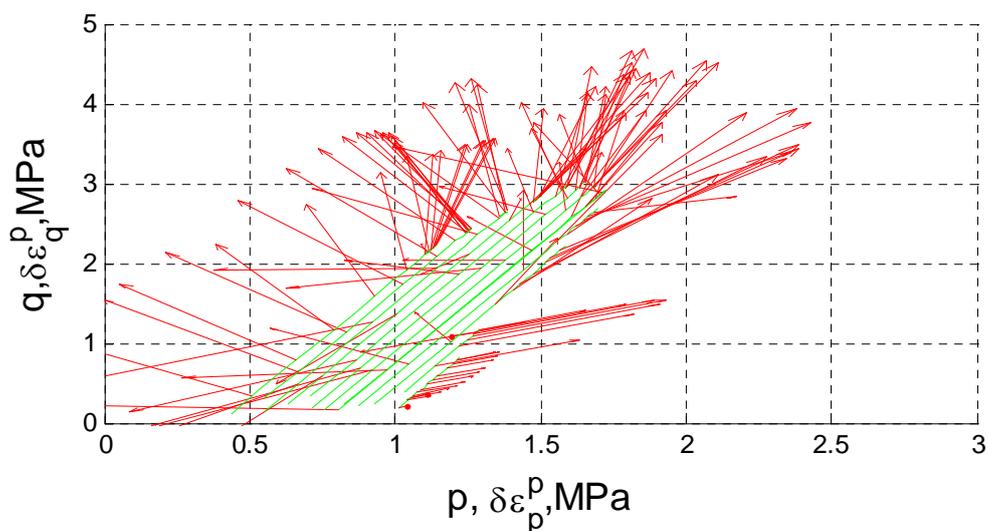
En la Fig. 6.138 se presentan la superficie de fluencia obtenida a deformaciones de corte mantenida y disminuyendo la tensión de confinamiento; así como la tendencia de la superficie de fluencia determinada mediante la aplicación de distintos escalones de carga en la muestra. Una forma muy aproximada para determinar de manera analítica la superficie de fluencia es aplicando las ecuaciones de las superficies de fluencia propuestas por Dafalias (1986) y Yasufuku, Murata et al. (1991); las cuales se consideran que reproducen la variación de las superficies de fluencia obtenida mediante diferentes ensayos experimentales.



**Figura. 6.138 Superficies de fluencia experimental y las superficies de fluencia determinadas por las ecuaciones de Dafalias (1986) y Yasufuku et al. (1991)**

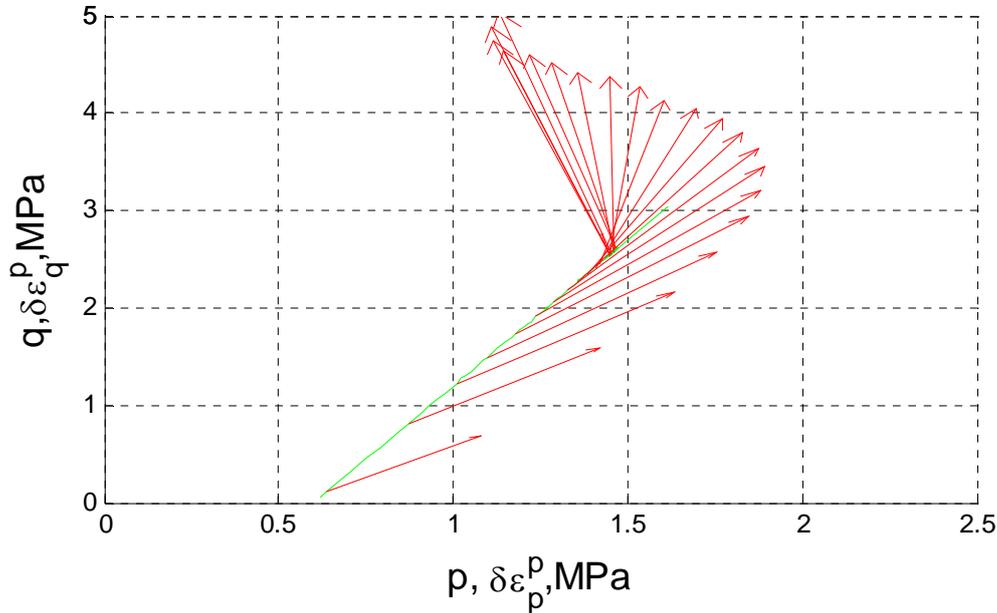
**6.4.1.5 Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica**

En la Fig. 6.139 se muestran los vectores de deformación plástica para todas las trayectorias escalonadas de carga y descarga. Se observa un comportamiento contractante del material para las tensiones de confinamiento altas. Al continuar con los decrementos de la tensión de confinamiento y realizar los diferentes escalones de carga, determinamos que el material cambia a un comportamiento dilatante, debido al decremento de la tensión de confinamiento  $\sigma_3$ , como lo indican los vectores de deformación plástica.



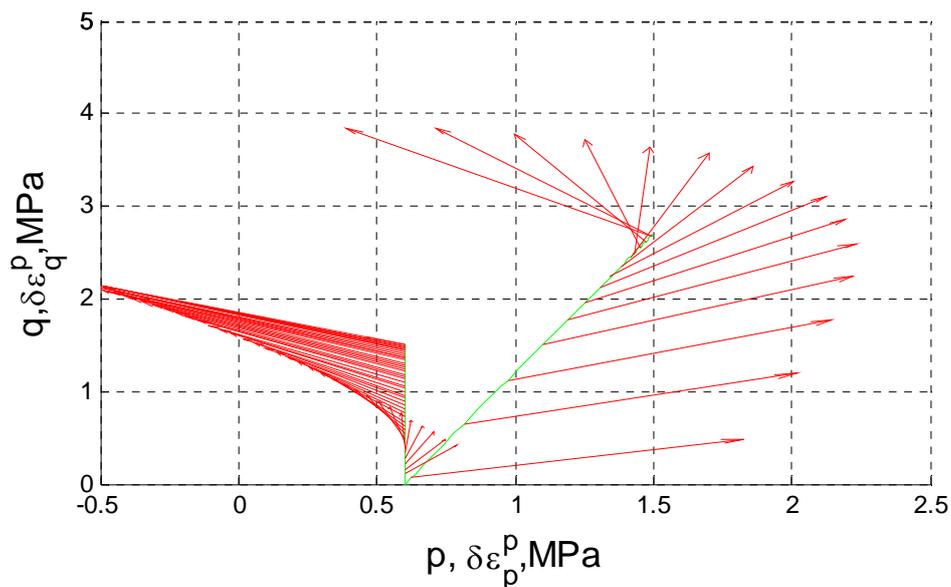
**Figura. 6.139 Vectores de deformación plástica para determinar la variación de la superficie de fluencia a HR50%**

En la Fig. 6.140 se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria 1:3-Isótropa. Se observa en la trayectoria 1:3 el material presenta un comportamiento de compresión inicial que cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite como lo indican los vectores de deformación plástica.



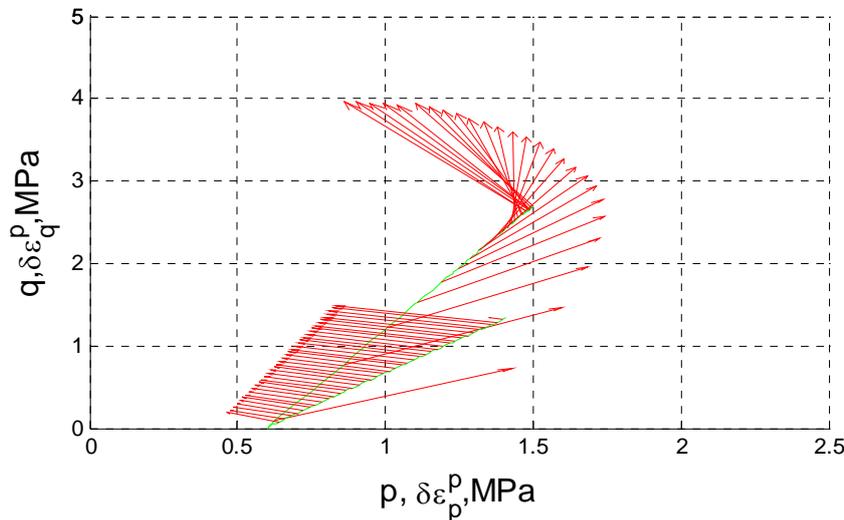
**Figura. 6.140** Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa y HR50%

En la Fig. 6.141 se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria 1:3-Vertical. Se observa en la trayectoria 1:3 el material presenta un comportamiento de compresión inicial que cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite. En la trayectoria vertical al disminuir la tensión de confinamiento e incrementar la tensión desviadora, observamos un comportamiento dilatante muy pronunciado debido a la reducción de la tensión de confinamiento.



**Figura. 6.141** Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Vertical y HR50%

En la Fig. 6.142 Se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria 1:3-3:2. Se observa en la trayectoria 1:3 el material presenta un comportamiento de compresión inicial que cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite. En la trayectoria 3:2 observamos un comportamiento muy dilatante originado por el incremento de la tensión de confinamiento y desviadora.



**Figura. 6.142** Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3 - 3:2 y HR50%

#### 6.4.1.6 Rotura de partículas

Después de realizado los ensayos triaxiales para las diferentes trayectoria a HR50%, se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico; con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones.

En la Fig. 6.143 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizados a los ensayos.

En las Fig. 6.144 se presentan las curvas granulométricas para los ensayos a diferentes trayectorias de tensiones y HR50%, ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada curva específica se determina la función de densidad para cada punto específico de las curvas.

En las Fig. 6.145 se presentan la función de densidad de probabilidades para las diferentes trayectorias de tensiones a HR50%. Analizando la función de densidad para la granulometría original observamos un tamaño dominante de partículas de 25 mm en su punto de inflexión más alto correspondiente a su función de densidad máxima.

Las curvas granulométricas correspondientes a las diferentes trayectorias de tensiones y HR50%, muestran un tamaño dominante de partículas, para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa es 20 mm. Las curvas se han desplazado con respecto a su forma original debido a la rotura de partículas, originado por las trayectorias de tensiones.

Para cuantificar el daño debido a las trayectorias de tensiones y succiones, se determinaron los índices de rotura partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$

propuesto por Hardin (1985). En la Fig. 6.146 se muestra la variación de dichos índices en función de la tensión de confinamiento, en donde los índices de Marsal y Hardin son mayores para el ensayo con trayectoria escalonada con  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y para la trayectoria 1:3-3:2 debido a la trayectoria de tensiones aplicada.

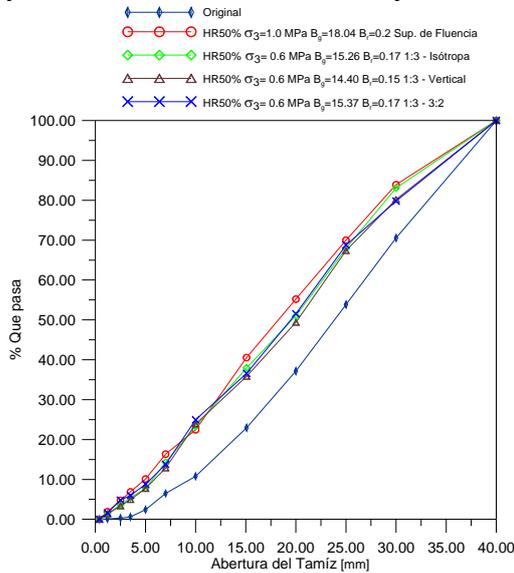


Figura. 6.143 Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%

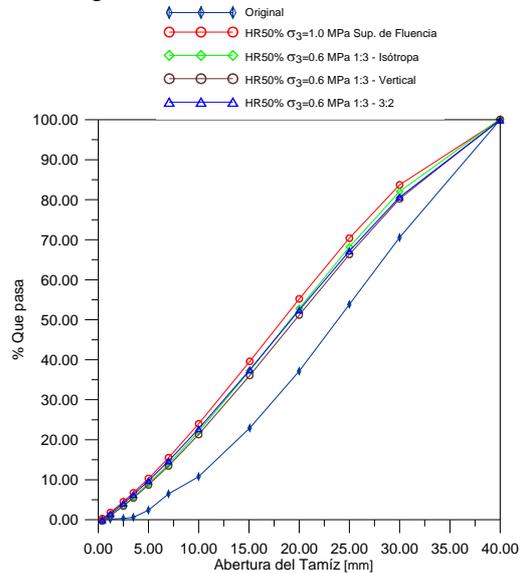


Figura. 6.144 Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%

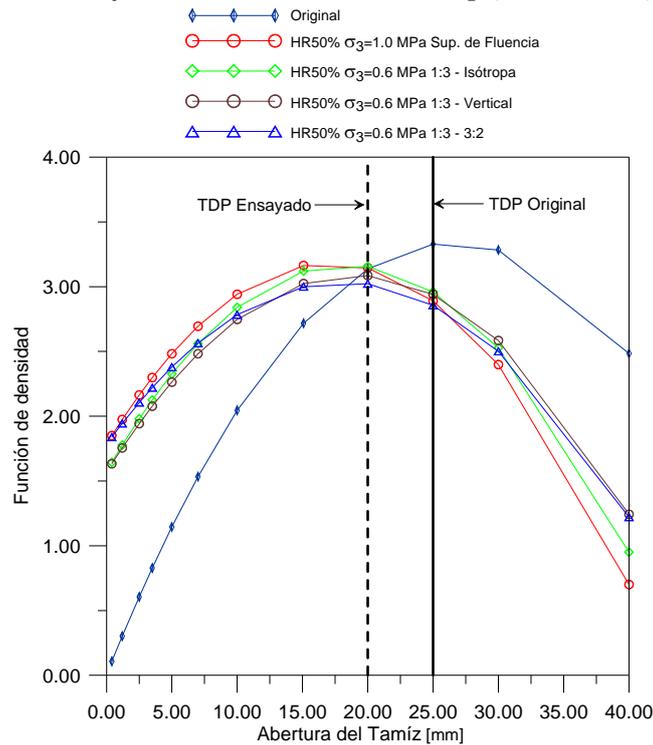


Figura. 6.145 Función de densidad de las curvas granulométricas original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 -3:2 y HR50%

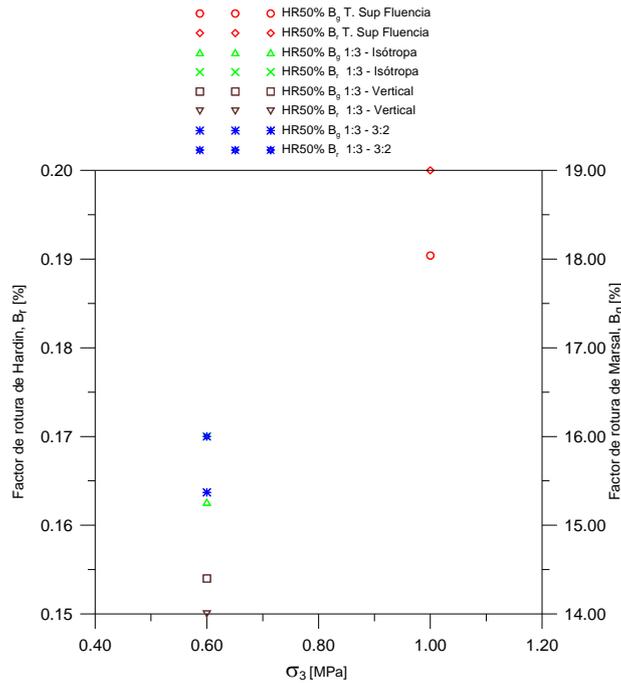


Figura. 6.146 Variación de los parámetros de rotura de Marsal  $B_g$  y Hardin  $B_r$  para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR50%

### 6.4.2 Trayectorias de tensiones para determinar la superficie de fluencia a HR100%

Una vez determinada la superficie de fluencia a HR50% fue necesario realizar una serie de ensayos con la intención de determinar la superficie de fluencia bajo condiciones saturadas del material.

En la tabla 6.7 se resumen los ensayos para las trayectorias de tensiones utilizados para determinar la superficie de fluencia a HR100%.

Continuando de una manera parecida a los ensayos no saturado se partió de un ensayo consolidado a una tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. A esta tensión aplicada se realizó una disminución de la tensión de confinamiento en intervalos de 0.05 MPa, en una manera escalonada, para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.95$  MPa. Bajo estas condiciones se aplica la tensión desviadora, hasta alcanzar un punto de fluencia que garantice haber llevado la superficie de fluencia, mas allá de las tensiones que había experimentado el material anteriormente. El proceso de escalonado de disminución de la tensión de confinamiento y aplicación de deformaciones de corte es una forma muy fiable para obtener la superficie de fluencia de un material. En este caso los decrementos de la tensión de confinamiento se desarrollaron hasta tensiones medias de 0.45 MPa

En la Fig. 6.147 se muestra la variación de la tensión desviadora y la deformación volumétrica para las diferentes etapas de la tensión de confinamiento en cada escalón de carga. Se observa que la tensión desviadora para los primeros valores de la tensión de confinamiento  $\sigma_3$ , presentan un comportamiento de endurecimiento. La curva tensión-deformación muestra una pendiente positiva. Esta pendiente disminuye hasta cambiar a signo negativo a medida que la tensión de confinamiento se va disminuyendo,

mostrando un comportamiento de reblandecimiento. La deformación volumétrica muestra un comportamiento de contracción para los primeros escalones de carga debido a que la probeta se encuentra a tensiones de confinamiento altas. Continuando con los escalones de carga y la disminución de la tensión de confinamiento, se observa que la probeta no comprime más comparada con el comportamiento de contracción que presentaba inicialmente.

Tabla 6.9 Resumen de ensayos triaxiales desarrollados para determinar la superficie de fluencia para HR100%

Ensayos	$\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria HR	Trayectoria de tensiones	Vel. Def. de corte mm/s	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardín $B_r$
TC14	1.0	100%	1:3	0.04	17.20	0.20
TC15	0.6	100%	1:3-Isot.	0.04	14.78	0.15
TC16	0.6	100%	1:3-Vert	0.04	16.76	0.17
TC17	0.6	100%	1:3- 3:2	0.04	16.31	0.17

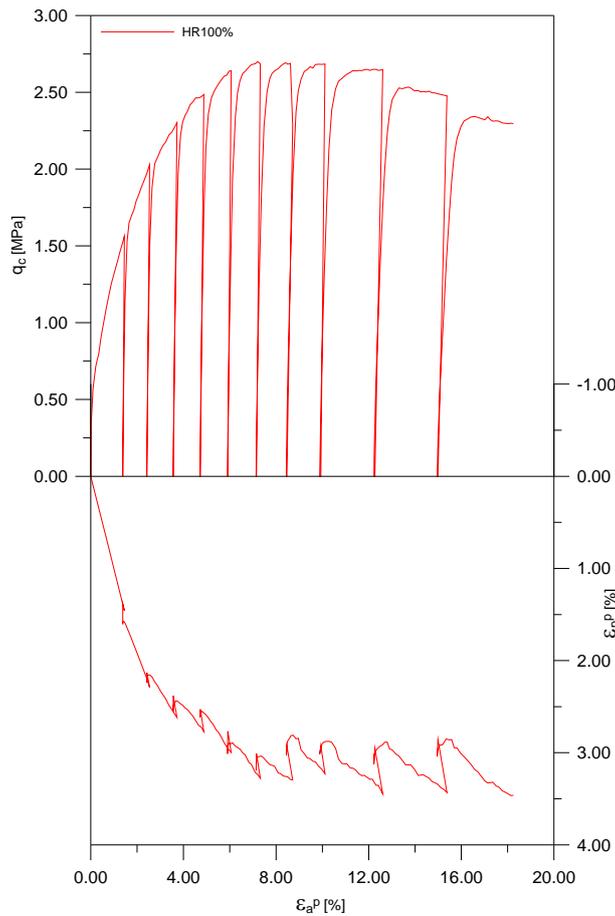


Figura. 6.147 Tensión desviadora, deformación volumétrica y axial plástica a  $\sigma_3 = 1.0$  MPa y HR100%

En la Fig. 6.148 se presenta las trayectorias de tensiones desarrolladas en el plano  $p:q$  a HR100%. De esta manera se observa la variación de la forma de la superficie de fluencia, la cual es similar aunque en menor dimensión a las obtenidas a HR50%.

Una vez determinado la forma de la superficie de fluencia a HR100%, estamos en condiciones de realizar una serie de ensayos triaxiales con diferentes trayectorias de tensiones con la idea de determinar el flujo plástico en tres puntos del perímetro de la superficie de fluencia como los desarrollados a HR50%.

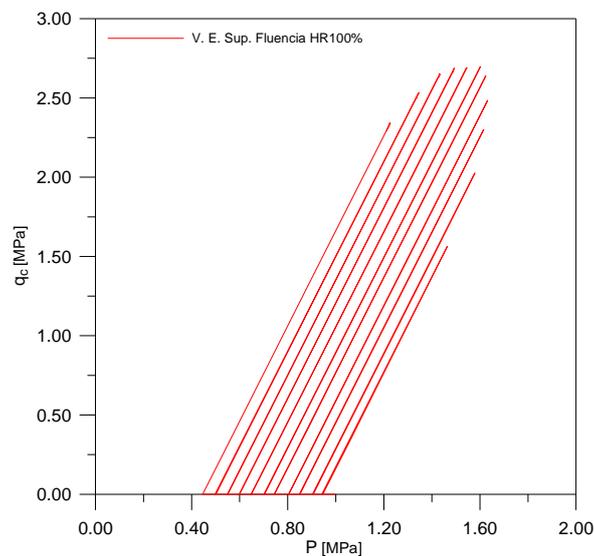


Figura. 6.148 Trayectorias de tensiones en el plano  $p:q$  a HR100%

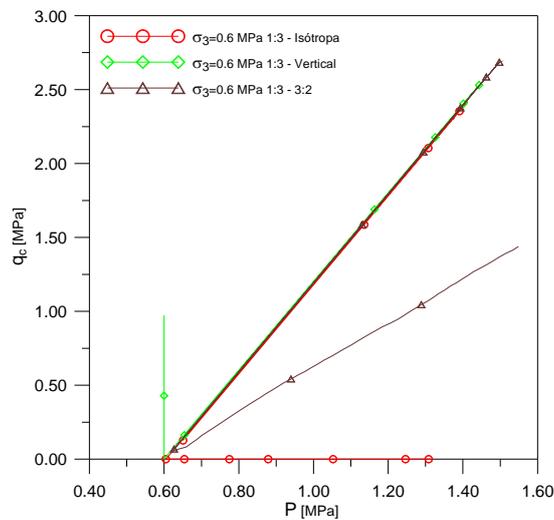
#### 6.4.2.1 Trayectorias tensión-deformación

En la Fig. 6.149 se muestra las trayectorias de tensiones desarrolladas a HR100%. La primera trayectoria de tensiones se partió de la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa, a la cual se aplicó la tensión desviadora en una trayectoria 1:3 hasta alcanzar un valor máximo de las tensiones, similares a las obtenidas en el ensayo con  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. Posteriormente se retira la tensión desviadora para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa. Estando en este nivel de tensiones se inició una trayectoria isotrópica aumentando gradualmente la tensión de confinamiento.

La segunda trayectoria de tensiones se desarrolló actuando sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa, a la cual se aplicó la tensión desviadora en una trayectoria 1:3 hasta alcanzar un valor máximo de las tensiones, similares a las obtenidas en el ensayo  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. Posteriormente se retira la tensión desviadora para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa. Estando en este nivel de tensiones se desarrolla una trayectoria vertical en el plano  $p:q$ . Se disminuye la tensión de confinamiento e incrementa la tensión desviadora.

La tercera trayectoria de tensiones se desarrolló actuando sobre la probeta una tensión de confinamiento de  $\sigma_3 = 0.6$  MPa, a la cual se aplicó la tensión desviadora en una trayectoria 1:3 hasta alcanzar un valor máximo de las tensiones, similares a las obtenidas en el ensayo de  $\sigma_3 = 1.0$  MPa. Posteriormente se retira la tensión desviadora

para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa. Estando en este nivel de tensiones se desarrollada una trayectoria de tensiones 3:2 en el plano p:q, incrementando gradualmente la tensión de confinamiento y la tensión desviadora.

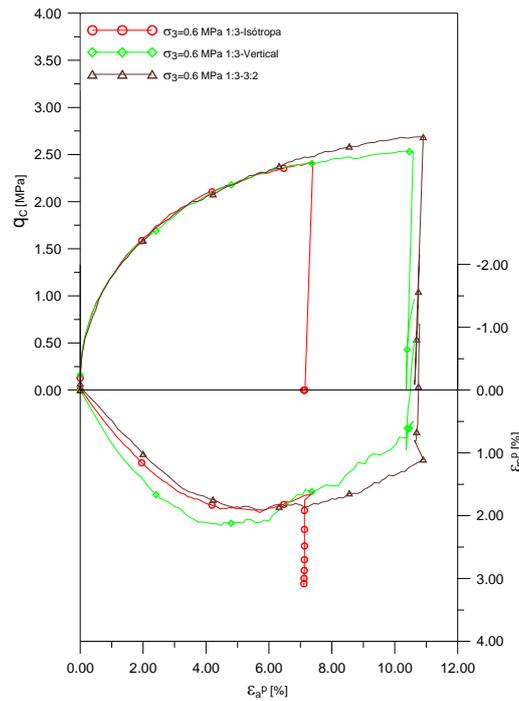


**Figura. 6.149** Trayectorias de tensiones desarrolladas para interceptar las superficies de fluencia a HR100%

En la Fig. 6.150 se muestran las trayectorias tensión-deformación obtenidos para las trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical y 1:3-3:2 a HR100%. Se observa el ensayo con trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa presenta valores de tensión desviadora similares a los obtenidos por los otros ensayos en la trayectoria 1:3. La deformación volumétrica presenta valores muy parecidos a los obtenidos por los otros ensayos en la trayectoria 1:3; la cual en la trayectoria isótropa presenta un incremento de la compresibilidad alcanzando valores muy altos.

En la trayectoria de tensiones 1:3-Vertical los valores de tensión desviadora son similares a los obtenidos por los otros ensayos en la trayectoria de tensiones 1:3. En la trayectoria de tensiones vertical se observa que la tensión desviadora alcanza valores inferiores a los de la trayectoria 1:3 con un incremento de la deformación axial debido a la disminución de la tensión de confinamiento. La deformación volumétrica presenta un comportamiento muy parecido al que presentan los otros ensayos para la trayectoria 1:3. Una vez que se continúa con la trayectoria vertical la deformación volumétrica presenta un comportamiento muy dilatante alcanzando valores altos debido a la expansión de la probeta.

En el ensayo con trayectoria 1:3-3:2 los valores de la tensión desviadora son similares a los obtenidos por los otros ensayos en la trayectoria 1:3. Para el desarrollo de la trayectoria 3:2 se incrementa gradualmente la tensión de confinamiento  $\sigma_3$  y la tensión desviadora. La tensión desviadora continúa por la línea de descarga, mostrando un incremento mínimo de la deformación axial. La deformación volumétrica presenta un comportamiento de contracción parecido al que presentan los otros ensayos en trayectoria 1:3. En la trayectoria 3:2 la deformación volumétrica presenta un comportamiento dilatante debido al incremento de la tensión de confinamiento y desviadora.

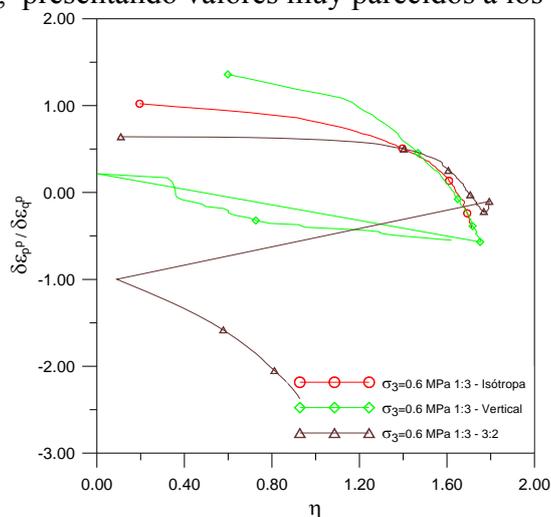


**Figura. 6.150** Tensión desviadora, deformación axial y volumétrica para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%

#### 6.4.2.2 Análisis de la dilatancia

En la Fig. 6.151 se presenta la variación de la dilatancia con la relación de tensiones para las trayectorias 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical y 1:3- 3:2 a HR100%. En donde el ensayo con trayectoria 1:3-Isótropa presenta un comportamiento de compresión que cambia a dilatante similar al que presentan los otros ensayos al final de la etapa 1:3.

En el ensayo con trayectorias 1:3-Vertical se presenta un comportamiento de compresión inicial, el cual cambia a dilatante a final de la trayectoria 1:3. En la trayectoria vertical al incrementar las tensiones desviadoras y disminuir las tensiones de confinamiento se observa que la dilatancia disminuye inicialmente para después volverse a incrementar, presentando valores muy parecidos a los de la etapa 1:3.

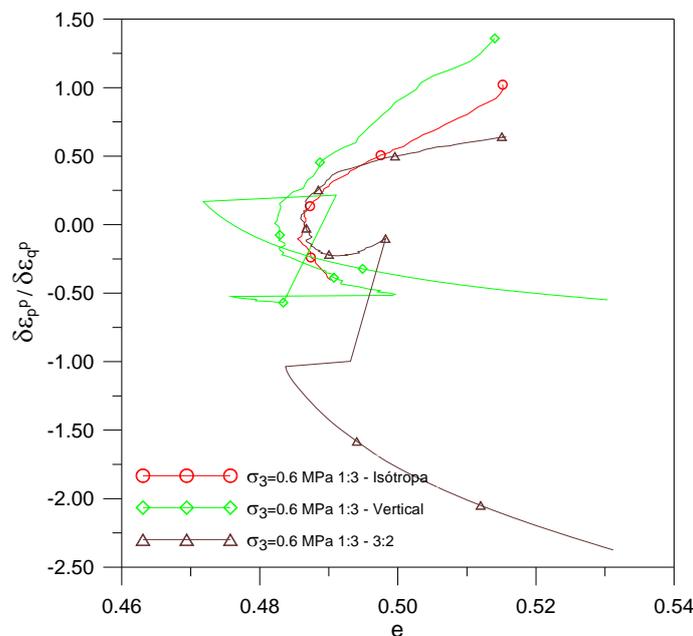


**Figura. 6.151** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 para  $\sigma_3 = 0.6$  MPa y HR100%

En el ensayo con trayectorias 1:3-3:2 se presenta un comportamiento de compresión inicial el cual cambia a dilatante, presentando valores muy parecidos a los valores obtenidos en los otros ensayos para la etapa 1:3. En la trayectoria 3:2 observamos que la dilatancia alcanza valores mayores que los otros ensayos originado por el aumento de la tensión de confinamiento y desviadora.

En la Fig. 6.152 se muestra la variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las trayectorias 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3-3:2 a HR100%. En el ensayo con trayectoria 1:3-Isótropa se presentan valores de dilatancia muy similares a los otros ensayos en la etapa 1:3; mientras que en la etapa isótropa no tenemos deformaciones de corte.

En el ensayo con trayectoria 1:3-Vertical presenta valores de dilatancia parecidos a los otros ensayos para la etapa 1:3. En la trayectoria vertical observamos que la dilatancia disminuye para posteriormente alcanzar valores de dilatancia parecidos a los de la etapa 1:3. La relación de vacíos crece presentando un comportamiento de expansión al final de la etapa.



**Figura. 6.152 Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%**

En el ensayo con trayectorias 1:3-3:2 observamos que presenta valores de dilatancia y relación de vacíos muy parecidos a los otros ensayos en la etapa 1:3. En la trayectoria 3:2 se observa que la dilatancia y la relación de vacíos crecen considerablemente, presentando valores mayores a los otros ensayos.

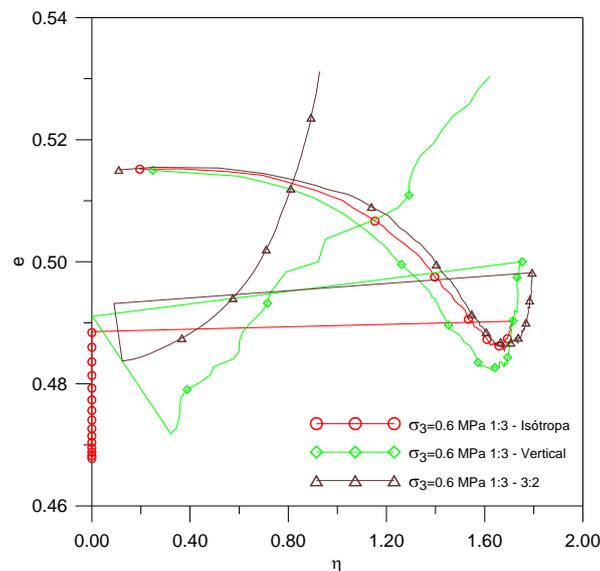
### 6.4.2.3 Variación del volumen específico

En la Fig.6.153 se muestra la variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para trayectorias 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3-3:2 a HR100%. En el ensayo

con trayectorias 1:3-Isótropa analizando la trayectoria isótropa observamos que la compresibilidad aumenta para alcanzar alta densificación de la probeta.

En el ensayo con trayectorias 1:3-vertical analizando la trayectoria vertical al disminuir las tensiones de confinamiento e incrementado las tensiones desviadoras, observamos que la relación de vacíos disminuye presentando un comportamiento contractante para cambiar a un comportamiento dilatante al final de la etapa.

En el ensayo con trayectorias 1:3-3:2, analizando la trayectoria 3:2 al incrementar las tensiones de confinamiento y desviadoras, observamos un aumento de la compresión para posteriormente cambiar a expansión debido al incremento de las tensiones desviadoras y de confinamiento.

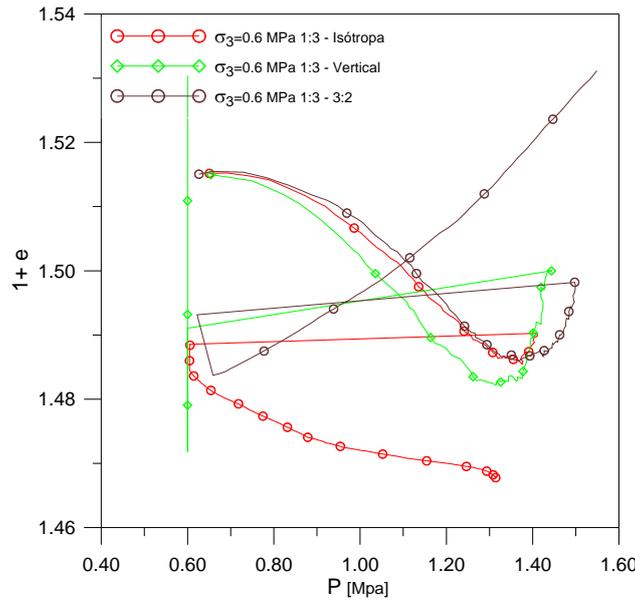


**Figura. 6.153 Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para los ensayos con trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%**

En la Fig. 6.154 se presenta la variación del volumen específico para las trayectorias 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical y 1:3-3:2 a HR100%. En el ensayo con trayectorias 1:3-Isótropa, analizando la trayectoria isótropa existe una disminución considerable del volumen específico a medida que se incrementa la tensión media en la etapa isótropa.

En el ensayo con trayectorias 1:3-Vertical, analizando la trayectoria vertical al disminuir la tensión de confinamiento  $\sigma_3$  y aumentar la tensión desviadora observamos que se presenta un incremento considerable del volumen específico que se traduce en expansión de la probeta.

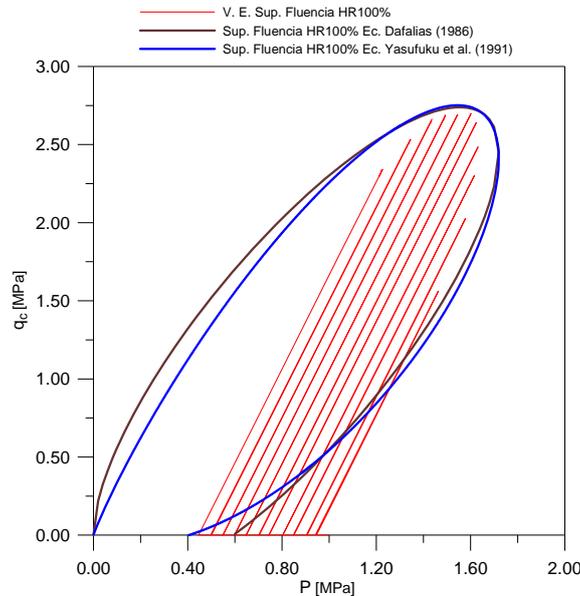
En el ensayo con trayectoria 1:3-3:2, analizando la trayectoria 3:2 al incrementar las tensiones desviadoras y las tensiones de confinamiento observamos que el volumen específico y la tensión media se incrementan, mostrando un comportamiento muy dilatante parecido al que presentó el ensayo con trayectoria 1:3-Vertical.



**Figura. 6.154** Variación del volumen específico para la trayectorias de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%

**6.4.2.4** *Determinación de la superficie de fluencia de forma analítica*

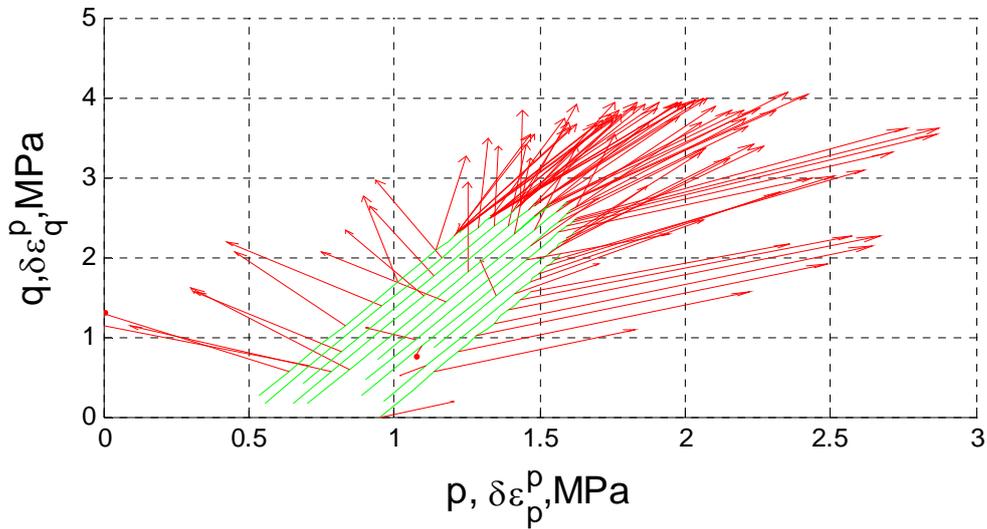
En la Fig. 6.155 se presentan la superficie de fluencia obtenida mediante distintos escalones de carga en la muestra a HR100%. Una forma para determinar de manera analítica la superficie de fluencia es aplicando las ecuaciones de las superficies de fluencia propuestas por Dafalias (1986) y Yasufuku, Murata et al. (1991); las cuales reproducen la variación de la superficie de fluencia obtenida en los ensayos experimentales.



**Figura. 6.155** Superficies de fluencia experimental y las superficies de fluencia determinadas por las ecuaciones de Dafalias (1986) y Yasufuku et al. (1991)

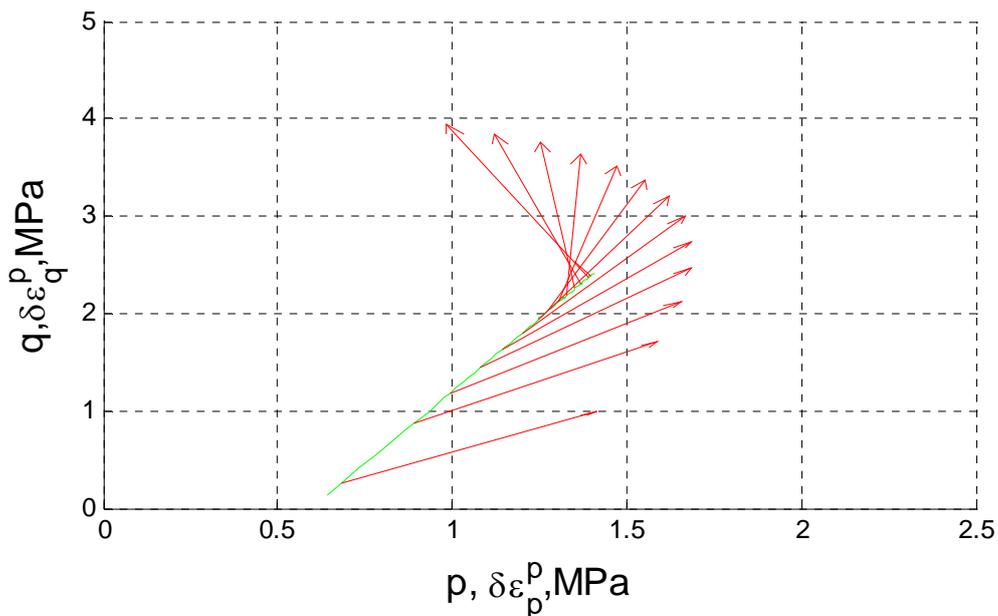
**6.4.2.5 Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica**

En la Fig. 6.156 se muestran los vectores de deformación plástica para todas las trayectorias escalonadas de carga y descarga. Se observa un comportamiento contractante del material para las tensiones de confinamiento en el rango de  $\sigma_3 = 1.0$  a  $0.45$  MPa como lo indican los vectores de deformación plástica.



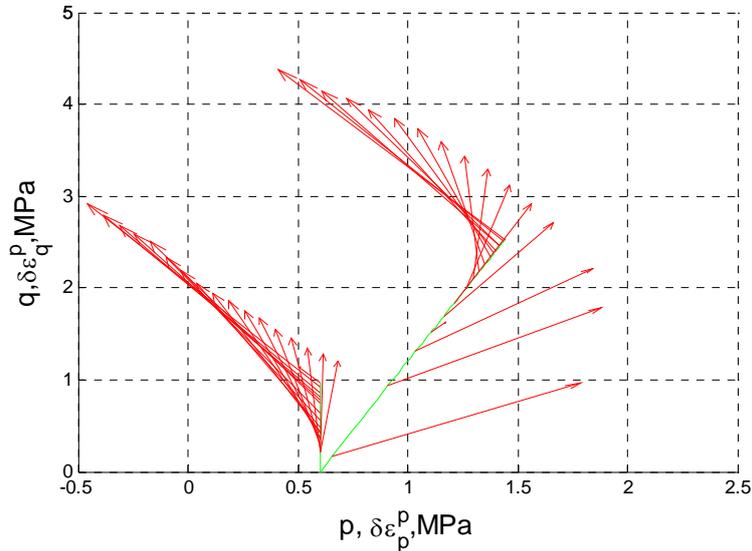
**Figura. 6.156** Vectores de deformación plástica para determinar la variación de la superficie de fluencia a HR100%

En la Fig. 6.157 se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa. En donde se observa en la trayectoria 1:3 el material presenta un comportamiento de compresión inicial, antes de alcanzar las condiciones límite cambia a un comportamiento dilatante como lo indican los vectores de deformación plástica.



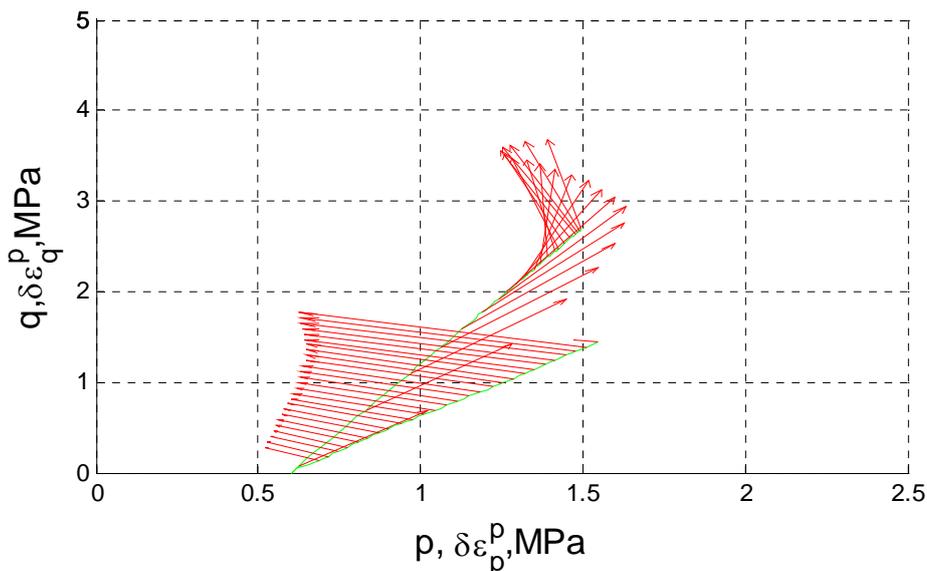
**Figura. 6.157** Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa y HR100%

En la Fig. 6.158 se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria 1:3-Vertical. En donde se observa en la trayectoria 1:3 el material presenta un comportamiento de compresión inicial que cambia drásticamente a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite. En la trayectoria vertical al reducir la tensión de confinamiento e incrementar la tensión desviadora se observa que el material presenta un comportamiento dilatante a lo largo de toda la trayectoria.



**Figura. 6.158** Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3-Vertical y HR100%

En la Fig. 6.159 se muestran los vectores de deformación plástica para la trayectoria 1:3-3:2. En donde se observa en la trayectoria 1:3 se presenta un comportamiento contractante el cual cambia a dilatante antes de alcanzar las condiciones límite. En la trayectoria 3:2 al incrementar la tensión de confinamiento y desviadora se presenta un comportamiento muy dilatante a lo largo de la trayectoria.



**Figura. 6.159** Vectores de deformación plástica para la trayectoria de tensiones 1:3 - 3:2 y HR100%

**6.4.2.6 Rotura de partículas**

Después de realizado los ensayo triaxiales para diferentes trayectoria de tensiones a HR100%, se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico con la finalidad de determinar el daño producido.

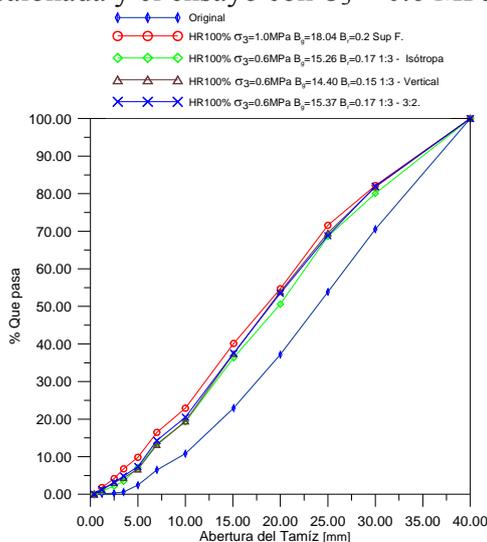
En la Fig. 6.160 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizados a los ensayos a HR100%.

En las Fig. 6.161 se presentan las granulometrías para los ensayos a diferentes trayectorias de tensiones a HR100% ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada curva específica podemos determinar la función de densidad para cada punto específico de las curvas.

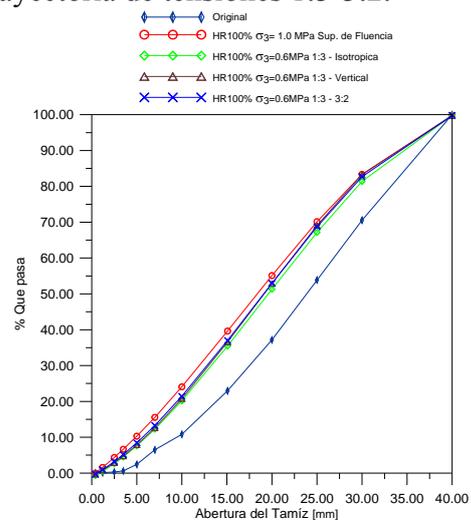
En las Fig. 6.162 se presentan la función de densidad de probabilidad para las diferentes trayectorias de tensiones a HR100%. Analizando las pendientes de la granulometría original observamos que presenta un tamaño dominante de partículas de 25 mm en su punto de inflexión más alto.

Las curvas granulométricas correspondientes a las diferentes trayectorias de tensiones y HR100%, muestran un tamaño dominante de partículas, para la tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 0.6$  MPa es 20 mm. Las curvas se han desplazado con respecto a su forma original debido a la rotura de partículas, originado por las trayectorias de tensiones.

Para cuantificar el daño debido a las trayectorias de tensiones y succiones se determinaron los índices de rotura de partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). En la Fig. 6.163 Se muestra la variación de los índices en función de la tensión de confinamiento. En donde se muestra que los valores mayores los presentan los ensayos con tensión de confinamiento  $\sigma_3 = 1.0$  MPa con trayectoria escalonada y el ensayo con  $\sigma_3 = 0.6$  MPa con trayectoria de tensiones 1:3-3:2.



**Figura. 6.160** Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3-3:2 y HR100%



**Figura. 6.161** Granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%

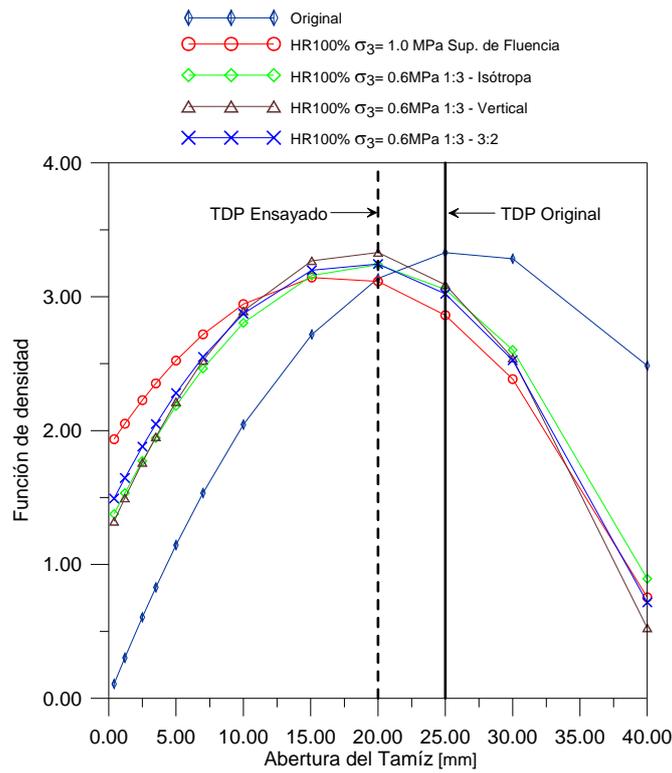


Figura. 6.162 Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%

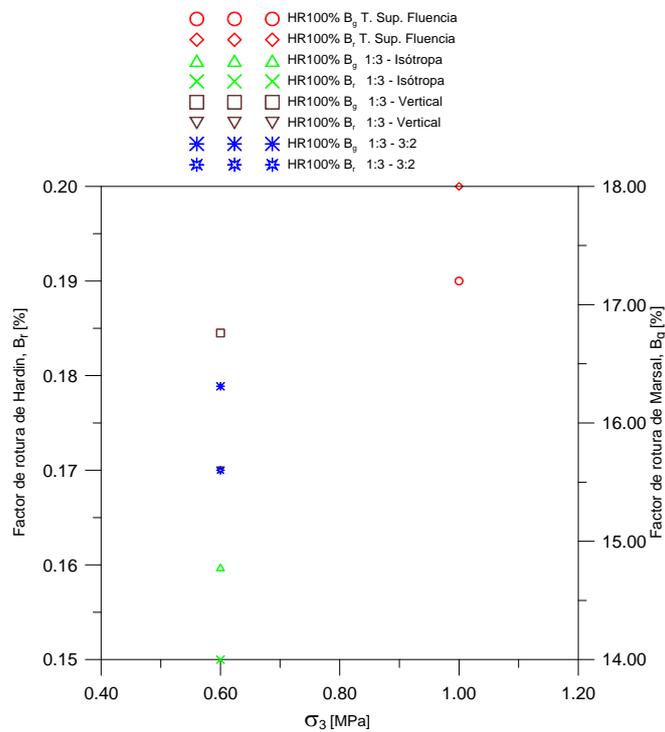


Figura. 6.163 Variación de los parámetros de rotura de Marsal  $B_g$  y Hardin  $B_r$  para la trayectoria de tensiones 1:3-Isótropa, 1:3-Vertical, 1:3 - 3:2 y HR100%

### 6.4.3 Superficies de fluencia para HR50% y HR100%

En la Fig. 6.164 se muestran las superficies de fluencia a HR50% y HR100% para las trayectorias de tensiones desarrolladas comentadas en los apartados anteriores. La superficie de fluencia en la zona no saturada tiene una homotética en la zona saturada de menor dimensión. El incremento de las tensiones en la zona no saturada es debido al efecto de la succión aplicada, la cual hace que el material presente mayor resistencia y menor compresibilidad.

Las superficies de fluencia presenta una forma que se asemeja a una elipse la cual no es simétrica a la trayectoria de tensiones durante la consolidación; mostrando una forma rotada con respecto a las trayectorias de cargas. La forma depende de la proporcionalidad de la historia de las trayectorias de cargas.

En los apartados anteriores en donde se analizó el flujo plástico a través de diferentes trayectorias, se observó que la dirección de los vectores de deformación plástica para HR50% y HR100% no son perpendiculares a las curvas de fluencia. En donde se determina que la dirección de estos vectores depende de la proporcionalidad de la trayectoria de carga. Mostrando un flujo plástico no asociado.

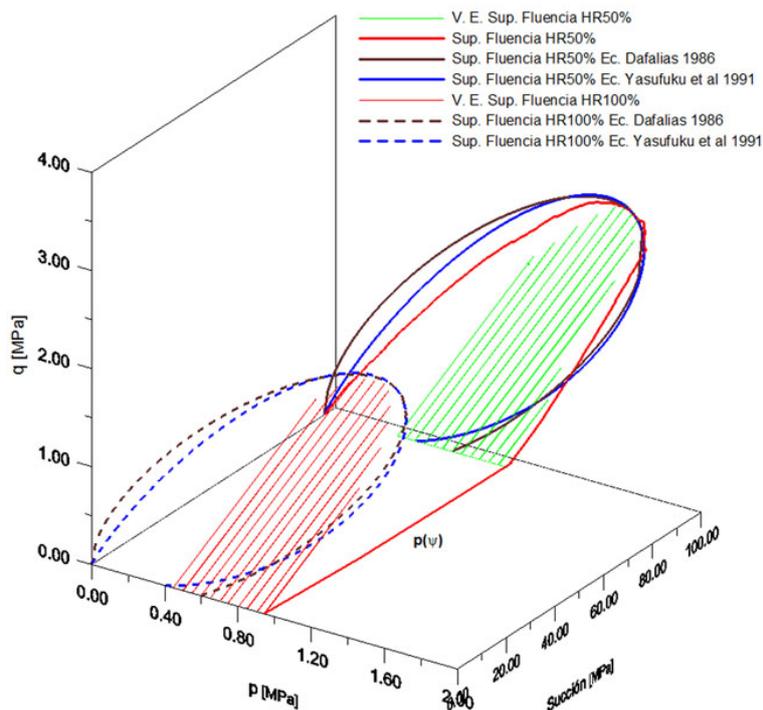


Figura. 6.164 superficie de fluencia a HR50% y HR100%

## 6.5 Resumen y conclusiones

El comportamiento tensión-deformación de los materiales granulares en las diferentes trayectorias de tensiones desarrolladas en este capítulo, está influenciado por las variaciones de la succión como se determinó experimentalmente. Las trayectorias saturadas presentan menores valores de la tensión desviadora que las trayectorias desarrolladas a altas succiones. Se desarrollaron cuatro series de ensayos: dos a succión constante y dos a succión variable. Estas últimas trayectorias tienen la finalidad en un mismo ensayo obtener la resistencia al corte para la etapa no saturada y saturada. Los ensayos se denominaron de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida y multietapa, los cuales reproducen los valores de tensiones para las trayectorias secas y saturadas. En los ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, las probetas desarrollan tensiones desviadoras hasta alcanzar sus condiciones límite a altas succiones; los cuales se inundan drásticamente provocando el colapso y la caída súbita de la resistencia debido a la rotura de partículas. Siguiendo con el desarrollo del ensayo las muestras inundadas vuelven a incrementar parcialmente la tensión desviadora hasta alcanzar valores muy similares a los ensayos saturados. En los ensayos multietapa las probetas desarrollan tensiones desviadoras hasta alcanzar sus condiciones límites a altas succiones; bajo este nivel de deformación las probetas son descargadas. Actuando sobre la probeta la tensión de confinamiento se realiza el cambio de succión por inundación. En condiciones saturadas se aplica nuevamente la tensión desviadora, alcanzando valores de tensiones similares a las que muestran los ensayos saturados.

Como se determinó de la experimentación desarrollada el ángulo de fricción interna depende de la tensión de confinamiento y de la succión aplicada en las probetas; presentando valores mayores los ensayos en condiciones secas y menores los ensayos en condiciones saturadas. En los ensayos a succión variable se determinó los ángulos de fricción interna para las etapas no saturadas y saturadas, mostrando valores consistentes con las mismas trayectorias a succión constante.

Otro factor importante a considerar en la resistencia al corte de los materiales granulares es la tensión de confinamiento aplicada, la cual es capaz de activar o impedir la dilatancia del material proporcionando una menor o mayor compresibilidad. Las envolventes de resistencia obtenidas presentan una forma no lineal y ligeramente curvada a medida que se aumenta la tensión de confinamiento debido a la rotura de partículas. La tensión de confinamiento reduce la componente dilatante del material e incrementa la rotura de partículas en las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas.

El material calizo presenta un comportamiento dilatante para las diferentes tensiones de confinamiento y succiones desarrolladas; los cuales no permiten la obtención del estado crítico. Debido a los altos índices de dilatancia medido al final de los ensayos y analizando los vectores de los incrementos de deformación plástica, el material muestra un comportamiento de flujo plástico no asociado al final de la trayectoria de tensiones.

Una forma de estudiar la dilatancia del material calizo es mediante el plano R-D propuesto por Wan and Guo (1999) el cual se presentan las relaciones de tensiones principales y un parámetro D que está relacionado a la dilatancia. El plano fija un valor unitario en el eje de las abscisas, en donde cualquier material que supere este valor presenta un comportamiento dilatante. En todos los ensayos desarrollados en esta

experimentación el valor unitario de abscisas fue superado con gran margen; lo cual da una idea del potencial dilatante de este material.

La teoría de la dilatación de Rowe siendo una función de la relación de tensiones actuales y las tensiones límite no es capaz de describir adecuadamente la dilatación desarrollada por el material. Se requiere un estudio del trabajo plástico desarrollado por las probetas, la relación de tensiones y la tensión media; los cuales describen de una manera más apropiada la dilatación medida en los ensayos.

Las velocidades de las deformaciones de corte tienen influencia en la resistencia y la compresibilidad de los materiales granulares como se determinó en los ensayos a tensión de confinamiento de 0.6 MPa. Los ensayos desarrollados a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s presentan mayor tensión desviadora y compresibilidad comparada con los desarrollados a 0.06 mm/s. Este mismo comportamiento se muestra en menor magnitud para los ensayos a tensión de confinamiento de 1.0 MPa. En donde los ensayos desarrollados a velocidades de deformación de corte de 0.07 mm/s presentan mayor tensión desviadora y mayor compresibilidad comparada con los desarrollados a 0.04 mm/s.

La superficie de fluencia para la etapa no saturada (HR50%) tiene una homotética de menor dimensión en HR100%. Las superficies de fluencia tienen una forma que se asemeja a una elipse la cual no es simétrica a la trayectoria de tensiones durante la consolidación; mostrando una forma rotada con respecto a las trayectorias de cargas. La forma depende de la proporcionalidad de la historia de las trayectorias de cargas y en este caso el proceso de compactación induce anisotropía en la dirección vertical.

La rotura de partículas se ve fuertemente afectada por el nivel de tensiones aplicado y los cambios de succión en las probetas. Los parámetros de rotura de Marsal y Hardin no muestran una tendencia clara en función de las trayectorias de tensiones y succiones para el material calizo. Una forma apropiada de analizar el daño debido a la trayectoria de tensiones y a la succión aplicada, es mediante la función de densidad de probabilidades. Las granulometrías originales presentan un tamaño dominante de partículas mayor. Una vez aplicada las trayectorias de tensiones y succiones se determina un tamaño dominante de partículas menor. Las granulometrías original y ensayadas se desplazan unas con otras debido a la rotura de partículas originada por las trayectorias de tensiones y los cambios de succión en las probetas.

## 6.6 Referencias

- Chávez, C. and E. E. Alonso (2003). "A Constitutive model for crushed granular aggregates which includes suction effects." *Soils and Foundations* **43**(4): 215-227.
- Chávez, N. C. (2004). Estudio del comportamiento triaxial de materiales granulares de tamaño medio; con énfasis en la influencia de la succión. PhD. Departamento de Ingeniería del Terreno, Cartografía y Geofísica. Universidad Politécnica de Cataluña. Barcelona, España.
- Dafalias. (1986). "An anisotropic critical state soil plasticity model." *Mechanics Research Communications* **13**(6): 341-347.

- Hardin, B. O. (1985). "Crushing of Soil Particles." *Journal of Geotechnical Engineering-Asce* **111**(10): 1177-1192.
- Marsal, R. J. (1973). *Mechanical properties of rockfill*, Embankment Dam Engineering, John Wiley and Sons.
- McDowell, G. R. (2000). "A family of yield of loci based on micro mechanics." *Soils and Foundations* **40**(6): 133-137.
- Wan, R. G. and P. J. Guo (1999). "A pressure and density dependent dilatancy model for granular materials." *Soils and Foundations* **39**(6): 1-11.
- Yasufuku, N., H. Murata, et al. (1991). "YIELD CHARACTERISTICS OF ANISOTROPICALLY CONSOLIDATED SAND UNDER LOW AND HIGH STRESSES." *Soils and Foundations* **31**(1): 95-109.

## CAPITULO 7

### COMPRESIBILIDAD Y RESISTENCIA AL CORTE EN GRANULOMETRÍAS DISCONTINUAS

Algunos estudios experimentales realizados en tiempos recientes indican que la compresión y la deformación que presentan los materiales granulares, cuando se someten a trayectorias de tensiones elevadas, esta directamente relacionada a la rotura de partículas. Los cambios de la humedad relativa en un material que forma parte de una estructura sometida a estados de tensión dan como resultado una disminución de la succión y por consiguiente un incremento en la rotura de partículas, causando deformaciones de colapso y diferidas en el tiempo. Por lo que es necesario un conocimiento de las características de resistencia y deformación de los materiales bajo altas presiones para el diseño y comportamiento en el tiempo.

Las características de las granulometrías utilizadas en las estructuras construidas con materiales granulares juegan un papel fundamental en su comportamiento desde su inicio de construcción hasta su puesta en operación. Uno de los factores a tener en cuenta en la utilización de las granulometrías es su graduación.

Las granulometrías bien graduadas (no uniformes) están compuestas de una gran diversidad de tamaños. Cuando se homogenizan y compactan proporcionan una estructura cerrada, con menos vacíos y mas puntos de contactos entre sus partículas. Un ejemplo de estas granulometrías es la granulometría utilizada en esta experimentación y cuyos resultados son expuestos en el capítulo 5 y 6 de esta tesis.

En las granulometrías mal graduadas (uniformes) el rango de tamaños es reducido, presentando partículas con dimensiones muy parecidas. En el momento de homogenizarse y compactarse muestran una estructura muy abierta, con mas vacíos y menos puntos de contacto entre sus partículas. La concentración de tensiones es elevada, y es más fácil superar la resistencia de la roca y presentar mayor deformación.

Los tamaños de partículas que se utilizan en las distintas obras de ingeniería como presas, predraplenes, rompeolas etc. Son bastante grandes, como consecuencia del método de explotación utilizado en las canteras. Estos tamaños son bastante mas grandes que los tamaños de las partículas que realísticamente se pueden trabajar en los ensayos de laboratorio. Debido a esta causa principal, es necesario hacer un escalado en sus dimensiones, mediante una disminución proporcional, haciendo un paralelismo entre las curvas granulométricas de los materiales utilizados en las obras y las dimensiones utilizadas en los ensayos de laboratorio.

La roca matriz se somete a un proceso de trituración necesario para obtener las granulometrías con tamaños adecuados para ser ensayados en el laboratorio. Mediante este proceso se reduce la gran variedad de imperfecciones que las partículas de gran dimensión pueden contener en su estructura.

Marachi, Chan et al. (1969) realizo ensayos triaxiales en tres materiales diferentes, utilizados en la construcción de presas, variando las dimensiones de la probeta y modelando las granulometrías para diferentes dimensiones de probetas. Utilizaron diámetros de las probetas de 2.8, 12 y 36 pulg., consolidadas a tensiones de confinamiento de 30, 140, 420 y 650 psi en condiciones saturadas. Demostraron que la

modelación de los materiales de escolleras no afecta materialmente las características de consolidación isotropas; mientras que los resultados de ensayos de compresión triaxial indicaron que el ángulo de fricción interna es afectado hasta cierto punto por el tamaño de las partículas en un espécimen ensayado.

Partiendo de estos antecedentes se estudia la compresibilidad y la resistencia al corte del material calizo, a través de la modelación de varias granulometrías uniformes en un rango muy estrecho de tamaños. Los ensayos edométricos y triaxiales se desarrollaron para muestras compactadas estáticamente a dos densidades diferentes correspondientes a estados muy sueltos y compactos, ( $e_0 = 0.947$  y  $e_0 = 0.502$ ) para la misma trayectoria de tensiones y succiones.

## 7.1 Resultados experimentales edométricos en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0=0.947$

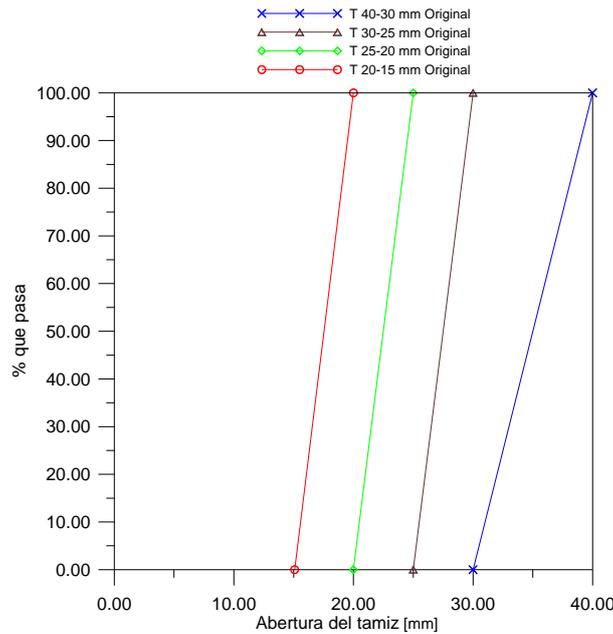
### 7.1.1 Trayectorias de tensiones y succiones

En el programa experimental de ensayos edométricos se realizaron 6 ensayos con diferentes curvas granulométricas discontinuas para una misma trayectoria de tensiones y succiones. En la tabla 7.1 se presenta un resumen de los ensayos desarrollados para diferentes granulometrías discontinuas compactadas a  $e_0=0.947$ , así como los índices de rotura de Marsal y Hardin.

Tabla 7.1 Ensayos edométricos compactados a  $e_0=0.947$  para las mismas trayectorias de tensiones y succiones

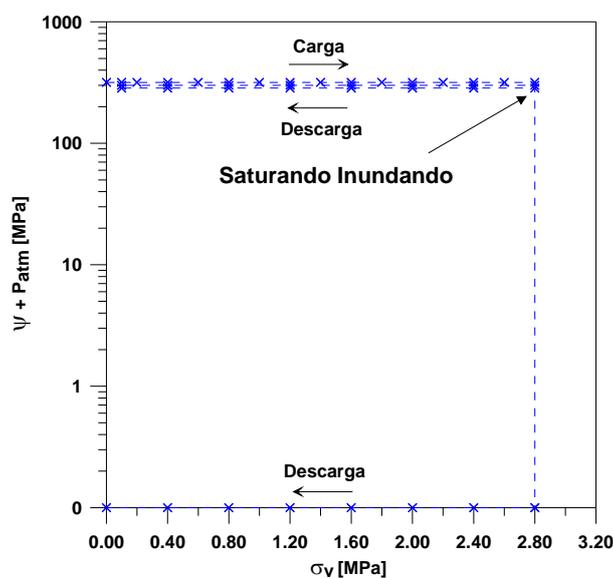
Ensayos $e_0 = 0.947$	Trayectoria tensiones [MPa]	Trayectoria HR [%]	Índice de de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
T 20-15 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	10%-Sat-Inundación	30.78	0.14
T 25-20 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	10%-Sat-Inundación	31.90	0.15
T 30-25 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	10%-Sat-Inundación	56.40	0.23
T 40-30 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	10%-Sat-Inundación	64.19	0.30
T 30-25 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	100%	58.59	0.26
T 40-30 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	100%	66.08	0.32

En la Fig. 7.1 se muestran las granulometrías discontinuas (uniformes) con tamaños comprendidos entre los rangos T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, y T20-15 mm, utilizadas para el desarrollo de los ensayos edométricos para las mismas trayectorias de tensiones y succiones con  $C_u=1.0$  y  $C_c=0.95$ .



**Figura. 7.1** Granulometrías discontinuas utilizadas para los ensayos edométricos compactados a  $e_0=0.947$

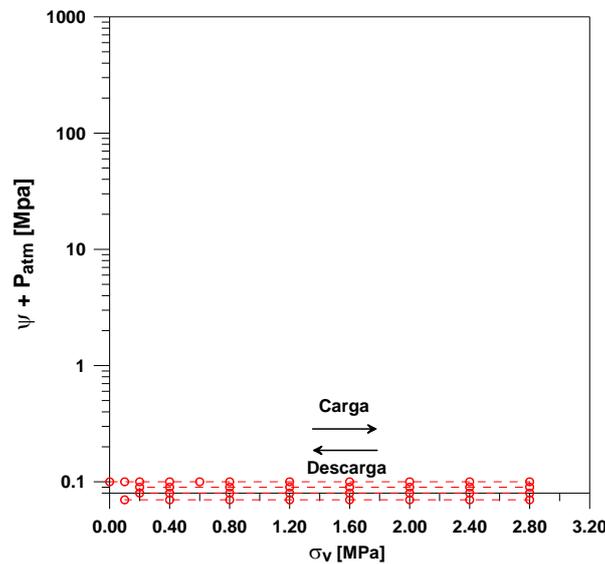
En la Fig. 7.2 se muestra la trayectoria de tensiones y succiones para los ensayos desarrollados a succión variable. Manteniendo las probetas a una succión de 317 MPa (HR10%) se aplicaron tensiones verticales hasta alcanzar la máxima de 2.8 MPa. Posteriormente la probeta se descargó en decrementos de 0.4 MPa hasta una tensión vertical mínima de 0.4 MPa. Se continuó con la recarga hasta la tensión vertical máxima de 2.8 MPa. Bajo esta tensión las probetas se inundaron provocando el colapso del material, por la reducción súbita de la succión como se indica en la trayectoria de tensiones. Una vez alcanzada la compresibilidad máxima las muestras son descargadas hasta el final del ensayo.



**Figura. 7.2** Trayectorias de tensiones y succiones para los ensayos a HR10% saturando mediante inundación de la probeta

En la Fig. 7.3 Se muestra la trayectoria de tensiones para las probetas saturadas. Estando las probetas en condiciones saturadas (HR100%) se aplicaron tensiones verticales hasta

alcanzar la máxima de 2.8 MPa. Posteriormente la probeta se descargó en decrementos de 0.4 MPa hasta la tensión vertical mínima de 0.4 MPa. Se continuo con la recarga alcanzando la tensión vertical máxima de 2.8 MPa. Una vez alcanzada la compresibilidad máxima las muestras son descargadas hasta el final del ensayo.

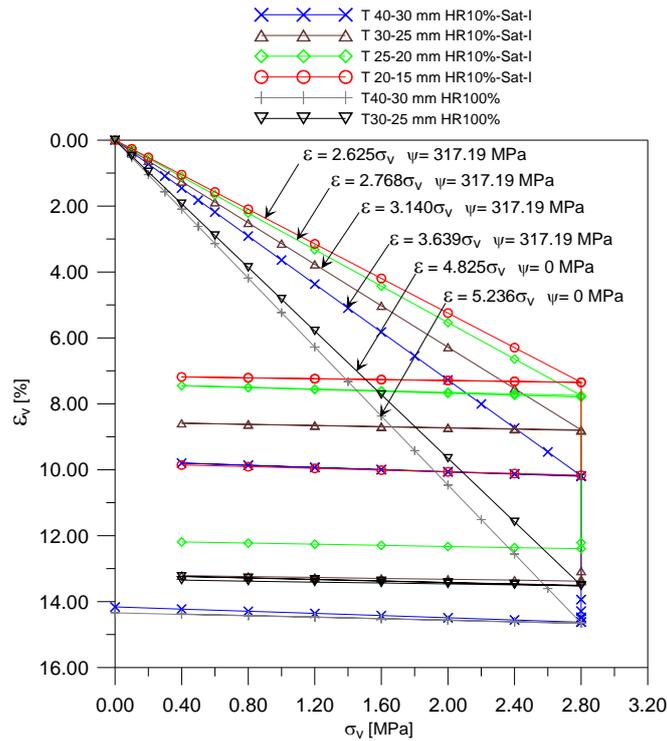


**Figura. 7.3 Trayectorias de tensiones para los ensayos con HR100%**

En la Fig. 7.4 se presenta la compresibilidad del material en los ensayos desarrollados con distintas granulometrías uniformes para los tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para las trayectorias indicadas.

El ensayo con granulometría T40-30 mm presenta mayor compresibilidad para la etapa no saturada y saturada que los ensayos con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm. Como se demostró la compresibilidad aumenta con el tamaño de las partículas.

Tras el colapso por saturación se alcanza la curva de compresión de las muestras saturadas inicialmente.

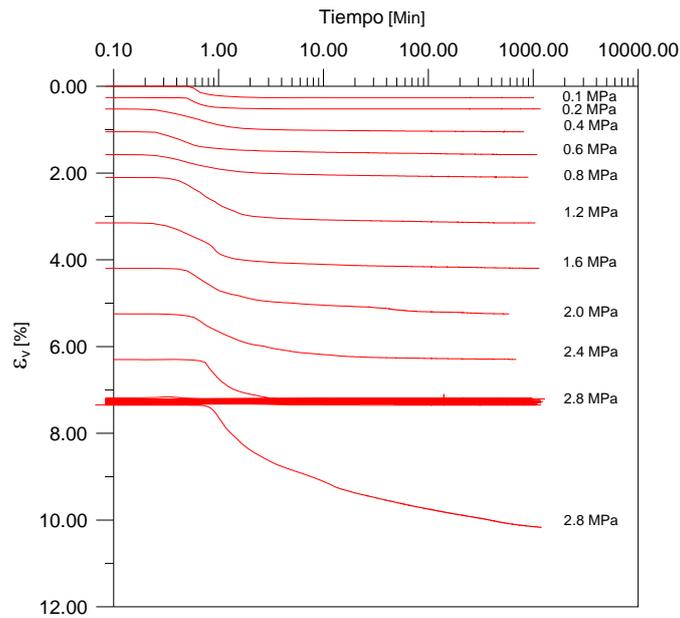


**Figura. 7.4** Compresibilidad del material calizo para diferentes granulometrías y trayectorias de tensiones compactadas a  $e_0=0.947$

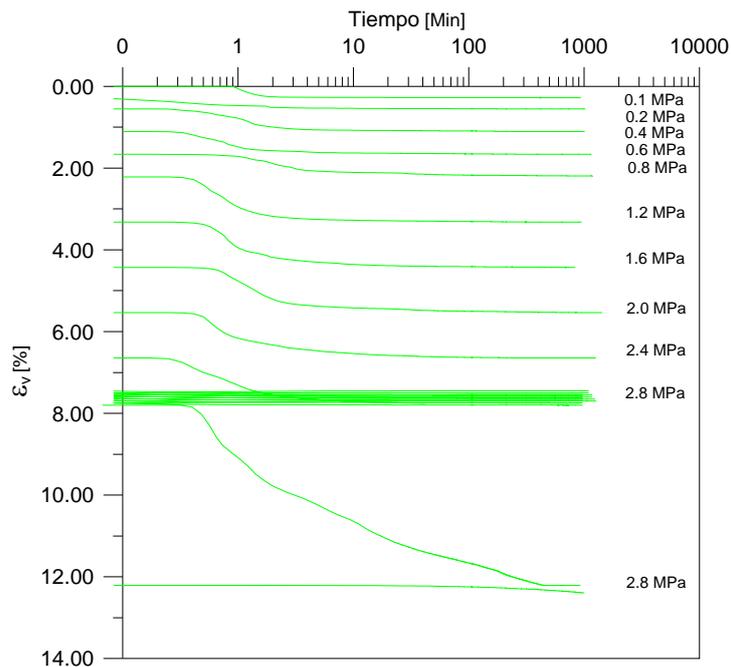
### 7.1.2 Análisis de la deformación diferida en el tiempo

En las Figs. 7.5, 7.6, 7.7, 7.8, 7.9, 7.10 se muestra la evolución de las deformaciones obtenidas para cada incremento de carga en las granulometrías con tamaños T20-15 mm, T25-20 mm, T30-25 mm, T40-30 mm compactadas a  $e_0=0.947$  para las trayectorias aplicadas. El inicio de los registros,  $t = 0$ , coincide con el inicio de aplicación de carga correspondiente.

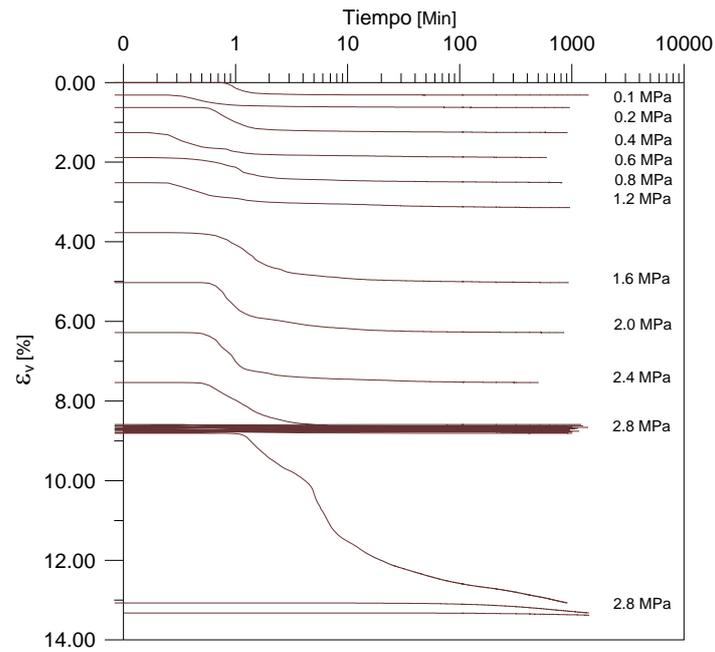
En todos los registros en el rango de tensiones aplicadas desde  $\sigma = 0.1$  a 2.8 MPa existe una deformación instantánea que muy pronto se convierte en una deformación diferida en el tiempo. La aplicación de las tensiones tienen efectos instantáneos en la muestra y las deformaciones volumétricas diferidas en el tiempo están controladas por la succión y por el aumento de la compacidad relativa del material. La velocidad de deformación depende de los periodos de aplicación de las cargas y se mantiene constante cuando se representa en escala logarítmica el tiempo.



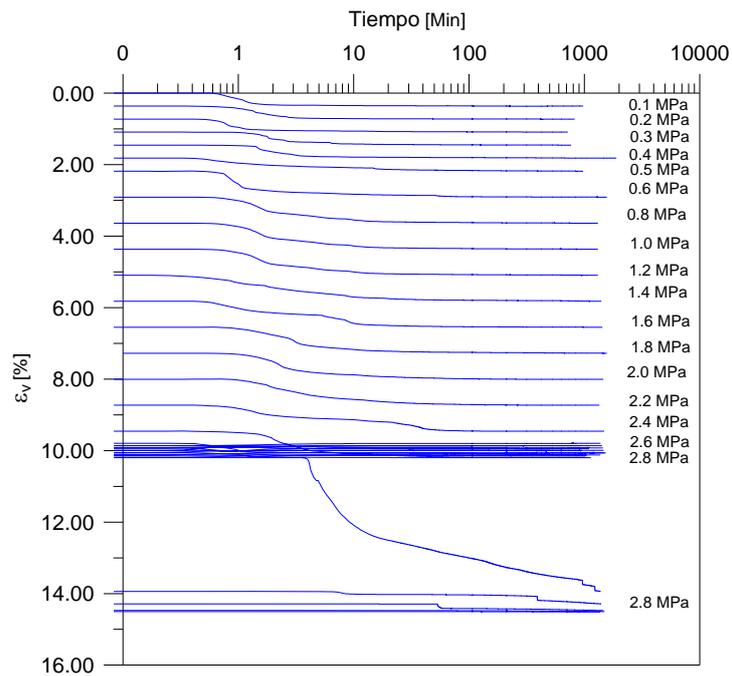
**Figura. 7.5** Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T20 -15 mm a HR10%-Sat-Inundando



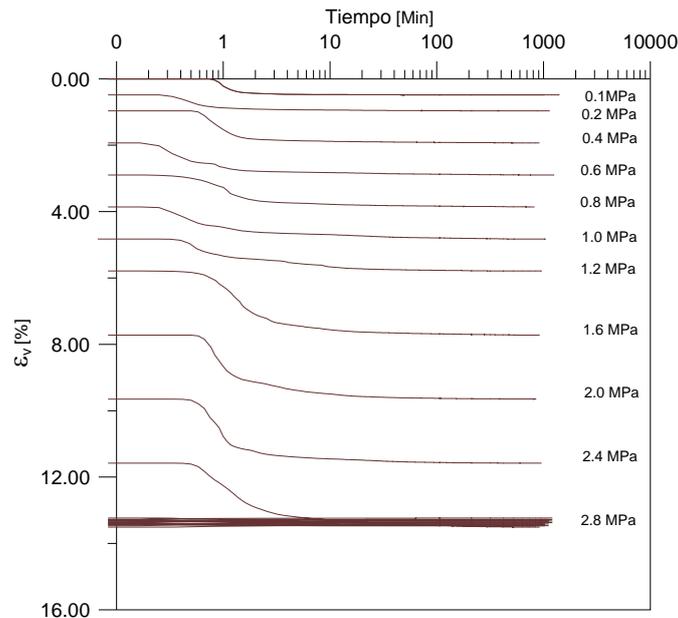
**Figura. 7.6** Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T25 -20 mm a HR10%-Sat-Inundando



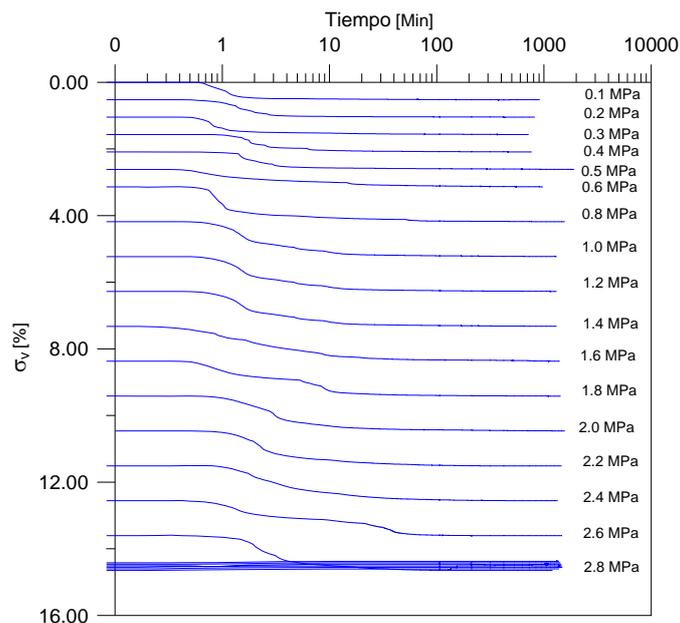
**Figura. 7.7 Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T30 -25 mm a HR10%-Sat-Inundando**



**Figura. 7.8 Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T40 -30 mm a HR10%-Sat-Inundando**



**Figura. 7.9** Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T30 -25 mm a HR100



**Figura. 7.10** Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T40 -30 mm a HR100%

En los registros de descarga, la deformación volumétrica de recuperación ocurre en forma simultánea al decremento de las tensiones y se estabiliza después de un cierto periodo de tiempo. Una vez transcurrido este intervalo de tiempo se mantiene constante hasta el próximo decremento de carga.

Los registros de deformación volumétrica se ajustaron a la ecuación (5.1) para cada incremento de tensiones en compresión virgen obtenidos de los ensayos edométricos con tamaños T20-15 mm, T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30mm. Se utilizaron los datos

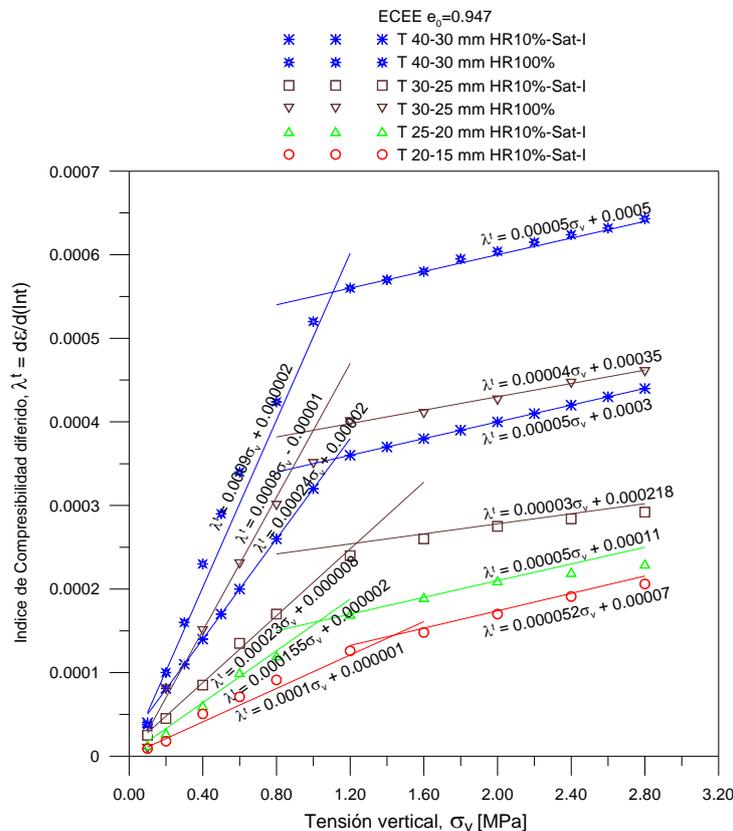
de los periodos comprendidos entre  $t = 100$  minutos y el tiempo final de cada ensayo. Las líneas obtenidas se llamaron líneas de fluencia Normal (LFN).

Los valores del índice de compresibilidad diferido  $\lambda^t$  se presentan en la Fig. 7.11 en función de la tensión vertical aplicada. Se presentan en este grafico los índices de compresibilidad diferidos en el tiempo para las diferentes granulometrías y trayectorias aplicadas.

En la Fig. 7.11 se presenta una serie de rectas ajustadas a los datos experimentales. Algunos de los análisis sobre el índice de compresibilidad diferido en el tiempo fueron realizados por Oldecop (2000) para el material de pizarra del pancrudo. En el capítulo 5 de esta investigación, comentamos estos análisis para el material calizo en estudio bajo la influencia de la succión para una granulometría continua. En este apartado haremos estos análisis para el material calizo con granulometrías poco graduadas.

El índice de compresibilidad  $\lambda^t$  crece linealmente con la tensión vertical aplicada, a succión constante. Los resultados muestran que el crecimiento del índice de compresibilidad diferido  $\lambda^t$  ocurre desde el inicio de la aplicación de las tensiones.  $\lambda^t$  crece con el tamaño de las partículas y con la humedad relativa (Fig. 7.11). Las rectas ajustadas para cada granulometría presentan una tendencia bien definida.

Una vez definidas las funciones  $\lambda^t(\sigma, \psi)$  y  $\varepsilon^r(\sigma, \psi)$  a partir de los datos experimentales de las Fig. 7.11 y 7.4, la ecuación (5.2) describe el proceso de deformación de los materiales granulares después de haber transcurrido un cierto tiempo desde la última aplicación de carga o cambio de succión.



**Figura. 7.11 Índice de compresibilidad diferido para los ensayos edométricos en granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm, compactados a  $e_0 = 0.947$**

En las Figs. 7.13, 7.14, 7.15 y 7.16 se muestra la relación entre  $\lambda$  y  $\ln(\psi)$ . Se comprueba una tendencia lineal que ajusta de manera muy aproximada a los ensayos con granulometrías con tamaños T40-30mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15mm. Es conveniente comentar que el valor de  $\lambda$  saturado para los ensayos con granulometrías T25-20 y T20-15 se obtuvo de la compresibilidad máxima de estas granulometrías una vez inundadas las probetas.

Oldecop y Alonso (2001) supusieron la existencia de un valor mínimo para la compresibilidad de la escollera, que corresponde a una línea de compresión virgen límite. Ellos determinaron del modelo micromecánico conceptual para la compresibilidad de las escolleras que la deformación de la escollera tiene una componente instantánea, que no depende de la acción del agua y una componente diferida en el tiempo, que depende de la acción del agua. Para una cierta humedad lo suficientemente baja la componente de deformación diferida se reduce a su valor mínimo remanente. En ese estado el material alcanzaría su compresibilidad mínima. Se puede estimar la compresibilidad mínima de los materiales granulares por extrapolación de los datos presentados en las Figs. 7.13, 7.14, 7.15 y 7.16. La compresibilidad mínima se alcanza a la succión a la cual desaparece la componente de deformación diferida, es decir cuando  $\lambda^i$  sea nulo. En las Fig. 7.13, 7.14, 7.15 y 7.16 se incluyen los datos de la pendiente  $d\lambda^i/d\sigma$  de las rectas ajustadas a los datos de la Fig. 7.11. Por extrapolación de la recta ajustada se obtiene que  $d\lambda^i/d\sigma$  se anularía si la succión total se elevara a 1000 MPa aproximadamente. A esta succión corresponde un índice de compresibilidad lineal  $\lambda^i = 0.033904 \text{ MPa}^{-1}$  para la granulometría T40-30 mm,  $\lambda^i = 0.028894 \text{ MPa}^{-1}$  para la granulometría T30-25 mm,  $\lambda^i = 0.026184 \text{ MPa}^{-1}$  para la granulometría T25-20 mm y  $\lambda^i = 0.02462 \text{ MPa}^{-1}$  para la granulometría T20-15 mm. Con estos parámetros se ha trazado la LCV Límite indicada en la Fig. 7.12.

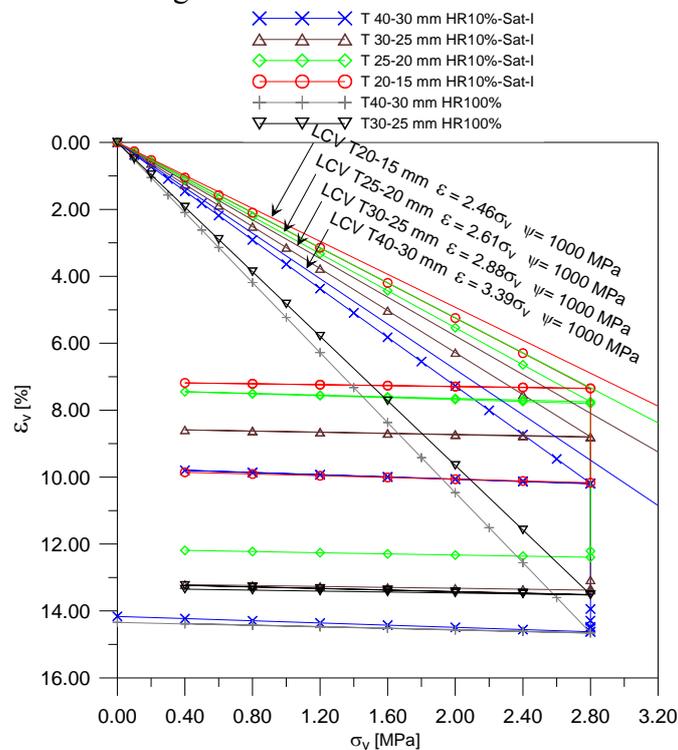
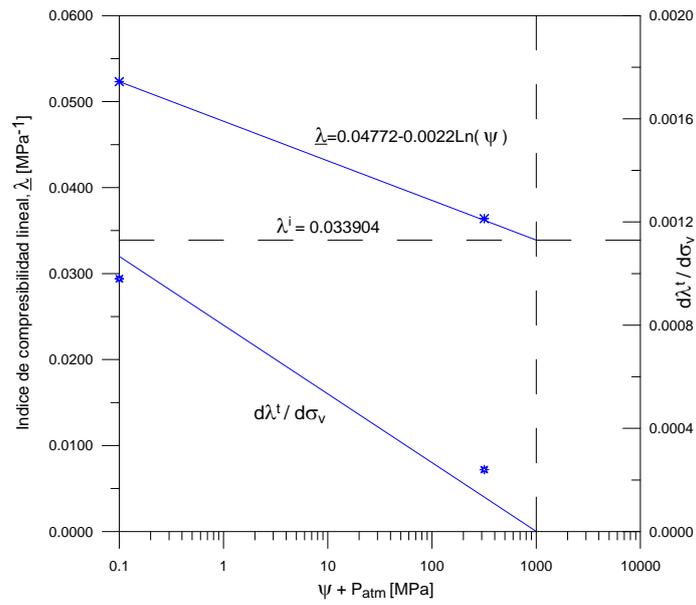
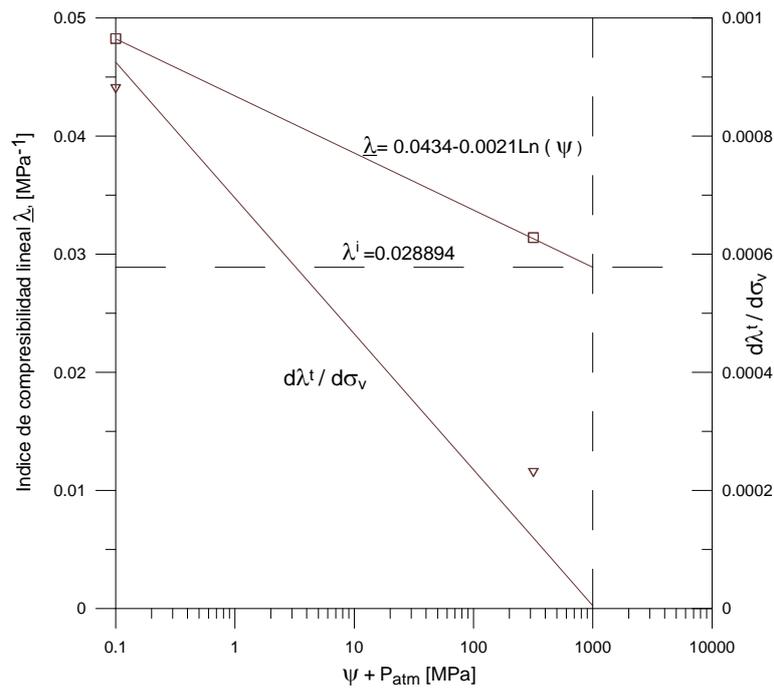


Figura. 7.12 Compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Pendientes ajustadas a las rectas de las líneas de compresión virgen para las granulometrías T20-15 mm, T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30mm. Se indican las curvas de

**compresibilidad límite**



**Figura. 7.13** Relación de los índices  $\underline{\lambda}_e$ ,  $\lambda^t$  y  $d\lambda^t / d\sigma$  con la succión para la granulometría con T40-30mm



**Figura. 7.14** Relación de los índices  $\underline{\lambda}_e$ ,  $\lambda^t$  y  $d\lambda^t / d\sigma$  con la succión para la granulometría T30-25 mm

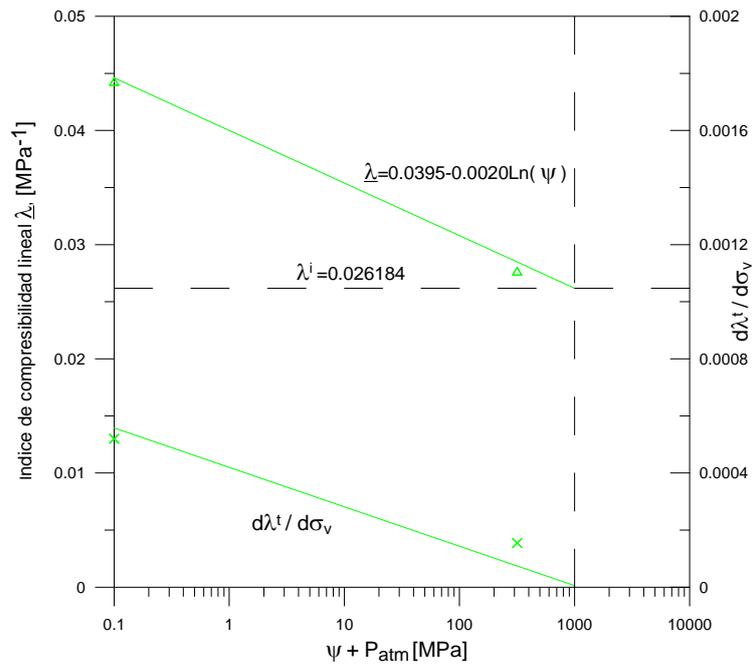


Figura. 7.15 Relación de los índices  $\lambda_v$ ,  $\lambda^t$  y  $d\lambda^t/d\sigma$  con la succión para la granulometría T25-20 mm

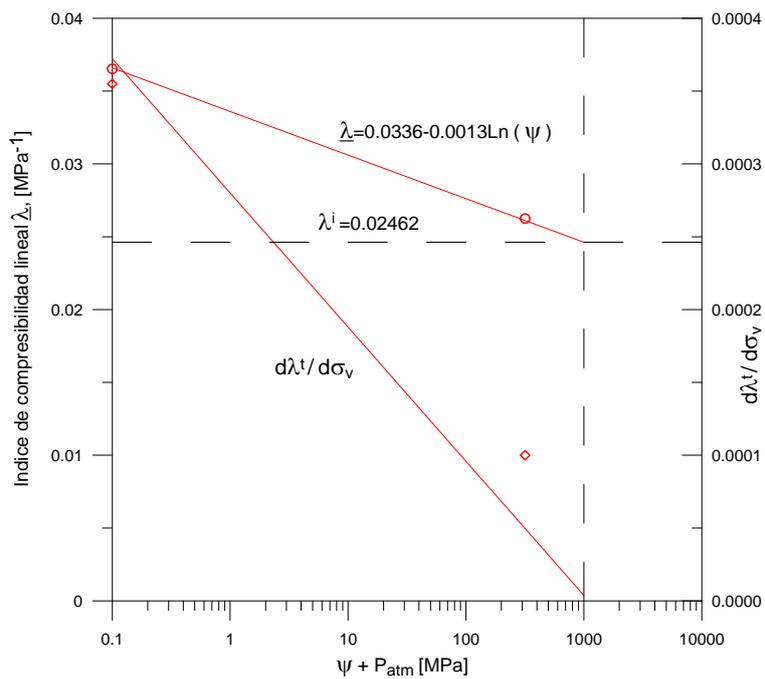


Figura. 7.16 Relación de los índices  $\lambda_v$ ,  $\lambda^t$  y  $d\lambda^t/d\sigma$  con la succión para la granulometría T20-15 mm

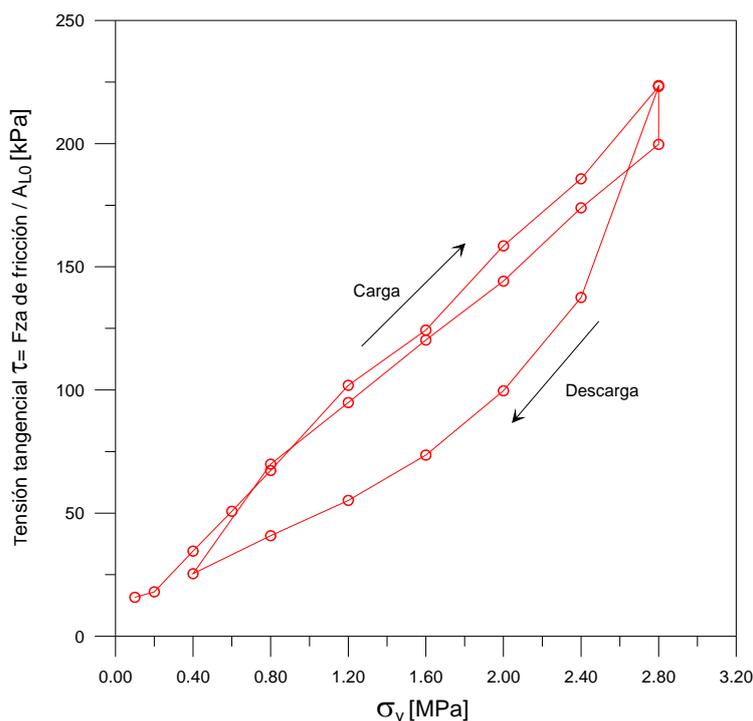
### 7.1.3 Análisis de la tensión tangencial entre el material y la pared del edómetro

Las tensiones aplicadas en el cabezal superior del edómetro no se transmiten uniformemente a la placa inferior, debido a las discontinuidades en los puntos de contacto de las partículas y la fricción que existe entre el material granular y las paredes del edómetro.

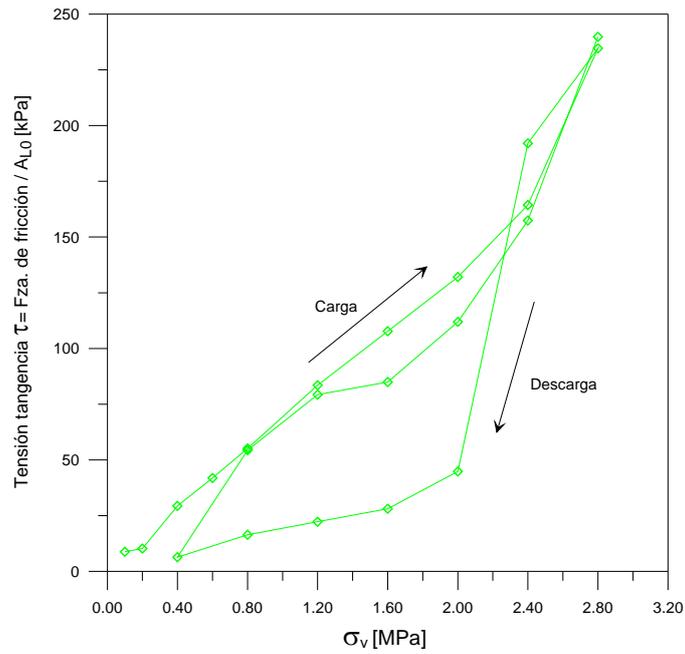
El edómetro que se utilizó para esta investigación es una célula tipo ROWE de anillo fijo. En su placa inferior existen tres células de carga las cuales miden las tensiones que llegan a la base Oldecop (2000). Por diferencia de cargas es posible determinar la fuerza total que se transmite entre la probeta y la pared del edómetro por fricción.

El equipo consta de dos células de tensión lateral que se encuentran diametralmente opuestas en la pared del edómetro. Se consideró como valor representativo de la tensión lateral el promedio de las lecturas de las dos células.

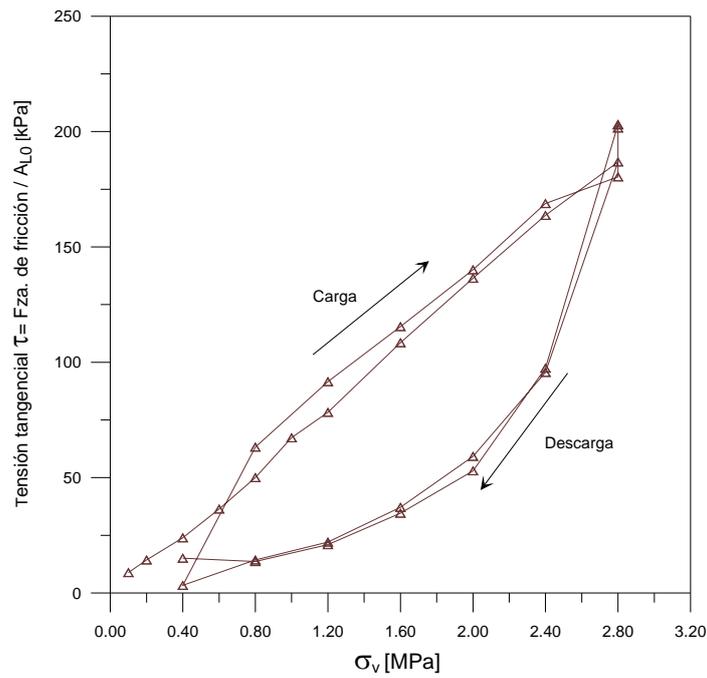
En las Figs. 7.17, 7.18, 7.19, 7.20 se muestra las tensiones tangenciales que se transmiten entre la probeta y la pared del edómetro en función de la tensión vertical aplicada para los ensayos edométricos con granulometrías T20-15 mm, T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm compactados a  $e_0=0.947$ . En los cuatro ensayos se observa que la tensión tangencial perimetral en el anillo es sensiblemente mayor para los ensayos con granulometrías con tamaños menores de partículas; ya que existen mas superficies y puntos de contacto con la pared del edómetro, siendo menor para las granulometrías con tamaños mayores de partículas. Existe cierta linealidad de la tensión tangencial con las tensiones verticales en la etapa de carga; mientras que en las etapas de descarga adquiere una tendencia curva. Probablemente a la uniformidad de las partículas, en la etapa de descarga no se observan valores negativos en la tensión tangencial como se determinó en los ensayos con granulometrías no uniformes presentadas en el capítulo 5.



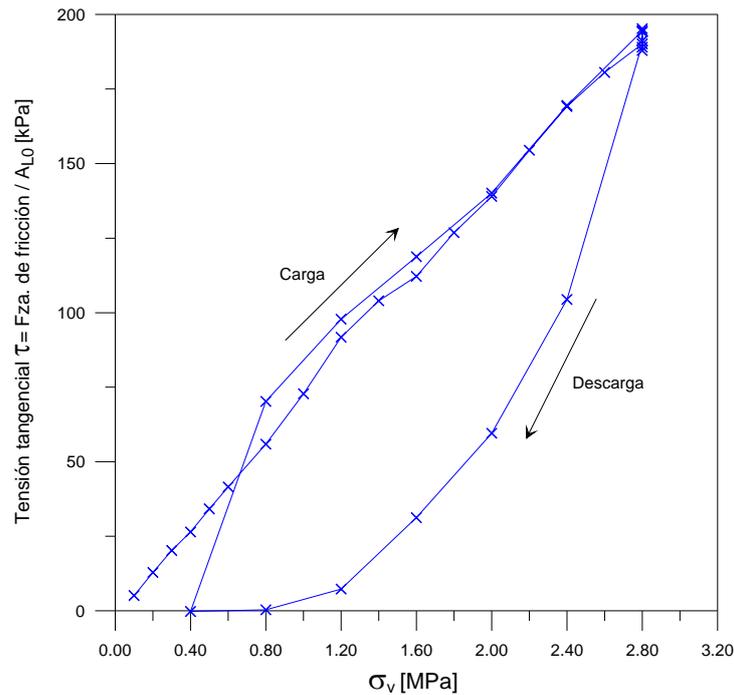
**Figura. 7.17 Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T20-15 mm**



**Figura. 7.18** Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm



**Figura. 7.19** Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm



**Figura. 7.20 Tensión tangencial en el edómetro en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm**

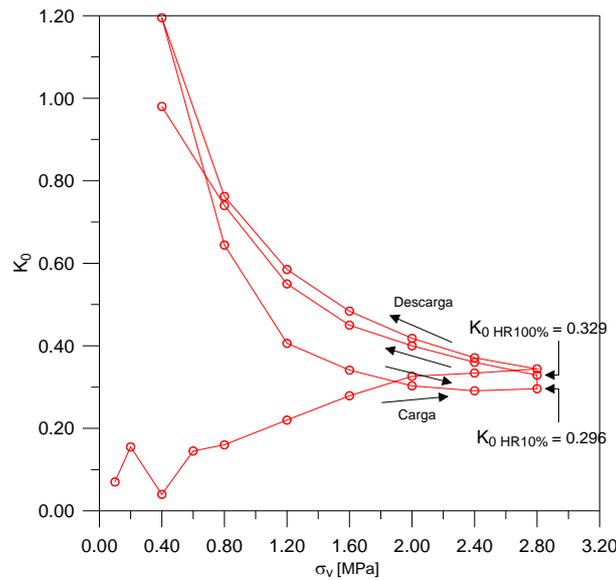
#### 7.1.4 Medidas del coeficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$ .

En este apartado se analiza los resultados del coeficiente de empuje lateral al reposo  $K_0$ . Para los ensayos edométricos con granulometrías T20-15 mm, T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm compactados a  $e_0=0.947$ .  $K_0$  se define como el cociente de la tensión lateral y la tensión vertical aplicada:

$$K_0 = \frac{\sigma_L}{\sigma_v} \quad (5.3)$$

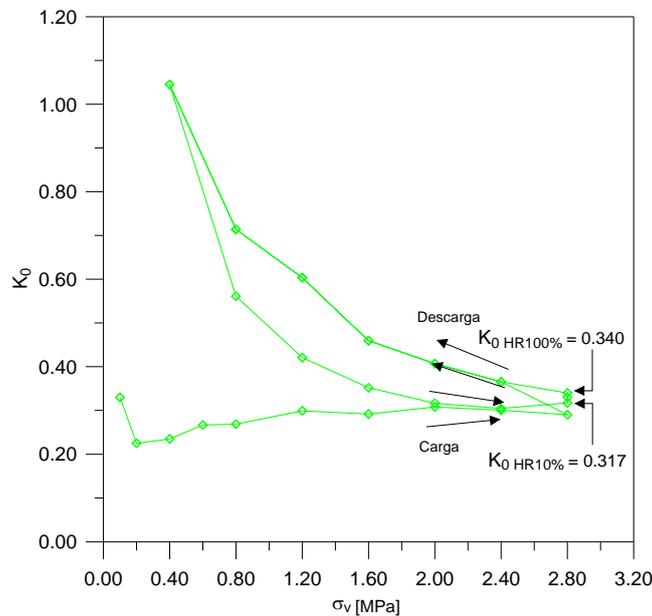
Donde  $\sigma_L$  es la tensión lateral obtenida como el promedio de las lecturas de las células de tensión lateral y  $\sigma_v$  es la tensión vertical aplicada.

En las Figs. 7.21, 7.22, 7.23 y 7.24 se presentan la variación de  $K_0$  en función de la tensión vertical  $\sigma_v$ . Observamos que los valores de  $K_0$  se incrementan a medida que aumenta el rango de tamaños de las partículas y disminuye la succión en las probetas para una misma trayectoria de tensiones. Debido a la uniformidad de las partículas para las diferentes granulometrías, los mayores valores de  $K_0$  los presenta la granulometría T40-30 mm para la condición seca y saturada;  $K_0$  disminuye para las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm respectivamente.



**Figura. 7.21** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T20-15 mm

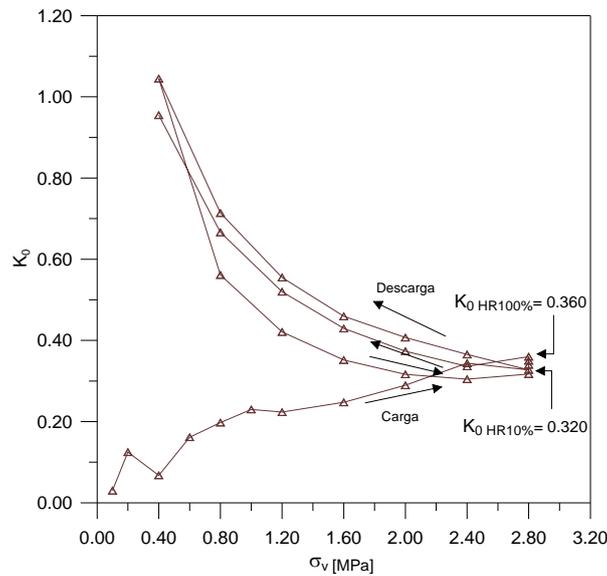
En la etapa de carga el valor de  $K_0$  aumenta gradualmente para los primeros incrementos de carga alcanzando un valor constante para la tensión vertical máxima aplicada. Una vez iniciada la primera etapa de descarga observamos que  $K_0$  tiende a aumentar, alcanzando valores superiores al valor constante obtenido para la etapa de carga. Al aplicar la recarga estos valores tienden a disminuir para converger con el valor constante obtenido en la etapa de carga para la tensión vertical máxima, y por ultimo en la segunda descarga sus valores tienden a incrementarse, siendo muy parecidos a los de la primera descarga.



**Figura. 7.22** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm

De este comportamiento observado podemos concluir que los valores de  $K_0$  se incrementan gradualmente en la etapa de carga hasta alcanzar su valor constante, correspondiente a la tensión vertical máxima aplicada. Mientras que en las etapas de

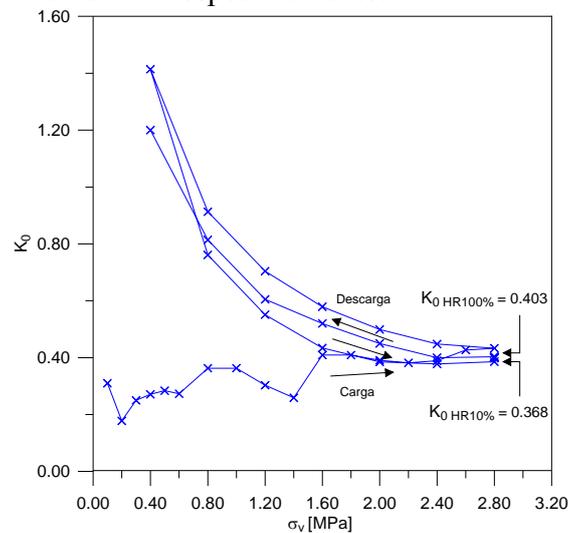
descarga y recarga muestra índices de variación muy elevados en comparación a los presentados en la etapa de carga.



**Figura. 7.23** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$  en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm

La saturación de las probetas por inundación provocan el colapso, que se traduce en aumento de  $K_0$  con respecto a la misma tensión vertical aplicada en la etapa no saturada. Este comportamiento fue estudiado anteriormente por Veiga Pinto (1983) determinando que los valores de  $K_0$  para materiales granulares secos, son menores que los que se obtienen para el mismo material, bajo esa misma tensión vertical aplicada en condición saturada.

En todos los ensayos desarrollados que inicialmente fueron consolidados bajo condiciones secas y posteriormente fueron inundados a tensión vertical constante, observamos un incremento del coeficiente de empuje lateral al reposo cuando pasamos de la condición seca a la condición saturada. Estas diferencias son más notorias para la granulometría con T40-30 mm y disminuye gradualmente para las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm respectivamente.



**Figura. 7.24** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$  , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm

El grado de sobreconsolidación es expresado como la relación de sobreconsolidación,  $OCR = \sigma'_{v \max} / \sigma'_{v0}$ , donde  $\sigma'_{v \max}$  es la presión máxima pasada. En la Fig. 7.25 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la relación de sobreconsolidación OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para HR10%-Sat-I. Se observa que el ensayo con granulometría T40-30 mm presenta mayores valores de  $K_0$  que los ensayos con granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm respectivamente.

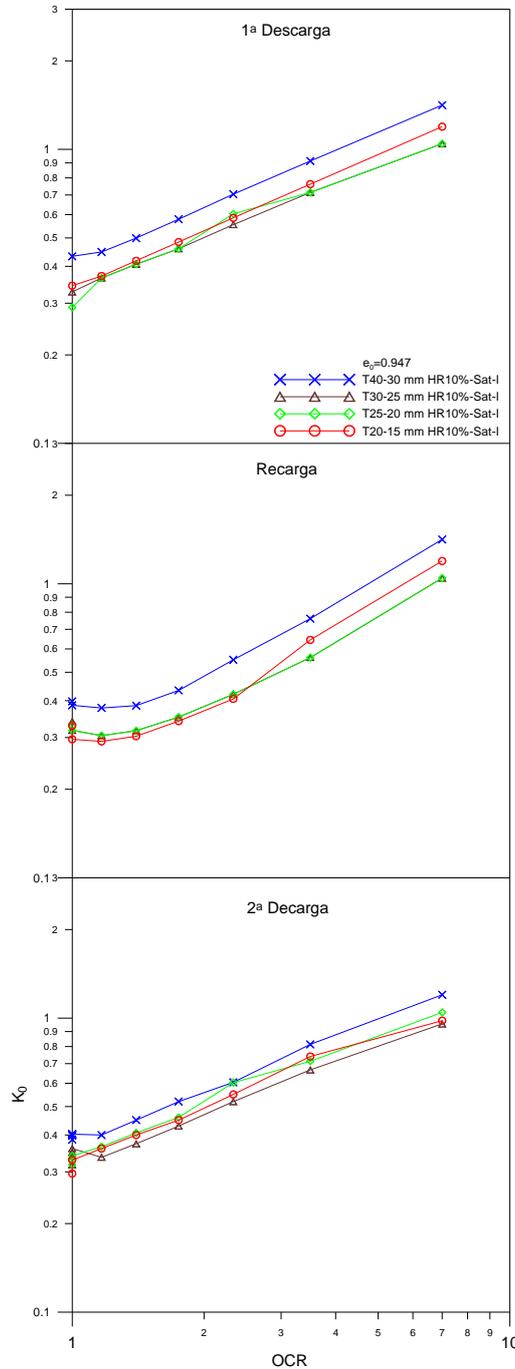
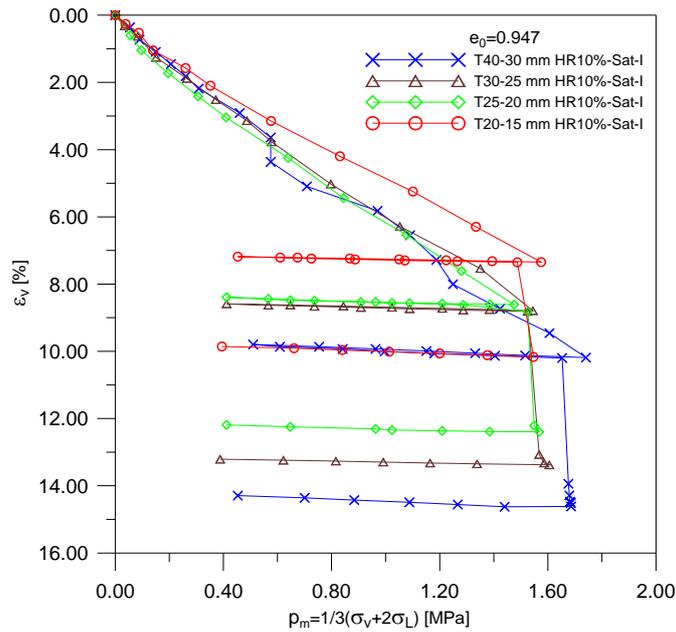


Figura. 7.25 Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las granulometrías ensayadas T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para HR10%-Sat-I

**7.1.5 Estados de tensiones y deformaciones dentro de la probeta del edómetro**

En la Fig. 7.26 se representan los resultados de los ensayo edométricos desarrollados en función de la deformación volumétrica,  $\varepsilon_v$  y la tensión media  $p_m = 1/3(\sigma_v + 2\sigma_L)$ .

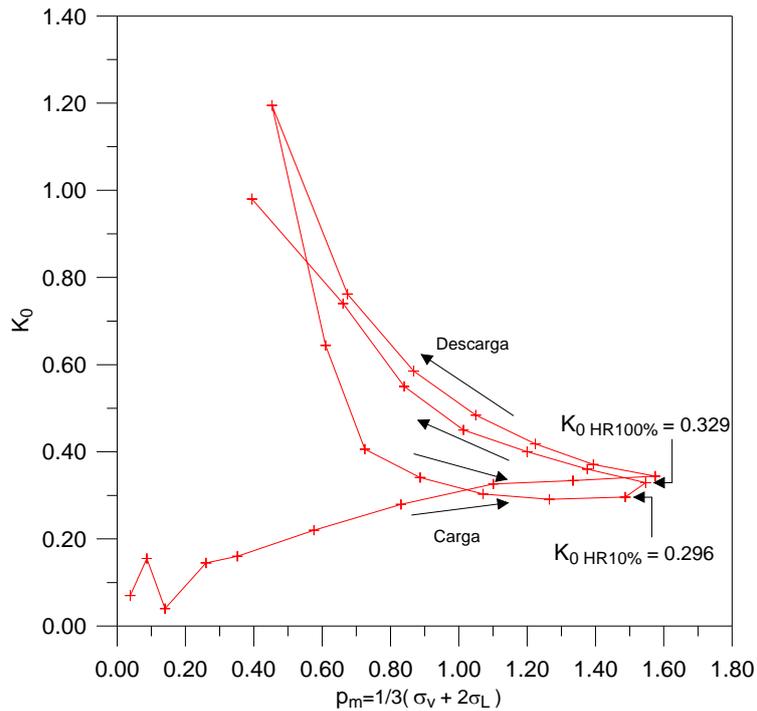
En donde  $\varepsilon_v$ ,  $\sigma_v$ ,  $\sigma_L$  son los valores de la deformación vertical, tensión vertical y tensión lateral correspondiente a un estado de tensiones y deformaciones en un mismo punto. Se puede considerar que la relación  $\varepsilon_v - p_m$  de la Fig. 7.26, calculado a partir de  $p_m$ , es la relación tensión media-deformación del material.



**Figura. 7.26 Compresibilidad isotrópica, deformación volumétrica –tensión media hidrostática**

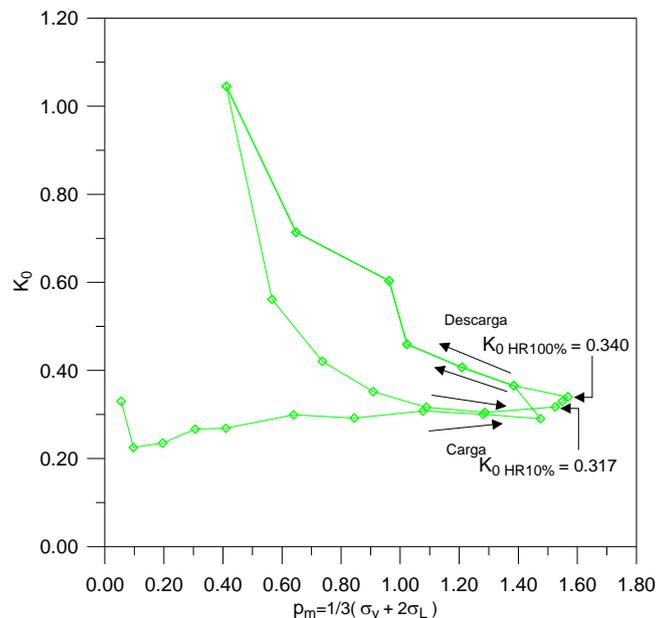
El comportamiento del material en compresión virgen que se presenta en esta figura 7.26 es similar al observado en las representaciones anteriores de  $\varepsilon_v$  contra  $\sigma_v$ , Fig. 7.4. Esto se explica si se considera que el coeficiente de fricción,  $\mu_s$  y el coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$  son constantes a lo largo de las trayectorias en compresión virgen como se muestra en la Fig. 7.27, 7.28, 7.29, 7.30.

La presión hidrostática media,  $p_m$  resulta proporcional a la tensión vertical aplicada  $\sigma_v$ . En la Fig. 7.26 se observa que la inundación a tensión vertical constante produce un incremento del coeficiente de empuje lateral al reposo cuando la succión se reduce a su valor mínimo. Este incremento es mayor para la granulometría con T40-30 mm y disminuye gradualmente para las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm.



**Figura. 7.27** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T20-15 mm

En la Fig. 7.26 no se observa un efecto bien definido de las granulometrías del material ya que las líneas de compresión virgen se cruzan unas con otras. Esto es debido a que en los materiales granulares las tensiones verticales no se transmiten uniforme, originando una variación de la tensión lateral media que afecta sensiblemente el cálculo de la tensión hidrostática para las tensiones verticales aplicadas.



**Figura. 7.28** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T25-20 mm

En las Figs. 7.27, 7.28, 7.29, 7.30 se observa el comportamiento del material, correspondientes a las granulometrías con tamaños T20-15 mm, T25-20 mm, T30-25

mm, T40-30 mm compactados a una relación de vacíos  $e_0=0.947$ . Dicho comportamiento es similar al observado en el apartado anterior 7.4 para los correspondientes tamaños de partículas. En estos gráficos el valor de  $K_0$ , se grafica contra la tensión media hidrostática  $p$ , que es función de la tensión vertical aplicada  $\sigma_v$ , y la tensión lateral registrada.

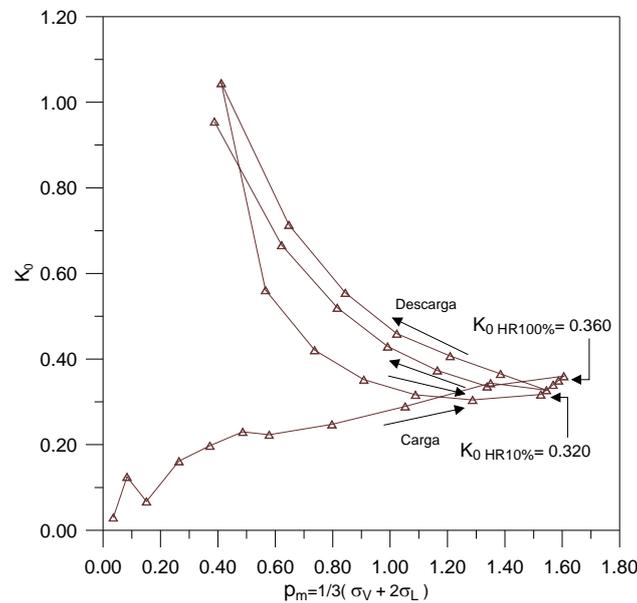


Figura. 7.29 Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T30-25 mm

De los análisis realizados en este apartado y el anterior se puede determinar que los resultados experimentales en el plano de compresión unidimensional,  $\varepsilon_v$  vs.  $\sigma_v$ , son muy similares a los resultados experimentales en el plano de compresión isótropa  $\varepsilon_v$  vs.

$P_m$ .

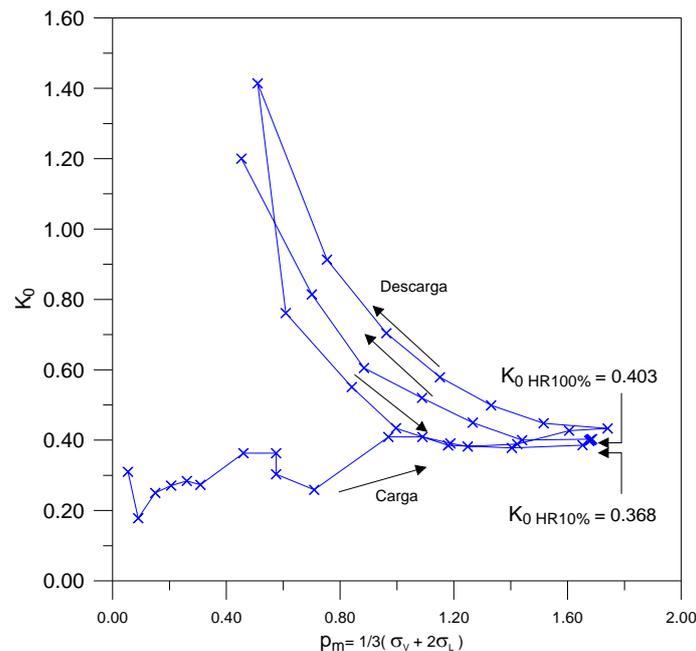


Figura. 7.30 Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T40-30 mm

En la Fig. 7.31 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la relación de sobreconsolidación  $OCR_m$ , definido como el cociente de las tensiones medias máximas y las tensiones medias actuales, en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm. Se observa que los valores del coeficiente de empuje lateral al reposo  $K_0$  son mayores para la granulometría T40-30 mm en la primera descarga, la recarga y la segunda descarga; no existe una tendencia muy clara para las granulometrías con T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15mm.

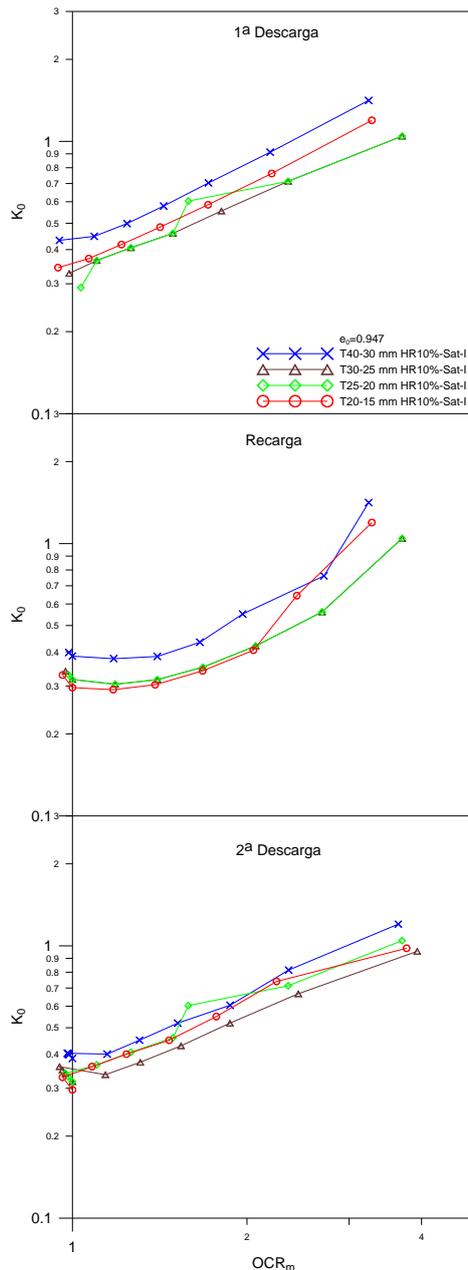


Figura. 7.31 Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del  $OCR_m$  en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para HR10%-Sat-I

### 7.1.6 Rotura de partículas

Después de realizado cada ensayo edométrico para las diferentes granulometrías, se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones verticales aplicadas y los cambios de succiones de las probetas.

En la Fig. 7.32 y 7.35 se muestran los resultados de los análisis granulométricos realizados.

Analizando las tendencias de las granulometrías obtenidas después de haber realizado el ensayo, se comprende que existe una rotura apreciable para las diferentes granulometrías, originado por la uniformidad de las partículas y el cambio de succión al inundar las probetas bajo tensión vertical constante.

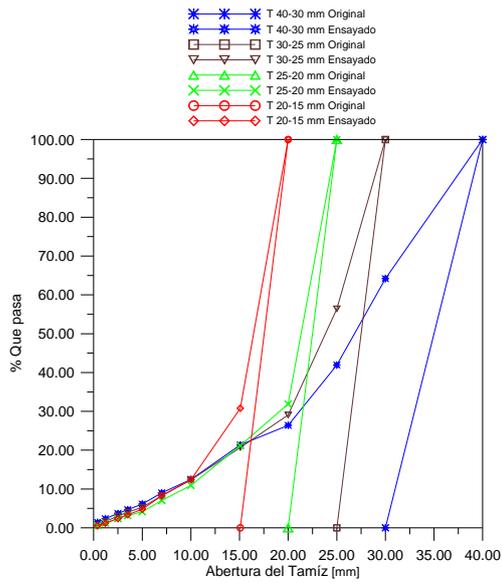
En la Fig. 7.33 y 7.36 se presentan las curvas granulométricas ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada curva específica podemos determinar la función de probabilidad para cada punto específico de las curvas.

En la Fig. 7.34 y 7.37 se presentan la función de densidad de probabilidad para los ensayos desarrollados con diferentes granulometrías. Observamos que la granulometría T40-30 mm presenta una forma alargada, sensiblemente parecida a una recta; mientras que las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm presentan una función de tipo parabólica cada vez mas pronunciada cuando se reduce el rango de tamaños.

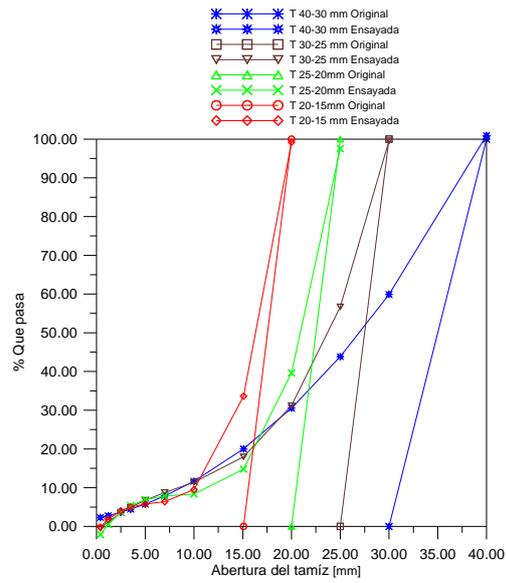
En las granulometrías podemos evaluar la probabilidad de ocurrencia de los tamaños de partículas. Esta probabilidad se determina calculando el área bajo la curva de la función de densidad de probabilidad para cada una de las granulometrías.

Para cuantificar el daño debido a las tensiones verticales aplicadas y los cambios de succión se determinaron los parámetro de rotura de las partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). Los valores obtenidos se presentan en función de los rangos de tamaños de cada granulometría en las Fig. 7.38 y 7.39

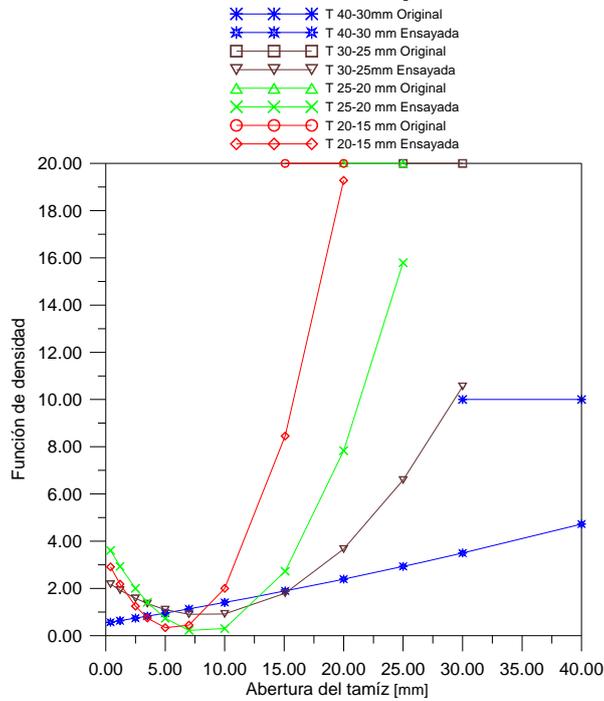
Es importante observar la variación de dichos parámetros en función de los rangos de tamaños de cada granulometría. El índice de rotura de Marsal, así como el índice de rotura de Hardin es mayor para la curva granulométrica con tamaños T40-30mm en condiciones saturadas que en condiciones no saturadas y van disminuyendo gradualmente para las granulometrías con T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15mm respectivamente.



**Figura. 7.32** Granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR10%-Sat-I



**Figura. 7.33** Granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR10%-Sat-I



**Figura. 7.34** Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR10%

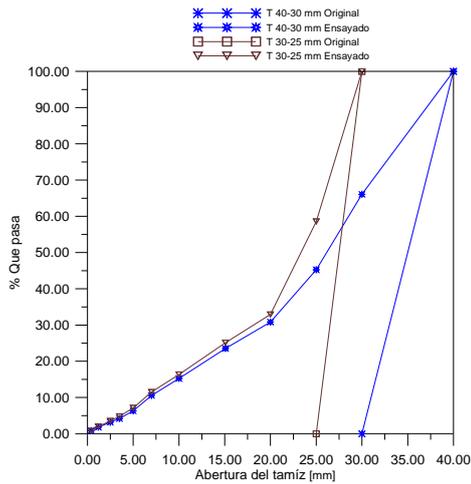


Figura 7.35 Granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR100%

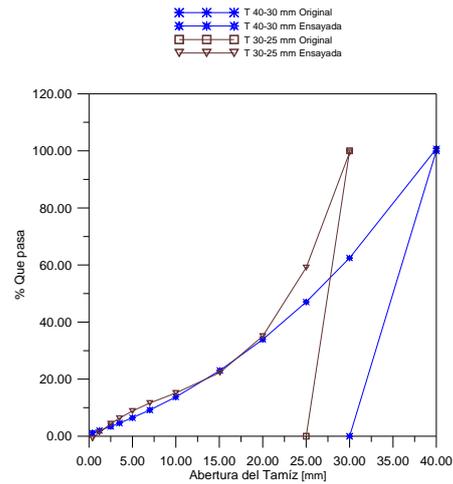


Figura. 7.36 Granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR100%

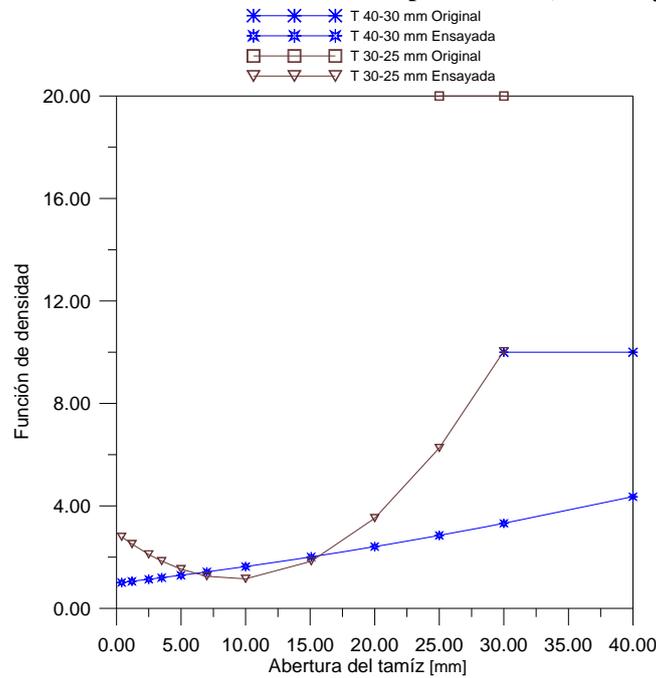
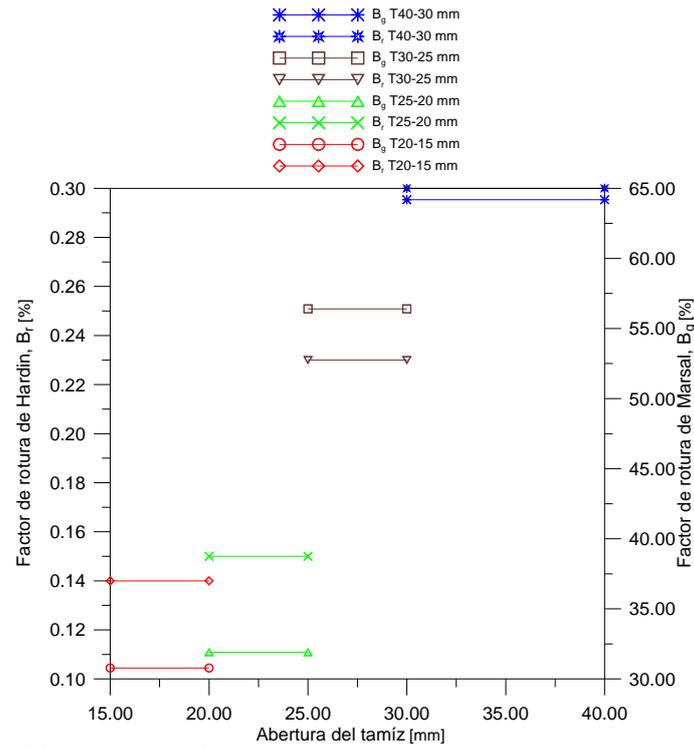
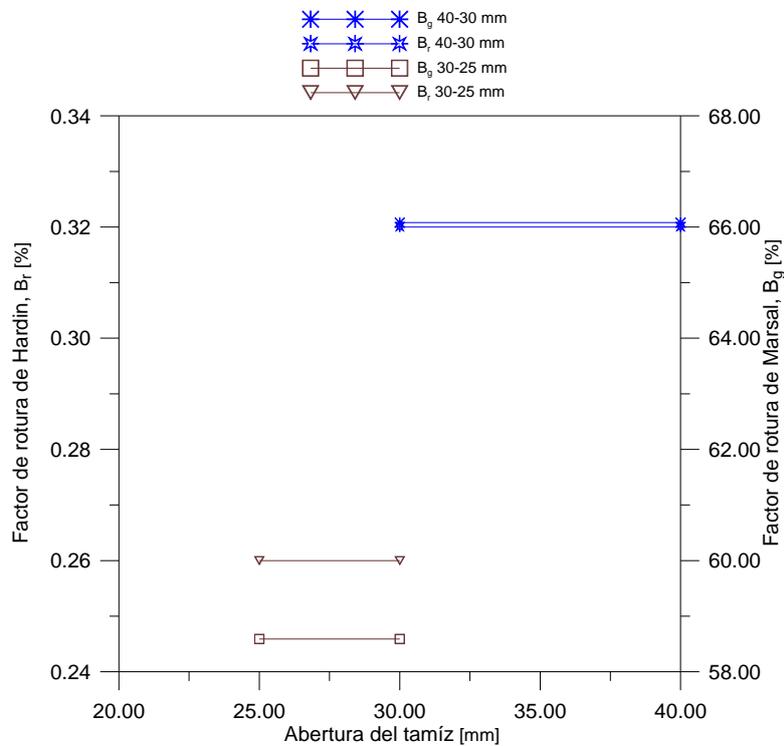


Figura. 7.37 Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR100%



**Figura. 7.38** Variación de los parámetros de rotura de Marsal  $B_g$  y Hardin  $B_r$  para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR10%-Sat-I, en función de la granulometría inicial (rango en el eje de la abscisas)



**Figura. 7.39** Variación de los parámetros de rotura de Marsal  $B_g$  y Hardin  $B_r$  para muestras compactadas a  $e_0 = 0.947$  y HR100%, en función de la granulometría inicial (rango en el eje de la abscisas)

## 7.2 Resultados experimentales edométricos, en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0=0.502$

### 7.2.1 Trayectorias de tensiones y succiones

En el programa experimental de ensayos edométricos se realizaron 3 ensayos con diferentes granulometrías discontinuas, para una misma trayectoria de tensiones y succiones. En la tabla 7.2 se presenta un resumen de los ensayos desarrollados para diferentes granulometrías discontinuas, compactadas a  $e_0=0.502$ ; así como los índices de rotura de Marsal y Hardin.

Tabla 7.2 Ensayos edométricos compactados a  $e_0=0.502$  para una misma trayectoria de tensiones y succiones

Ensayos $e_0 = 0.502$	Trayectoria tensiones [MPa]	Trayectoria HR [%]	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
T 25-20 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	10%-Sat-Inundación	50.36	0.24
T 30-25 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	10%-Sat-Inundación	63.61	0.28
T 40-30 mm	carga-descarga-recarga- inundación-descarga	10%-Sat-Inundación	63.37	0.29

En la Fig. 7.40 se muestran las granulometrías discontinuas (uniformes) con tamaños comprendidos entre los rangos T40-30 mm, T30-25 mm y T25-20 mm utilizadas para el desarrollo de los ensayos edométricos con  $C_u=1.0$  y  $C_c=0.95$ .

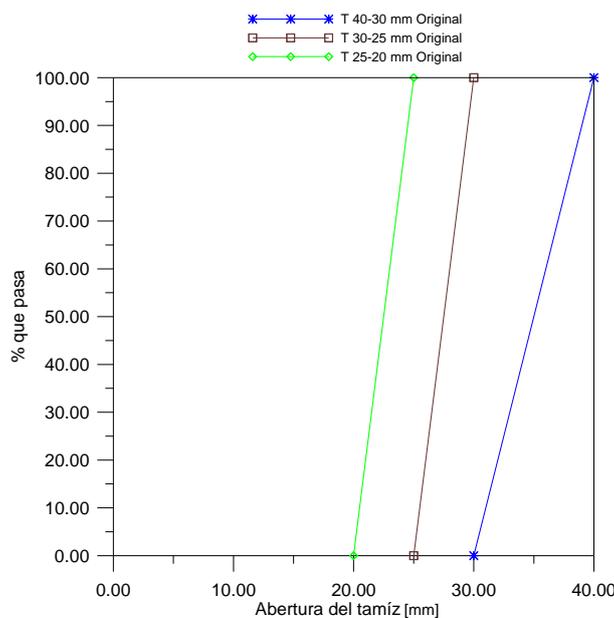
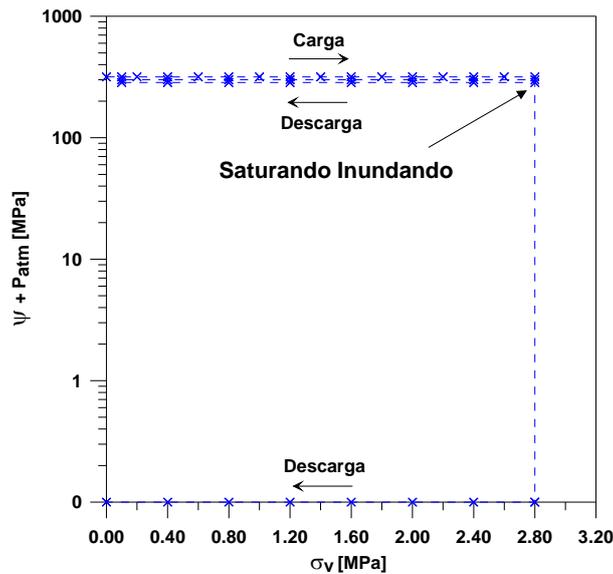


Figura. 7.40 Granulometrías discontinuas utilizadas para los ensayos edométricos compactados a  $e_0=0.502$

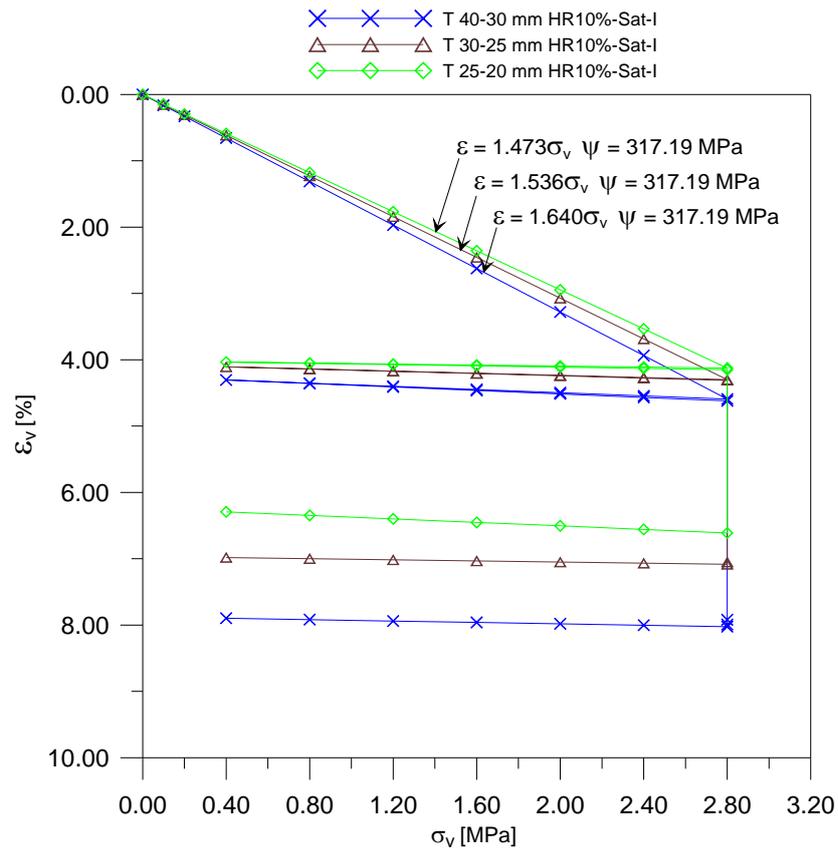
En la Fig. 7.41 se muestra la trayectoria de tensiones y succiones para los ensayos desarrollados a succión variable. Estando las probetas a una succión de 317 MPa (HR10%) se aplicaron tensiones verticales hasta alcanzar la tensión vertical máxima de 2.8 MPa. Posteriormente la probeta se descargó en decrementos de 0.4 MPa hasta una tensión vertical mínima de 0.4 MPa. Se continuó con la recarga hasta la tensión vertical máxima de 2.8 MPa. En esta tensión las probetas se inundaron provocando el colapso del material por la reducción súbita de la succión como se indica en la trayectoria de tensiones. Una vez alcanzado la compresibilidad máxima las muestras son descargadas hasta el final del ensayo.



**Figura. 7.41 Trayectorias de tensiones y succiones para los ensayos a HR10% saturando mediante inundación de la probeta**

En la Fig. 7.42 se presentan la compresibilidad del material en los ensayos desarrollados con las distintas granulometrías uniformes para los tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, y T25-20 mm para la trayectoria de tensiones y succiones.

El ensayo con granulometría T40-30 mm presenta mayor compresibilidad para la etapa no saturada y saturada que los ensayos con granulometría T30-25 mm y T25-20 mm. Las pendientes de las líneas de compresión virgen se incrementan a medida que se aumenta el tamaño de las partículas y se reduce la succión en la muestra como se puede observar en la Fig. 7.42.



**Figura. 7.42** Compresibilidad del material calizo para diferentes granulometrías y trayectorias de tensiones compactadas a  $e_0=0.502$

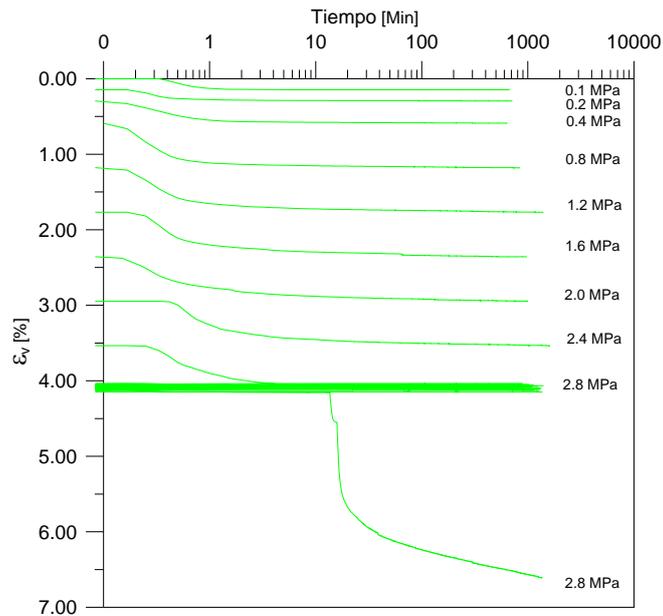
### 7.2.2 Análisis de la deformación diferida en el tiempo

En la Fig. 7.43, 7.44, 7.45 se muestran la evolución de los registros de las deformaciones obtenidas para cada incremento de carga en las granulometrías con tamaños T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm compactadas a  $e_0=0.502$  para la trayectoria de tensión y succión desarrollada.

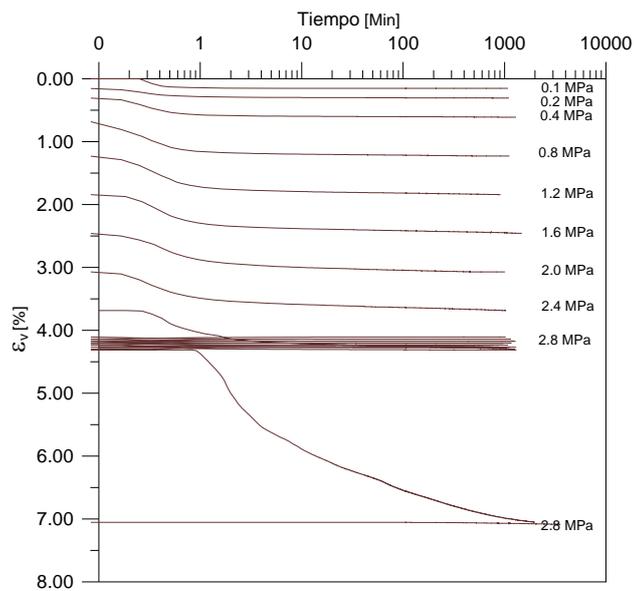
Los incrementos de tensiones son uniformes ( $\Delta\sigma = 0.1, 0.2$  y  $0.4$  MPa) para las tensiones de  $0.1$  a  $2.8$  MPa. El inicio de los registros,  $t = 0$  coincide con el inicio de aplicación de carga correspondiente.

En los registros para tensiones aplicadas desde  $\sigma = 0.1$  a  $2.8$  MPa existe una deformación instantánea que muy pronto se convierte en una deformación diferida en el tiempo. La evolución de la velocidad de deformación se observa en los registros de la aplicación de tensiones de  $\sigma = 0.8, 1.2, 1.6, 2.0, 2.2, 2.4$  y  $2.8$  MPa. Para estos registros el incremento en tensiones es el mismo  $\Delta\sigma = 0.4$  MPa. La velocidad de deformación en los periodos de aplicación de cargas se mantiene constante o muy similar sin presentar cambios bruscos en la consolidación del material.

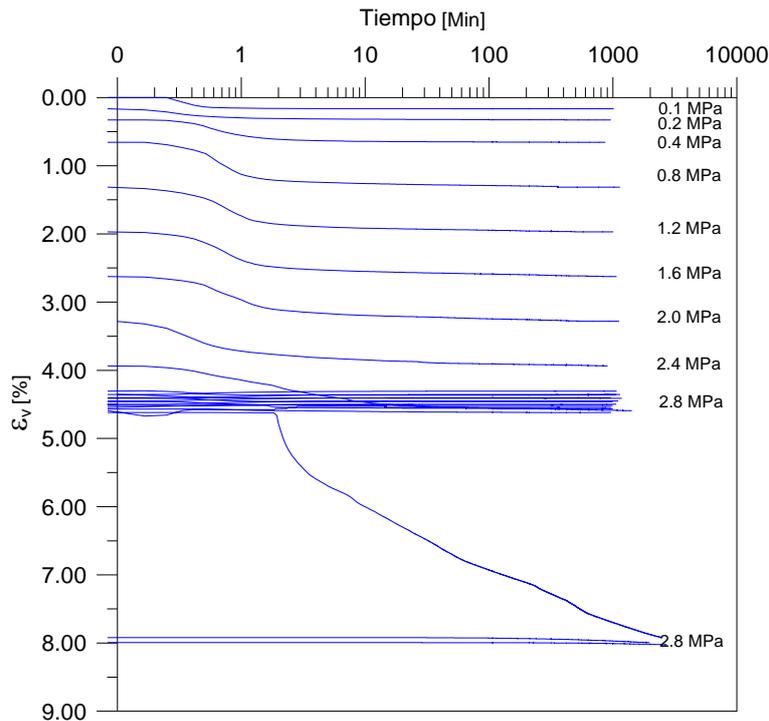
Se concluye que incrementos en un valor constante de  $\Delta\sigma = 0.4$  MPa produce parecidos incrementos de deformación independientemente del nivel de tensión aplicada.



**Figura. 7.43 Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T25 - 20 mm a HR10%-Sat-Inundando**



**Figura. 7.44 Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T30 -25 mm a HR10%-Sat-Inundando**



**Figura. 7.45 Evolución temporal de las deformaciones para la granulometría con tamaños T40 - 30 mm a HR10%-Sat-Inundando**

En los registros de descarga la deformación volumétrica de recuperación ocurre en forma instantánea al decremento de las tensiones y se estabiliza después de un cierto periodo de tiempo. Una vez transcurrido este intervalo de tiempo se mantiene constante hasta el próximo decremento de carga.

Los registros de deformación volumétrica se ajustaron a la ecuación (5.1), para cada incremento de tensiones en compresión virgen. Se utilizaron los datos de los periodos comprendidos entre  $t = 100$  minutos y el tiempo final de cada ensayo. Las líneas obtenidas se denominan líneas de fluencia Normal (LFN).

Los valores del índice de compresibilidad diferido,  $\lambda^t$  se presentan en la figura Fig. 7.46 en función de la tensión vertical aplicada. Se presentan en este gráfico los índices de compresibilidad diferidos en el tiempo para las diferentes granulometrías y trayectorias de tensiones y succiones.

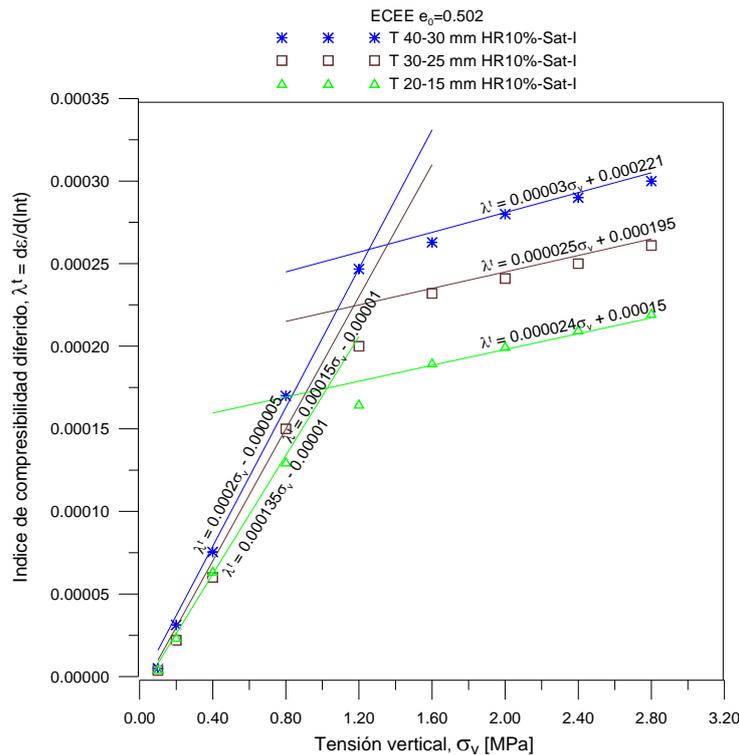
En la Fig. 7.46 se presenta una serie de rectas ajustadas a los datos experimentales. El índice de compresibilidad  $\lambda^t$  crece linealmente con la tensión vertical aplicada y a succión constante. Los resultados muestran el crecimiento del índice de compresibilidad diferido  $\lambda^t$  ocurre desde el inicio de la aplicación de tensiones. Los valores del índice de compresibilidad diferida  $\lambda^t$  crecen también con el tamaño de las partículas.

La pendiente de las rectas ajustadas para las diferentes granulometrías,  $d\lambda^t/d\sigma$ , depende de los tamaños de las partículas.

En las trayectorias de tensiones y succiones aplicados se observa que el índice de compresibilidad para el ensayo con granulometría T40-30 mm es considerablemente mayor que los que presentan los ensayos con granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm debido a la concentración de tensiones que provoca la rotura de partículas.

Las líneas de fluencia muestran una relación única entre  $\varepsilon$ ,  $\sigma$ ,  $\psi$ , y el tiempo que no depende de la historia de tensiones del material.

Una vez definidas las funciones  $\lambda'(\sigma, \psi)$  y  $\varepsilon'(\sigma, \psi)$  de los datos experimentales de las Fig. 7.46 y 7.42. La ecuación (5.2) describe el proceso de deformación de los materiales granulares después de haber transcurrido un cierto tiempo desde la última aplicación de carga o cambio de succión. Tanto la duración del periodo previo a la LFN, como el comportamiento del material granular en ese periodo, dependen de la historia del material.

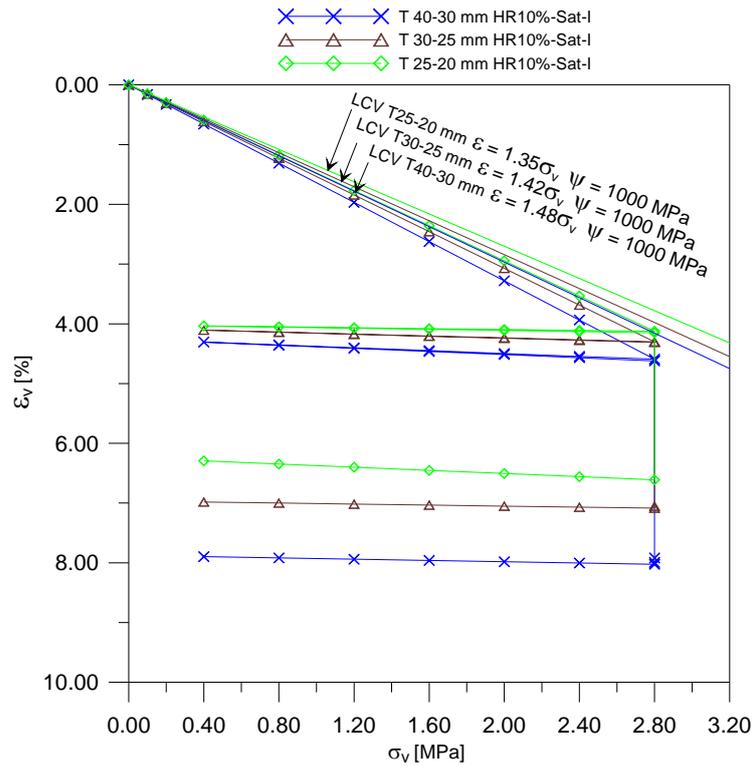


**Figura. 7.46 Índice de compresibilidad diferido para los ensayos edométricos con granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm compactadas a  $e_0 = 0.502$**

En las Figs. 7.48, 7.49, 7.50 se muestra la relación entre el índice de compresibilidad lineal  $\underline{\lambda}$  y  $\ln(\psi)$ . Se obtiene una tendencia lineal que ajusta de manera aproximada con los datos. Es conveniente comentar que el valor de  $\underline{\lambda}$  saturado para los ensayos con granulometrías T40-30mm, T30-25 mm y T25-20 mm se obtuvo de la compresibilidad máxima de esas granulometrías una vez inundadas las probetas.

Oldecop y Alonso (2001) supusieron la existencia de un valor mínimo para la compresibilidad de la escollera, una línea de compresión virgen límite. Ellos determinaron del modelo micromecánico conceptual para la compresibilidad de las escolleras que la deformación de la escollera tiene una componente instantánea, que no depende de la acción del agua y una componente diferida en el tiempo, que depende de la acción del agua. Para una cierta humedad lo suficientemente baja la deformación diferida se reduce a su valor mínimo remanente. En ese estado el material alcanzaría su compresibilidad mínima. Se puede estimar la compresibilidad mínima de los materiales granulares por extrapolación de los datos presentados en las Figs. 7.48, 7.49, 7.50. La compresibilidad mínima se alcanza para la succión a la cual desaparece la componente

de deformación diferida, (cuando  $d\lambda^t/dt$  sea nulo). En las Fig. 7.48, 7.49, 7.50 se incluyen los datos de la pendiente  $d\lambda^t/d\sigma$  de las rectas ajustadas a los datos de la Fig. 7.46. Estos datos muestran que  $d\lambda^t/d\sigma_v$  varía linealmente con  $\ln(\psi)$ . Por extrapolación de la recta ajustada se obtiene que  $d\lambda^t/d\sigma$  se anularía si la succión total se elevara a 1000 MPa. A esta succión corresponde un índice de compresibilidad lineal  $\lambda^i=0.014838 \text{ MPa}^{-1}$  para la granulometría T40-30 mm,  $\lambda^i=0.014211 \text{ MPa}^{-1}$  para la granulometría T30-25 mm,  $\lambda^i=0.013501 \text{ MPa}^{-1}$  para la granulometría T25-20 mm. Con estos parámetros se ha trazado la LCV Límite indicada en las Fig. 7.47.



**Figura. 7.47** Compresibilidad del material calizo para diferentes trayectorias de tensiones y succiones aplicadas. Pendientes ajustadas a las rectas de las líneas de compresión virgen para las granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30mm. Se indican las curvas de compresibilidad límite

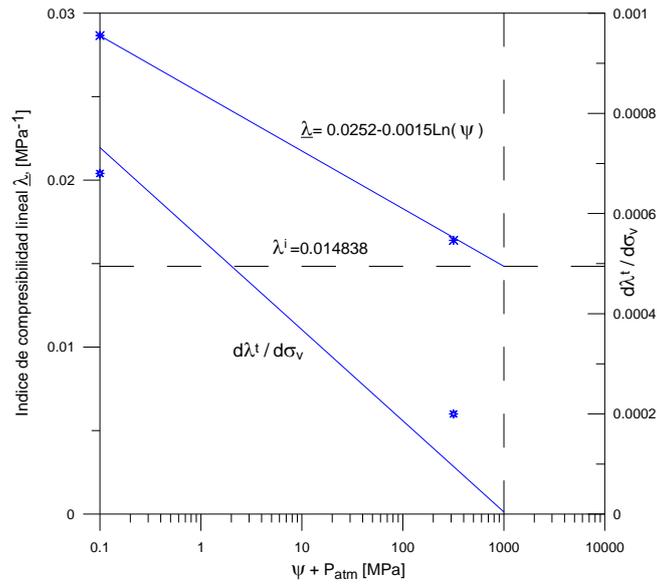


Figura. 7.48 Relación de los índices  $\underline{\lambda}$ ,  $\lambda^i$  y  $d\lambda^i / d\sigma$  con la succión para la granulometría con T40-30mm

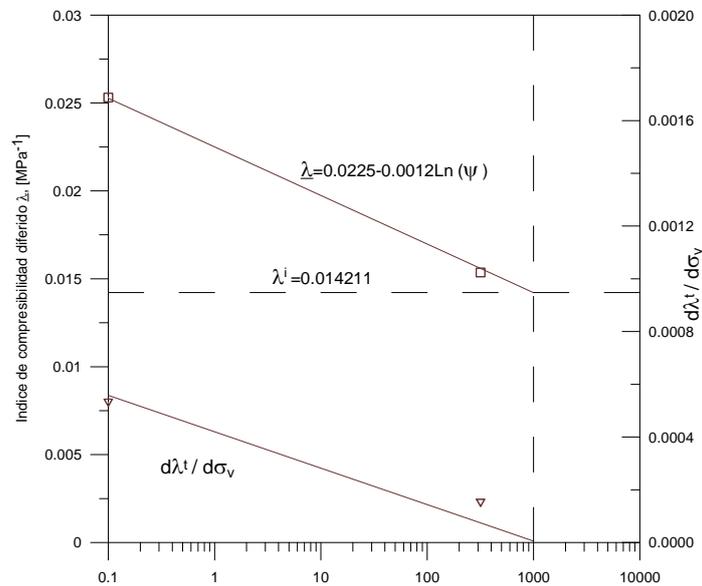
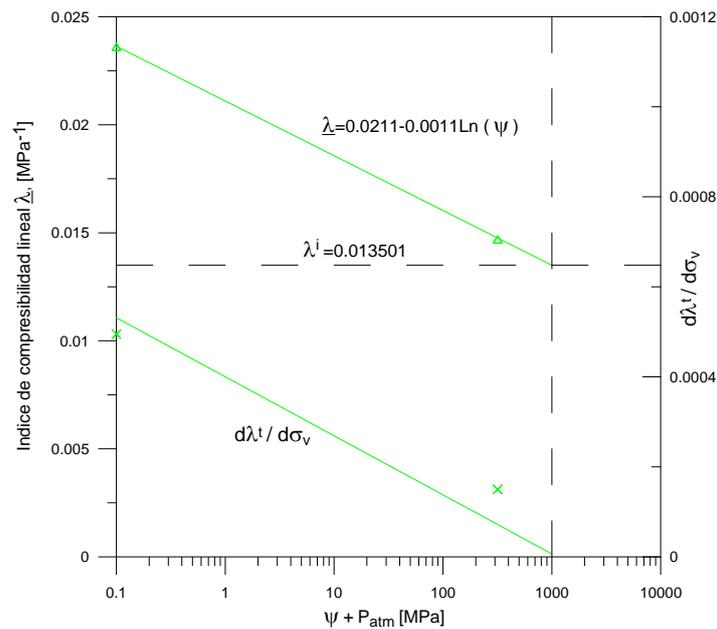


Figura. 7.49 Relación de los índices  $\underline{\lambda}$ ,  $\lambda^i$  y  $d\lambda^i / d\sigma$  con la succión para la granulometría con T30-25mm



**Figura. 7.50** Relación de los índices  $\lambda$ ,  $\lambda^i$  y  $d\lambda^t/d\sigma$  con la succión para la granulometría con T25-20mm

### 7.2.3 Análisis de la tensión tangencial entre el material y la pared del edómetro

Las tensiones aplicadas en el cabezal superior del edómetro no se transmite uniformemente a la placa inferior, debido a las discontinuidades en los puntos de contacto de las partículas y la fricción que existe entre el material granular y las paredes del edómetro.

El edómetro que se utilizó para esta investigación es una célula tipo ROWE de anillo fijo. En su placa inferior existen tres células de carga las cuales miden las tensiones que llegan a la base Oldecop (2000). Por diferencia de cargas es posible determinar la fuerza total que se transmite entre la probeta y la pared del edómetro por fricción.

El equipo consta de dos células de tensión lateral que se encuentran diametralmente opuestas en la pared del edómetro. Se consideró como valor representativo de la tensión lateral el promedio de las lecturas de las dos células.

En las Figs. 7.51, 7.52, 7.53 se muestra las tensiones tangenciales que se transmite entre la probeta y la pared del edómetro en función de la tensión vertical aplicada. En los tres ensayos se observa que la tensión tangencial perimetral en el anillo es sensiblemente mayor para los ensayos con granulometrías con tamaños menores de partículas; debido a que existen más superficies y puntos de contacto con la pared del edómetro, siendo menor para las granulometrías con tamaños mayores de partículas. Existe cierta linealidad de la tensión tangencial con las tensiones verticales en la etapa de carga; mientras que en las etapas de descarga adquiere una tendencia curva.

Analizando los resultados de las tensiones tangenciales podemos determinar que la fuerza de fricción para el ensayo con granulometría T25-20 es ligeramente mayor a la que presenta el ensayo con granulometría T30-25 mm y T40-30 mm.

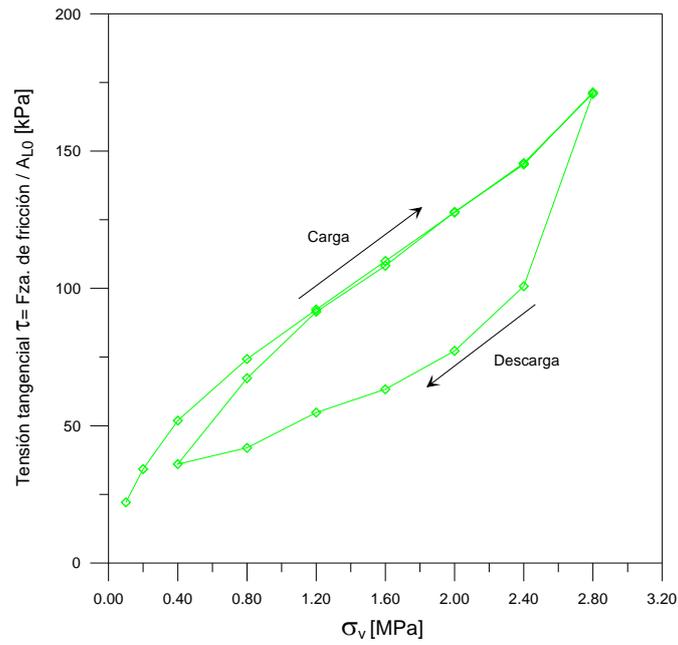


Figura. 7.51 Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm

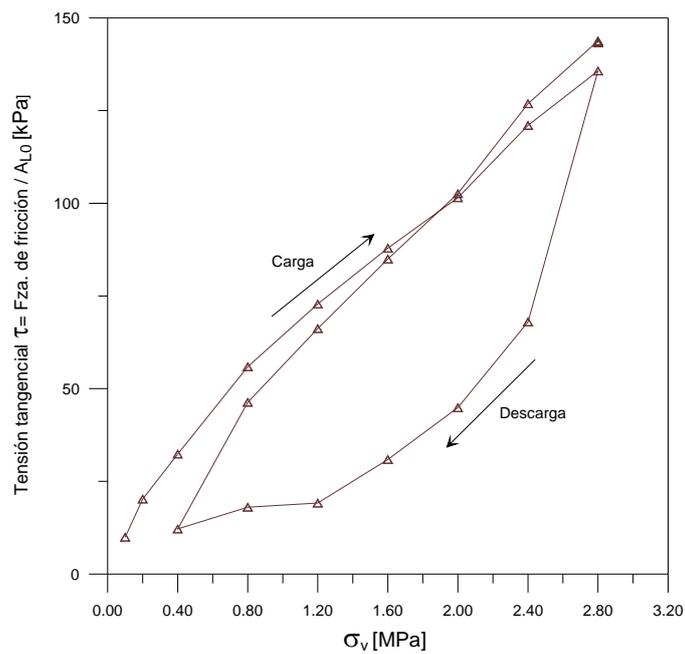
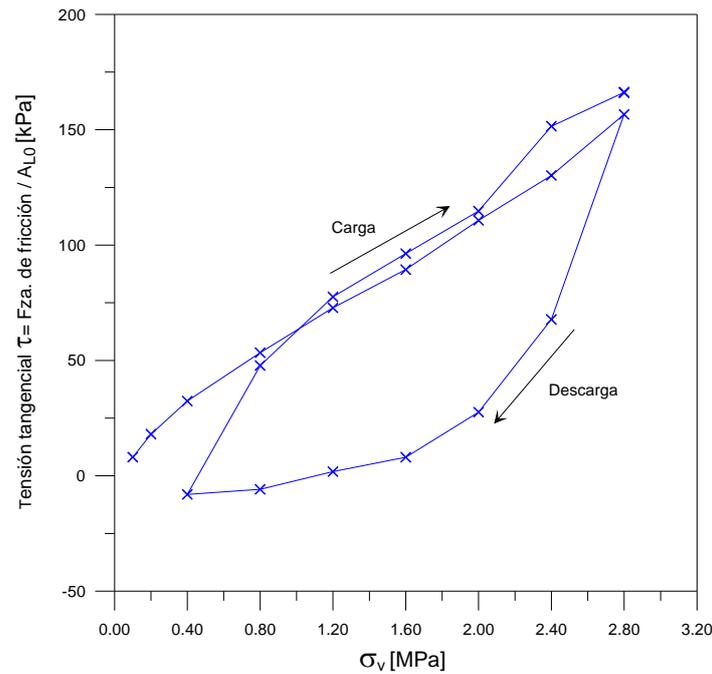


Figura. 7.52 Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm

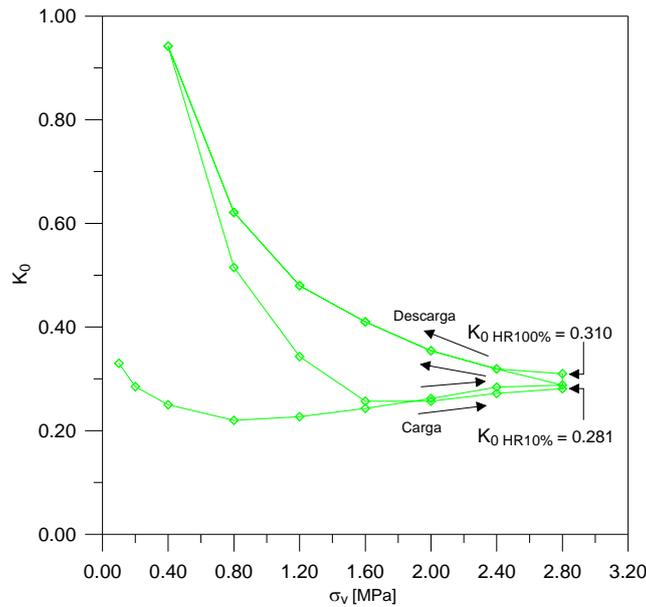


**Figura. 7.53** Tensión tangencial en el anillo edométrico en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm

#### 7.2.4 Medidas del coeficiente de empuje lateral en reposo, $K_0$

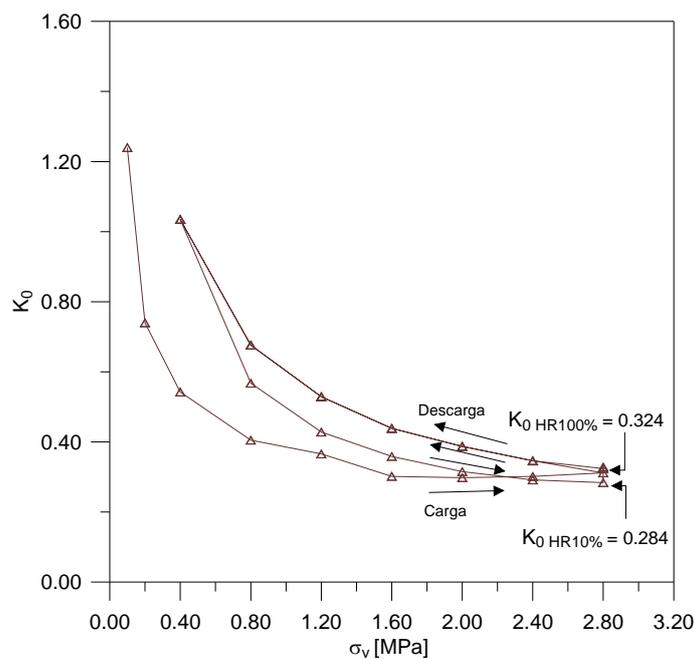
En este apartado se analiza los resultados del coeficiente de empuje lateral al reposo  $K_0$ . Para los ensayos edométricos con granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm compactados a  $e_0=0.502$ .

En las Figs. 7.54, 7.55, 7.56 se presentan la variación de  $K_0$  en función de la tensión vertical  $\sigma_v$ . Se observa que los valores de  $K_0$  se incrementan a medida que se aumenta el tamaño de las partículas y se disminuye la succión en las probetas para la misma trayectoria de tensiones. Debido a la uniformidad de las partículas para las diferentes granulometrías, los valores mayores de  $K_0$  los presentan la granulometría T40-30 mm para la condición seca y saturada.  $K_0$  disminuye para las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm respectivamente.



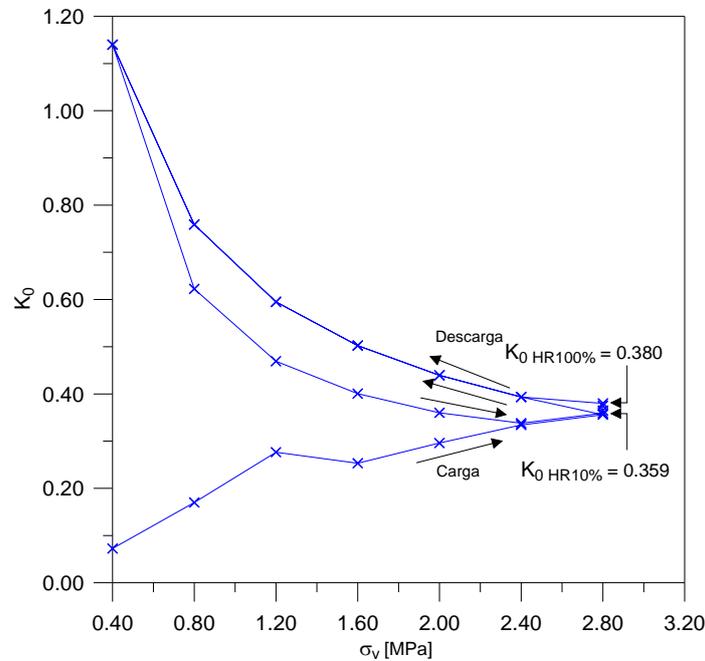
**Figura. 7.54** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T25-20 mm

En la etapa de carga el valor de  $K_0$  aumenta gradualmente para los primeros incrementos de carga alcanzando un valor constante para la tensión vertical máxima. Una vez iniciada la primera etapa de descarga observamos que  $K_0$  tiende a aumentar, alcanzando valores superiores al valor constante obtenido para la etapa de carga. Al aplicar la recarga estos valores tienden a disminuir para converger con el valor obtenido en la etapa de carga para la tensión vertical máxima, y por último en la segunda descarga sus valores tienden a incrementarse, siendo muy parecidos a la primera descarga.



**Figura. 7.55** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T30-25 mm

De este comportamiento observado podemos concluir que los valores de  $K_0$  se incrementan gradualmente en la etapa de carga hasta alcanzar su valor constante, correspondiente a la tensión vertical máxima aplicada. Mientras que en las etapas de descarga y recarga se muestran índices de variación muy elevados en comparación a los presentados en la etapa de carga.



**Figura. 7.56** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión vertical aplicada para la granulometría T40-30 mm

La saturación de las probetas por inundación provocan colapso que proporciona un aumento de  $K_0$  con respecto a la misma tensión vertical aplicada en la etapa no saturada. Esto fue estudiado anteriormente por Veiga Pinto (1983) que obtuvo que los valores para materiales granulares secos son menores que los que se obtienen para el mismo material, bajo esa misma tensión vertical aplicada en condición saturada.

En todos los ensayos desarrollados que inicialmente fueron consolidados bajo condiciones secas y posteriormente fueron inundados a tensión vertical constante, observamos un incremento del coeficiente de empuje lateral al reposo cuando pasamos de la condición seca a la condición saturada. Estas diferencias son más notorias para la granulometría con T40-30 mm y disminuye gradualmente para las granulometrías T30-25 mm y T25-20 mm respectivamente.

En la Fig. 7.57 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la relación de sobreconsolidación OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm para HR10%-Sat-I. Se observa que el ensayo con granulometría T40-30 mm presenta mayores valores de  $K_0$  que los ensayos con granulometrías T30-25 mm y T25-20 mm respectivamente.

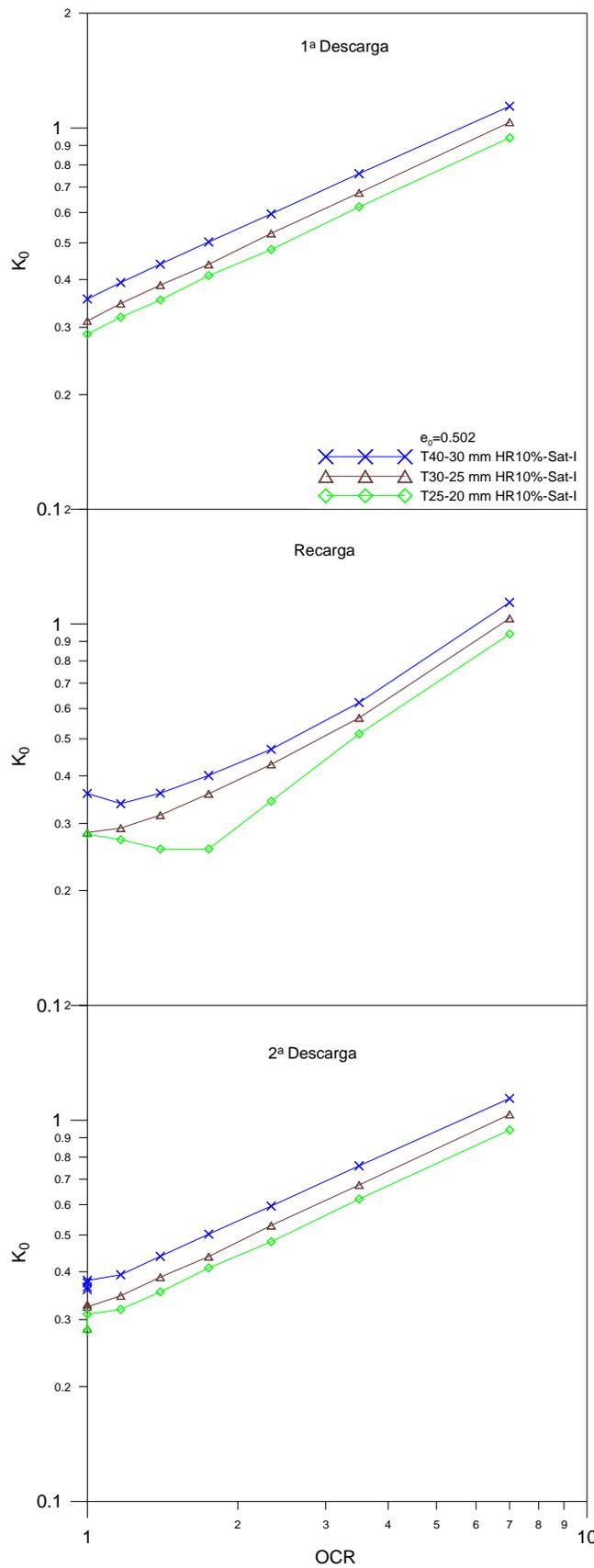
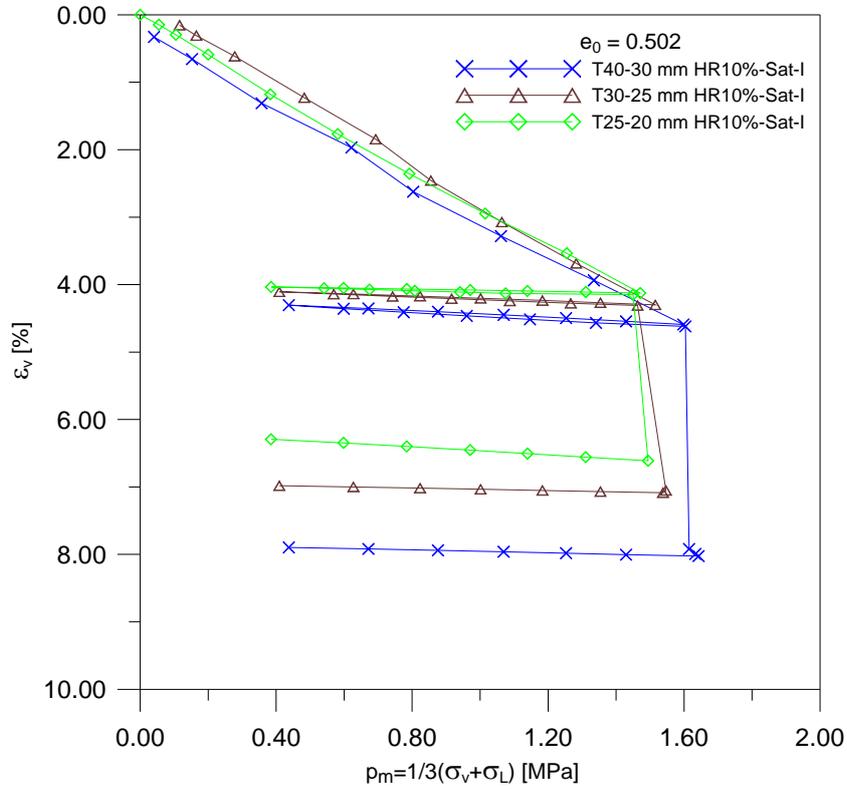


Figura. 7.57 Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del OCR en la primera descarga, recarga y segunda descarga de las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm y T25-20 mm a HR10%-Sat-I

**7.2.5 Estados de tensiones y deformaciones dentro de la probeta del edómetro**

En la Fig. 7.58 se representan los resultados de los ensayos edométricos desarrollados para las granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm en función de la deformación volumétrica,  $\varepsilon_v$  y la tensión media.

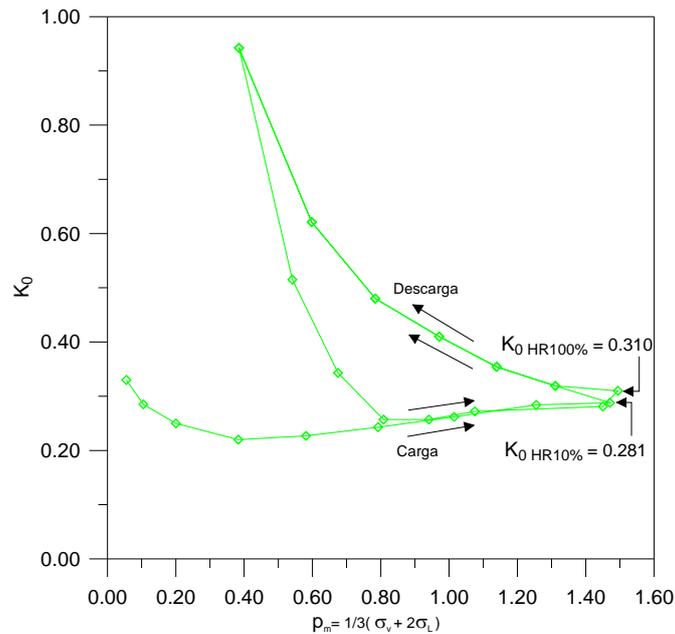


**Figura. 7.58 Compresibilidad isotrópica, deformación volumétrica –tensión media Hidrostática**

El comportamiento del material en compresión virgen que se presenta en esta figura 7.58 es similar al observado en las representaciones anteriores de  $\varepsilon_v - \sigma_v$ , Fig. 7.42. Esto se explica si se considera que el coeficiente de fricción,  $\mu_s$ , y el coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$  son constantes a lo largo de las trayectorias en compresión virgen como se muestra en la Fig. 7.59, 7.60, 7.61.

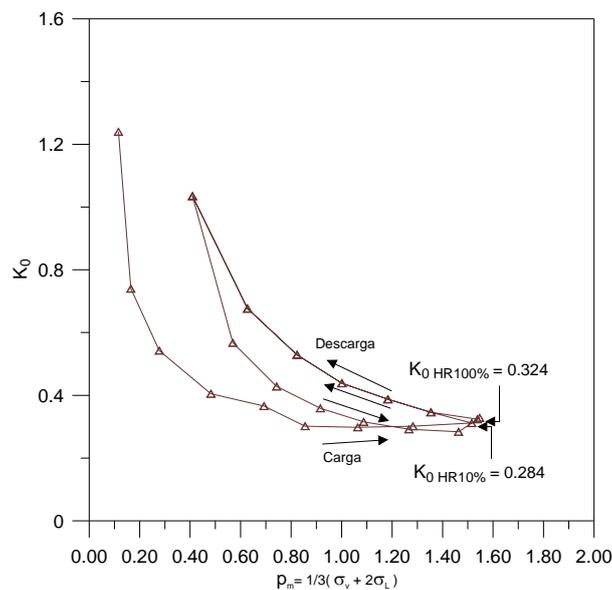
La tensión media,  $p_m$  resulta proporcional a la tensión vertical aplicada  $\sigma_v$ .

En la Fig. 7.58 se observa que la inundación a tensión vertical constante produce un incremento del coeficiente de empuje lateral en reposo cuando la succión se reduce a su valor mínimo. Este incremento es mayor para la granulometría con T40-30 mm y disminuye gradualmente para las granulometrías T30-25 mm y T25-20 mm.



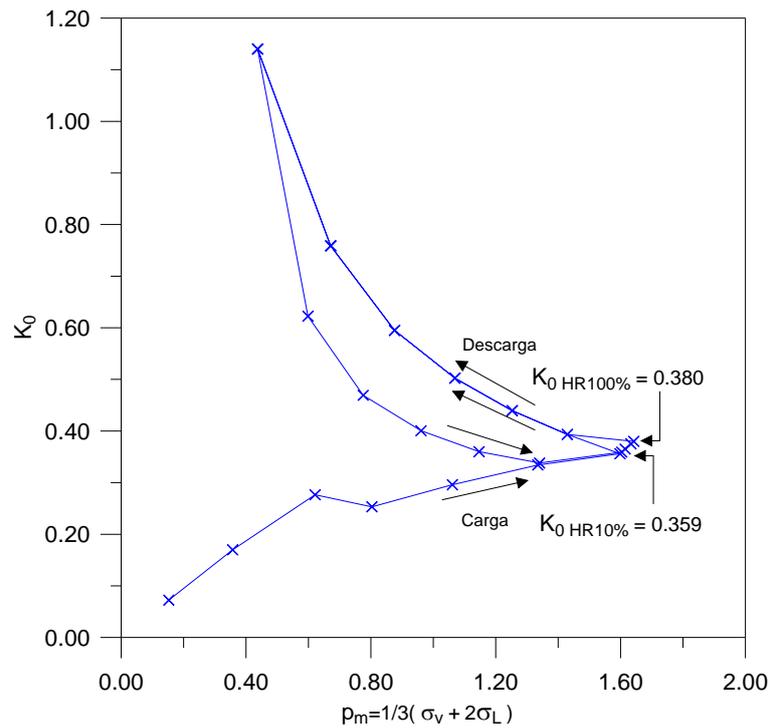
**Figura. 7.59** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T25-20 mm

En la Fig. 7.58 no se puede observar un efecto bien definido de las granulometrías del material ya que las líneas de compresión virgen se cruzan unas con otras.



**Figura. 7.60** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T30-25 mm

En las Figs. 7.59, 7.60, 7.61 se observa el comportamiento de las granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm, T40-30 mm compactadas a una relación de vacíos  $e_0=0.502$ . Dicho comportamiento es similar al observado en el apartado anterior 7.4 para los correspondientes tamaños de partículas. En estos gráficos el valor de  $K_0$  se grafica contra la tensión media hidrostática  $p$ .



**Figura. 7.61** Coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , en función de la tensión media aplicada para la granulometría T40-30 mm

De los análisis determinados en este apartado y el anterior se puede determinar que los resultados experimentales en el plano de compresión unidimensional  $\epsilon_v$  vs.  $\sigma_v$  son muy similares a los resultados experimentales en el plano de compresión isotrópica  $\epsilon_v$  vs.  $p_m$ .

En la Fig. 7.62 se presenta el coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de la relación de sobreconsolidación media  $OCR_m$ , en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm y T25-20 mm. Se observa que los valores del coeficiente de empuje lateral al reposo  $K_0$  son mayores para la granulometría T40-30 mm en la primera descarga, la recarga y la segunda descarga y menores para las granulometrías T30-25 mm y T25-20 mm.

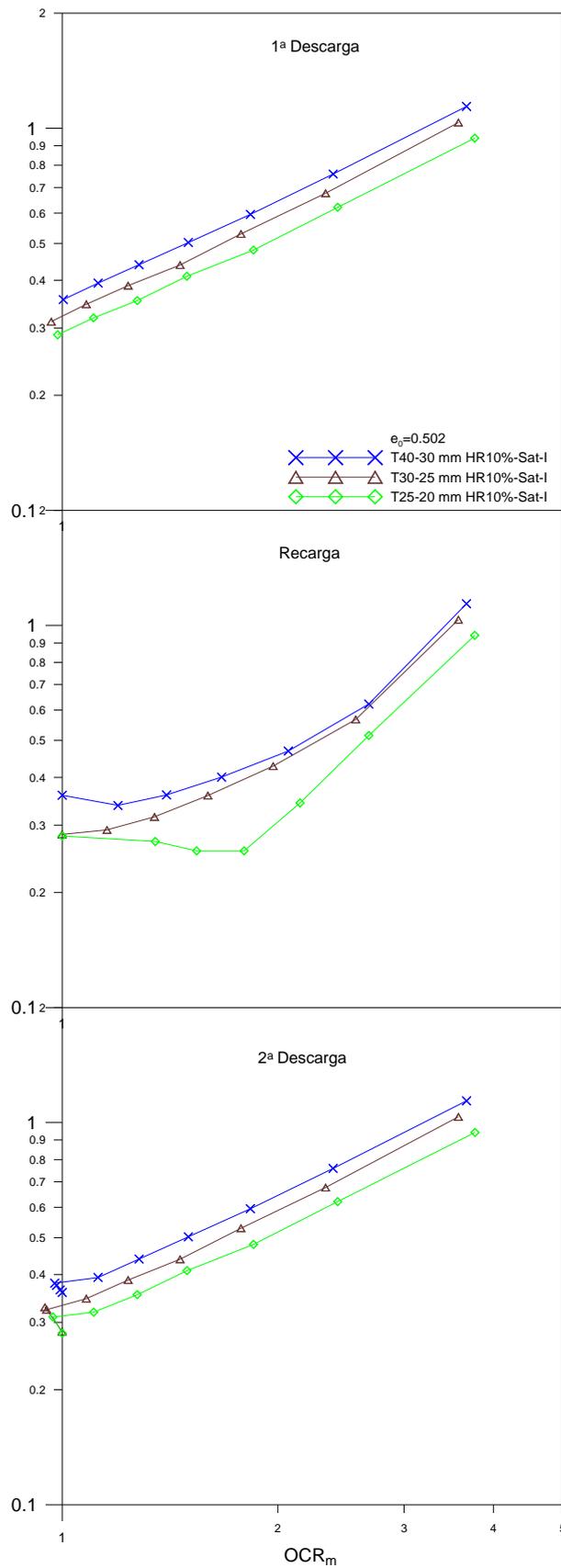


Figura. 7.62 Coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función del  $OCR_m$  en la primera descarga, recarga y segunda descarga para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm y T25-20 mm a HR10%-Sat-I

### 7.2.6 Rotura de partículas

Después de realizado los ensayos edométricos para las diferentes granulometrías se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico, con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones verticales aplicadas y los cambios de succión en las probetas.

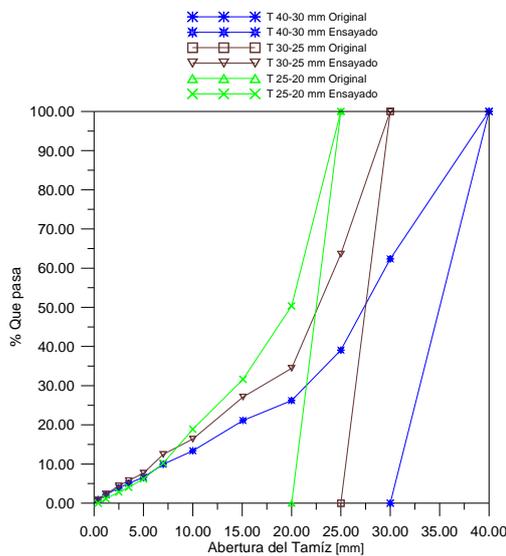
En la Fig. 7.63 se muestran los resultados de los análisis granulométricos para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas.

En la Fig. 7.64 se presentan las curvas granulométricas de los ensayos ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada granulometría, se derivaron estas ecuaciones en las cuales podemos determinar las pendientes para cada punto específico de las curvas.

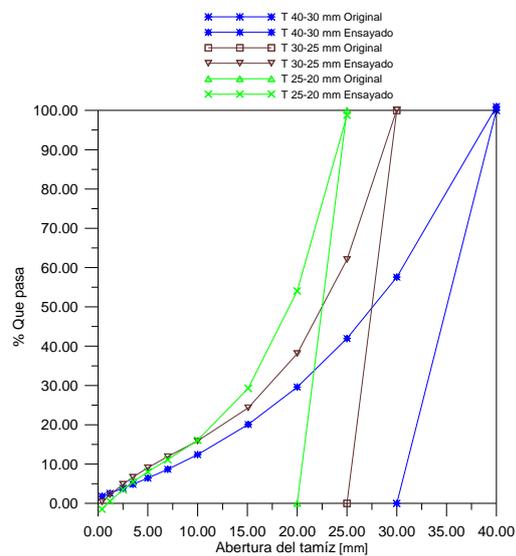
En la Fig. 7.65 se presentan la función de densidad de probabilidad para los ensayos desarrollados con diferentes granulometrías. Se observó que la función de densidad para la granulometría T40-30 mm presenta una forma alargada parecida a una recta. Las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm presentan una función de tipo parabólica cada vez mas pronunciada cuando se reduce el rango de tamaños.

Para cuantificar el daño debido a las tensiones verticales aplicadas y los cambios de succión, se determinaron los parámetro de rotura de las partículas  $B_g$ , propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). Los valores obtenidos se presentan en función de los rangos de tamaños de cada granulometría, en la Fig. 7.66.

Interesa observar la variación de dichos parámetros en función de los rangos de tamaños de cada granulometría. Se comprueba que el índice de rotura de Marsal y de Hardin es mayor para la granulometría con tamaños T40-30mm y tiende a disminuir para las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm respectivamente.



**Figura. 7.63** Granulometrías original y al final de cada ensayo para las muestras compactadas a  $e_0 = 0.502$  y HR10%-Sat-I



**Figura. 7.64** Granulometrías original y al final de cada ensayo para las muestras compactadas a  $e_0 = 0.502$  y HR10%-Sat-I

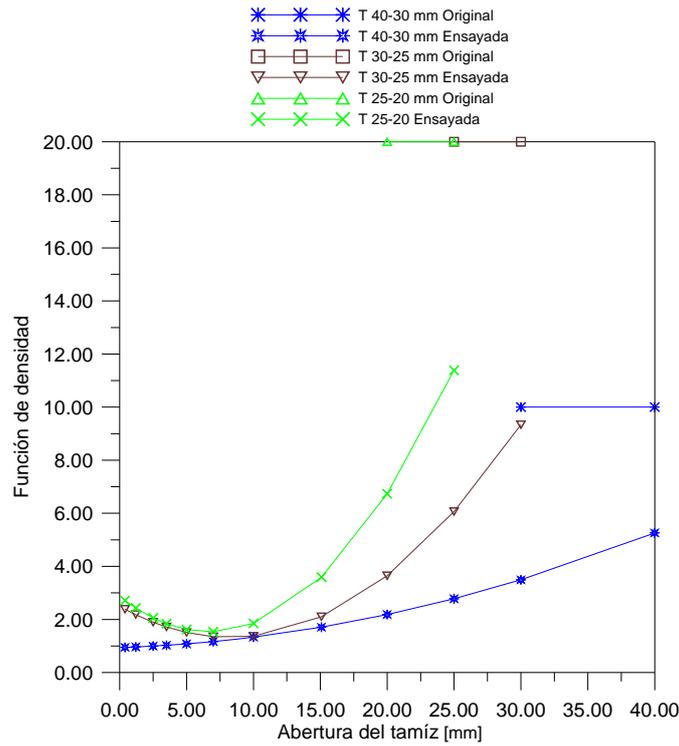


Figura. 7.65 Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para las muestras compactadas a  $e_0 = 0.502$  y HR10%-Sat-I

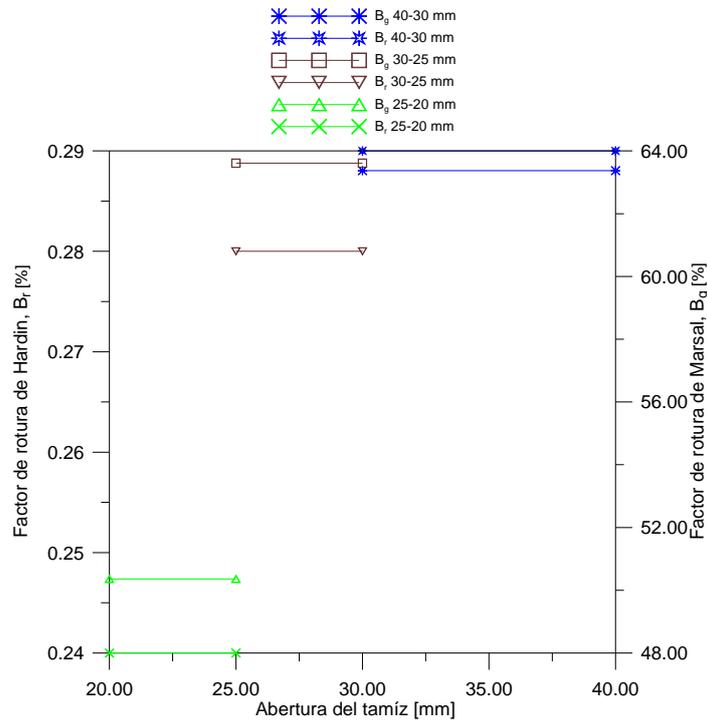


Figura. 7.66 Variación de los parámetros de rotura de Marsal  $B_g$  y Hardin  $B_r$  para muestras compactadas a  $e_0 = 0.502$  y HR10%-Sat-I, en función de la granulometría inicial (rango en el eje de la abscisa)

### 7.3 Resultados experimentales triaxiales en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0=0.947$

#### 7.3.1 Trayectorias de tensiones y succiones

En la Fig. 7.67 se muestran las granulometrías utilizadas para el desarrollo de esta serie de ensayos triaxiales, en los cuales se estudio el efecto del tamaño de las partículas de una granulometría uniforme (discontinua) cubriendo un rango pequeño de tamaños.

Tabla 7.3 Resumen de ensayos triaxiales compactados a  $e_0=0.947$  en diferentes granulometrías uniformes para una misma trayectoria de tensiones y succiones

Ensayos $e_0 = 0.947$	Tensión de confinamiento $\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria tensiones [MPa]	Trayectoria de succión HR [%]	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
T 20-15 mm	1.0	Consolidación corte	10%-100%-Cort	46.65	0.23
T 25-20 mm	1.0	Consolidación corte	10%-100%-Cort	41.24	0.23
T 30-25 mm	1.0	Consolidación corte	10%-100%-Cort	59.84	0.28
T 40-30 mm	1.0	Consolidación corte	10%-100%-Cort	56.69	0.29

En la tabla 7.3 se resumen los ensayos triaxiales desarrollados con diferentes granulometrías para una misma trayectoria de tensiones y succiones. Las granulometrías utilizadas tienen la particularidad de ser paralelas entre si con  $C_u=1.0$  y  $C_c=0.95$ .

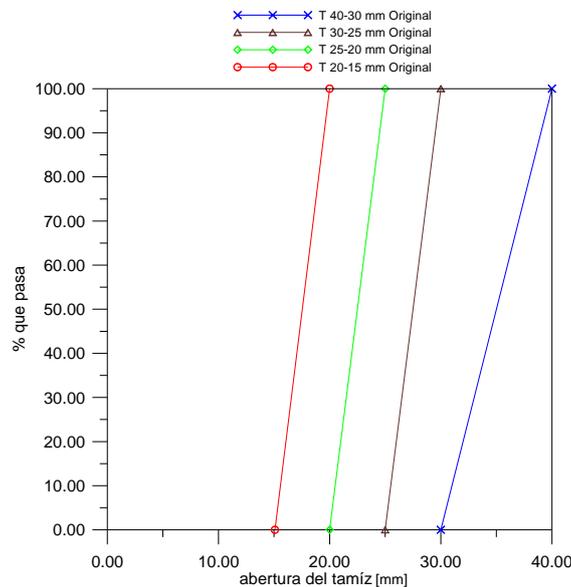


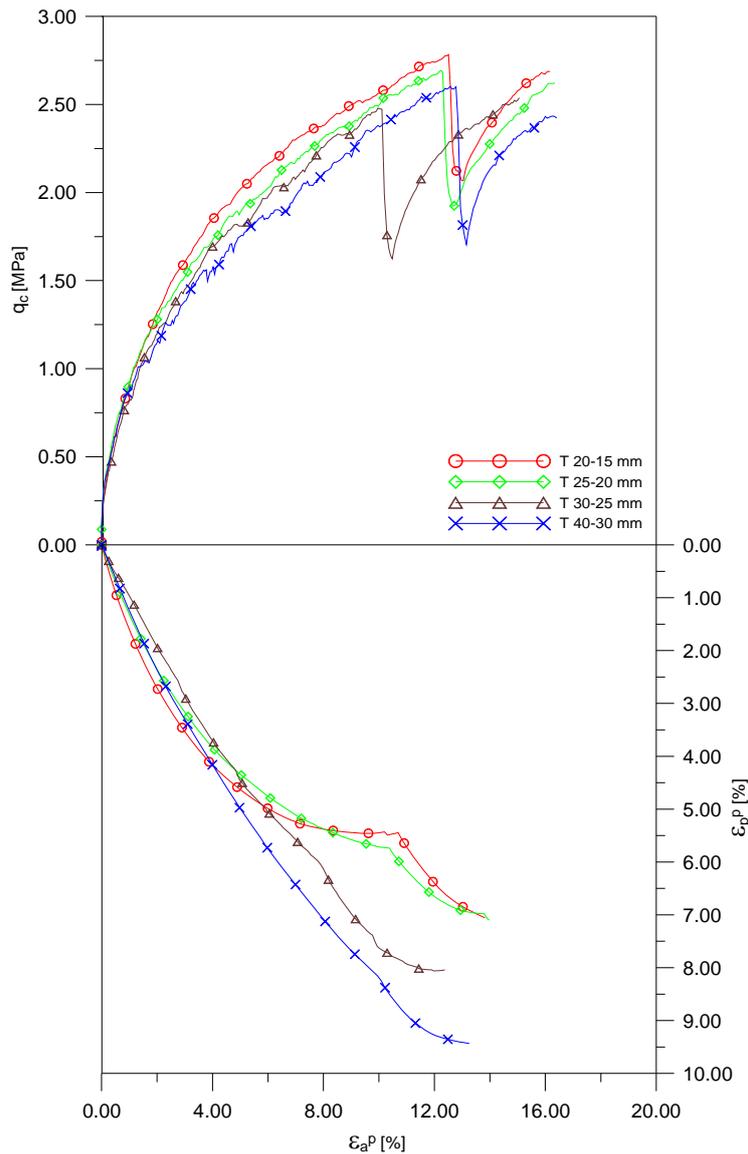
Figura. 7.67 Granulometrías uniformes utilizadas para el desarrollo de ensayos triaxiales a  $e_0 = 0.947$

En la Fig. 7.68 se muestran las tensiones desviadoras y las deformaciones volumétricas, obtenidas de los ensayos triaxiales desarrollados con granulometrías uniformes T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm. Las muestras fueron compactadas mediante carga estática a una misma relación de vacíos  $e_0 = 0.947$  y sometidas a una misma trayectoria de tensiones y succiones. Los ensayos se desarrollaron partiendo de una HR10% hasta obtener las condiciones límite en las probetas en la etapa no saturada; posteriormente se realiza el cambio de succión de la probeta por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, propiciando el colapso del material granular.

En la Fig. 7.68 se presentan los valores de las tensiones desviadoras y deformaciones volumétricas, en donde se muestra que las tensiones desviadoras se aplican hasta alcanzar las condiciones límite a HR10%. Posteriormente las probetas son inundadas bajo deformación de corte mantenida, existiendo una reducción súbita de la tensión desviadora; la cual se recupera parcialmente para alcanzar tensiones desviadoras inferiores a las obtenidas en la etapa no saturada. Analizando el comportamiento tensión-deformación se determina que el ensayo triaxial con granulometría T20-15 mm presenta mayores valores de la tensión desviadora. Esta tensión desviadora disminuye para los ensayos triaxiales con granulometría T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm. La tensión desviadora aumenta a medida que disminuimos los tamaños de las partículas y se incrementa la succión y, por el contrario, tiende a disminuir a medida que aumentamos el tamaño de las partículas y se disminuye la succión.

La deformación volumétrica presenta un comportamiento de compresión en la etapa no saturada. Una vez alcanzadas las condiciones límite, las probetas son inundadas se observa un aumento considerable en la compresibilidad debido a la reducción de la succión. El ensayo triaxial con granulometría T40-30 mm presenta mayores valores de la deformación volumétrica, la cual disminuye para los ensayos triaxiales con granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm. La deformación volumétrica aumenta a medida que aumenta el tamaño de partículas uniformes y disminuimos la succión y, en caso contrario, disminuye a medida que disminuimos el tamaño de las partículas y aumentamos la succión.

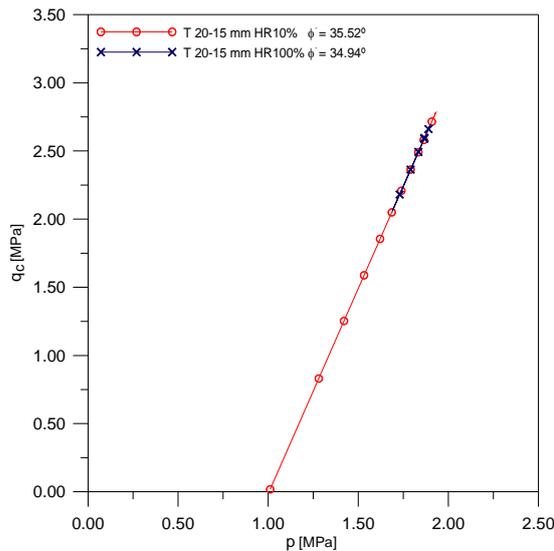
Los ensayos triaxiales con granulometrías T25-20 mm y T20-15 mm presentan un comportamiento bastante parecido. En el momento de realizar el cambio de succión por inundación de la probeta bajo deformación de corte mantenida, observamos que los ensayos triaxiales con granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm incrementan considerablemente su deformación volumétrica debido a la reducción de la succión, mostrando un cambio de la tendencia de la deformación volumétrica de la etapa no saturada a saturada.



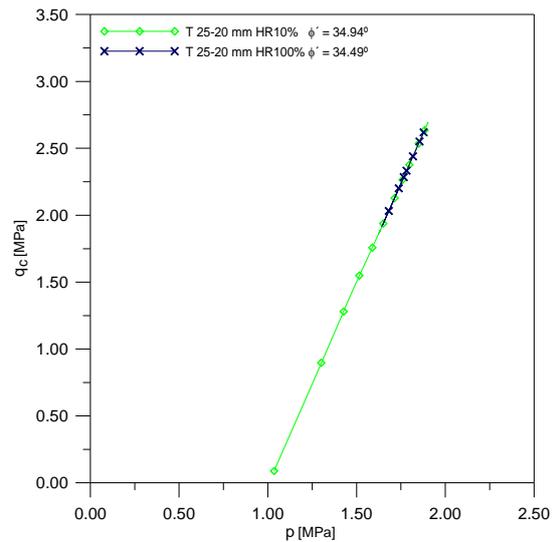
**Figura. 7.68 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas para ensayos triaxiales desarrollados con diferentes granulometrías uniformes a  $e_0 = 0.947$**

### 7.3.2 Resistencia al corte

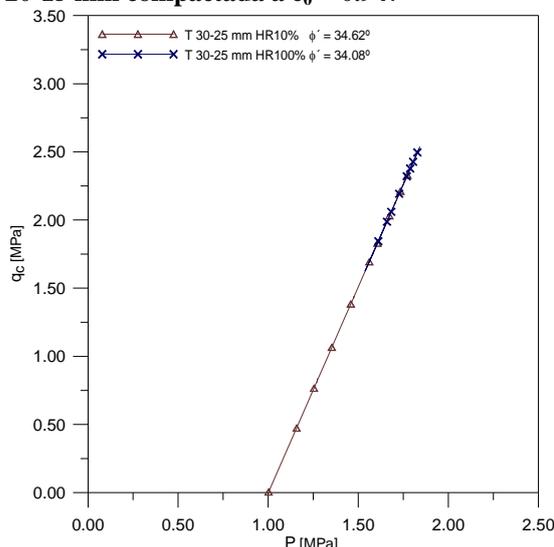
En las Figs. 7.69, 7.70, 7.71. 7.72 se muestran las trayectorias p-q que presentan los ensayos triaxiales con granulometrías uniformes, compactadas a  $e_0=0.947$  y sujetas a una misma trayectoria de tensiones. La relación de tensiones ( $q/p$ ) en rotura es mayor para el ensayo triaxial con granulometría T20-15 mm y tiende a disminuir para los ensayos triaxiales con granulometría T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm. Se comprueba que la relación de tensiones en rotura aumenta cuando disminuimos el rango de los tamaños de las partículas uniformes y aumentamos la succión; y tiende a disminuir a medida que aumentamos el tamaño de las partículas uniformes y disminuimos la succión respectivamente.



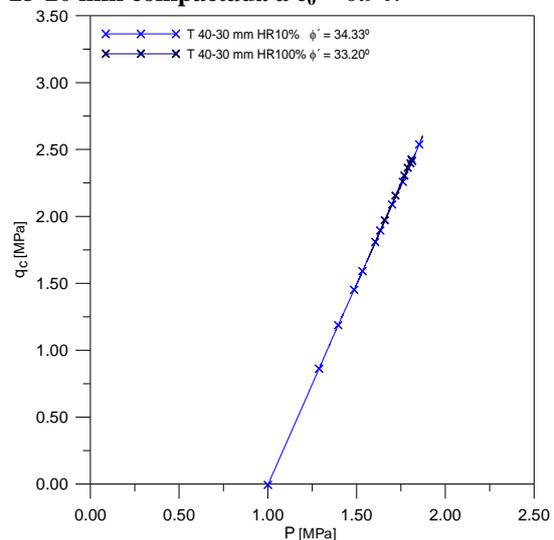
**Figura. 7.69** Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 20-15 mm compactada a  $e_0 = 0.947$



**Figura. 7.70** Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 25-20 mm compactada a  $e_0 = 0.947$



**Figura. 7.71** Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 30-25 mm compactada a  $e_0 = 0.947$



**Figura. 7.72** Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme T 40-30 mm compactada a  $e_0 = 0.947$

Después de haber alcanzado las condiciones límite en las probetas en la etapa no saturada, se realiza el cambio de succión por humedecimiento de las probetas a deformación de corte mantenida. Se observa una disminución súbita de la tensión desviadora la cual se incrementa a medida que continuamos con las deformaciones de corte en las probetas, alcanzando valores inferiores al máximo obtenido en la etapa no saturada.

La deformación volumétrica presenta un comportamiento de contracción, siendo ésta de mayor magnitud para las granulométricas con T40-30 mm, T30-25 mm.

Analizando la relación de tensiones  $\eta=q/p$  en la etapa no saturada y saturada para las granulometrías observamos que existe una diferencia en la relación de tensiones en rotura para HR10% y HR100%. El ángulo de fricción interna disminuye a medida que aumentamos el tamaño de las partículas y disminuimos la succión (Tabla 7.4).

El incremento en los tamaños de las partículas y los cambios de succión por humedecimiento, dan como resultado una disminución de la resistencia al corte y un aumento de la compresibilidad de los materiales granulares.

Tabla 7.4 Resumen de ángulos de fricción a HR10% y HR100% compactados a  $e_0=0.947$  para diferentes granulometrías uniformes.

Ensayos $e_0 = 0.947$	Trayectoria de succiones HR [%]	Ángulo de fricción HR10%	Ángulo de fricción HR100%
T 20-15 mm	10%-100%-Cort	35.52	34.94
T 25-20 mm	10%-100%-Cort	34.94	34.49
T 30-25 mm	10%-100%-Cort	34.62	34.08
T 40-30 mm	10%-100%-Cort	34.33	33.20

### 7.3.3 Variación del volumen específico con la tensión media

En la Fig. 7.73 se muestra la variación del volumen específico con la tensión media para los ensayos triaxiales realizados con diferentes granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm compactadas mediante carga estática a  $e_0=0.947$ .

La compresibilidad creciente con el tamaño de las partículas, explica las diferencias de porosidad al comenzar la aplicación del desviador.

Durante la aplicación de la tensión desviadora, al hacer el cambio de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, observamos una disminución brusca de las tensiones medias  $p$ , originada por el cambio de succión. La tensión desviadora se recupera sin alcanzar, sin embargo, los valores obtenidos en la etapa no saturada, mientras que el volumen específico continúa disminuyendo.

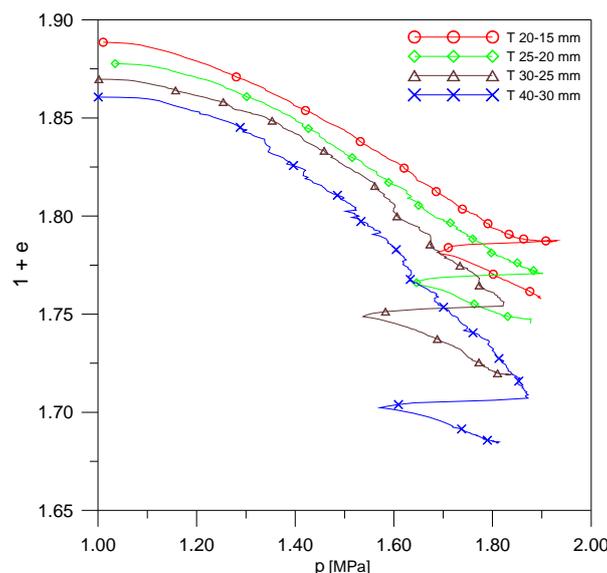


Figura. 7.73 Variación del volumen específico para las granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.74 se muestra la variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para los mismos ensayos. Se observa la densificación que van alcanzando las probetas a medida que se incrementan la relación de tensiones, obteniendo mayor compresibilidad para las granulometrías con tamaños de partículas mayores. La compresibilidad en los materiales granulares se incrementa con el tamaño de las partículas para las granulometrías uniformes. Cuando se hace el cambio de succión por humedecimiento en las probetas, existe una disminución de la relación de tensiones debido a la rotura de partículas originado por el cambio de succión.

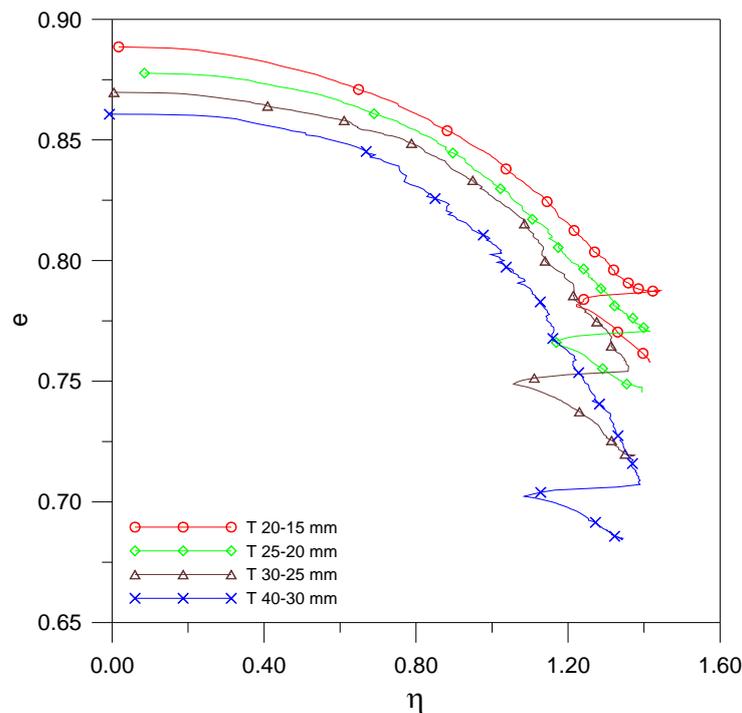
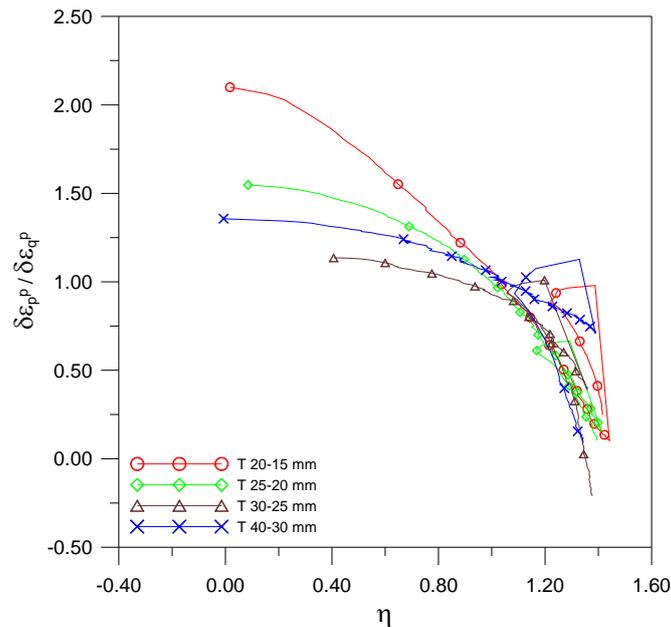


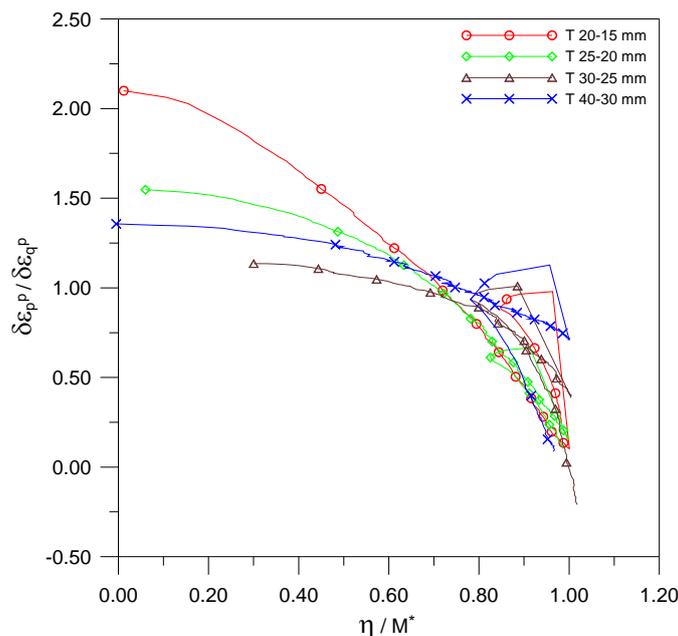
Figura. 7.74 Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para las granulometrías uniformes con T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

### 7.3.4 Análisis de la dilatancia

En la Fig. 7.75 y 7.76 se muestra la variación de la dilatancia con la relación de tensiones y con relación de tensiones normalizada por su valor máximo en la etapa no saturada ( $M^*$ ). Se observa que la dilatancia aumenta a medida que disminuye el tamaño de las partículas. La probeta construida con la granulometría T 20-15 mm presenta mayor dilatancia que las probetas con granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm en la etapa no saturada. En la etapa saturada se presenta un comportamiento un tanto no esperado ya que la probeta con granulometría con tamaños T30-25 mm presenta mayor dilatancia que las probetas con granulometrías T20-15 y T 25-20.



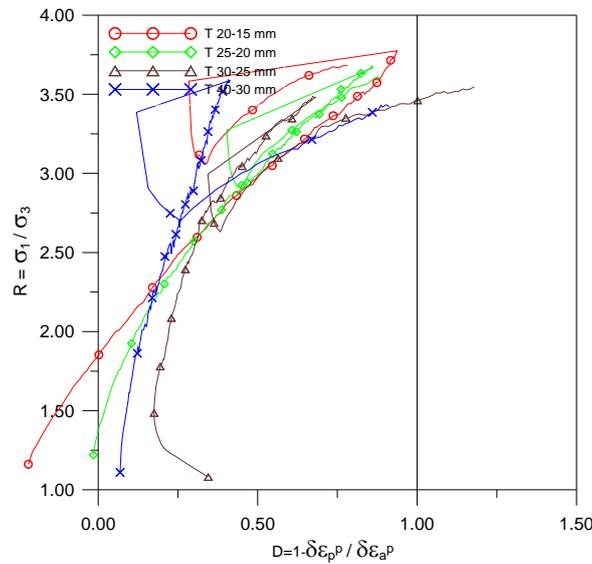
**Figura. 7.75** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones críticas para las granulometrías uniformes T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort



**Figura. 7.76** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones máxima  $M^*$  en la etapa no saturadas para las granulometrías uniformes con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

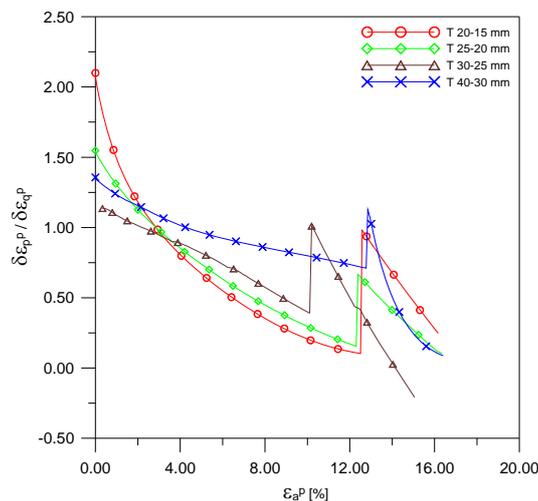
En la Fig. 7.77 se muestra el plano R:D propuesto por Wan and Guo (1998) en el cual R es la relación de tensiones principales y D es la diferencia de la unidad y el valor que pueda obtener la dilatancia. Se observa que la probeta construida con granulometría con tamaños T 20-15 mm presenta mayor dilatancia que las probetas construidas con granulometrías con tamaños T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm para la etapa no saturada sin pasar el valor de  $D=1$ . Cuando se realiza el cambio de succión por humedecimiento de la probeta a deformación de corte mantenida, observamos una disminución de los valores de la dilatancia; las cuales vuelven a incrementarse debido a

la reorganización de las partículas. En esta etapa saturada la máxima dilatancia la presenta la granulometría con tamaños T30-25mm superando el valor de  $D=1$ .



**Figura. 7.77** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las granulometrías uniformes con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

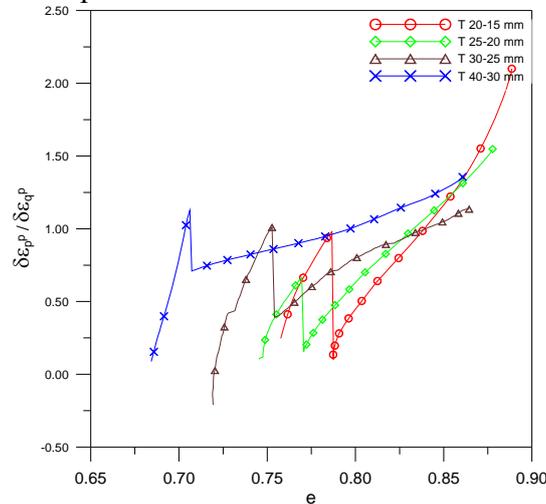
En la Fig. 7.78 se muestra la variación de la dilatancia con la deformación axial plástica. Se observa que la dilatancia aumenta a medida que disminuye el tamaño de las partículas, presentando mayor dilatancia el ensayo con granulometría T20-15 mm que los ensayos con granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm para la etapa no saturada. Una vez realizado el cambio de succión se observa una disminución de la dilatancia para después continuar a medida que la probeta va alcanzado mayor deformación axial plástica.



**Figura. 7.78** Variación de la dilatancia con la deformación axial para las granulometrías uniformes con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

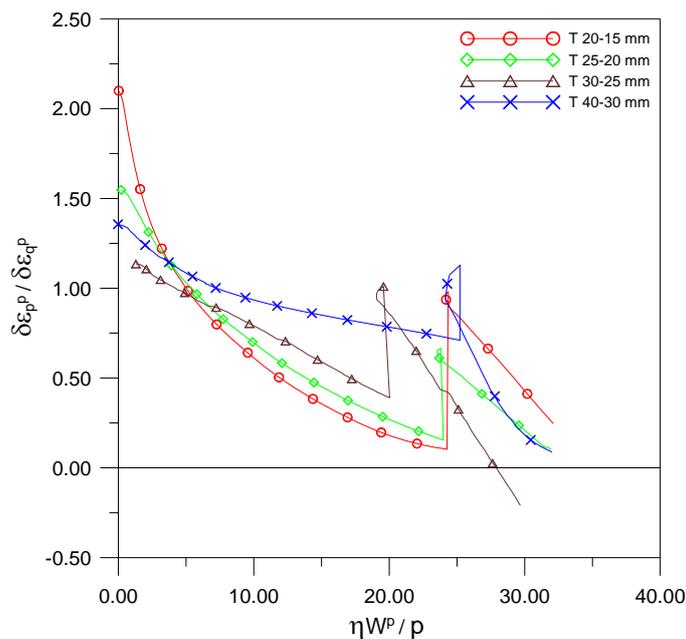
En la Fig. 7.79 se muestra la variación de la dilatancia con la relación de vacíos. Se muestra la densificación que van obteniendo las probetas conforme aumenta el tamaño de las partículas. Obteniendo mayores valores de dilatancia y menores valores de la relación de vacíos para el ensayo con la granulometría con tamaños T 20-15 mm

continuando con esta tendencia para los ensayos con granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 en la etapa no saturada. Una vez realizado el cambio de succión por humedecimiento de las probetas a deformación de corte mantenida, observamos el incremento continuo de la densificación de las probetas presentando menores valores para las granulometrías con T20-15 mm y mayores para las granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30mm respectivamente.



**Figura. 7.79 Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las granulometrías con tamaños T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort**

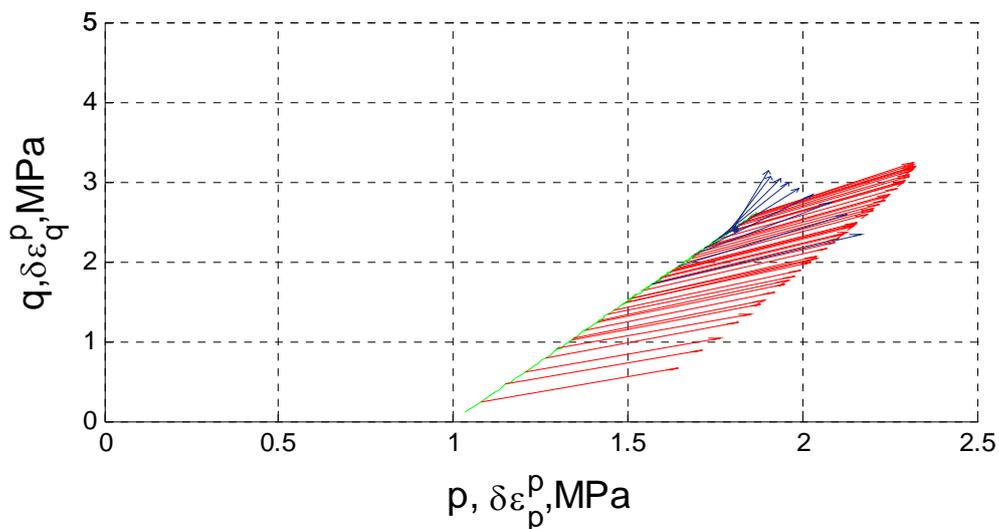
En la Fig. 7.80 se muestra la variación de la dilatancia en función del producto de la relación de tensiones, el trabajo plástico y normalizado por las tensiones media. Se observa que la dilatancia es mayor para el ensayo con la granulometría T20-15 mm y tiende a disminuir al aumentar el tamaño de las partículas para los ensayos con granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 en la etapa no saturada. Cuando se realiza el cambio de succión por humedecimiento de las probetas a deformación de corte mantenida, se observa un comportamiento no esperado debido a la reorganización de las partículas.



**Figura. 7.80 Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones, el trabajo plástico y normalizado por p para las granulometrías T40-30 mm, T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort**

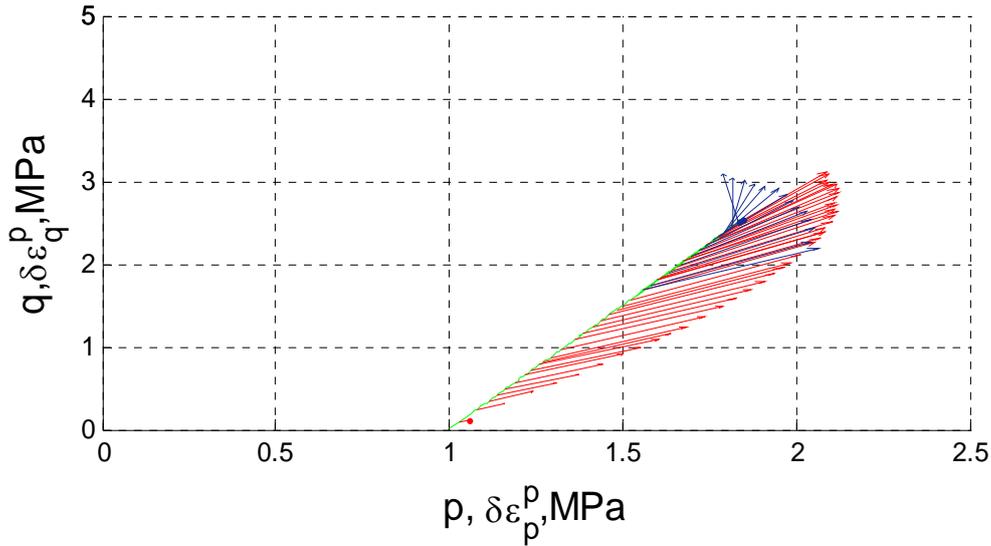
### 7.3.5 Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica

En la Fig. 7.81 se muestran los vectores de deformación plástica para el ensayo triaxial desarrollado con la granulometría T40-30 mm. En donde se observa un comportamiento de contracción durante la etapa no saturada. Cuando realizamos el cambio de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, observamos un aumento de la compresibilidad debido a la rotura de partículas por la disminución de la succión. Una vez rotas las partículas se reorganizan presentando un ligero comportamiento dilatante al final de la etapa saturada como se muestra en los vectores de deformación plástica.



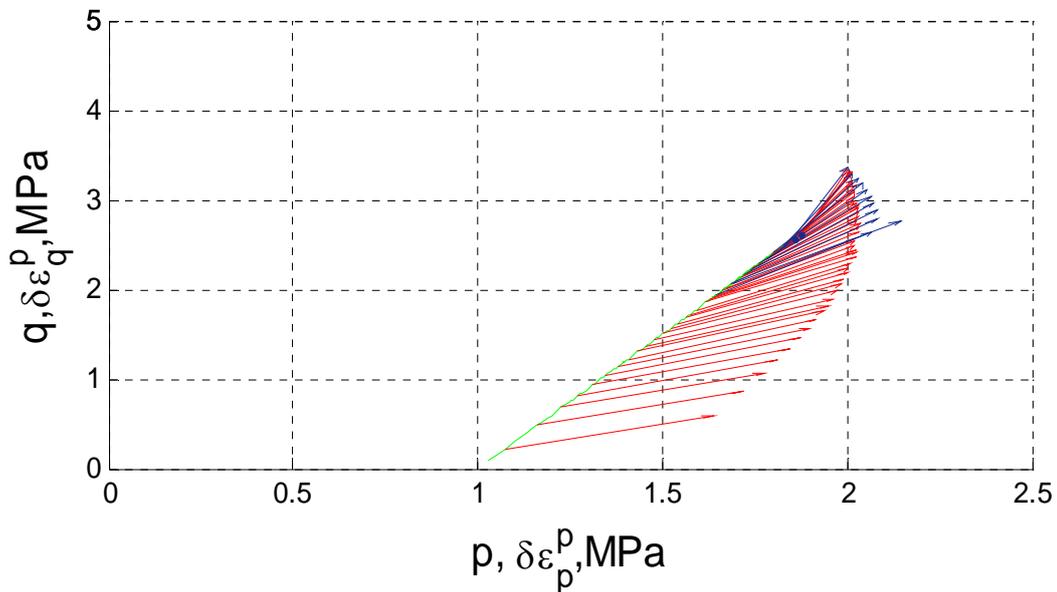
**Figura. 7.81** Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T40-30 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.82 se muestran los vectores de deformación plástica para el ensayo triaxial desarrollado con la granulometría con T30-25 mm. Se observa un comportamiento de contracción durante la etapa no saturada. Cuando realizamos el cambio de succión por humedecimiento de la probeta bajo deformación de corte mantenida, observamos que se presenta un comportamiento de contracción el cual dilata a medida que alcanzamos mayores tensiones y deformaciones de corte plásticas.



**Figura. 7.82** Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T30-25 mm a HR10%-Sat-Cort

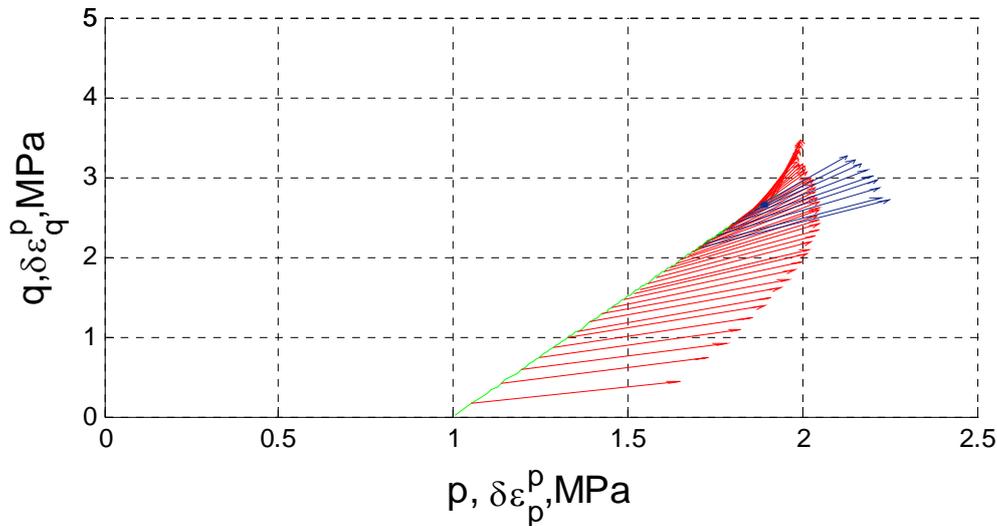
En la Fig. 7.83 se muestra los vectores de deformación plástica para el ensayo triaxial desarrollado para la granulometría con tamaños T25-20 mm. Se observa un comportamiento de contracción durante la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por humedecimiento de la probeta bajo deformación de corte mantenida, la compresibilidad se incrementa debido a la rotura de partículas, la cual tiende a dilatar al final de la etapa saturada.



**Figura. 7.83** Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T25-20 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.84 se muestra los vectores de deformación plástica para el ensayo triaxial desarrollado para la granulometría con T20-15 mm. Se observa un comportamiento de contracción que tiende a disminuir una vez que la probeta va alcanzando mayores tensiones y deformaciones de corte plásticas al final de la etapa no saturada. Al realizar

el cambio de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, la contracción continúa sin cambiar su tendencia hasta el final de la trayectoria saturada.



**Figura. 7.84** Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

### 7.3.6 Rotura de partículas

Después de realizado los ensayos triaxiales para las diferentes granulometrías se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico, con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones aplicadas y los cambios de succión en las probetas.

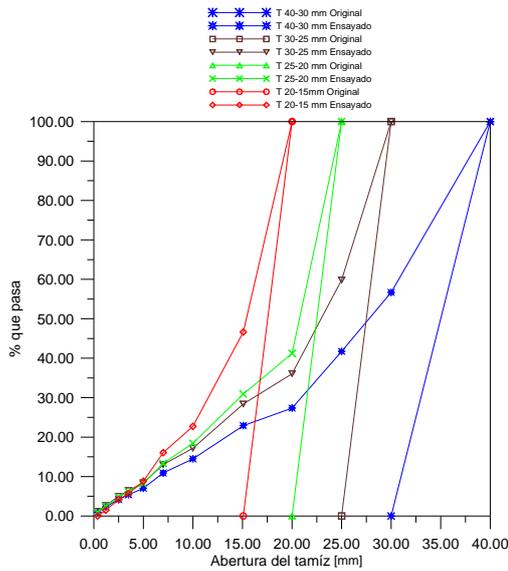
En la Fig. 7.85 se muestran los resultados de los análisis granulométricos para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas.

En la Fig. 7.86 se presentan las curvas granulométricas ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada granulométrica, se derivaron estas ecuaciones en las cuales podemos determinar las pendientes en cada punto específico de las curvas.

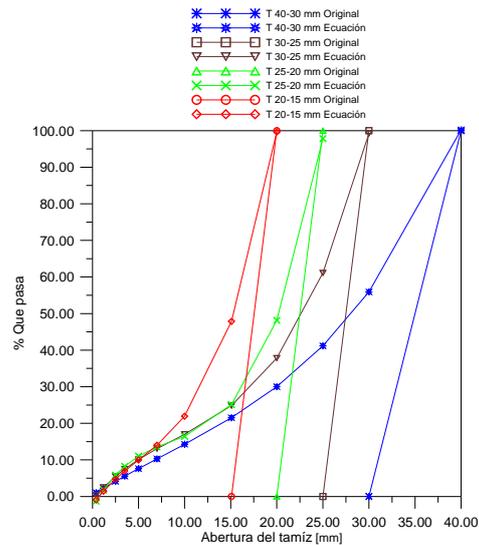
En la Fig. 7.87 se presentan la función de densidad de probabilidad para los ensayos desarrollados con diferentes granulometrías. Se observo que la función de densidad para la granulometría T40-30 mm presenta una forma alargada parecida a una recta; mientras que las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm presentan una función de tipo parabólica cada vez mas pronunciada cuando se reduce el rango de tamaños.

Para cuantificar el daño debido a las trayectoria de tensiones y cambios de succión se determinaron los parámetros de rotura de las partículas  $B_g$  propuesto por Marsal (1973) y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). En la Fig. 7.88 se presentan los valores obtenidos en función de los rangos de tamaños de cada granulometría. Interesa observar la variación de dichos parámetros en función de los rangos de tamaños de cada granulometría. El índice de rotura de Marsal y Hardin son mayores para las granulometrías con tamaños

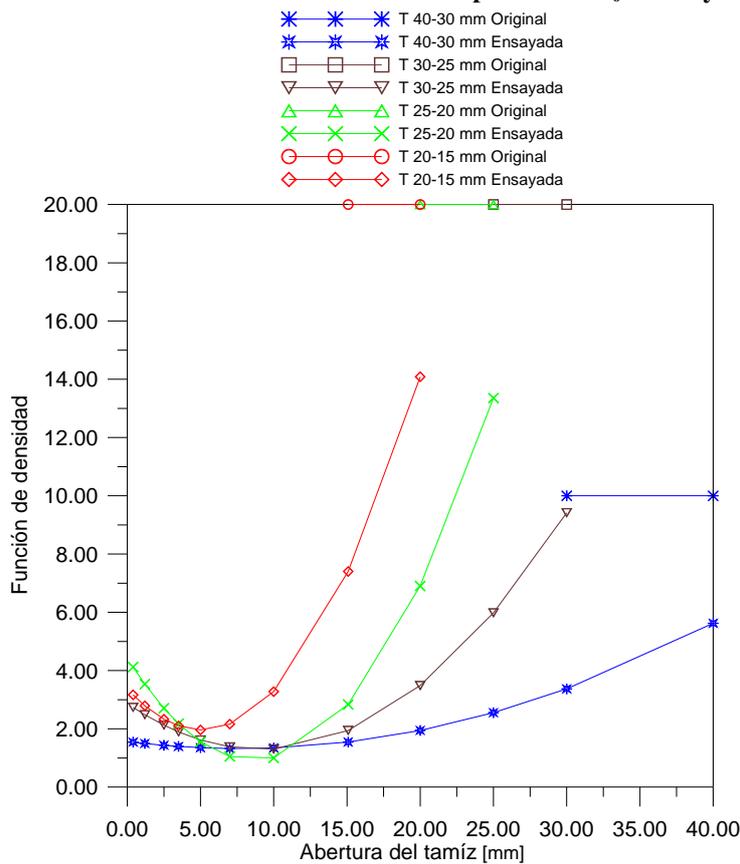
T40-30 mm y tienden a disminuir para las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm respectivamente.



**Figura. 7.85** Granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0=0.947$  y HR10%-Sat-Cort



**Figura. 7.86** Granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0=0.947$  y HR10%-Sat-Cort



**Figura. 7.87** Función de densidad de las granulometrías original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0=0.947$  y HR10%-Sat-Cort

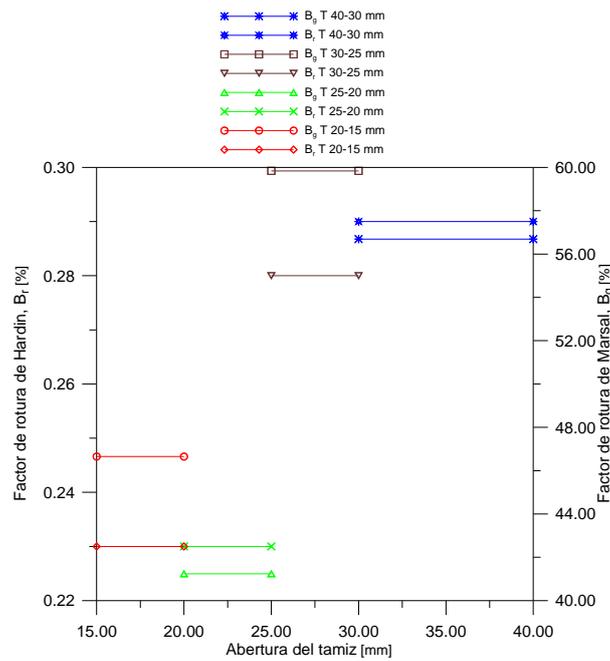


Figura. 7.88 Variación de los parámetros de Hardín y Marsal para las muestras compactadas a  $e_0=0.947$  y a HR10%-Sat-Cort

## 7.4 Resultados experimentales triaxiales en granulometrías discontinuas compactadas a $e_0 = 0.502$

### 7.4.1 Trayectorias de tensiones y succiones

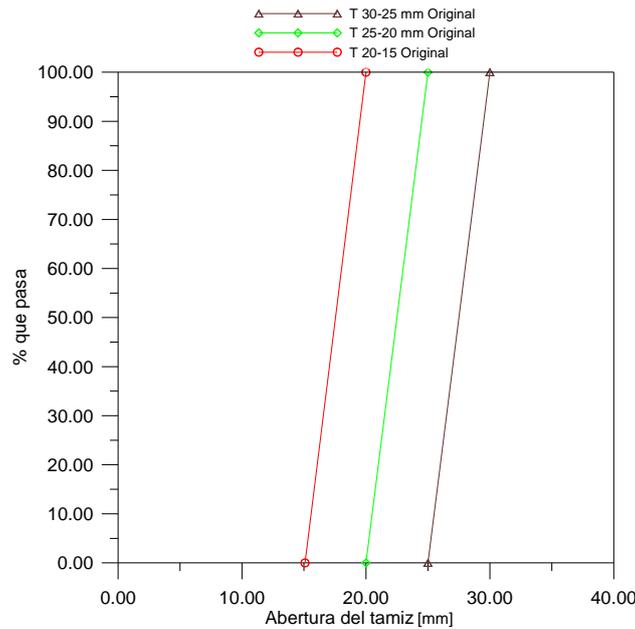
En la Fig. 7.89 se muestran las granulometrías utilizadas para el desarrollo de esta serie de ensayos triaxiales, en los cuales se estudio el efecto del tamaño de las partículas de una granulometría uniforme (discontinua) cubriendo un rango pequeño de tamaños.

Tabla 7.5 Resumen de ensayos triaxiales compactados a  $e_0=0.502$  en diferentes granulométricas uniformes para una misma trayectoria de tensiones y succiones

Ensayos $e_0 = 0.502$	Tensión de confinamiento $\sigma_3$ [MPa]	Trayectoria tensiones [MPa]	Trayectoria Succiones HR [%]	Índice de Marsal $B_g$	Índice de Hardin $B_r$
T 20-15 mm	1.0	Consolidación corte	10%-100%-Cort	44.14	0.26
T 25-20 mm	1.0	Consolidación corte	10%-100%-Cort	49.44	0.27
T 30-25 mm	1.0	Consolidación corte	10%-100%-Cort	53.25	0.28

En la tabla 7.5 se resumen los ensayos triaxiales desarrollados con diferentes granulometrías para una misma trayectoria de tensiones y succiones.

Las granulometrías utilizadas tienen la particularidad de ser paralelas entre si con  $C_u=1.0$  y  $C_c=0.95$ .



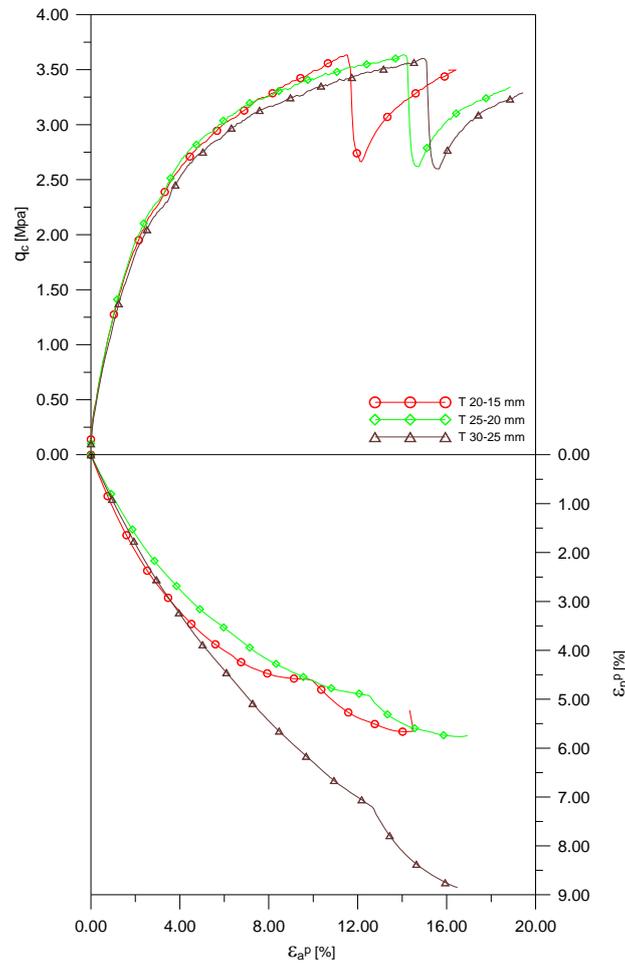
**Figura. 7.89** Granulometrías uniformes utilizadas para el desarrollo de ensayos triaxiales; compactadas a  $e_0 = 0.502$

En las Fig. 7.90 se muestran las tensiones desviadoras y las deformaciones volumétricas, obtenidas en los ensayos triaxiales desarrollados con granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm. Las muestras fueron compactadas mediante carga estática a una misma relación de vacíos  $e_0 = 0.502$  y sometidas a una misma trayectoria de tensiones y succiones. Los ensayos se desarrollaron partiendo de una HR10% hasta obtener las condiciones límite en las probetas en etapa no saturada; Posteriormente se realiza el cambio de succión de la probeta por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, propiciando el colapso del material granular.

En la Fig. 7.90 se presentan los valores de tensiones desviadoras y deformaciones volumétricas, en donde se muestra que las tensiones desviadoras se aplican hasta alcanzar las condiciones límite a HR10%. Posteriormente las probetas son inundadas bajo deformación de corte mantenida, existiendo una reducción súbita de la tensión desviadora; la cual se recupera parcialmente para alcanzar tensiones desviadoras inferiores a las obtenidas en la etapa no saturada. Analizando el comportamiento tensión-deformación, encontramos un comportamiento bastante similar al de los ensayos con granulometrías compactadas a  $e_0=0.947$ . Se determina que el ensayo triaxial con granulometría T20-15 mm presenta valores mayores de tensión desviadora. Esta tensión desviadora disminuye para los ensayos triaxiales con granulometrías T25-20 mm y T30-25mm. La tensión desviadora aumenta a medida que disminuimos el tamaño de las partículas uniformes y se incrementa la succión y, por el contrario, tiende a disminuir a medida que aumentamos el tamaño de las partículas uniformes y se disminuye la succión en las probetas.

La deformación volumétrica presenta un comportamiento de compresión en la etapa no saturada. Una vez alcanzadas las condiciones límite, las probetas son inundadas observando un aumento en la compresibilidad del material debido a la reducción de la succión. Se observa que el ensayo triaxial con granulometría T30-25 mm presenta mayores valores de la deformación volumétrica, la cual disminuye para los ensayos triaxiales con granulometrías T25-20 mm y T20-15 mm. La deformación volumétrica aumenta a medida que aumenta el rango de tamaño de partículas uniformes y

disminuimos la succión; y por el contrario, disminuye a medida que disminuimos el tamaño de las partículas y aumentamos la succión.



**Figura. 7.90 Tensiones desviadoras, deformaciones volumétricas y axiales plásticas para ensayos triaxiales desarrollados con diferentes granulometrías uniformes a  $e_0 = 0.502$**

Al igual que en los ensayos con  $e_0 = 0.947$  analizando los ensayos desarrollados con  $e_0 = 0.502$  con granulometrías T25-20 mm y T20-15 mm presentan un comportamiento bastante parecido. En el momento de realizar el cambio de succión por humedecimiento de la probeta bajo deformación de corte mantenida, observamos que los ensayos triaxiales con granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm incrementan considerablemente su deformación volumétrica debido a la reducción de la succión, mostrando un cambio de la tendencia de la deformación volumétrica de la etapa no saturada a la etapa saturada.

### 7.4.2 Resistencia al corte

En las Figs. 7.91, 7.92, 7.93 se muestran las trayectorias p-q que presentan los ensayos triaxiales con granulometrías uniformes, compactadas a  $e_0=0.502$  y sujetas a una misma trayectoria de tensiones y succiones. La relación de tensiones ( $q/p$ ) en rotura es mayor para el ensayo triaxial con granulometría T20-15 mm y tiende a disminuir para los ensayos triaxiales con granulometría T25-20 mm y T30-25 mm. Se comprueba que la relación de tensiones en rotura aumenta cuando disminuimos el rango de los tamaños de

las partículas uniformes y aumentamos la succión; y por el contrario, tiende a disminuir a medida que aumentamos el tamaño de las partículas uniformes y disminuimos la succión respectivamente.

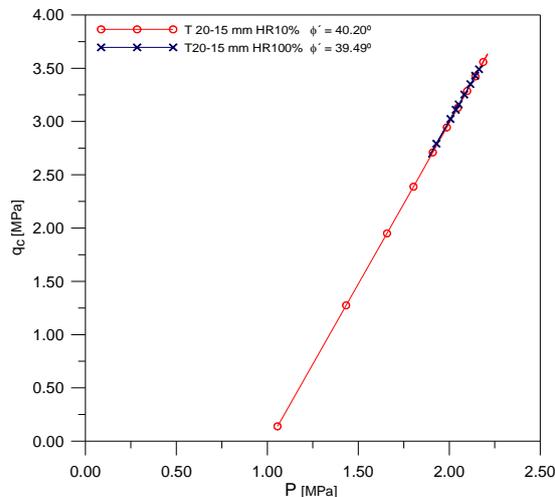


Figura. 7.91 Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme con tamaños T 20-15 mm compactada a  $e_0 = 0.502$

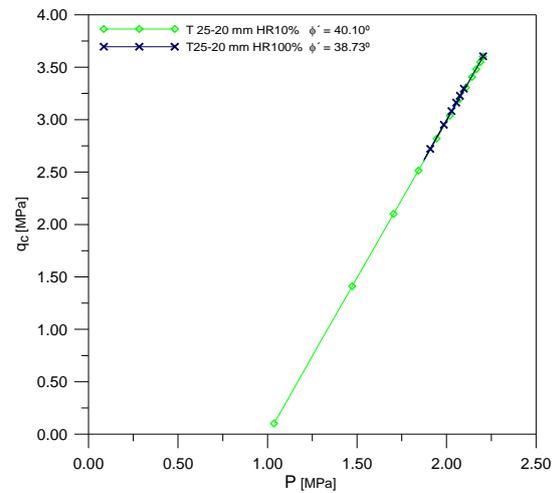


Figura. 7.92 Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme con tamaños T 25-20 mm compactada a  $e_0 = 0.502$

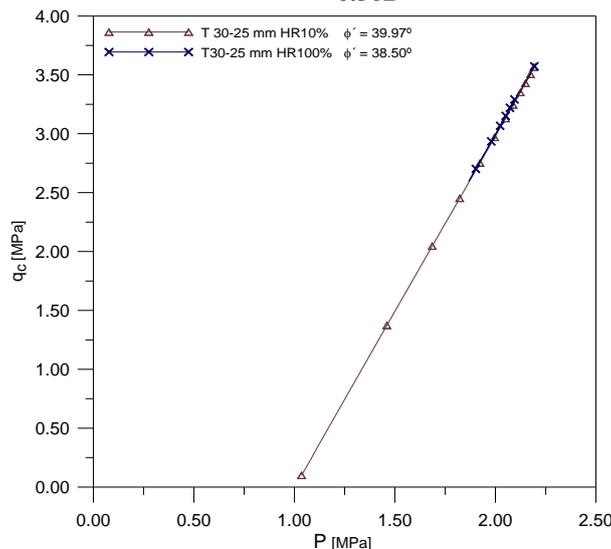


Figura. 7.93 Trayectorias de tensiones en el plano p:q para la granulometría uniforme con tamaños T 30-25 mm compactada a  $e_0 = 0.502$

Después de haber alcanzado las condiciones límite en las probetas en la etapa no saturada, se realiza el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida. Se observa una disminución súbita de la tensión desviadora, la cual se incrementa a medida que continuamos con las deformaciones de corte en las probetas, alcanzando valores inferiores al máximo obtenido en la etapa no saturada.

La deformación volumétrica presenta un comportamiento de contracción, siendo ésta de mayor magnitud para las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm.

Analizando la relación de tensiones  $\eta=q/p$  en la etapa no saturada y saturada para las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm observamos que existe diferencia en la relaciones de tensiones para HR10% y HR100%. El ángulo de fricción

interna disminuye a medida que aumentamos el tamaño de las partículas y disminuimos la succión a cero.

El incremento en los tamaños de las partículas y los cambios de succión por humedecimiento dan como resultado una disminución de la resistencia al corte y un aumento de la compresibilidad de los materiales granulares (Tabla 7.6).

Tabla 7.6 Resumen de ángulos de fricción a HR10% y HR100% compactados a  $e_0=0.502$  para diferentes granulometrías uniformes.

Ensayos $e_0 = 0.502$	Trayectoria de Succiones HR [%]	Ángulo de Fricción HR10%	Ángulo de Fricción HR100%
T 20-15 mm	10%-100%-Cort	40.20°	39.49°
T 25-20 mm	10%-100%-Cort	40.10°	38.75°
T 30-25 mm	10%-100%-Cort	39.97°	38.50°

### 7.4.3 Variación del volumen específico con la tensión media

En la Fig. 7.94 se muestra la variación del volumen específico con la tensión media para los ensayos triaxiales realizados con granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm compactados por carga estática a  $e_0=0.502$ . La compresibilidad creciente con el tamaño de las partículas explica las diferencias de porosidad al comenzar la aplicación del desviador.

Durante la aplicación de la tensión desviadora, al hacer el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida, observamos una disminución de las tensiones medias  $p$ , originado por el cambio de succión. La tensión desviadora se recupera sin alcanzar sin embargo, los valores obtenidos en la etapa no saturada, mientras el volumen específico continua disminuyendo.

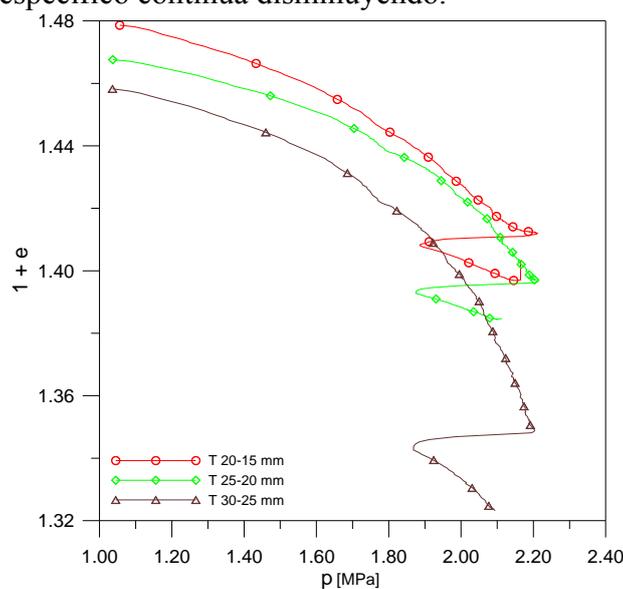
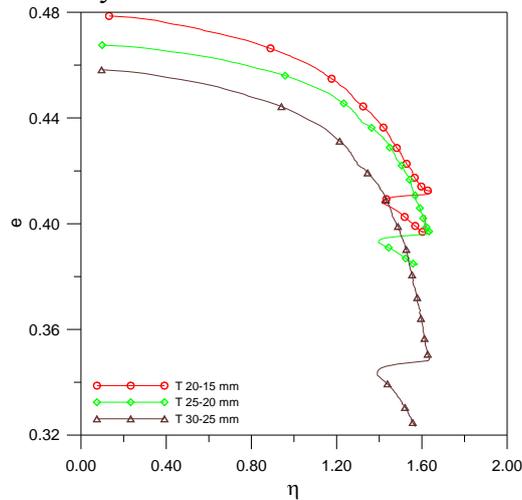


Figura. 7.94 Variación del volumen específico para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

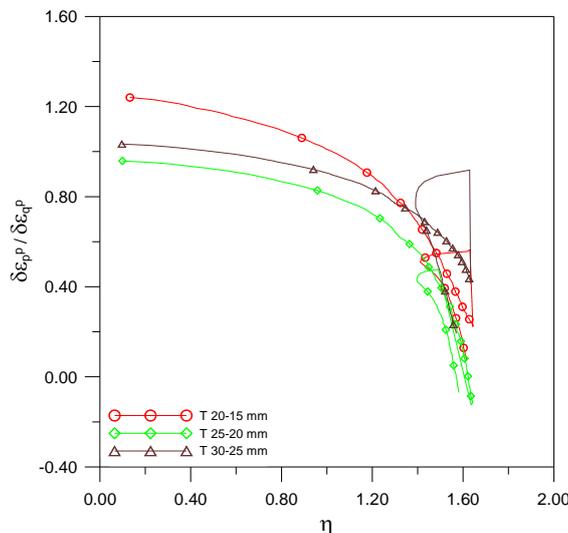
En la Fig. 7.95 se muestra la variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para los mismos ensayos.



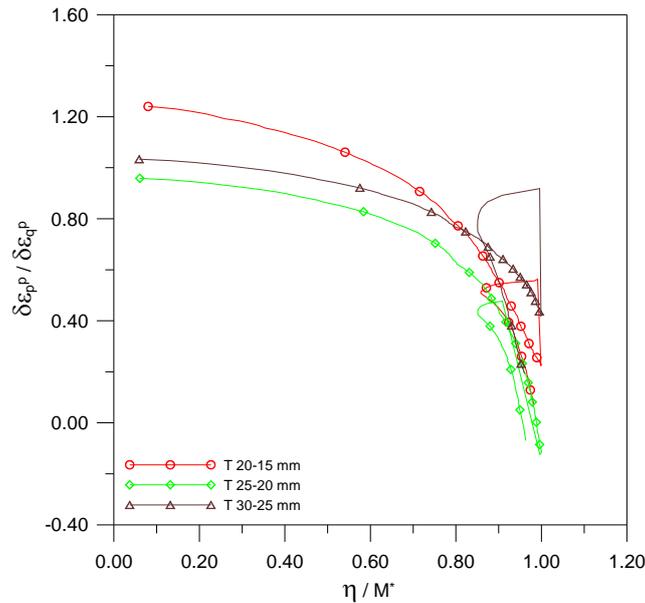
**Figura. 7.95** Variación de la relación de vacíos con la relación de tensiones para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

#### 7.4.4 Análisis de la dilatancia

En la Fig. 7.96 y 7.97 se muestra la variación de la dilatancia con la relación de tensiones y con la relación de tensiones normalizada por su valor máximo en la etapa no saturada ( $M^*$ ). Como lo determinado en el apartado anterior para los ensayos triaxiales a  $e_0=0.947$  se observa que la dilatancia aumenta a medida que disminuye el tamaño de las partículas. En este caso particular el ensayo con granulometría T 25-20 mm presenta mayor dilatancia que los ensayos con granulometrías T20-15 mm y T30-25 mm para la etapa no saturada, continuando esta misma tendencia para la etapa saturada. Esta tendencia resulta un poco inesperada debido a que la dilatancia debería ser menor para el ensayo con granulometría T25-20 mm y mayor para el ensayo con granulometría T20-15 mm en la etapa no saturada y saturada.

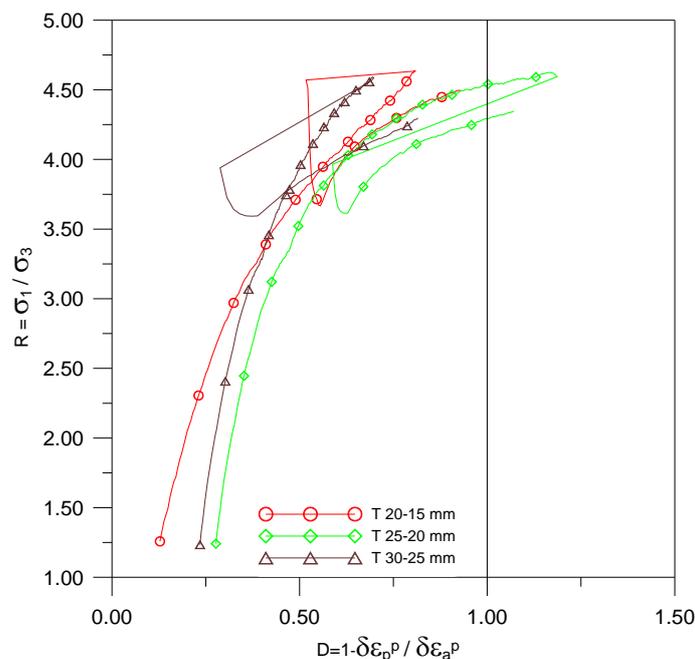


**Figura. 7.96** Variación de la dilatancia con la relación de tensiones críticas para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort



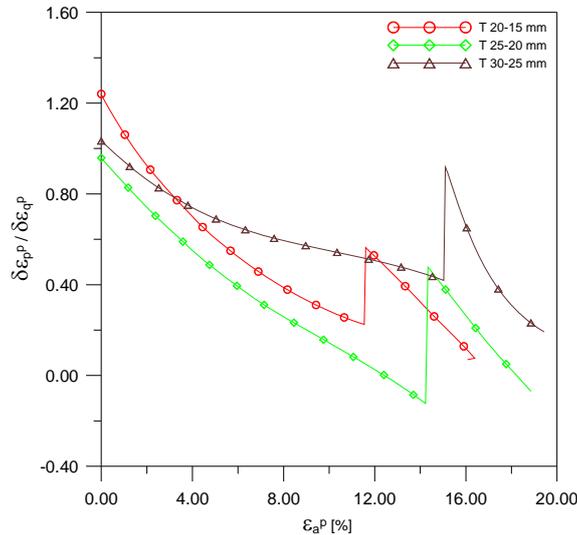
**Figura. 7.97** Variación de la dilatación con la relación de tensiones normalizada por la relación de tensiones máxima  $M^*$  en la etapa no saturada para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.98 se muestra el plano R:D propuesto por Wan and Guo (1998) en el cual R es la relación de tensiones principales y D es la diferencia de la unidad y el valor que pueda obtener la dilatación. Se observa que el ensayo con granulometría T25-20 mm presenta mayor dilatación que los ensayos con granulometrías con tamaños T20-15 mm y T30-25 mm para la etapa no saturada. Cuando se realiza el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida, se observa una disminución de los valores de la dilatación; las cuales vuelven a incrementarse debido a la reorganización de las partículas en la etapa saturada.



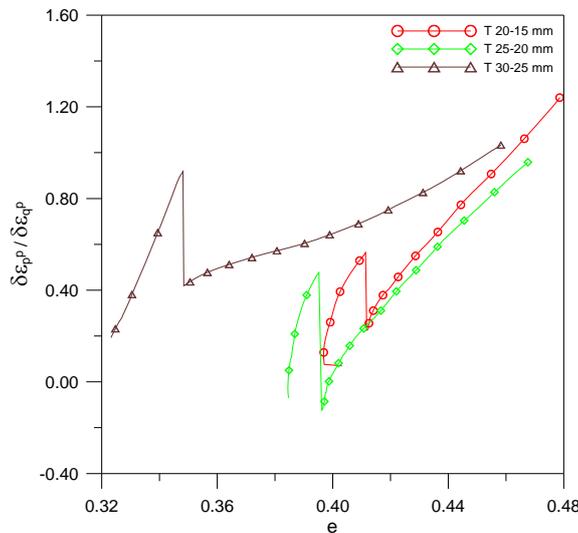
**Figura. 7.98** Variación de la dilatación con la relación de tensiones principales en el plano R:D para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.99 se muestra la variación de la dilatancia con la deformación axial plástica. Como se ha observado anteriormente, la dilatancia aumenta a medida que disminuye el tamaño de las partículas. En este nuevo análisis se observa que el ensayo con granulometría T25-20 mm presenta mayor dilatancia que los ensayos con granulometrías T20-15 mm y T30-25 mm para la etapa no saturada. Una vez se realiza el cambio de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, se observa una disminución de la dilatancia para después continuar incrementándose hasta el final del ensayo.



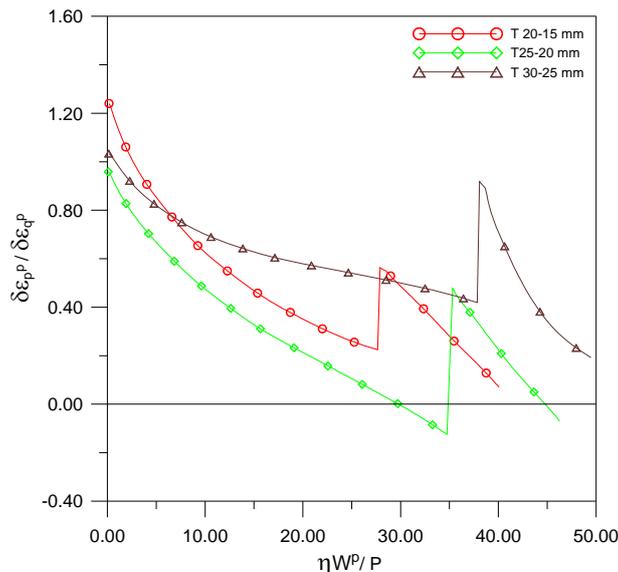
**Figura. 7.99** Variación de la dilatancia con la deformación axial para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.100 se muestra la variación de la dilatancia con la relación de vacíos. Se observa la densificación obtenida por las probetas a medida que aumenta el tamaño de las partículas. En este análisis los valores mayores de dilatancia se obtuvieron para el ensayo con la granulometría T25-20 mm disminuyendo para los ensayos con granulometrías con tamaños T20-15 mm y T30-25 mm en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida, se observa el incremento continuo de la densificación, siendo mayor para las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm respectivamente.



**Figura. 7.100** Variación de la dilatancia con la relación de vacíos para las granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

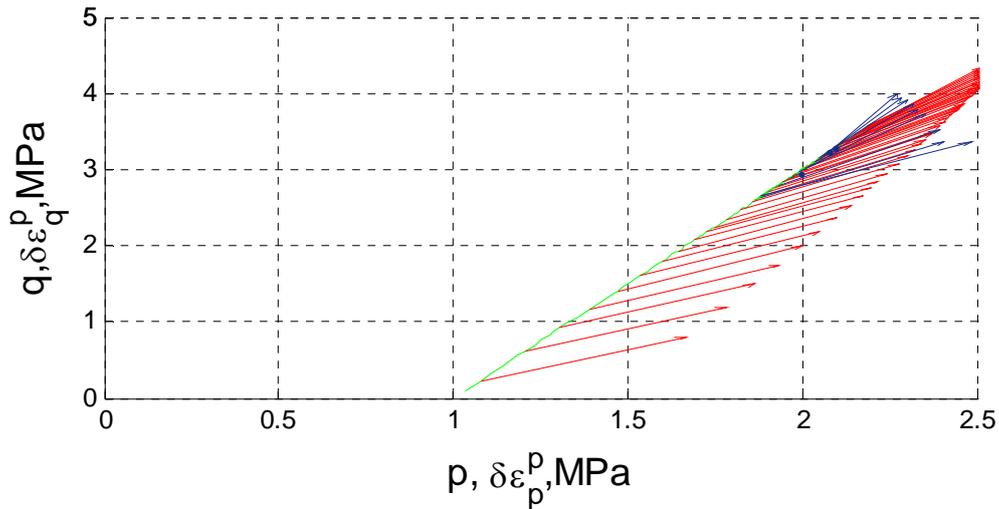
En la Fig. 7.101 se muestra la variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones, el trabajo plástico y normalizado por la tensión media. En donde observa que la dilatancia es mayor para el ensayo con granulométrica T 25-20 mm y tiende a disminuir para los ensayos con granulométricas T20-15 mm y T30-25 mm en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida, se observa la misma tendencia de la dilatancia, siendo mayor para el ensayo con granulometría T25-20 mm y disminuye para los ensayos con granulometrías T20-15 mm y T30-25mm respectivamente.



**Figura. 7.101** Variación de la dilatancia con el producto de la relación de tensiones y el trabajo plástico normalizado por p para las granulométricas uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

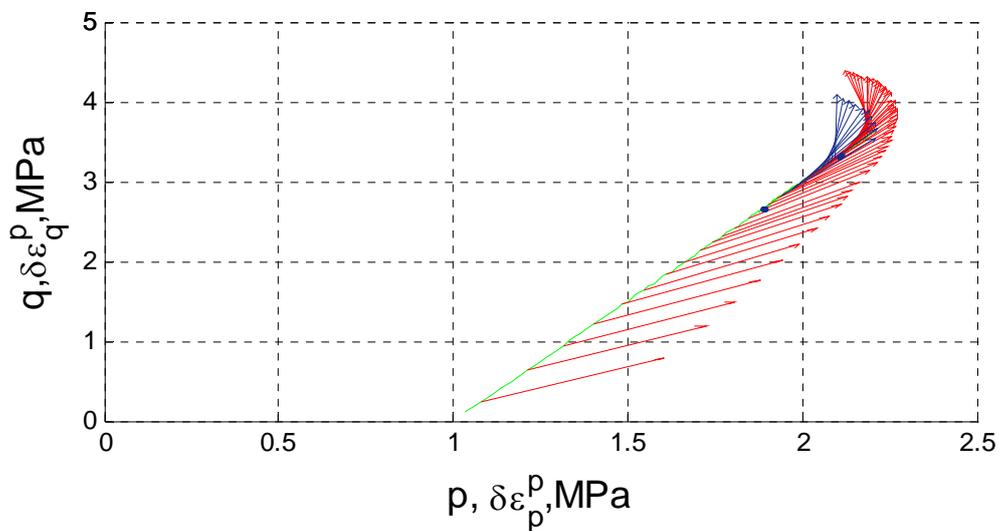
#### 7.4.5 Vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica

En la Fig. 7.102 se muestran los vectores de deformación plástica para el ensayo desarrollado con granulometría T30-25 mm. Se observa el comportamiento contractante de la probeta hasta el final de la etapa no saturada. Cuando se realiza el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida, se observa un incremento de la contracción, el cual tiende ligeramente a dilatar al final de la etapa saturada.



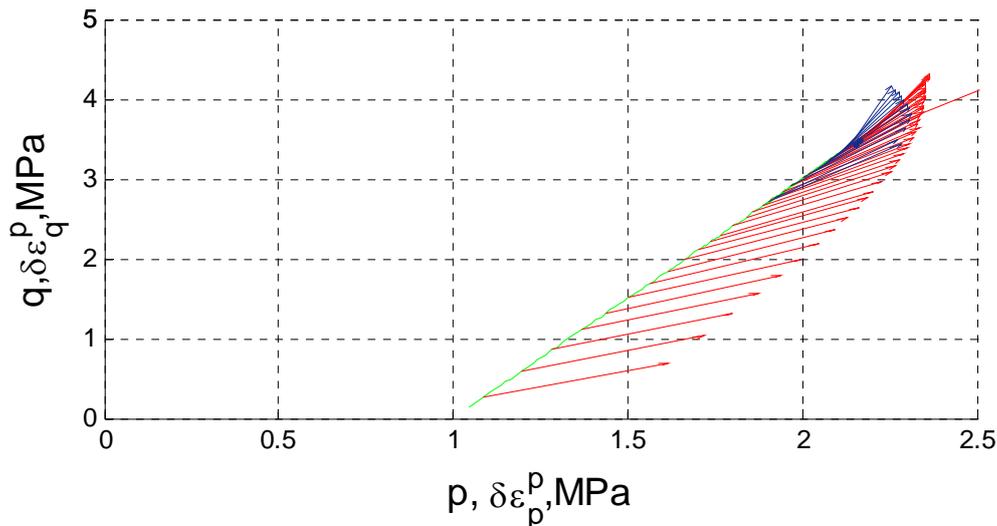
**Figura. 7.102** Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T30-25 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.103 se muestra los vectores de deformación plástica para el ensayo desarrollado con granulometría T25-20 mm. Se observa que la probeta presenta inicialmente un comportamiento de contracción, el cual tiende a dilatar a medida que se van alcanzando las condiciones límite en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida, se observa una pequeña contracción que tiende a dilatar al continuar aplicando las tensiones desviadoras.



**Figura. 7.103** Vectores de deformación plástica para la granulometrías uniformes con tamaños T25-20 mm a HR10%-Sat-Cort

En la Fig. 7.104 se muestra los vectores de deformación plástica para el ensayo desarrollado con granulometría T20-15 mm. Se observa que la probeta presenta un comportamiento de contracción que tiende a disminuir a medida que van alcanzando las condiciones límite en la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por humedecimiento a deformación de corte mantenida, se observa un pequeño incremento de contracción para continuar dilatando al final de la etapa saturada.



**Figura. 7.104** Vectores de deformación plástica para la granulometría uniforme con tamaños T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort

#### 7.4.6 Rotura de partículas

Después de realizado los ensayos triaxiales para las diferentes granulometrías se procedió al secado de las muestras para su análisis granulométrico, con la finalidad de determinar el daño producido por las trayectorias de tensiones y los cambios de succión en las probetas.

En la Fig. 7.105 se muestran los resultados de los análisis granulométricos para las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas.

En la Fig. 7.106 se presentan las granulometrías para los ensayos triaxiales ajustadas a sus correspondientes ecuaciones analíticas. Una vez determinados los parámetros que caracterizan a cada granulometría, se derivaron estas ecuaciones en las cuales, podemos determinar las pendientes para cada punto específico de las curvas.

En la Fig. 7.107 se presentan la función de densidad de probabilidad para los ensayos desarrollados con diferentes granulometrías. Se observó que las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm presentan una función de tipo parabólica cada vez mas pronunciada cuando se reduce el tamaño de partículas en las granulometrías.

Para cuantificar el daño debido a las trayectoria de tensiones y los cambios de succión, se determinaron los parámetros de rotura de las partículas  $B_g$  propuesto por Marsal, 1973 y  $B_r$  propuesto por Hardin (1985). En la Fig. 7.108 se presentan los valores obtenidos en función de tamaños de partículas de cada granulometría.

Interesa observar la variación de dichos parámetros en función de los rangos de las granulometrías. Se comprueba que el índice de rotura de Marsal y Hardin son mayores para las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm.

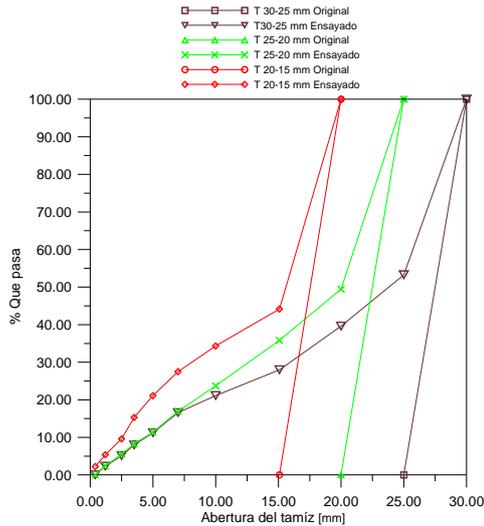


Figura. 7.105 Granulometrías original y al final de cada ensayo para las muestras compactadas a  $e_0=0.502$  y HR10%-Sat-Cort

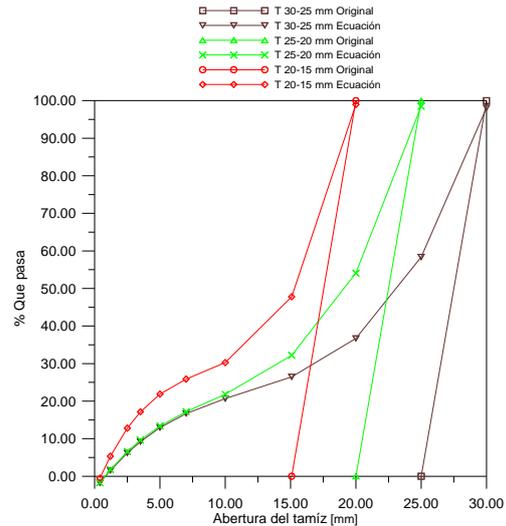


Figura. 7.106 Granulometrías original y al final de cada ensayo para las muestras compactadas a  $e_0=0.502$  y HR10%-Sat-Cort

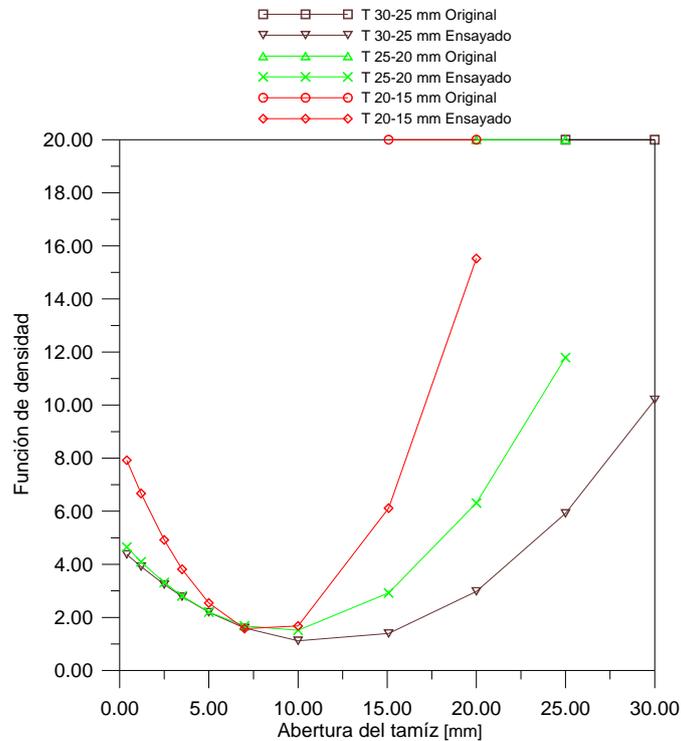
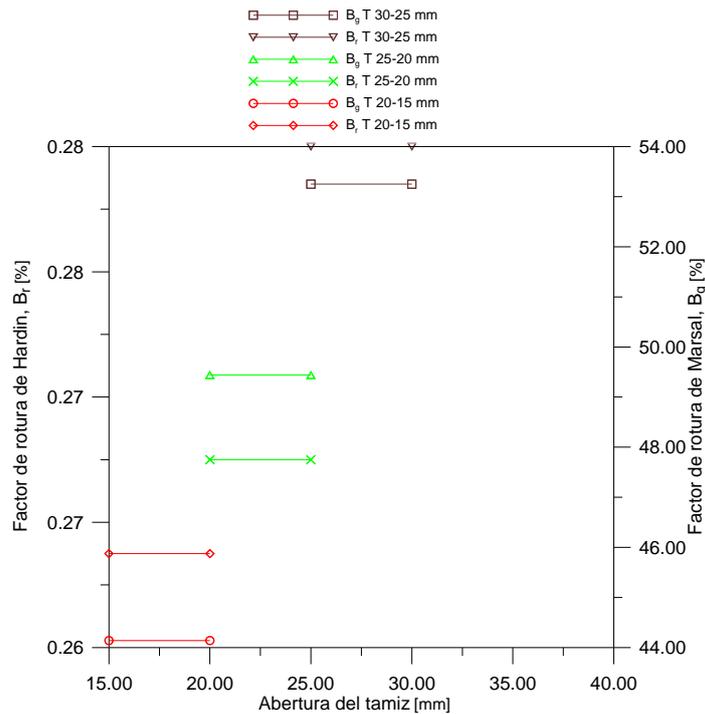


Figura. 7.107 Función de densidad de las granulométricas original y al final de cada ensayo para muestras compactadas a  $e_0=0.502$  y HR10%-Sat-Cort



**Figura. 7.108 Variación de los parámetros de Hardín y Marsal para las diferentes granulometrías uniformes con tamaños T30-25 mm, T25-20 mm, T20-15 mm a HR10%-Sat-Cort**

### 7.5 Resumen y conclusiones

La compresibilidad y la resistencia al corte del material calizo depende en gran medida de la uniformidad de las partículas, densidad, nivel de tensiones aplicadas y principalmente de los cambios de succión en los poros de las partículas.

Los ensayos edométricos se desarrollaron a dos diferentes densidades ( $e_0=0.947$  y  $e_0=0.502$ ). La compresibilidad del material es mayor conforme se incrementan los tamaños de las partículas en las granulometrías y se disminuye la succión. Se determinaron valores mayores de deformación volumétrica en las granulometrías con tamaños T40-30 mm y menores en las granulometrías con tamaños T20-15 mm.

Los ensayos edométricos con granulometrías T25-30 mm y T30-40mm compactados a  $e_0=0.947$ , los cuales inicialmente se desarrollaron a HR10% y bajo tensión vertical constante se inundaron, presentan las mismas compresibilidades que los ensayos con granulometrías T25-30 mm y T30-40 mm desarrollados en condiciones saturadas inicialmente. Las líneas de compresión virgen para las granulometrías estudiadas dependen de los tamaños de las partículas y de la succión total aplicada.

Las deformaciones diferidas en el tiempo fueron analizados a través de los registros de las deformaciones verticales a succión constante; las cuales su comportamiento depende directamente de la tensión vertical aplicada, el tamaño de partículas y la succión total aplicada en el material granular.

Se determinó el coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$  para las trayectorias de tensión-succión desarrolladas. Se observa que  $K_0$  se incrementa cuando se aumenta el

tamaño de las partículas, se reduce la densidad y se disminuye la succión en las probetas. Existe diferencia entre los valores de  $K_0$  para la condición no saturada y saturada; debido a la influencia de la succión en los materiales granulares. Se dibujaron los valores del coeficiente de empuje lateral en reposo  $K_0$  en función de  $OCR_m$ , en la primera descarga, recarga y la segunda descarga. Se determina que el coeficiente de empuje lateral al reposo  $K_0$  son mayores para las granulometrías con tamaños T40-30 mm y disminuye gradualmente para las granulometrías con tamaños menores.

Los índices de rotura de Marsal y Hardin en los ensayos edométricos desarrollados, muestran valores mayores para las granulometrías con tamaños T40-30 mm y disminuye gradualmente para las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm respectivamente.

La resistencia al corte se ve seriamente afectada por la uniformidad de las partículas, la densidad y los cambios de succión como se demostró en los ensayos desarrollados. La tensión desviadora disminuye con el incremento del tamaño de las partículas y aumenta con la disminución del tamaño de las partículas para las condiciones no saturadas y saturadas. Esto se observa analizando las tensiones de corte y las tensiones medias; en donde se muestra que los valores del ángulo de fricción interna se ven disminuidos con el incremento en el tamaño de las partículas y cuando las probetas son saturadas. Presentando mayores valores de tensión desviadora para las granulometrías T20-15 mm y menores para las granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm respectivamente para las condiciones no saturadas y saturadas.

Como se puede determinar de los resultados experimentales, el ángulo de fricción interna disminuye a medida que se incrementa el tamaño de las partículas y se reduce la succión. En caso contrario se incrementa a medida que disminuimos el tamaño de las partículas y se aumenta la succión. Los ensayos con granulometrías T40-30 mm presentan menores valores de los ángulos de fricción interna que las granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para la etapa no saturada y saturada.

El escalado de granulometrías ayuda a predecir las características de resistencia y deformación de los materiales granulares. El ángulo de fricción interna del material disminuye con el incremento del tamaño de las partículas. La predicción correcta del ángulo de fricción de los materiales debería ser basado en un mínimo de dos o tres diferentes tamaños de partículas.

En los ensayos triaxiales la deformación volumétrica fue mayor para los ensayos compactados a  $e_0=0.947$  que para los ensayos compactados a  $e_0=0.502$ . Los ensayos con granulometrías T40-30 mm presentaron mayores valores de la deformación volumétrica que los ensayos con T30-25 mm, T25-20mm y T20-15 mm. También se observó que los ensayos con granulometrías T15-20 mm y T20-25 mm presentan valores muy parecidos de la deformación volumétrica en las dos densidades.

La deformación volumétrica para la condición no saturada en las densidades estudiadas presenta un comportamiento contractante debido a la uniformidad de las partículas. Las probetas con granulometrías T15-20 mm, T20-25 mm presentan un comportamiento dilatante al final de la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación, la compresibilidad se incrementan hasta el final del ensayo.

La dilatancia se ve fuertemente reducida por la uniformidad en las granulometrías y los cambios de succión. El material presenta mayor compresibilidad debido a que las partículas no son capaces de soportar las altas tensiones en sus puntos de contacto. Al realizar el cambio de succión por inundación las partículas tensionadas se rompen por el reblandecimiento de sus contactos y en algunos casos por los planos de fracturas que presenta el material. La mayor dilatancia la presenta el ensayo con granulometría T20-15 mm y disminuye consecutivamente para los ensayos con granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm en la etapa no saturada. Mientras que en la etapa saturada no existe una tendencia clara. Los ensayos compactados a  $e_0=0.502$  la mayor dilatancia la presentó el ensayo con granulometría T25-20 mm y siendo menor para el ensayo con granulometría T20-15 mm y T30-25 mm para la etapa no saturada y saturada.

El material calizo presenta un comportamiento de compresión inicial para los diferentes tamaños de partículas estudiados. En los ensayos con tamaños T25-20 y T20-15 presentan un comportamiento de compresión inicial; antes de alcanzar las condiciones límite tienden a dilatar. Al realizar el cambio de succión a deformación de corte mantenida, las probetas incrementan su compresibilidad para volver a dilatar ligeramente al final del ensayo. Analizando los vectores de los incrementos de deformación plástica, el material muestra un comportamiento de flujo plástico no asociado.

La rotura de partículas está fuertemente afectado por el nivel de tensiones aplicado, la densidad de las probetas, la uniformidad de las partículas y los cambios de succión, como se determinó en las granulometrías después de haber realizado los ensayos. Para cuantificar el daño producido en las probetas se obtuvieron los parámetros de rotura de Marsal (1969) y Hardin (1985). En donde se puede ver en las muestras compactadas a  $e_0=0.947$  no se observa una tendencia bien definida de los parámetros para las diferentes granulometrías; mientras que en las muestras compactadas a  $e_0=0.502$  existe una tendencia más definida de dichos parámetros, presentando mayores valores de rotura para las granulometrías con T30-25 mm y menores para las granulometrías con T25-20 mm y T20-15 mm.

## 7.6 Referencias

- Hardin, B. O. (1985). "Crushing of Soil Particles." *Journal of Geotechnical Engineering-Asce* **111**(10): 1177-1192.
- Marachi, N. D., C. K. Chan, et al. (1969). *Strength and deformation characteristics of rockfill materials*. R. N. TE-69-5, Univ. of California. Berkeley, Calif.
- Marsal, R. J. (1973). *Mechanical properties of rockfill*, Embankment Dam Engineering, John Wiley and Sons.
- Oldecop, L. A. and E. E. Alonso (2001). "A model for rockfill compressibility." *Géotechnique* **51**(2): 127-139.
- Wan, R. G. and P. J. Guo (1998). "A Simple Constitutive Model for Granular Soils: Modified Stress-Dilatancy Approach." *Computers and Geotechnics* **22**(2): 109-133.

## CAPITULO 8

### COMPORTAMIENTO BAJO CICLOS DE TENSIÓN DESVIADORA

#### 8.1 Definición del módulo de resiliencia

El modulo de resiliencia ( $M_r$ ) de los materiales de pavimentos es una medida de tensión-dependencia del módulo elástico. Es la relación de la tensión cíclica máxima ( $\sigma_{cic}$ ) a la deformación recuperable resiliente ( $\epsilon_r$ ) en una carga dinámica repetida.

El modulo de resiliencia de los materiales de base pueden ser estimados de ensayos triaxiales de carga repetida de laboratorio. Algunos organismos dedicados al diseño y construcción de estructuras de pavimento recomiendan un modelo a describir la variación del modulo de resiliencia con el modulo volumétrico de las tensiones del material.

$$\frac{M_r}{P_a} = k_1 \left( \frac{\theta}{P_a} \right)^{k_2} \left( \frac{\tau_{oct}}{P_a} + 1 \right)^{k_3} \quad (8.1)$$

$M_r$  = modulo de resiliencia.

$\theta = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3$  = modulo volumétrico de las tensiones.

$\sigma_1$  = tensión principal mayor

$\sigma_2$  = tensión principal intermedia

$\sigma_3$  = tensión principal menor / presión de confinamiento

$P_a$  = tensión normalizada (presión atmosférica)=101.35 kPa

$k_1, k_2, k_3$  = constantes del material.

Algunos estudios han encontrado que el modulo resiliente no solamente caracteriza las propiedades de los materiales de los pavimentos. El desarrollo de los pavimentos depende del modulo de resiliencia y las propiedades de la deformación permanente; así como otros factores como las condiciones de trafico y ambientales. Los procedimientos de ensayos de módulos de resiliencia actuales y las correlaciones de módulos de resiliencia no describen totalmente las propiedades de deformación permanente.

Varios investigadores han estudiado la deformación permanente de capas granulares de pavimentos. Reportando que varios factores como el tipo de material, características de graduación, contenido de humedad, y densidad del material afectan el índice y magnitudes de las deformaciones permanentes de los materiales de los pavimentos.

## 8.2 Objetivo

El objetivo de este estudio es evaluar las propiedades de deformación permanente y resiliente de material calizo, mediante ensayos triaxiales con carga repetidas sujetos a diferentes trayectorias de tensiones y succiones.

## 8.3 Materiales y preparación de las muestras

El material utilizado es un material calizo proporcionado por la cantera Foj, ubicada en la población de Vallirana en la provincia de Cataluña. En el capítulo 4 se presenta una caracterización del material utilizado en esta investigación, así como se da una descripción detallada del procedimiento utilizado y las trayectorias de tensiones y succiones seguidas para el desarrollo de los ensayos triaxiales cíclicos.

## 8.4 Descripción de ensayos de laboratorio

El módulo de resiliencia es determinado experimentalmente por la aplicación de una carga axial repetida sobre una muestra de material que es compactada dentro de una célula triaxial. El módulo de resiliencia en un ensayo de carga repetida es definido como la relación de la tensión cíclica máxima ( $\sigma_{cic}$ ) a la deformación elástica recuperable ( $\varepsilon_r$ ) como:

$$M_r = \frac{\sigma_{cic}}{\varepsilon_r} \quad (8.2)$$

Los ensayos de deformación permanente del material calizo fueron llevados a cabo por ensayos de compresión triaxial de carga repetida. El equipo utilizado para desarrollar estos ensayos triaxiales cíclicos es explicado en el capítulo 3 de esta tesis.

El módulo resiliente en este estudio fue estimado de los ensayos de deformaciones permanentes que son descritos en las siguientes secciones.

La deformación permanente (plástica)  $\varepsilon_p$ , la deformación resiliente (elástica)  $\varepsilon_r$ , la deformación total  $\varepsilon_t$ , y el módulo resiliente fueron determinados de los resultados de los ensayos para cada número de ciclos de carga N. la deformación total es expresada como:

$$\varepsilon_t = \varepsilon_p + \varepsilon_r \quad (8.3)$$

Donde

$\varepsilon_p$  = deformación permanente

$\varepsilon_r$  = deformación resiliente

$\varepsilon_t$  = deformación total en un número de ciclos N.

La deformación total, la deformación permanente, la deformación de resiliencia, y el módulo de resiliencia para cada ciclo de carga fueron calculados.

#### 8.4.1 Ensayos a succión constante

En la tabla 8.1 y 8.2 se resumen los ensayos triaxiales cíclicos desarrollados para trayectorias de succiones a HR10% y HR100% a tensiones de confinamiento  $\sigma_3$  de 0.1 y 0.3 MPa. Se Variaron las tensiones desviadoras estáticas y cíclicas en un rango de 0.05 hasta 0.1 MPa y de 0.05 hasta 0.065 MPa respectivamente.

En las trayectorias no saturadas las probetas fueron llevadas a la humedad relativa HR10% utilizando la técnica de equilibrio de vapor. Se hace circular vapor de sal a través de la muestra para posteriormente ser recogido y medido por un higrómetro capacitivo, como el utilizado en los ensayos triaxiales y edométricos. En las trayectorias saturadas (HR100%) las probetas se inundaron con agua. Una vez logrado las dos condiciones de humedad relativa anteriores, se aplicaron las tensiones de confinamiento, durante un periodo de tiempo de 3 horas, obteniendo con ello la consolidación total de las probetas.

Tabla 8.1 Resumen de ensayos triaxiales cíclicos a HR10% y HR100% para  $\sigma_3=0.1$  MPa variando las tensiones desviadoras estáticas y cíclicas

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	$q_E$ [Mpa]	$q_C$ [Mpa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/S
TCC1	0.1	0.05	0.05	HR10%	0.5
TCC2	0.1	0.05	0.05	100%	0.5
TCC3	0.1	0.1	0.05	HR10%	0.5
TCC4	0.1	0.1	0.05	100%	0.5
TCC5	0.1	0.075	0.05	HR10%	0.5
TCC6	0.1	0.075	0.05	100%	0.5
TCC7	0.1	0.075	0.065	HR10%	0.5
TCC8	0.1	0.075	0.065	100%	0.5

Una vez las muestras consolidadas y definidas las trayectorias de tensiones se aplicaron las tensiones estáticas en trayectoria 1:3 y posteriormente se aplico las tensiones cíclicas en el generador de funciones, fijando la frecuencia, el tipo de onda senoidal y la amplitud de la tensión desviadora cíclica.

Las probetas fueron ensayadas a 3000 ciclos de carga y descarga, obteniendo las deformaciones plásticas totales, las deformaciones permanentes y las deformaciones cíclicas. Aplicando la ecuación (8.2) se determinaron los módulos de resiliencia para las diferentes trayectorias de tensiones y succiones.

Tabla 8.2 Resumen de ensayos triaxiales cíclicos desarrollados a HR10% y HR100% para  $\sigma_3=0.3$  MPa variando las tensiones desviadoras estáticas y cíclicas

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	$q_E$ [Mpa]	$q_C$ [Mpa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/s
TCC9	0.3	0.05	0.05	HR10%	0.5
TCC10	0.3	0.05	0.05	100%	0.5
TCC11	0.3	0.1	0.05	HR10%	0.5
TCC12	0.3	0.1	0.05	100%	0.5
TCC13	0.3	0.075	0.05	HR10%	0.5
TCC14	0.3	0.075	0.05	100%	0.5
TCC15	0.3	0.075	0.065	HR10%	0.5
TCC16	0.3	0.075	0.065	100%	0.5

En las Figs. 8.1 y 8.2 se muestran los resultados de los módulos de resiliencia para las HR10% y HR100% a tensión de confinamiento de 0.1 y 0.3 MPa variando las tensiones desviadoras estáticas y cíclicas. En donde observamos que el módulo de resiliencia se incrementa con la succión. Analizando los ensayos con tensión desviadora estática de 0.05 MPa y tensión desviadora cíclica de 0.05 MPa observamos que el módulo de resiliencia para los ensayos con humedad relativa HR10% es mayor que el módulo de resiliencia para los ensayos con HR100%. Esto es debido a que la deformación axial resiliente para el material bajo condición seca es menor que la deformación axial resiliente del material para la condición saturada.

Se realizó una segunda trayectoria de tensiones en donde la tensión desviadora estática se incrementa a 0.1 MPa dejando fija la tensión desviadora cíclica en 0.05 MPa, observamos que se repite la misma tendencia que presenta la trayectoria de tensiones comentada anteriormente; obteniendo un valor del módulo de resiliencia mayor para los ensayos secos que para los ensayos saturados.

Continuando con la variación de las trayectorias de tensiones se realizó una tercera trayectoria en donde se incrementa la tensión desviadora estática a 0.075 MPa y dejando la tensión desviadora cíclica a 0.05 MPa, en donde se pudo observar que el módulo de resiliencia para los ensayos con HR10% es mayor que para los ensayos con HR100%.

Por último se desarrolló una cuarta trayectoria de tensiones dejando la tensión desviadora estática en 0.075 MPa y aumentando la tensión desviadora cíclica a 0.065 MPa determinando que se repite el mismo patrón obtenido en los casos analizados anteriormente.

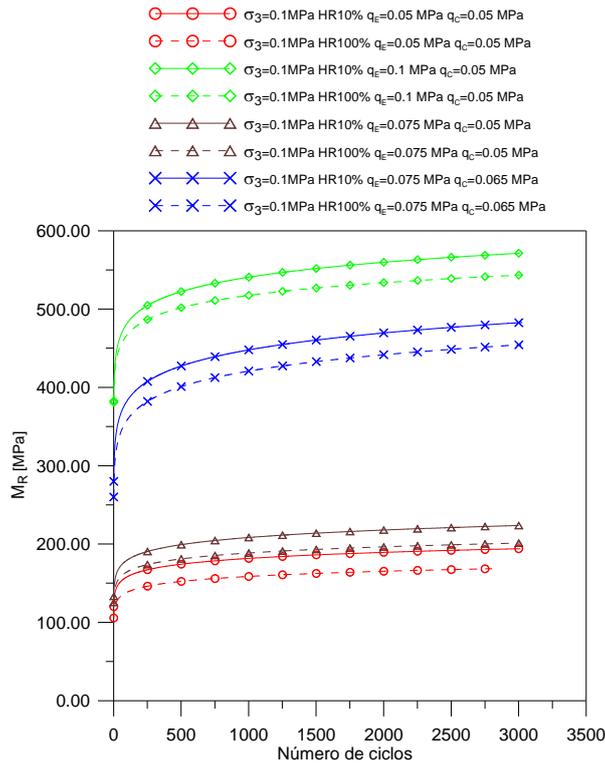


Figura. 8.1 Módulos de resiliencia para ensayos a HR10% y HR100% y  $\sigma_3=0.1\text{MPa}$

Los valores de los módulos de resiliencia de los materiales granulares están condicionados por los valores que tomen las tensiones desviadoras estáticas, cíclicas y la succión actuante dentro de las probetas. Como se observó en las Figs. 8.1 y 8.2 para las tensiones de confinamiento analizadas el módulo de resiliencia crece a medida que se incrementaba la tensión desviadora total y la tensión de confinamiento aplicada en las probetas. Obteniendo valores mayores para las probetas con succión alta y valores menores para las probetas saturadas.

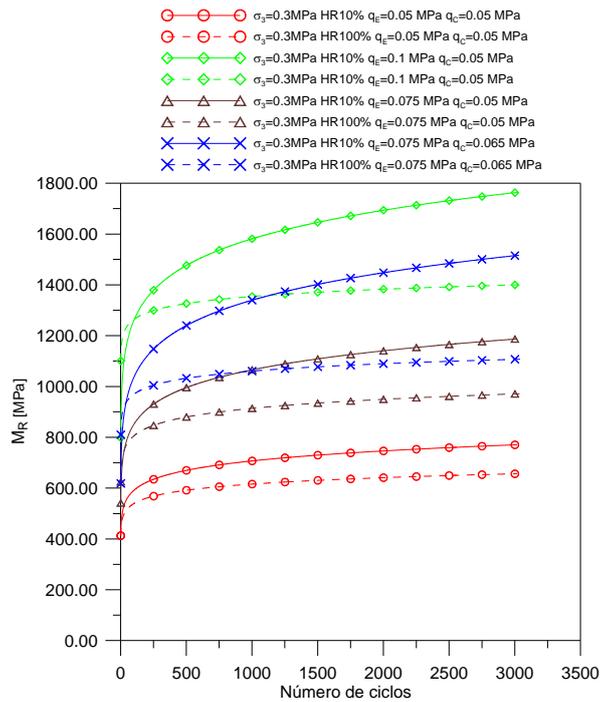


Figura. 8.2 Módulos de resiliencia para ensayos a HR10% y HR100% y  $\sigma_3=0.3\text{MPa}$

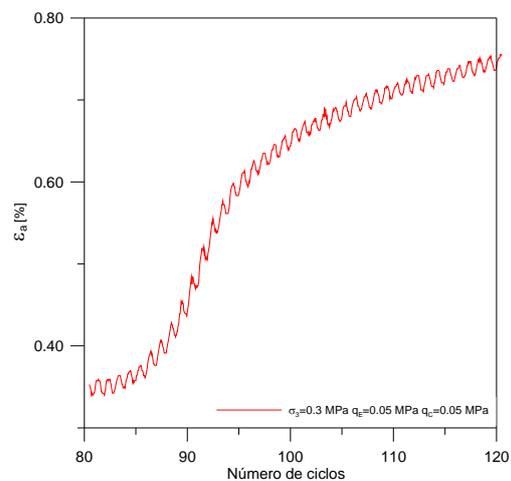
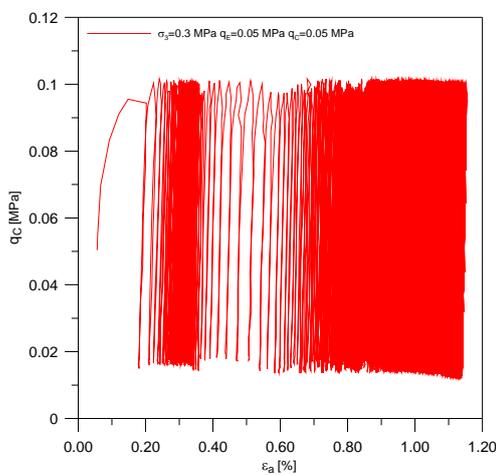
### 8.4.2 Ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte cíclica mantenida

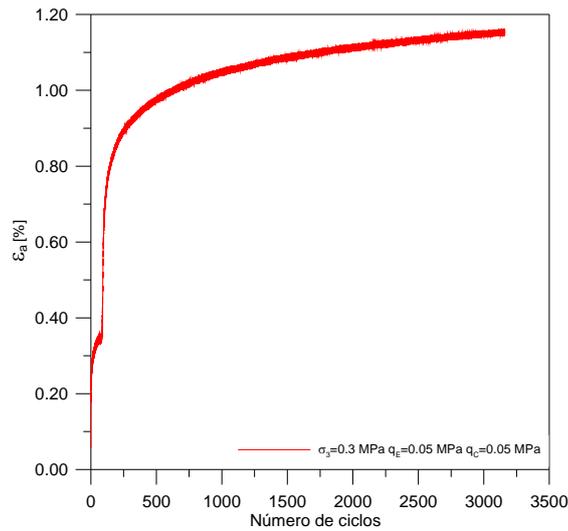
En la tabla 8.3 se resumen los ensayos triaxiales cíclicos desarrollados a succión variable mediante humedecimiento bajo deformación de corte mantenida variando las tensiones desviadoras estáticas y cíclicas.

Tabla 8.3 Resumen de ensayos triaxiales cíclicos desarrollados a HR10%-Sat-Cort y  $\sigma_3=0.3$  MPa

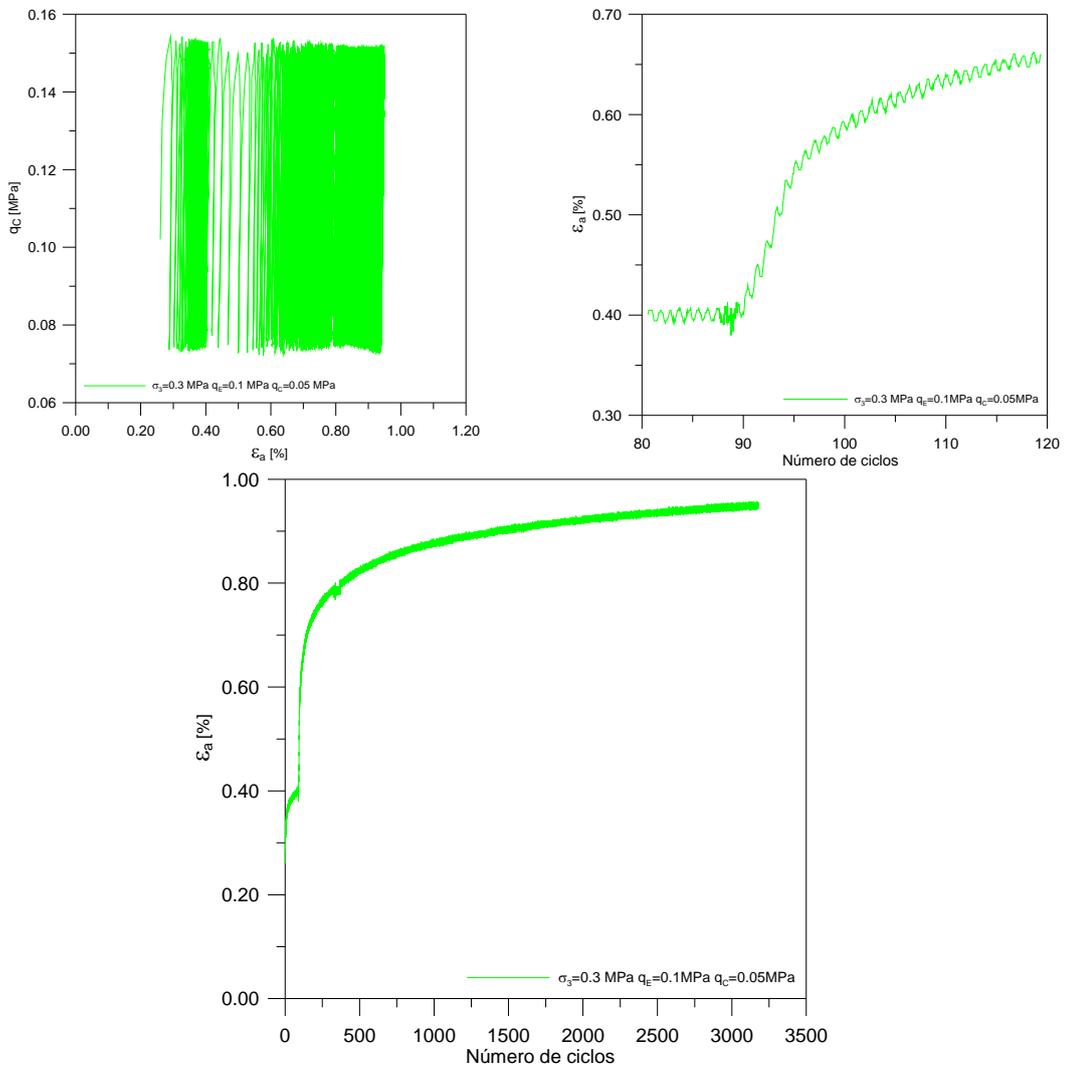
Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	$q_E$ [Mpa]	$q_C$ [Mpa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/s
TCC17	0.3	0.05	0.05	HR10%-100%-Cort	0.5
TCC18	0.3	0.1	0.05	HR10%-100%-Cort	0.5
TCC19	0.3	0.075	0.05	HR10%-100%-Cort	0.5
TCC20	0.3	0.075	0.06	HR10%-100%-Cort	0.5

En las Figs. 8.3, 8.4, 8.5 y 8.6 se presentan las tensiones desviadoras aplicadas, así como las deformaciones totales obtenidas para un número de ciclos de carga. En las trayectorias de tensiones desarrolladas las muestras inicialmente se sometieron a un cierto número de ciclos a una humedad relativa HR10%. En las cuales las probetas se deformaron axialmente alcanzando cierto nivel de deformación acumulada, suficiente para haber alcanzado un acomodamiento de las partículas dentro de las probetas. Estando las probetas bajo deformación de corte cíclica mantenida se inundaron, disminuyendo drásticamente la succión en la muestra, obteniendo un colapso por rotura de partículas. Debido a la saturación de las probetas existe un incremento considerable de la deformación axial acumulada inicial y por consiguiente un incremento en la deformación axial de resiliencia, disminuyendo de forma sustancial el módulo de resiliencia debido al cambio de succión.

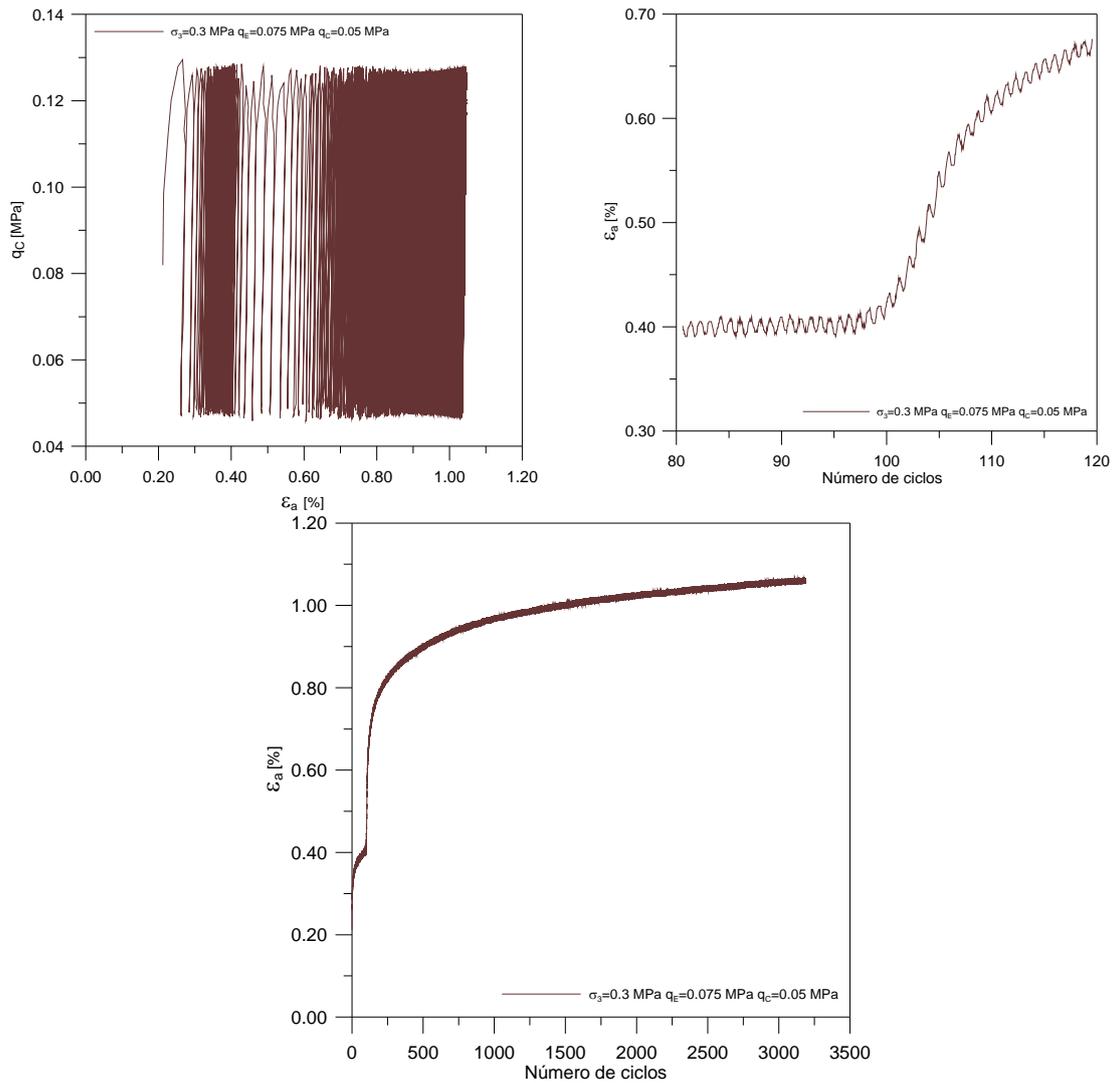




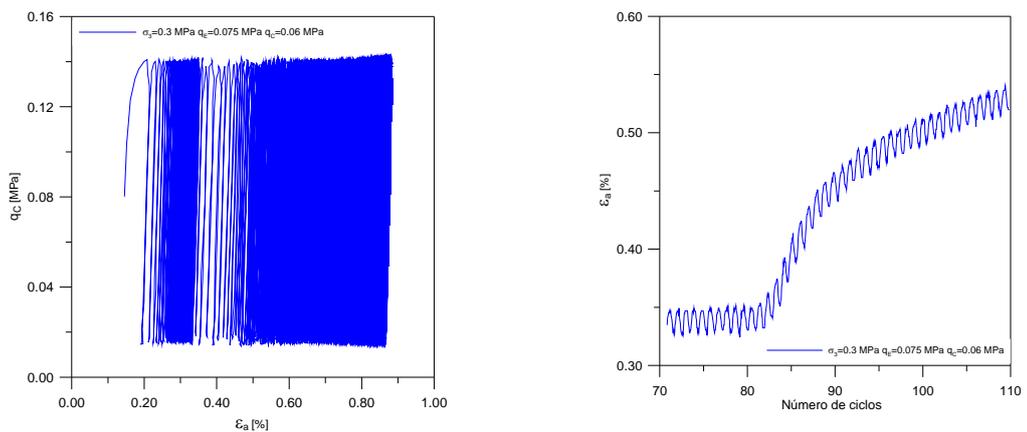
**Figura. 8.3** Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando,  $\sigma_s=0.3$  MPa, tensiones desviadoras estáticas de 0.05 MPa y cíclicas de 0.05 MPa

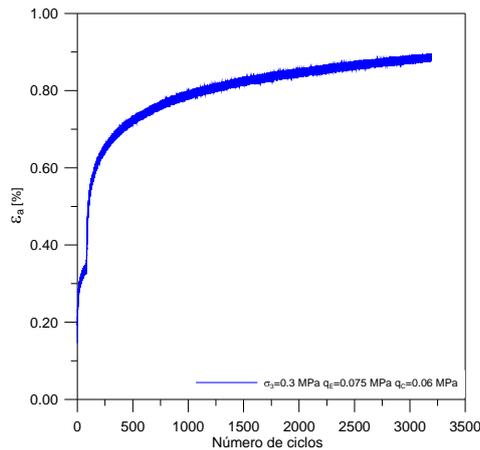


**Figura. 8.4** Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando,  $\sigma_s=0.3$  MPa, tensiones desviadoras estáticas de 0.1 MPa y cíclicas de 0.05 MPa



**Figura. 8.5 Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando,  $\sigma_3 = 0.3$  Mpa, tensiones desviadoras estáticas de 0.075 MPa y cíclicas de 0.05 MPa**

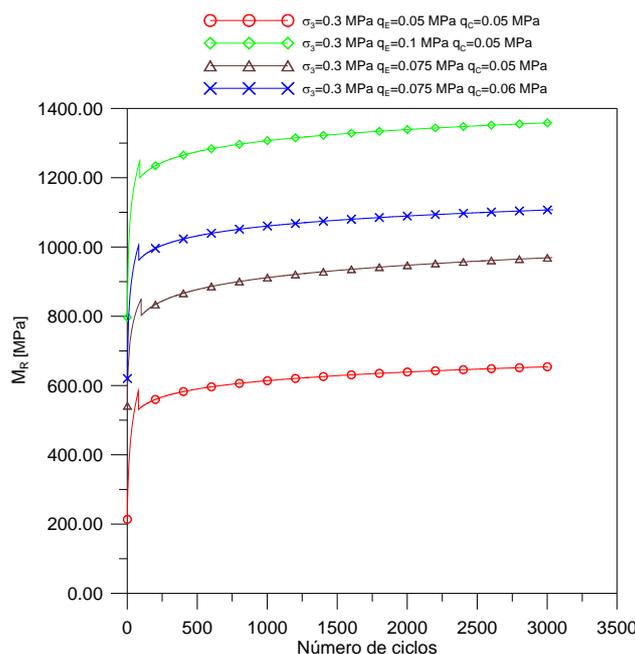




**Figura. 8.6 Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Cort,  $\sigma_3=0.3$  MPa, tensiones desviadoras estáticas de 0.075 MPa y cíclicas de 0.06 MPa**

En la Fig. 8.7 se muestra la variación de módulo de resiliencia para las diferentes trayectorias de tensiones y succiones mostradas en las Figs. 8.3, 8.4, 8.5 y 8.6, observando que el módulo de resiliencia se incrementa con la tensión vertical aplicada, presentando mayores valores cuando la tensión vertical estática es máxima para los ensayos desarrollados.

Analizando por separados los módulos de resiliencia para cada ensayo observamos que se presenta inicialmente una tendencia creciente, con un índice que cada vez se reduce, a medida que las muestras van acumulando deformación axial plástica para la etapa no saturada. Una vez que las muestras han alcanzado cierto nivel de deformación acumulada, las probetas se inundan bajo deformación de corte cíclica, obteniendo una disminución de la succión; la cual hace que las muestras presenten un colapso en su estructura debido a la rotura de partículas. Como las deformaciones resilientes se incrementan por el cambio de succión, obtenemos una disminución del módulo de resiliencia, para después incrementarse ligeramente a medida que las probetas van adquiriendo mayor deformación plástica acumulada.



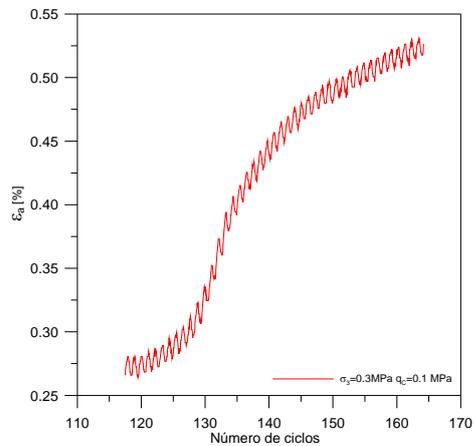
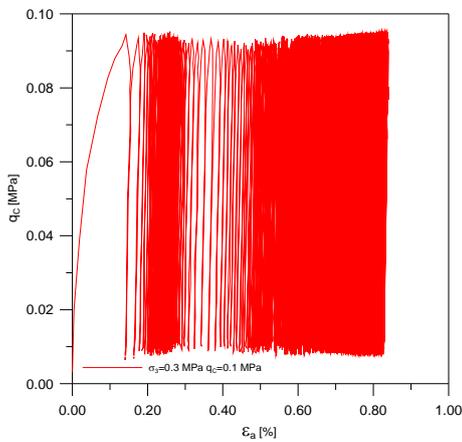
**Figura. 8.7 Módulos de resiliencia para ensayos a HR10%-Sat-Inundando y  $\sigma_3=0.3$  MPa**

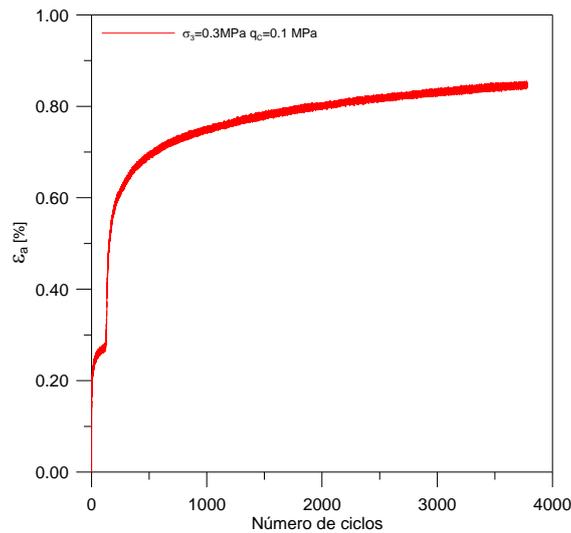
En la tabla 8.4 se presentan dos ensayos triaxiales cíclicos en los cuales se realiza el cambio de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida a tensiones desviadoras cíclicas.

Tabla 8.4 Resumen de ensayos triaxiales cíclicos desarrollados a HR10%-Sat-Cort y  $\sigma_3=0.3$  MPa

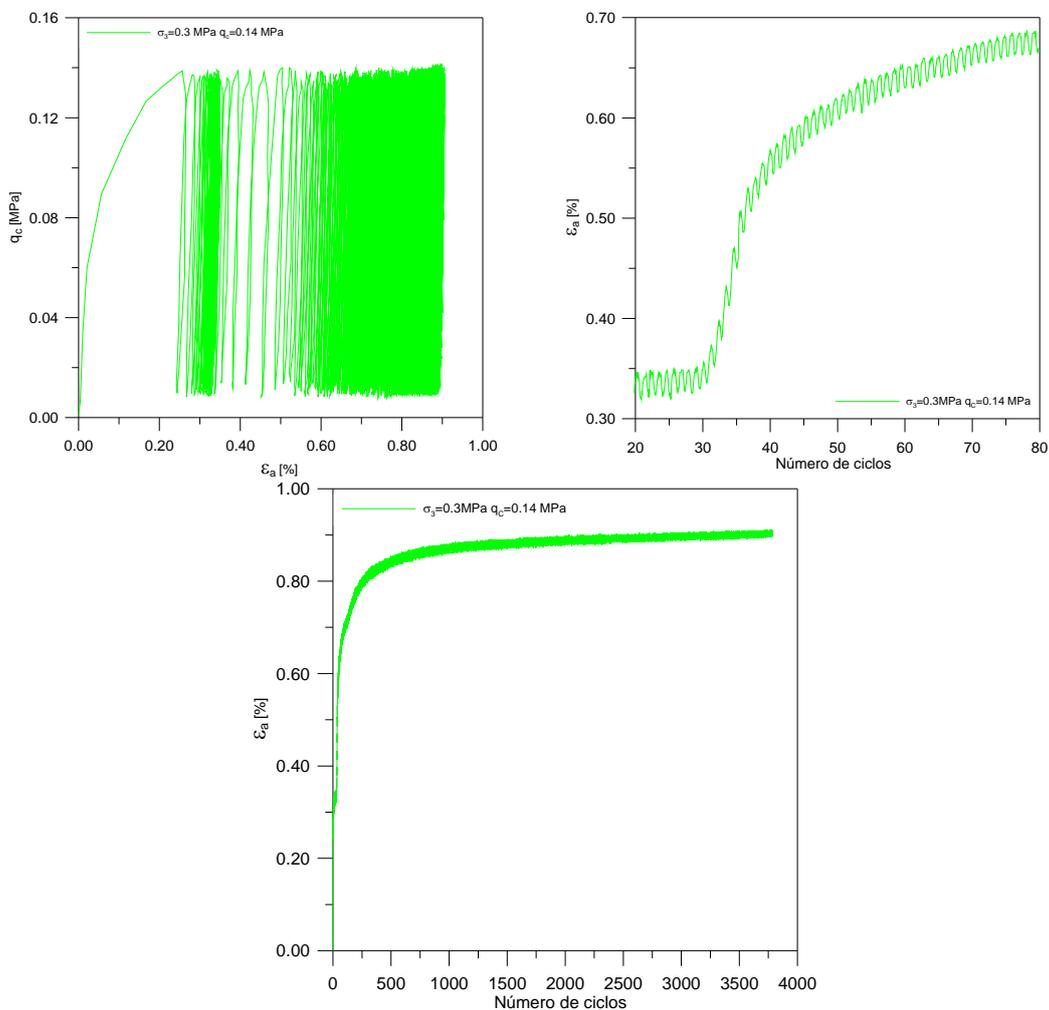
Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	$q_E$ [Mpa]	$q_C$ [Mpa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/s
TCC21	0.3	0	0.1	HR10%-100%-Cort	0.5
TCC22	0.3	0	0.14	HR10%-100%-Cort	0.5

En la Figs. 8.8 y 8.9 se presentan las tensiones desviadoras cíclicas aplicadas de 0.1 y 0.14 MPa así como las deformaciones totales obtenidas para 3700 ciclos. Las probetas inicialmente se sometieron a un cierto número de ciclos a una humedad relativa HR10%, en donde se deformaron axialmente alcanzando un cierto grado de deformación acumulada. Bajo este nivel de deformación y estando actuando sobre las muestras la tensión desviadora cíclica, las probetas se inundaron teniendo una reducción de manera instantánea la succión, obteniendo el colapso de la muestra por rotura de partículas. La deformación axial acumulada se incrementa considerablemente con respecto a los valores que presentaba antes de la inundación, presentando mayores valores de la deformación de resiliencia.





**Figura. 8.8** Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando,  $\sigma_3=0.3$  MPa, y tensiones desviadoras cíclicas de 0.1 MPa



**Figura. 8.9** Comportamiento tensión-deformación cíclico a HR10%-Sat-Inundando,  $\sigma_3=0.3$  MPa, y tensiones desviadoras cíclicas de 0.14 MPa

En la Fig. 8.10 se muestra la variación de módulo de resiliencia para las trayectorias de tensiones mostradas en las Figs. 8.8 y 8.9. En donde podemos observar las mismas tendencias de módulo de resiliencia de los ensayos anteriores. Bajo trayectorias de

tensiones cíclicas el módulo de resiliencia se incrementa con la tensión desviadora cíclica aplicada.

El módulo de resiliencia presenta inicialmente una tendencia creciente, con un índice que disminuye debido a que las muestras van acumulando deformación axial plástica para la etapa no saturada. Cuando las probetas han acumulado cierta deformación plástica, las probetas se inundan bajo deformación de corte cíclica mantenida, disminuyendo la succión a cero. Esto origina un colapso en la estructura debido a la rotura de partículas. Originado por la saturación de las muestras las deformaciones resilientes crecen, obteniendo una disminución del módulo de resiliencia de la muestra, para incrementarse posteriormente en una tendencia menor a la que presentaba para las condiciones no saturadas.

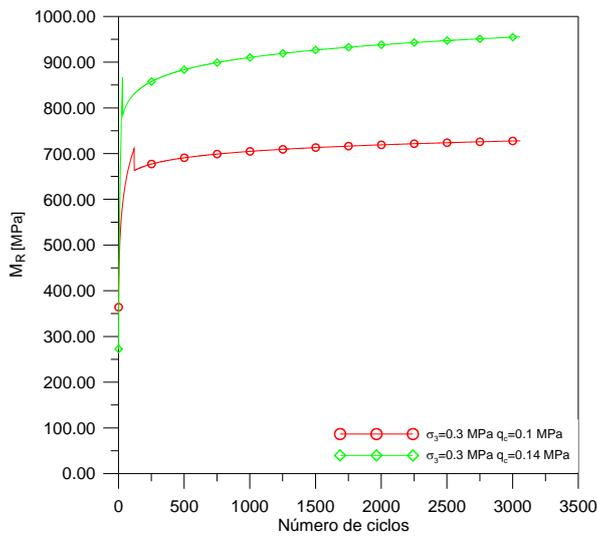


Figura. 8.10 Módulos de resiliencia para ensayos a HR10%-Sat-Cort y  $\sigma_3=0.3$

En la tabla 8.5 se presenta un ensayo triaxial cíclico desarrollado aplicando ciclos de carga-descarga y secado-humedecimiento con la intención de determinar la variación de la deformación del material bajo varios cambios de succión y tensiones cíclicas.

La muestra se sometió a cuatro ciclos de secado-humedecimiento y carga-descarga: para el primer ciclo encontrándose la muestra a una humedad relativa HR10% se aplicó la tensión cíclica desviadora hasta un cierto número de ciclos, obteniendo cierta deformación axial plástica acumulada. La muestra fue inundada a deformación de corte cíclica mantenida, continuando con la aplicación de las cargas hasta el final del ensayo. Manteniendo la presión de confinamiento aplicada la probeta se sometió a un proceso de secado durante 48 horas hasta obtener la humedad relativa de 10%.

El procedimiento se repitió de manera consecutiva para el segundo, tercero y cuarto ciclo, obteniendo una acumulación considerable de la deformación total plástica.

Tabla 8.5 Ensayos triaxiales cíclico desarrollado para cuatro ciclos de secado y humedecimiento a HR10%-Sat-Inundando y  $\sigma_3=0.3$  MPa

Ensayo	$\sigma_3$ [MPa]	$q_E$ [Mpa]	$q_C$ [Mpa]	Trayectoria HR	Frecuencia Ciclos/S
TCC23	0.3	0	0,14	HR10%-100%-Cort	0.5

En la Fig. 8.11 se muestran las tensiones desviadoras cíclicas aplicadas, para los diferentes ciclos de humedecimiento-secado.

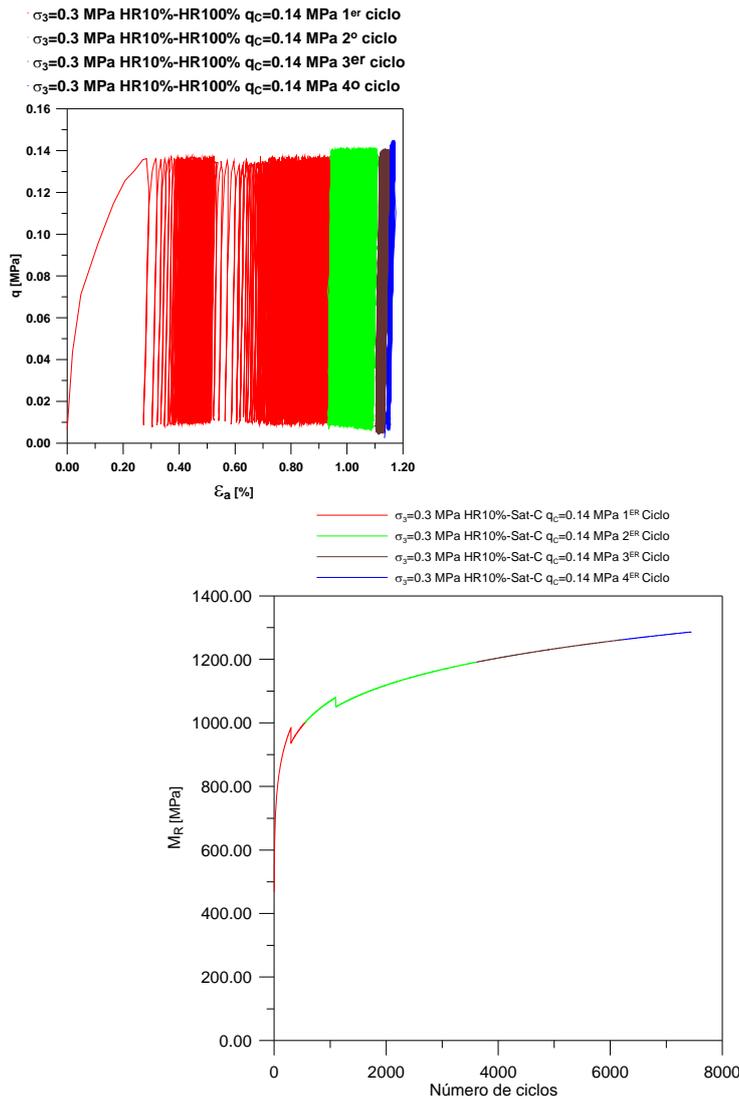
Se observa para el primer ciclo de secado-humedecimiento que la muestra inicialmente empieza a acumular deformación axial plástica. Una vez inundada bajo deformación de corte cíclica mantenida, la deformación acumulada se incrementa debido al cambio de succión, continuando con la acumulación de deformación axial de corte hasta el final del ciclo.

Para el segundo ciclo de secado-humedecimiento al aplicar las tensiones desviadoras cíclicas, la probeta continua incrementando deformación axial plástica en un índice decreciente en comparación al presentado para la etapa saturada del ciclo anterior. Esta disminución en la acumulación de la deformación es debido al incremento de la succión por el secado de la muestra. Una vez que la muestra no incrementa más deformación axial plástica se realiza el cambio de succión por inundación a deformación de corte cíclica mantenida. Se observa que la deformación axial plástica se incrementa, debido al cambio de succión para seguir incrementando deformación axial acumulada hasta el final de la aplicación de la carga.

En el tercer ciclo de secado-humedecimiento las tensiones desviadoras cíclicas aplicadas incrementan la deformación acumulada de la muestra para la etapa no saturada. En el momento de hacer el cambio de succión por inundación de la muestra bajo deformación de corte cíclica mantenida, se sigue manteniendo la deformación acumulada similar al de la etapa no saturada, sin presentar ningún incremento por la reducción de la succión.

En el cuarto ciclo de secado- humedecimiento pasa algo similar al tercer ciclo, la deformación acumulada se incrementa en un índice cada vez menor para la etapa no saturada. En el momento que se hace el cambio de succión por inundación de la probeta, la deformación acumulada se mantiene igual al de la etapa no saturada.

El módulo de resiliencia presenta una tendencia creciente para la etapa no saturada del primer ciclo de secado-humedecimiento; en momento que se hace el cambio de succión existe una disminución debido al incremento de las deformaciones resilientes, el cual continua con una tendencia creciente hasta el final del ensayo. Para el segundo ciclo de secado-humedecimiento el módulo de resiliencia presenta una tendencia creciente para la etapa no saturada, mostrando una disminución al momento que se cambia la succión en la probeta, para continuar incrementando a medida que la probeta acumula deformación plástica. Para el tercer y cuarto ciclo de secado-humedecimiento, el módulo de resiliencia se incrementa debido a que la probeta va acumulando deformación axial plástica, continuando con su proceso de densificación sin mostrar cambio en su comportamiento debido a la variación de la succión.



**Figura. 8.11 Comportamiento tensión-deformación para ciclos de humedecimiento y secado a HR10%-Sat-Inundando,  $\sigma_3=0.3$  MPa y tensión desviadora cíclica de 0.14 MPa**

### 8.5 Resumen y conclusiones

El modulo de resiliencia de los materiales granulares es una medida de la tensión-dependencia del módulo elástico. El cual se incrementa con la tensión de confinamiento, las tensiones desviadoras (estáticas y cíclicas) y la succión aplicada.

Como se observa en la experimentación realizada para una misma trayectoria de tensiones el módulo de resiliencia es mayor para condiciones no saturadas y disminuye para condiciones saturadas.

En los ensayos desarrollados a succión variable se determino que el modulo de resiliencia para la etapa no saturada se incrementa hasta un valor a un número de ciclos. Una vez que las probetas son inundadas a deformación de corte mantenida, existe una disminución del módulo de resiliencia debido al incremento de la deformación de resiliencia.

En los ensayos triaxiales cíclicos desarrollados existe una acumulación considerable de la deformación permanente a lo largo de las trayectorias de tensiones. La deformación

resiliente presenta un índice que tiende ligeramente a disminuir a medida que las probetas se van densificando a una humedad relativa constante, presentando un incremento en el módulo de resiliencia. Después de un cierto número de ciclos aplicado en las muestras, las probetas son inundadas a deformación cíclica mantenida, obteniendo un incremento considerable de la deformación permanente y de la deformación resiliente; el cual se traduce en una reducción del módulo de resiliencia.

## 8.6 Referencias

- AASHTO Guide for Design of Pavement Structures. AASHTO, Washington, D. C., 1993.
- Boyce, J. R. (1980). A non-linear model for the elastic behaviour of granular materials under repeated loading. Proc. Int. Symp. Soils Under Cyclic and Transient Loading, Swansea, 285-294.
- Brown, S. F. and J. W. Papping (1985). "Modeling of granular materials in pavements." Transportation Research Record 1022, Transportation Research Board, Washington, D. C.: 45-51.
- Brown, S. F. (1996). "Soil mechanics in pavement engineering". Géotechnique 46, No. 3, 384-426.



## CAPITULO 9

### MODELACIÓN DE ENSAYOS TRIAXIALES

En recientes artículos Oldecop y Alonso (2001), Oldecop y Alonso (2002), Oldecop y Alonso (2003), Chávez y Alonso (2003), el efecto del agua sobre el comportamiento de los materiales granulares ha sido relacionado al fenómeno de propagación de fracturas. Bajo este mecanismo el cual controla la rotura de partículas, los resultados de ensayos triaxiales y edómetros sobre agregados de grava en donde la humedad relativa prevaleciente en los grandes vacíos del espécimen fue controlada, conduciendo a la formulación de nuevos modelos constitutivos.

Los modelos constitutivos fueron formulados dentro de la estructura de la plasticidad de endurecimiento, y ofrecen una descripción compresiva de varias características del comportamiento de los materiales granulares, incluyendo el fenómeno de colapso. Estos desarrollos traen la oportunidad de desarrollar análisis más apropiados y consistentes de las estructuras de escolleras.

Un aspecto fundamental del comportamiento de las estructuras construidas con materiales granulares es el colapso inducido por humedecimiento parcial o total. El humedecimiento parcial, inducido por las lluvias o cambios ambientales, fue mostrado a tener la misma relevancia que la inundación total. La mayoría de los procedimientos computacionales usados hasta el momento, utilizan flujo de agua desacoplado, siendo incapaces de manejar este factor ambiental fundamental.

Un modelo elastoplástico que tiene en cuenta el análisis de flujo-deformación, es utilizado para describir el comportamiento de los materiales granulares, poniendo gran atención al modelo de escolleras y a la naturaleza física de los parámetros del modelo.

#### 9.1 Modelo Constitutivo de escolleras.

El modelo de escolleras para condiciones triaxiales es una extensión del modelo de compresibilidad desarrollado por Oldecop. y Alonso. 2001.

La compresibilidad volumétrica de los materiales granulares es asumida a tener dos componentes, cuyos orígenes son una reorganización de las partículas y el fenómeno de rotura de partículas. La segunda es altamente dependiente de la humedad relativa prevaleciente (o alternativamente la succión total,  $\psi$ ) en las partículas de la escollera. El segundo mecanismo se activa más allá de un umbral de medidas de tensiones,  $P_y$ . La compresibilidad isótropa esta descrita por las ecuaciones:

$$d\varepsilon_v = \lambda^i dp \quad \text{si } p \leq p_y \quad (9.1)$$

$$d\varepsilon_v = \lambda^i dp + \lambda^d(s)dp \quad \text{si } p > p_y \quad (9.2)$$

Donde  $d\varepsilon_v$  es el incremento de deformación volumétrica,  $p$  es la medida de tensiones totales, y  $\lambda^i$  y  $\lambda^d(s)$  son los parámetros de compresibilidad.  $\lambda^d(s)$ , el cual es hecho a depender de la succión total, describe un mecanismo de deformación basado sobre la

rotura de partículas, y se tiene en cuenta para algunos fenómenos macroscopicos observados en materiales granulares ensayados. La compresibilidad de los materiales granulares se incrementa cuando el material es humedecido, y los materiales granulares colapsan, en una tensión de confinamiento constante, cuando la humedad relativa del ambiente es incrementada. El superíndice  $d$  en  $\lambda^d(s)$  se refiere a el retraso natural del mecanismo de rotura de partículas.

Una función apropiada para el parámetro de compresibilidad clásica  $\lambda^d(s)$ , fue determinada como:

$$\lambda^d(s) = \lambda_o^d - \alpha_s \ln\left(\frac{s + P_{atm}}{P_{atm}}\right) \quad (9.3)$$

Donde  $\lambda_o^d$  es la compresibilidad volumétrica para condiciones saturadas y  $\alpha_s$  es un parámetro del material. La presión atmosférica,  $P_{atm}$ , es introducida a evitar indeterminaciones para condiciones saturadas.  $\lambda^d(s)$  es limitado por  $\lambda^d(s) \geq 0$ .

El comportamiento elástico de las escolleras es caracterizado por dos coeficientes de compresibilidad  $\kappa$  y  $\kappa_s$ , y una relación de Poisson,  $\nu$ , el coeficiente de compresibilidad  $\kappa$  y  $\kappa_s$  son definidos como lo siguiente:

$$d\varepsilon_v^e = \kappa dp = \frac{dp}{E} 3(1 - 2\nu) \quad (9.4)$$

$$d\varepsilon_v^{es} = \kappa_s \frac{ds}{s + P_{atm}} \quad (9.5)$$

Donde la deformación volumétrica elástica  $d\varepsilon_v^e$  y  $d\varepsilon_v^{es}$  son inducidas por las tensiones totales y cambios de succión.

Para condiciones isotropas, las tensiones de fluencia,  $p_o$ , fue definido por Oldecop y Alonso (2001) por la expresión:

$$p_o = p_o^* \quad \text{Si } p_o^* \leq p_y \quad (9.6)$$

$$p_o = p_y + \frac{(\lambda^i - \kappa)(p_o^* - p_y)}{\lambda^i + \lambda^d(s) - \kappa} \quad \text{Si } p_o^* > p_y \quad (9.10)$$

Donde  $p_o^*$  define la posición de la curva de fluencia, y fue identificado como la tensión de fluencia para un estado muy seco de la escollera. Una ley simple de endurecimiento volumétrico, fue propuesta para determinar la evolución de  $p_o^*$ :

$$dp_o^* = \frac{d\varepsilon_v^p}{\lambda^i - \kappa} \quad (9.11)$$

Donde las deformaciones volumétricas plásticas,  $d\varepsilon_v^p = d\varepsilon_v - d\varepsilon_v^e$ , puede ser obtenida a través de las condiciones de consistencia.

El modelo ahora será extendido a condiciones de tensiones triaxiales por medidas de una familia de curvas de fluencia elípticas. La superficie de fluencia,  $F$ , en un espacio  $(p, q, s)$  es ahora definido por:

$$F(p, q, s) = q^2 - M^2(s)[p + p_s(s)][p_o(s) - p] = 0 \quad (9.12)$$

Un modelo constitutivo para escolleras ha sido propuesto por (Chávez y Alonso 2003); en el cual el efecto de la succión sobre la resistencia de las escolleras, es introducido a

través de los parámetros  $p_s(s)$  y  $M(s)$ . El parámetro  $p_s(s)$  proporciona una intercepción de cohesión aparente que sirve para aproximar la envolvente de resistencia no lineal real, encontrada en los ensayos. La dependencia de la pendiente del estado crítico  $M$ , sobre la succión, también ayuda a introducir el efecto de la succión sobre las escolleras limitando las condiciones de corte.  $p_s(s)$  es simplemente definida como una función lineal de succión:

$$p_s(s) = \kappa_s s \tag{9.13}$$

Donde  $\kappa_s$  es un parámetro del material.

Los datos experimentales disponibles en esta experimentación, consisten de ensayos desarrollados sobre especímenes secos (HR10%) o inundados (HR100%), fue conveniente definir  $M(s)$  en términos de dos valores extremos:  $M_{seco}$  y  $M_{saturado}$ . A menudo  $M_{seco}$  corresponde a la humedad relativa bajo estudio y  $M_{saturado}$  corresponde a las condiciones saturadas. La transición de  $M_{saturado}$  a  $M_{seco}$  toma lugar para un incremento en succión de un valor cero, cuando el espécimen esta saturado, a un valor muy alto, típicamente a pocas decenas o cientos de MPa, para la humedad relativa bajo estudio. La siguiente expresión es propuesta a modelar esta variación:

$$M(s) = M_{seco} - (M_{seco} - M_{saturado}) \left( \frac{M_{saturado}}{M_{seco}} \right)^{s/10P_{am}} \tag{9.14}$$

Las escolleras se comportan en una manera no asociada. Manteniendo la simplicidad del modelo, la modificación de la función de fluencia sugerida por BBM fue adoptada, y una función potencial  $G$  es definida como la siguiente:

$$G(p, q, s) = q^2 - \alpha M^2(s) [p + p_s(s)] [p_o(s) - p] = 0 \tag{9.15}$$

Donde  $\alpha$  es un parámetro del material.

La relación de compresibilidad para las escolleras es descrita por las funciones lineales, relacionando las tensiones y las deformaciones. El umbral de tensiones  $p_y$  no tiene el mismo significado en el caso de suelos no saturados. El parámetro de endurecimiento para el caso de las escolleras,  $p_0^*$ , es definido para un estado muy seco, un concepto que no es aplicable a suelos.

El termino de succión,  $s$ , tiene un significado mecánico definido en el caso de suelos. Es generalmente aceptado que para suelos no saturados de baja plasticidad y limos,  $s$  debe ser identificado con la capilaridad o la componente matricial de la succión. El papel de la succión en el caso de escollera es diferente.

Siguiendo las ideas de Oldecop. y Alonso. (2001), la succión controla la velocidad de propagación de grietas en las partículas de escollera. Por lo tanto, acciones mecánicas no directas deberán ser asignadas al término succión en este caso. Es una variable de estado externa controlada por las condiciones de frontera y el fenómeno de flujo. La velocidad de propagación de la grietas depende sobre la energía total del agua sobre la propagación de las grietas, y por lo tanto es medida por la humedad relativa o alternativamente por la succión total.

## 9.2 Planteamiento viscoplástico para escolleras

Las ecuaciones (9.6) y (9.9) para las funciones de fluencia y potencial plástico pueden ser generalizadas a estados de tensiones tridimensionales, escribiéndolas en términos del segundo invariante del tensor de tensiones desviadoras,  $J_{2D}$ , y el primer invariante del tensor de tensiones,  $J_1$ , como las siguientes:

$$F(J_1, J_{2D}, s) = 3J_{2D} - \frac{1}{9}M^2(s)(J_1 + 3\kappa_s s)[3p_o(s) - J_1] = 0 \quad (9.16)$$

$$G(J_1, J_{2D}, s) = 3J_{2D} - \frac{1}{9}\alpha M^2(s)(J_1 + 3\kappa_s s)[3p_o(s) - J_1] = 0 \quad (9.17)$$

Una formulación viscoplástica que ofrece avances computacionales Zienkiewicz and Corneau (1974), Zienkiewicz and Taylor (2000), la cual es de gran utilidad en el análisis de presas. Esto es especialmente interesante en problemas geotécnicos, porque el planteamiento viscoplástico proporciona una única solución y es usada como un procedimiento de regularización. El comportamiento de colapso puede ser visto como un proceso de reblandecimiento, y este comportamiento introduce dificultades numéricas. En algunos casos la inestabilidad ocurre por concentraciones de colapso en elementos aislados, mientras otros en los alrededores experimentan una relajación de tensiones inducidas, y ellos revierten su condición elástica. Este fenómeno complica la modelización del colapso generalizado. El planteamiento viscoplástico ayuda en esta consideración, porque homogeniza la distribución espacial de las deformaciones de colapso. Adicionando que se puede siempre asegurar una solución muy cercana, a la solución elastoplástica real, incrementando suficientemente el parámetro de fluidez de la formulación viscoplástica.

Las series precedidas de relaciones constitutivas fueron modeladas en la forma propuesta por Perzyna (1966). Los índices de deformaciones totales  $\left(\dot{\varepsilon}\right)$  son calculados

como una suma de componentes elásticas  $\left(\dot{\varepsilon}^e\right)$  y viscoplásticas  $\left(\dot{\varepsilon}^{vp}\right)$ :

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{vp} \quad (9.18)$$

La componente viscoplástica es calculada a través:

$$\dot{\varepsilon}^{vp} = \Gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial G}{\partial \sigma} \quad (9.20)$$

Donde  $\Gamma$  es un parámetro de fluidez y  $\langle \phi(F) \rangle$  es una función de flujo definida como:

$$\langle \phi(F) \rangle = \phi(F) \quad \text{Si } F > 0 \quad (9.21)$$

$$\langle \phi(F) \rangle = 0 \quad \text{Si } F \leq 0 \quad (9.22)$$

Una expresión usual para la función de flujo  $\phi$  Perzyna (1966).

$$\phi(F) = \left( \frac{F}{F_0} \right)^N \quad (9.23)$$

Donde  $F_0$  es una tensión de referencia, a normalizar  $F$ . Los parámetros viscoplásticos  $\Gamma = 100s^{-1}$  y  $N = 5$  Han sido elegidos para obtener una solución lo más cercana posible a la plasticidad: eso es, las deformaciones no son retardadas en el tiempo.

Además, la contribución viscoplástica es rápida comparada con la contribución de la fluencia descrita mas adelante. La dependencia del tiempo parece ser en la contribución viscoplástica, como un resultado de la succión o de los cambios de tensiones solo en el tiempo, pero no del retraso de las deformaciones.

Otro avance del planteamiento de la viscoplasticidad, es que una combinación implícita de integración puede ser fácilmente usada.

Las deformaciones plásticas son calculadas, como la integral de los índices de las deformaciones viscoplásticas en un intervalo de tiempo. Las deformaciones totales son calculadas como:

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon^e + \Delta \varepsilon^p = \Delta \varepsilon^e + \Delta t \dot{\varepsilon}^{vp} \quad (9.24)$$

$$\Delta \varepsilon = D^{-1} \Delta \sigma + \Delta t \left[ \Gamma \langle \phi(F) \rangle \frac{\partial G}{\partial \sigma} \right]^{k+\theta} \quad (9.25)$$

$$\Delta \varepsilon = D^{-1} \Delta \sigma + \Lambda \left[ \frac{\partial G}{\partial \sigma} \right]^{k+\theta} \quad (9.26)$$

Donde  $\Delta t = t^{k+1} - t^k$  es el incremento del tiempo en el cual el incremento de deformación es calculado, y el superíndice  $k + \theta$  indica que el índice de deformación viscoplástica es calculado en un tiempo intermedio definido como  $t^{k+\theta} = t^k (1 - \theta) + t^{k+1} \theta$ . El planteamiento total implícito es usado aquí, y esto significa  $\theta = 1$ . El término  $\Delta t \left[ \Gamma \langle \phi(F) \rangle \right]$  es formalmente equivalente a un multiplicador plástico  $\Lambda$ .

### 9.3 Comportamiento de fluencia de las escolleras

Registros de grandes deformaciones en el tiempo de estructuras de escolleras (Sowers, Williams et al. (1965), Sherard and Cooke (1987)) muestran el significativo comportamiento de fluencia de las escolleras. El mecanismo esencial de propagación subcrítica de grietas, en partículas tensionadas, proporcionan una explicación física para el comportamiento macroscópico de fluencia observado. Oldecop y Alonso (2001) analizaron los registros de grandes deformaciones diferidas en el tiempo de especímenes de grava compactados de la pizarra del pancrudo, ensayada bajo condiciones edométricas y variando la humedad relativa. Los registros de tiempo-deformación fueron interpretados en términos de un coeficiente de fluencia,  $\lambda^t$ , definido en una manera clásica:

$$\lambda^t = \frac{d\varepsilon_v}{d(\ln t)} \quad (9.27)$$

Fue encontrado que  $\lambda^t$  depende de las tensiones de confinamiento y de la succión total prevaleciente. Para un rango extenso de tensiones y valores de succiones,  $\lambda^t$  depende linealmente de la tensión de confinamiento y del logaritmo de la succión aplicada.

La segunda dependencia nos dice que el índice de fluencia disminuye con el incremento de la succión. Presumiblemente un índice de fluencia cero puede ser obtenido para un ambiente esencialmente seco, pero esta condición límite no fue encontrada en los experimentos desarrollados. Basado sobre estas determinaciones, la

ecuación del índice de deformación, es propuesta para la componente volumétrica de grandes deformaciones de fluencia de las escolleras:

$$\dot{\varepsilon}_v^c = \frac{d\varepsilon_v^c}{dt} = \frac{\lambda^t(p, s)}{t} = \frac{1}{\eta_v(s, t)} P \quad (9.28)$$

Donde la dependencia de tensiones es asumida a ser lineal, y  $\eta_v$  es un coeficiente de viscosidad para la fluencia volumétrica dada por:

$$\frac{1}{\eta_v(s, t)} = \frac{\mu}{t} \left[ 1 - \beta^c \ln \left( \frac{s + P_{atm}}{P_{atm}} \right) \right] \quad (9.29)$$

Donde  $\mu$  y  $\beta^c$  son parámetros constitutivos. Los valores de  $\mu = 0.0012MPa^{-1}$  y  $\beta^c = 0.083$  proporciona una representación apropiada de los datos de fluencia No fueron encontrada información experimental equivalente para la fluencia desviadora. Una expresión similar para la fluencia desviadora es propuesta tentativamente:

$$\dot{\varepsilon}_d^c = \frac{d\varepsilon_d^c}{dt} = \frac{1}{3\eta_d(s, t)} q \quad (9.30)$$

Donde  $\eta_d$  es relacionada a  $\eta_v$ . De hecho, es propuesto que  $\eta_d$  seria una fracción de  $\eta_v$ :

$$\eta_d = a\eta_v \quad (9.31)$$

En orden a mantener la simplicidad en el modelo. Un valor pequeño de  $a = 0.1$  fue adoptado.

Bajo condiciones de tensiones generales, los índices de fluencia serian calculados a través de una ecuación viscoelástica general:

$$\dot{\varepsilon}^c = \frac{1}{2\eta_d} (\sigma - pI) + \frac{1}{3\eta_v} pI \quad (9.32)$$

Donde las viscosidades desviadoras y volumétricas han sido ya definidas, y  $I$  es la matriz de identidad.

En el modelo constitutivo generalizado de escolleras, los índices de deformación son calculados como la suma de tres contribución elástica, viscoplástica y de fluencia.

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^{vp} + \dot{\varepsilon}^c \quad (9.33)$$

### 9.4 Modelo de elementos finitos

Los resultados de los ensayos triaxiales, fueron reproducidos con el código de elementos finitos CODE\_BRIGHT, desarrollado en el Departamento de Ingeniería Geotécnica de la UPC. El código resuelve simultáneamente, en una manera monolítica, las ecuaciones de balance para transferencia de calor, flujo de agua y aire; así como las ecuaciones de equilibrio mecánico. El código es formulado en términos de dos variable de tensiones independientes: las tensiones efectivas y succión o la diferencia entre presión de aire y presión de agua. La formulación del código y su implementación numérica son descritos en Olivella, Carrera et al. (1994) y Olivella, Gens et al. (1996).. El modelo viscoelastoplástico para escolleras descrito anteriormente fue introducido en el CODE\_BRIGHT, ordenado a analizar las estructuras de escolleras. El transporte

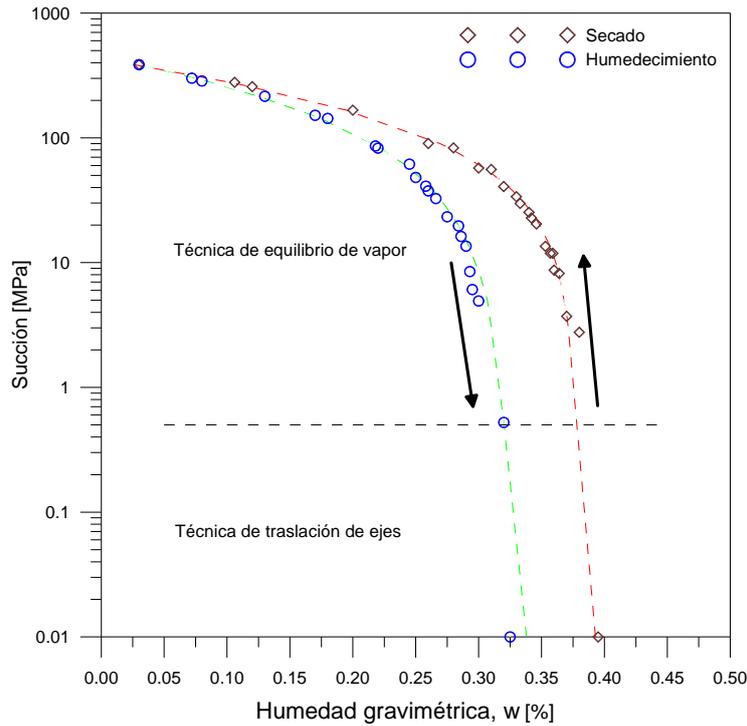
básico y el fenómeno de la deformación pueden ser activados independientemente cuando un problema dado es solucionado.

Los parámetros del material fueron determinados por medidas de una experimentación de ensayos desarrollados en el laboratorio de geotecnia de la UPC, presentados en los capítulos 5, 6 y 7 de esta tesis.

## 9.5 Determinación de los parámetros del material

La graduación del material ensayado fue inicialmente la misma utilizada en Oldecop y Alonso (2001) y Chávez y Alonso (2003) la cual haciendo una distribución de tamaños de granos acumulados del espécimen, paralela a la curva de graduación del material de escolleras utilizada en la construcción de la presa Jiloca. Los ensayos fueron desarrollados sobre un material seco (equilibrado con la humedad relativa en estudio variando HR10% a HR100%). En algunos ensayos triaxiales, los especímenes fueron inundados, manteniendo el índice de deformación vertical aplicado, durante la inundación de la muestra y consecuentemente deformado.

Interpretando estos ensayos, los especímenes fueron tratados como un problema de valor frontera. Las tensiones, las deformaciones y las condiciones de flujo, fueron aplicadas en las fronteras del espécimen. Las propiedades relacionadas al flujo, son por lo tanto requeridas, para desarrollar los cálculos. En la Fig. 9.1 se muestra la curva de retención para el material calizo, utilizada para el cálculo. La curva es similar a la curva de retención determinada en especímenes compactados de la pizarra reportados en Oldecop y Alonso (2001). En la curva se muestran dos partes distintas, el cual refleja la estructura de poro de un material de escollera. Los grandes vacíos entre las partículas de roca, el cual proporciona la mayoría del volumen de poro, llega a vaciarse para una succión muy pequeña. Toda el agua restante es entonces almacenada dentro de las partículas de roca, el cual presenta una fuerte resistencia conveniente no saturada, como la succión se incrementa, por causa de los tamaños pequeños de los poros de la roca. De esta manera, una forma bimodal caracteriza el comportamiento de la retención de agua de la escollera.



**Figura. 9.1** Curva de retención para el material calizo utilizado en esta experimentación

Las conductividades hidráulicas de los materiales son descritos por la expresión:

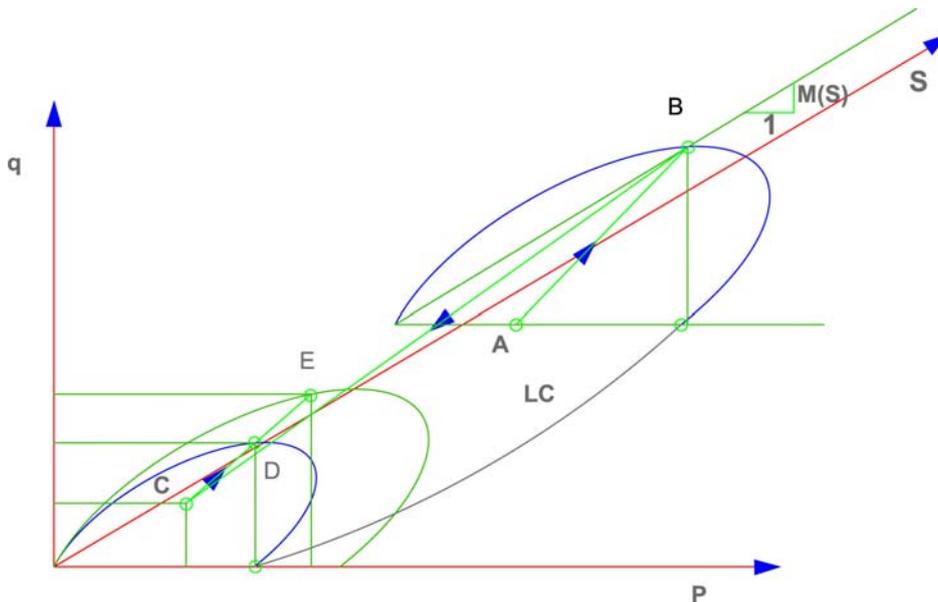
$$K = k \frac{\rho_w g}{\mu_w} K_r (S_r) \tag{9.34}$$

Donde  $k$  es la permeabilidad intrínseca ( $m^2$ );  $\mu_w$  es la viscosidad del fluido ( para el agua,  $\mu_w = 0.001Pas$  );  $\rho_w$  es la densidad del fluido ( para el agua  $\rho_w = 1000Kg / m^3$  ); y  $g$  es la aceleración debido a la gravedad. La permeabilidad intrínseca depende sobre la porosidad y la fabrica de los poros del material. La permeabilidad relativa introduce el efecto de la saturación parcial.  $K_r$  varia entre cero (Suelo seco) y 1 (suelo saturado, y es normalmente expresado como una función no lineal del grado de saturación ( $S_r$ )). Una permeabilidad relativa definida como una ley poderosa del grado de saturación ha sido considerada.

Los especímenes de ensayos triaxiales fueron simulados por medidas de una malla axisimetrica, definido por 96 elementos cuadriláteros lineales. La tensión de confinamiento fue aplicada contra las fronteras laterales, y un índice de desplazamiento vertical constante fue aplicado a la frontera superior. Las tensiones fueron calculadas en esta frontera. Para los pasos secos de los ensayos, una succión alta constante, la cual representa las condiciones de la HR, fue mantenida en el espécimen, y las fronteras fueron asumidas a ser impermeables. Las inundaciones de los especímenes fueron simuladas por conversión de la succión dentro del espécimen a valores de succión cero.

Se simularon cuatro diferentes trayectorias de tensiones-Succión: la primera se desarrollo para condiciones totalmente saturadas HR100%, y la segunda trayectoria fue a succión constante a HR50%. Las otras dos trayectorias se desarrollaron a succión variable, las cuales no son particularmente simples. La tercera trayectoria tensión-succión fue para los ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, la cual es ilustrada en la Fig. 9.2, en un espacio ( $p, q, s$ ). El espécimen compactado es

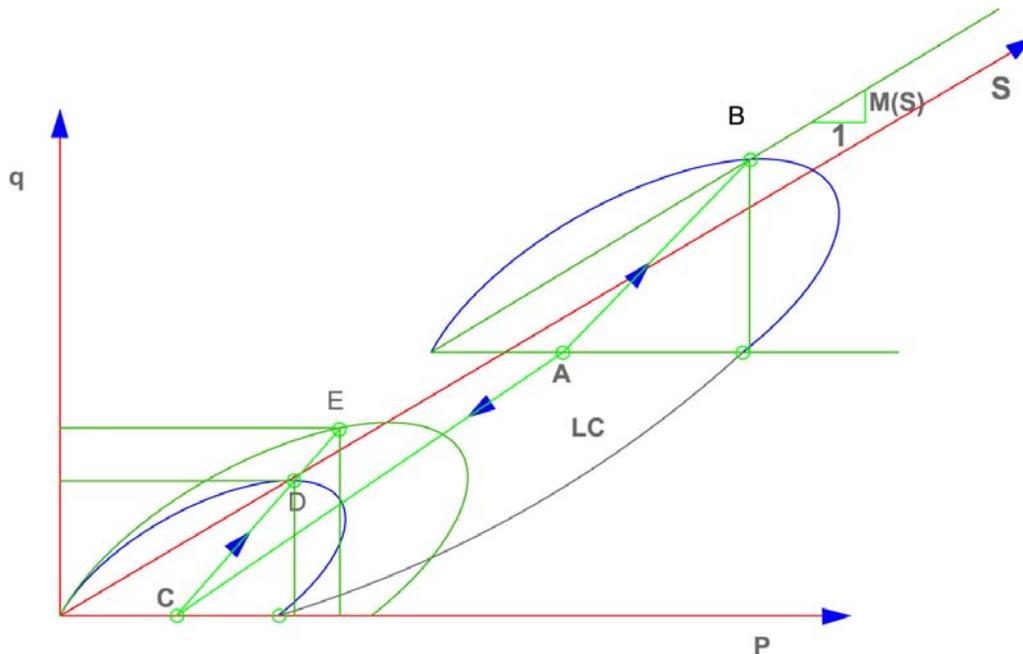
inicialmente cargado isotrópamente bajo condiciones secas (punto A). El espécimen es entonces cargado verticalmente en una succión constante hasta la condición límite (punto B) es alcanzado. Entonces el espécimen es inundado, mientras el índice constante de deformación vertical es mantenido. El colapso volumétrico induce una pérdida súbita de tensión vertical, y en el mismo tiempo, la succión es reducida a cero (punto C). La posición del punto C depende del índice del desplazamiento vertical aplicado y de la permeabilidad del espécimen: El solo no puede ser determinado sobre las bases de la ecuación constitutiva. Una vez en succión cero, la fluencia desarrollada experimenta una reducción en tamaño. Como el índice de deformación vertical es mantenido, el espécimen empieza a resistir otra vez a lo largo de la trayectoria de carga y eventualmente alcanza una nueva condición de fluencia en el punto D, y un estado límite final en el punto E.



**Figura. 9.2 Trayectorias tensión-succión aplicadas en ensayos triaxiales realizando el cambio de succión mediante humedecimiento bajo deformación de corte mantenida**

Por ultimo en la Fig. 9.3 se presenta la trayectoria tensión-succión número cuatro desarrollada para los ensayos multietapas. El espécimen compactado es inicialmente cargado isotrópamente bajo condiciones secas (punto A). El espécimen es entonces cargado verticalmente a succión constante hasta la condición límite (punto B). Una vez alcanzado esta condición se retira la tensión desviadora para actuar sobre la probeta la tensión de confinamiento (punto A). Bajo estas condiciones de tensiones, el espécimen es inundado, por lo que la succión es reducida a cero bajo condiciones isotrópicas en la muestra (punto C). Una vez a succión cero se aplica nuevamente las deformaciones de corte, existiendo un incremento de la deformación volumétrica debido a la rotura de partículas; las cuales se reorganizan y empiezan a aportar resistencia a la probeta a lo largo de la trayectoria de carga, alcanzando la condición de fluencia en el punto D y el estado límite final en el punto E.

Estos ensayos triaxiales proporcionan información sobre la resistencia desarrollada para condiciones secas y saturadas ( $M_{seco}, M_{saturada}$ ), y sobre los parámetros elásticos.



**Figura. 9.3 Trayectorias tensión-succión aplicadas en ensayos triaxiales realizando el cambio de succión en multietapas**

El comportamiento volumétrico reproducido en las Fig. 9.2 y 9.3 proporciona una indicación del valor del parámetro  $\alpha$  definiendo el potencial plástico. Para tensiones de confinamiento bajas, la dilatancia es subestimada por el modelo. Esta es una característica de los modelos constitutivos usados, los cuales no son muy apropiados a reproducir el comportamiento de dilatancia observado en muestras que experimentan incremento de volumen a baja tensión de confinamiento.

Los especímenes ensayos para esta experimentación fueron preparados compactando el material en 6 capas delgadas, obteniendo muestras uniformes. En orden a simular los ensayos triaxiales, una importante tensión media efectiva de preconsolidación, asociada con la compactación, fue usada en el modelo. Un modelo elástico no lineal debería facilitar la modelación de los ensayos, y debería requerir una tensión de preconsolidación aparentemente baja. Sin embargo, para el modelo de los ensayos triaxiales, la fluencia fue asumida a estar activa en bajas tensiones. Es creíble que las condiciones de fluencia en el campo, las cuales incluyen la rotura de partículas, especialmente para las capas delgadas ligeramente compactadas, empiezan inmediatamente después de la compactación.

Los resultados de las simulaciones desarrolladas y una comparación con los ensayos actuales medidos son mostrados en las Figs. 9.4, 9.5, 9.6.

La resistencia es alta para el material calizo. El modelo captura razonablemente bien las curvas medidas tensión-deformación bajo condiciones secas, la pérdida transitoria de tensiones desviadoras asociadas con la inundación, y la recuperación final de la resistencia, bajo condiciones húmedas.

Las deformaciones volumétricas de compresión son sobreestimadas, sin embargo, especialmente para bajas tensiones de confinamiento cuando los efectos de la dilatancia parecen dominar.

El control de la succión también ayuda en la interpretación de los ensayos triaxiales. Sin embargo, la serie de ensayos desarrollados proporcionan suficientemente datos a derivar los parámetros del modelo con un grado aceptable de confianza.

### 9.6 Resultados de la modelación para ensayos con granulometrías continuas

En este apartado se presentan la simulación de los ensayos triaxiales para diferentes trayectorias de tensión-succión y velocidades de deformación de corte. Los parámetros utilizados en el modelo constitutivo de escolleras se resumen en la tabla 9.1. Los cuales son aplicables para las diferentes velocidades de deformación de corte; únicamente cambiando el valor de la pendiente de la resistencia en el estado último para la condición seca y saturada.

Tabla 9.1 Resumen de parámetros del modelo constitutivo de escolleras para ensayos triaxiales realizados en granulometrías continuas

<b>Comportamiento Elástico</b>	<b>Símbolo</b>	<b>Unidad</b>	<b>Materia Calizo</b>
Módulo Elástico	$E$	<b>MPa</b>	400
Relación de Poisson	$\nu$		0.3
<b>Comportamiento Plástico</b>			
Compresibilidad instantánea virgen	$\lambda^i$	<b>MPa<sup>-1</sup></b>	0.01345
Compresibilidad clásica para condiciones saturadas	$\lambda_0^d$	<b>MPa<sup>-1</sup></b>	0.01494
Parámetro a describir el índice de cambio de la compresibilidad clásica con la succión total	$\alpha_s$		0.0016
Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico para condiciones secas	$M_{Seco}$		2.00
Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico para condiciones saturadas	$M_{Sat}$		1.96
Parámetro que controla el incremento de la cohesión con la succión	$k_s$		
Tensión media de fluencia para el inicio del fenómeno plástico	$p_y$	<b>MPa</b>	0.005
Parámetro que define la no- asociatividad del potencial plástico	$\alpha$		3
<b>Comportamiento de fluencia</b>			
Coefficiente de fluencia para condiciones saturadas	$\mu$	<b>MPa<sup>-1</sup></b>	0.0012
Parámetro que controla la influencia de la succión sobre el índice de fluencia	$\beta^c$		0.083

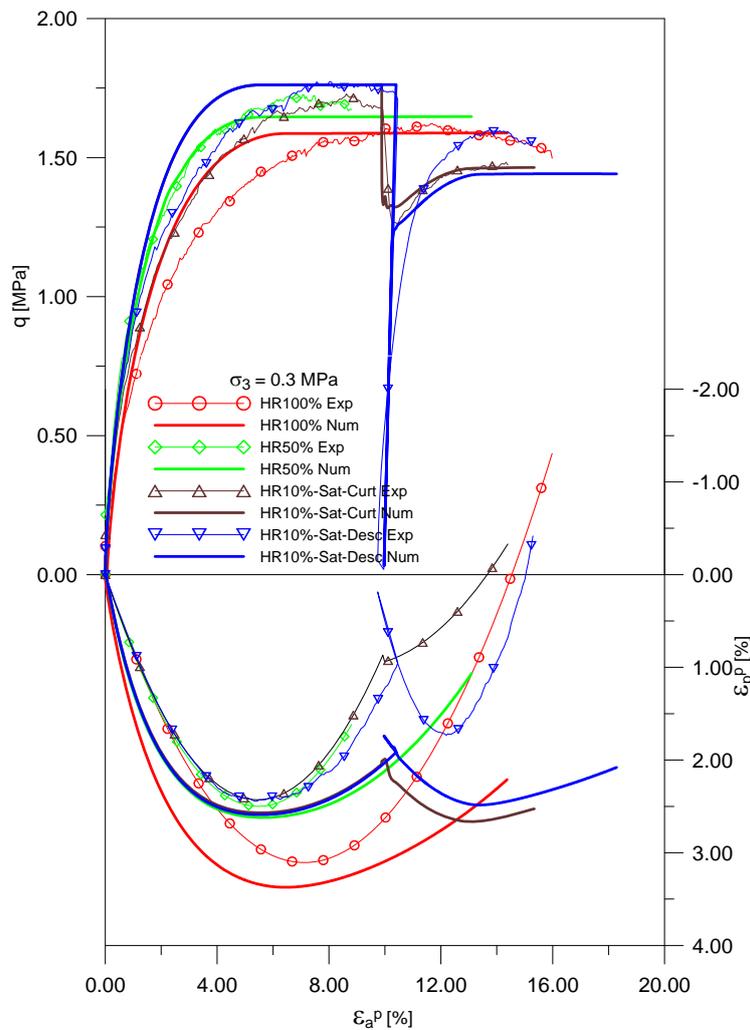
En las Figs. 9.4, 9.5, 9.6, 9.7, 9.8, 9.9, 9.10, 9.11 se muestran los resultados de los ensayos triaxiales experimentales y las simulaciones numéricas. En donde se observa en los ensayos a succión constante el modelo de escolleras reproduce de manera adecuada el comportamiento tensión-deformación para las trayectorias a HR50% y HR100%; sobreestimando ligeramente la tensión desviadora en el rango de deformaciones axiales de 3 y 6%. Esto es debido al endurecimiento plástico que desarrolla el modelo a bajas deformaciones axiales; el cual tiende a los valores de las tensiones desviadoras al final de los ensayos.

Analizando los ensayos con humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, el modelo reproduce adecuadamente la etapa no saturada a HR10%. Una vez alcanzadas las condiciones límite e inundar las probetas, el modelo reproduce adecuadamente el colapso de la estructura, presentando una disminución de la tensión desviadora, la cual se vuelve a incrementar debido a la reorganización de las partículas, alcanzando su valor último al final del ensayo.

En los ensayos multietapas se logra simular adecuadamente la etapa no saturada a HR10%. Al realizar la descarga e inundación de las probetas y aplicar la tensión desviadora hasta alcanzar la resistencia última, el modelo es capaz de simular adecuadamente este comportamiento para la etapa saturada.

Las deformaciones volumétricas se reproducen los más aproximado a los resultados experimentales obtenidos, ya sea para la etapa no saturada y saturada, existiendo una diferencia que se hace mayor a medida que aumentamos la tensión de confinamiento en las muestras. Esto es debido a la gran capacidad que tiene el material calizo para dilatar, originado por la fricción superficial que presenta y su dureza.

**9.6.1 Ensayos a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s**



**Figura. 9.4 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=0.3$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s**

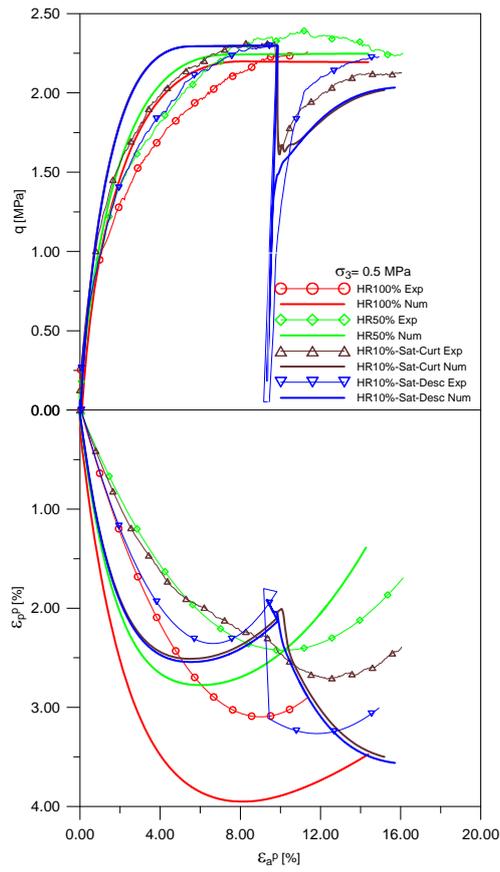


Figura. 9.5 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=0.5$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s

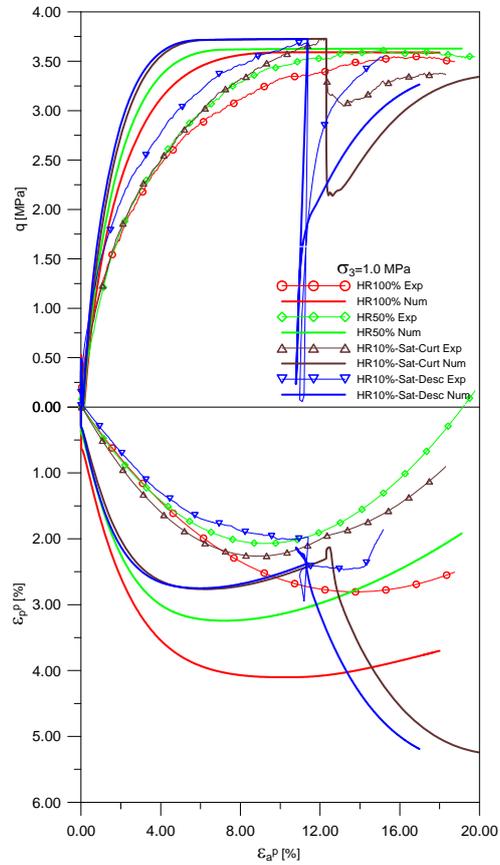


Figura. 9.6 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=1.0$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s

9.6.2 Ensayos a velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s

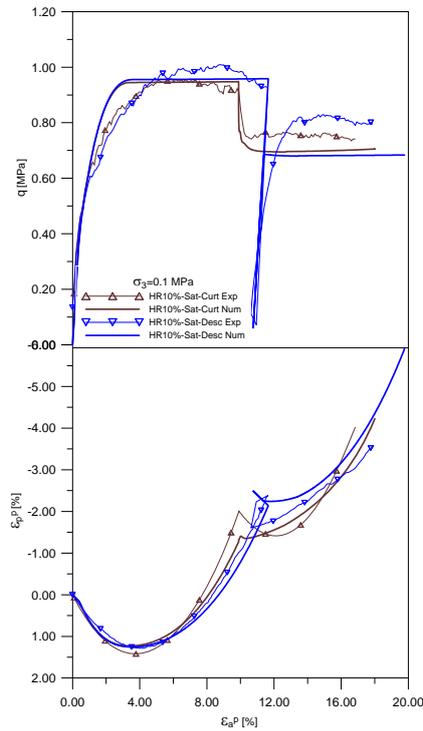


Figura. 9.7 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=1.0$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s

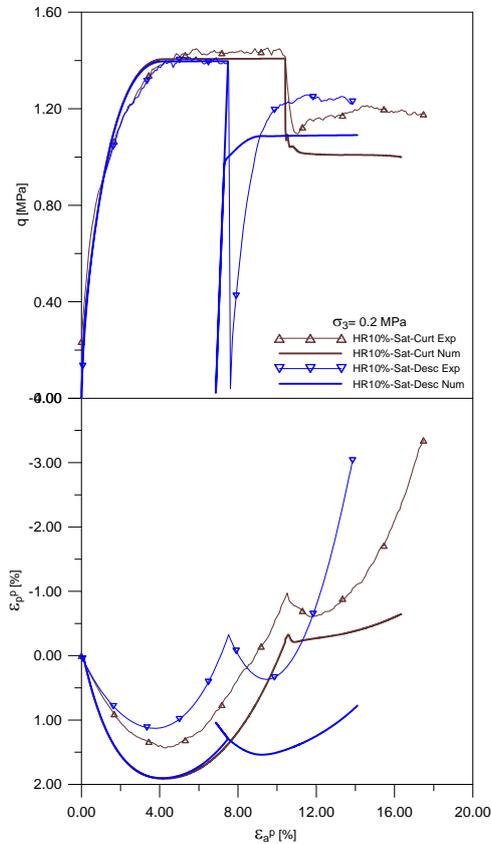


Figura. 9.8 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=0.2$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s

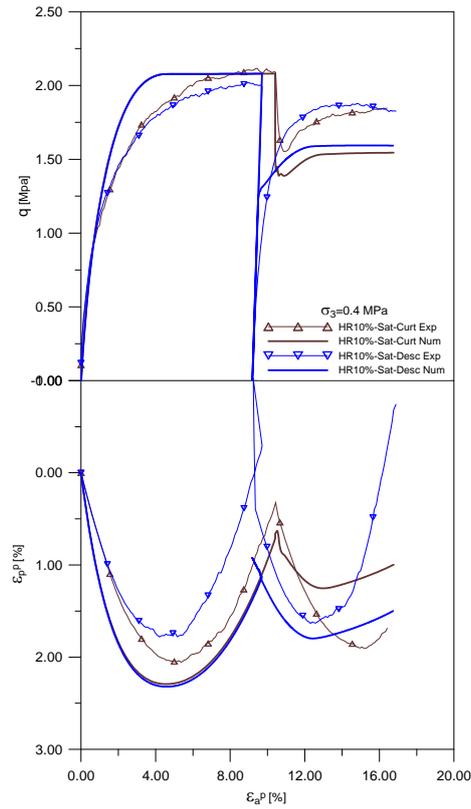


Figura. 9.9 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=0.4$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s

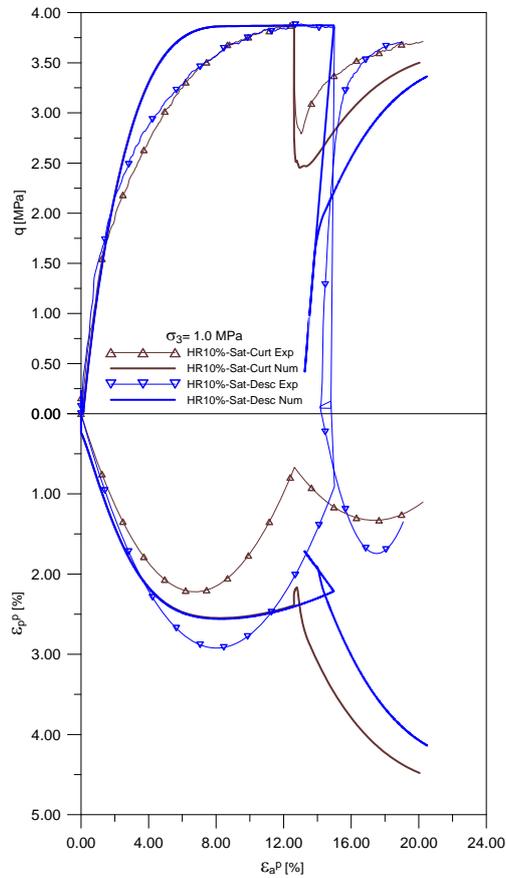
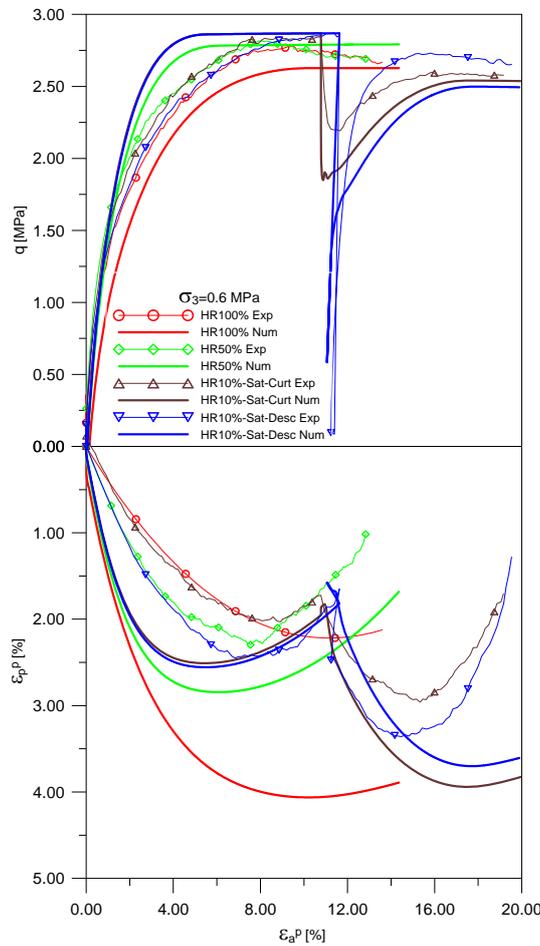


Figura. 9.10 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=1.0$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.07 mm/s

**9.6.3 Ensayos a velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s**



**Figura. 9.11 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=0.6$  MPa y velocidad de deformación de corte de 0.105 mm/s**

**9.7 Resultados de la modelación para ensayos con curvas granulométricas discontinuas**

**9.7.1 Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s compactados a  $e_0=0.947$**

En este apartado se presentan la simulación de ensayos triaxiales para trayectorias de tensiones y cambio de succión, mediante humedecimiento a deformación de corte mantenida para diferentes granulometrías compactadas a  $e_0=0.947$ . Los parámetros utilizados en el modelo constitutivo de escolleras se resumen en la tabla 9.2. Los cuales varían para las diferentes curvas granulométricas utilizadas en cada ensayo.

Tabla 9.2 Resumen de parámetros del modelo constitutivo de escolleras para ensayos triaxiales realizados en granulometrías discontinuas compactados a  $e_0 = 0.947$

Comportamiento Elástico			
	Símbolo	Unidad	Materia Calizo
Módulo Elástico	$E$	MPa	400
Relación de Poisson	$\nu$		0.3
Comportamiento Plástico			
Compresibilidad instantánea virgen	$\lambda^i$	MPa <sup>-1</sup>	
Tamaños 40-30 mm			0.033904
Tamaños 30-25 mm			0.028894
Tamaños 25-20 mm			0.026184
Tamaños 20-15 mm			0.024620
Compresibilidad clásica para condiciones saturadas	$\lambda_0^d$	MPa <sup>-1</sup>	
Tamaños 40-30 mm			0.018416
Tamaños 30-25 mm			0.019356
Tamaños 25-20 mm			0.018087
Tamaños 20-15 mm			0.0117014
Parámetro a describir el índice de cambio de la compresibilidad clásica con la succión total	$\alpha_s$		
Tamaños 40-30 mm			0.0022
Tamaños 30-25 mm			0.0021
Tamaños 25-20 mm			0.0020
Tamaños 20-15 mm			0.0013
Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico para condiciones secas	$M_{Seco}$		
Tamaños 40-30 mm			1.389
Tamaños 30-25 mm			1.400
Tamaños 25-20 mm			1.416
Tamaños 20-15 mm			1.441
Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico para condiciones saturadas	$M_{Sat}$		
Tamaños 40-30 mm			1.340
Tamaños 30-25 mm			1.378
Tamaños 25-20 mm			1.396
Tamaños 20-15 mm			1.416
Tensión media de fluencia para el inicio del fenómeno clásico	$p_y$	MPa	0
Parámetro que define la no- asociatividad del potencial plástico	$\alpha$		3
Comportamiento de fluencia			
Coefficiente de fluencia para condiciones saturadas	$\mu$	MPa <sup>-1</sup>	0.0012
Parámetro que controla la influencia de la succión sobre el índice de fluencia	$\beta^c$		0.083

En las Figs. 9.12, 9.13, 9.14 y 9.15 se presentan la variación de los parámetros del modelo constitutivo de escolleras para las granulometrías estudiadas en esta experimentación compactadas a  $e_0=0.947$ . En donde se muestra la variación de la pendiente de las líneas de compresión para la humedad relativa HR10% y HR100%, la pendiente de los índices del cambio de la compresibilidad con la succión total aplicada y la pendientes de la envolventes de resistencia en el estado crítico para HR10% y HR100%. De estos gráficos se observa que la compresibilidad del material se incrementa con el tamaño de las partículas y con los cambios de succión, obteniendo valores mayores de los parámetros a medida que incrementamos los tamaños de las partículas. Por lo que para las granulometrías ensayadas en esta investigación las deformaciones volumétricas máximas se obtuvieron para los tamaños T40-30 mm.

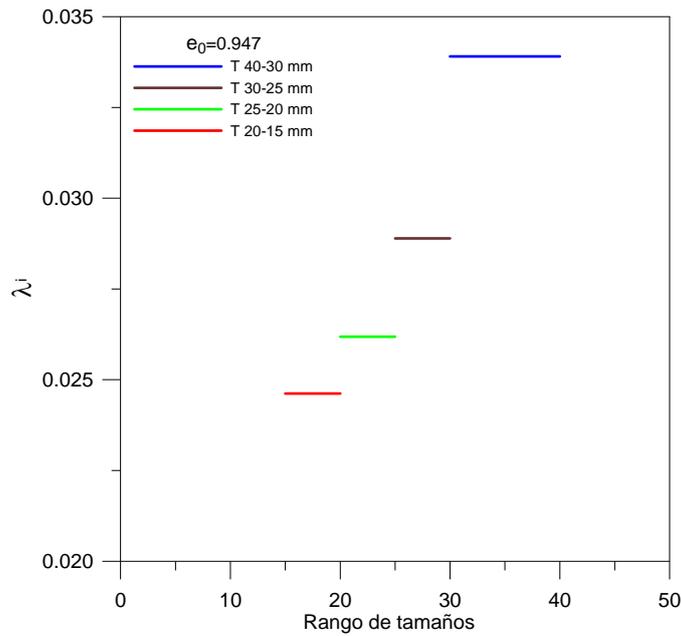


Figura. 9.12 Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR10% y  $e_0=0.947$

La resistencia al corte se ve fuertemente afectada por el tamaño de partículas y los cambios de succión, debido a la rotura de partículas. Esto se puede ver en las pendientes de las envolventes de resistencia en el estado crítico para HR10% y HR100%. Las granulometrías con tamaños menores proporcionan valores superiores de las pendientes que las granulometrías con tamaños mayores; es decir la resistencia del material se incrementa cuando disminuimos el tamaño de las partículas para las condiciones secas y saturadas.

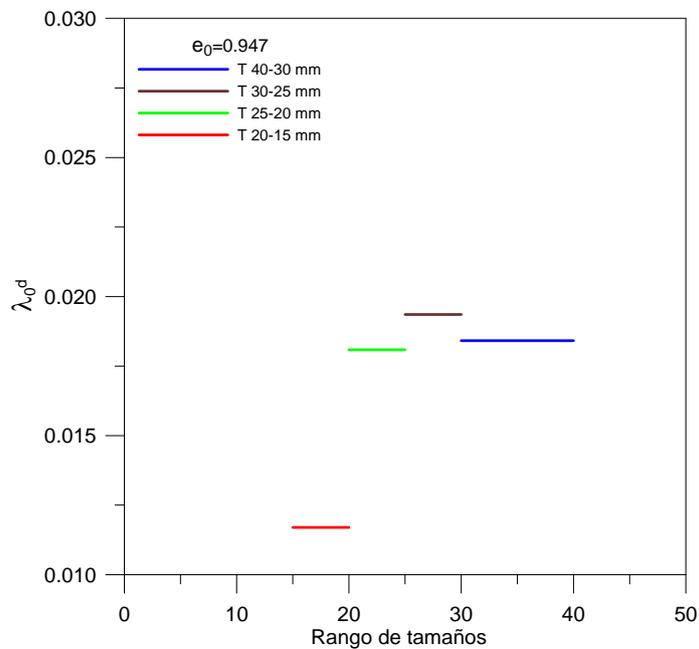


Figura. 9.13 Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR100% y  $e_0=0.947$

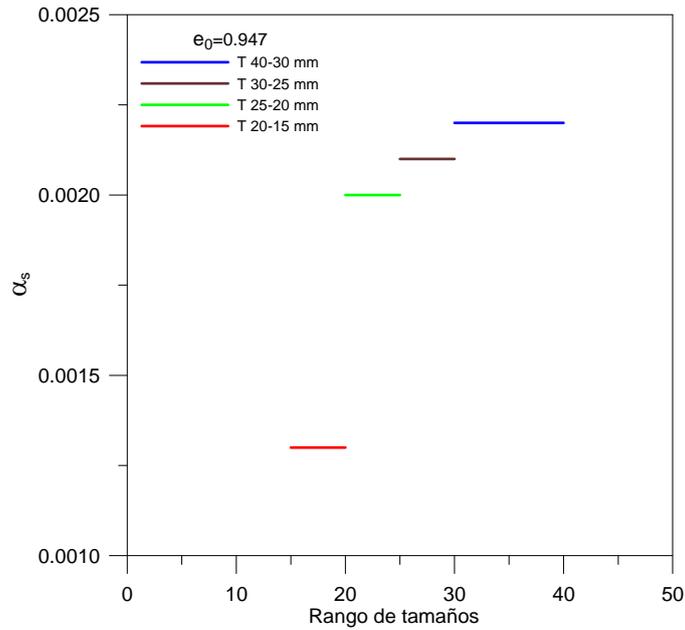


Figura. 9.14 Pendientes del cambio de la compresibilidad con la succión total y  $e_0=0.947$

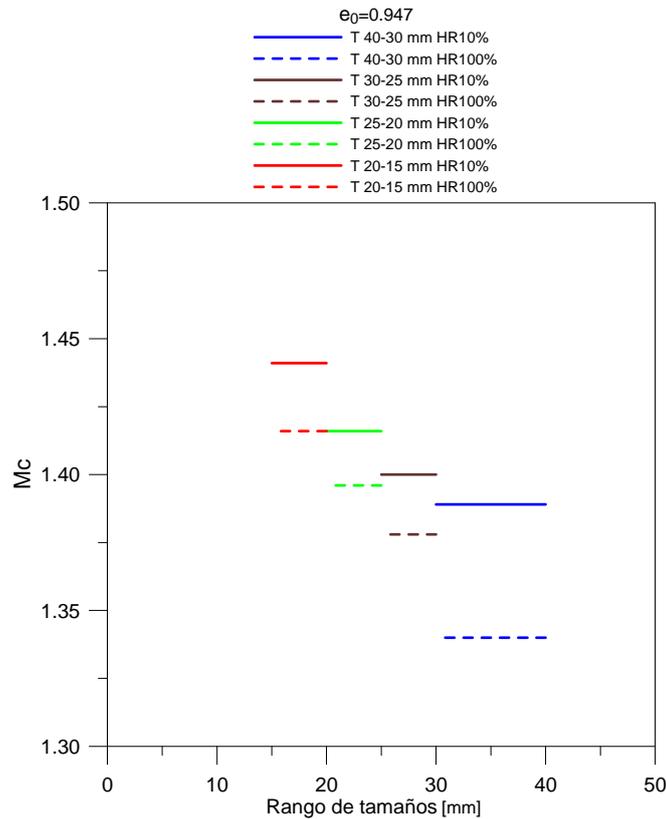


Figura. 9.15 Pendiente de la envolvente de la resistencia en el estado crítico a HR10%, HR100% y  $e_0=0.947$

En la Fig. 9.16 se muestran los resultados de los ensayos triaxiales experimentales y numéricos, en donde observamos que el modelo de escolleras reproduce de manera adecuada el comportamiento tensión-deformación para las trayectorias de succión desarrollada. Cuando se realiza el cambio de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, el modelo reproduce el colapso de la probeta, teniendo una disminución de la tensión desviadora, la cual se vuelve a incrementar a

medida que se aplica mayor deformación axial alcanzando su valor último al final del ensayo.

Las deformaciones volumétricas son reproducidas adecuadamente por el modelo de escolleras presentando una buena correspondencia para las etapas no saturadas y saturadas. La correcta aproximación en estos ensayos es debido a que las muestras son construidas con granulometrías uniformes y alta relación de vacíos; esto hace que el material comprima fácilmente, propiciándose la rotura de las partículas. Esto origina un comportamiento de reblandecimiento muy diferente al comportamiento que presentaron los ensayos con granulometrías uniformes analizados en el apartado anterior.

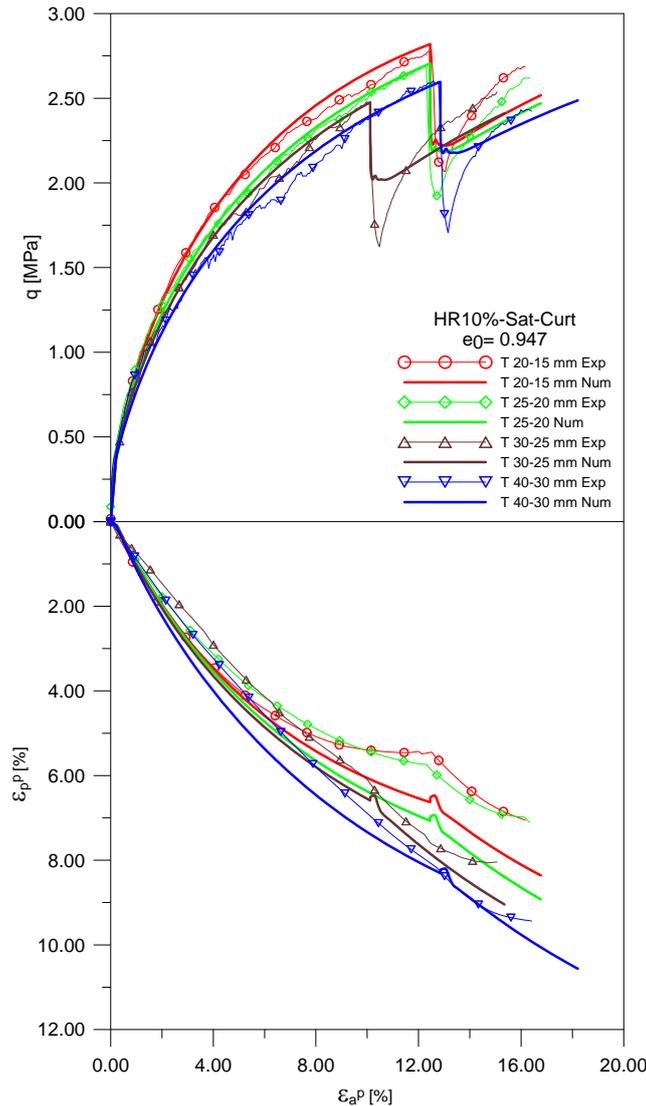


Figura. 9.16 Resultados experimentales y numéricos obtenidos en el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=1.0$  MPa y  $e_0=0.947$

### 9.7.2 Ensayos triaxiales a velocidad de deformación de corte de 0.04 mm/s compactados a $e_0=0.502$

En este apartado se presentan la simulación de ensayos triaxiales para trayectorias de tensiones y cambio de succión, mediante humedecimiento a deformación de corte mantenida para diferentes granulometrías compactadas a  $e_0=0.502$ . Los parámetros

utilizados en el modelo constitutivo de escolleras se resumen en la tabla 9.3. Los cuales varían para las diferentes curvas granulométricas utilizadas en cada ensayo.

Tabla 9.3 Resumen de parámetros del modelo constitutivo de escolleras para ensayos triaxiales realizados en granulometrías discontinuas compactados a  $e_0 = 0.502$

Comportamiento Elástico			
	Símbolo	Unidad	Materia Calizo
Módulo Elástico	$E$	MPa	400
Relación de Poisson	$\nu$		0.3
Comportamiento Plástico			
Compresibilidad instantánea virgen	$\lambda^i$	MPa <sup>-1</sup>	
Tamaños 30-25 mm			0.014838
Tamaños 25-20 mm			0.014211
Tamaños 20-15 mm			0.013501
Compresibilidad clásica para condiciones saturadas	$\lambda_0^d$	MPa <sup>-1</sup>	
Tamaños 30-25 mm			0.013823
Tamaños 25-20 mm			0.011099
Tamaños 20-15 mm			0.0101132
Parámetro a describir el índice de cambio de la compresibilidad clásica con la succión total	$\alpha_s$		
Tamaños 30-25 mm			0.0015
Tamaños 25-20 mm			0.0012
Tamaños 20-15 mm			0.0011
Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico para condiciones secas	$M_{Seco}$		
Tamaños 30-25 mm			1.635
Tamaños 25-20 mm			1.641
Tamaños 20-15 mm			1.645
Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico para condiciones saturadas	$M_{Sat}$		
Tamaños 30-25 mm			1.571
Tamaños 25-20 mm			1.582
Tamaños 20-15 mm			1.614
Tensión media de fluencia para el inicio del fenómeno clásico	$p_y$	MPa	0
Parámetro que define la no- asociatividad del potencial plástico	$\alpha$		3
Comportamiento de fluencia			
Coefficiente de fluencia para condiciones saturadas	$\mu$	MPa <sup>-1</sup>	0.0012
Parámetro que controla la influencia de la succión sobre el índice de fluencia	$\beta^c$		0.083

En las Figs. 9.17, 9.18, 9.19 y 9.20 se presentan la variación de los parámetros del modelo constitutivo de escolleras para las granulometrías estudiadas en esta experimentación compactadas a la  $e_0=0.502$ . En donde se muestra la variación de la pendiente de las líneas de compresión para la humedad relativa HR10% y HR100%, la pendiente de los índices del cambio de la compresibilidad con la succión total aplicada y la pendientes de la envolventes de resistencia en el estado crítico para HR10% y HR100%. Al igual que para los ensayos desarrollados a relaciones de vacíos de  $e_0=0.947$ , los gráficos muestran la misma tendencia, en donde la compresibilidad del material se incrementa con el tamaño de las partículas y con los cambios de succión,

presentando valores mayores de los parámetros a medida que se incrementa el tamaño de las partículas. Obteniendo las deformaciones volumétricas máximas para los tamaños T40-30 mm.

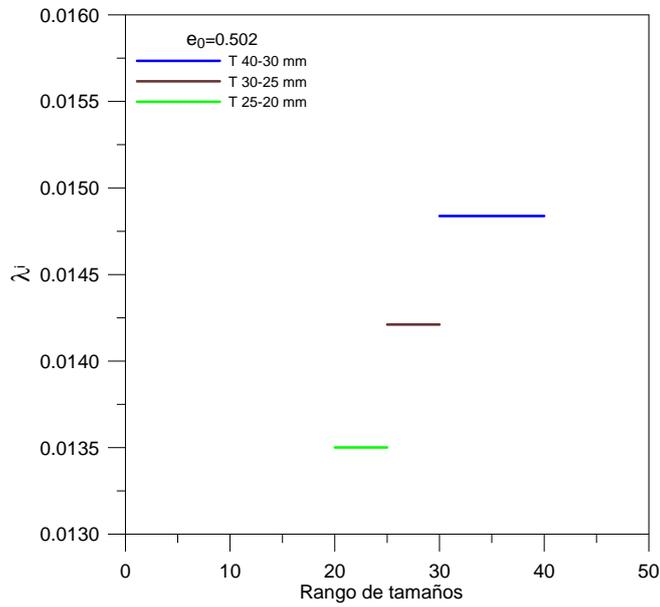


Figura. 9.17 Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR10% y  $e_0=0.502$

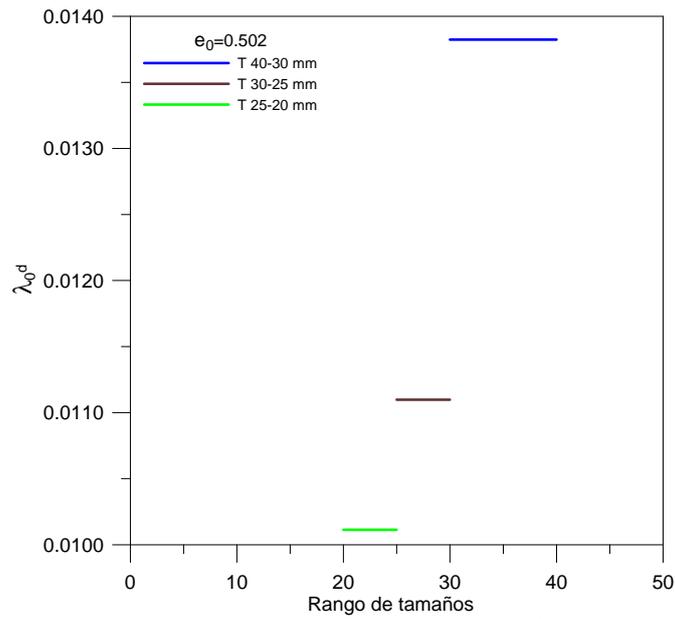
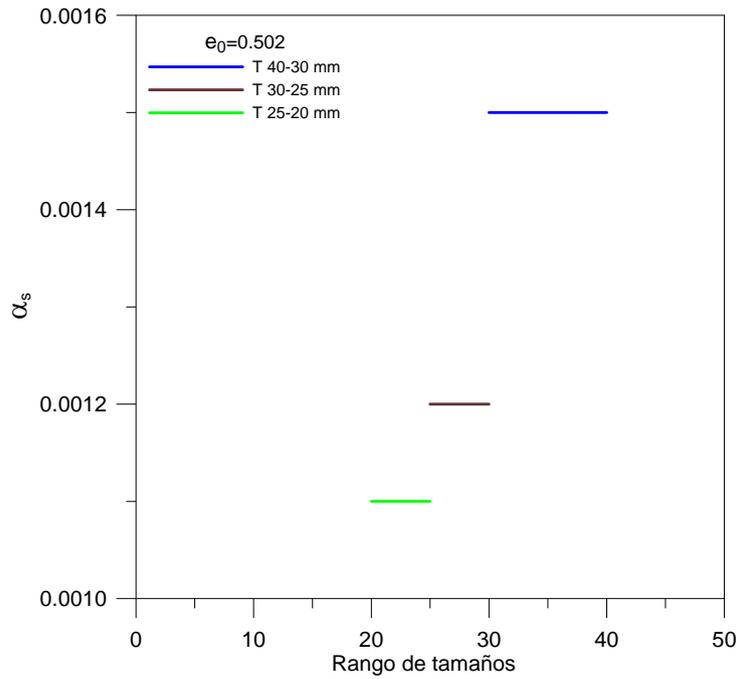
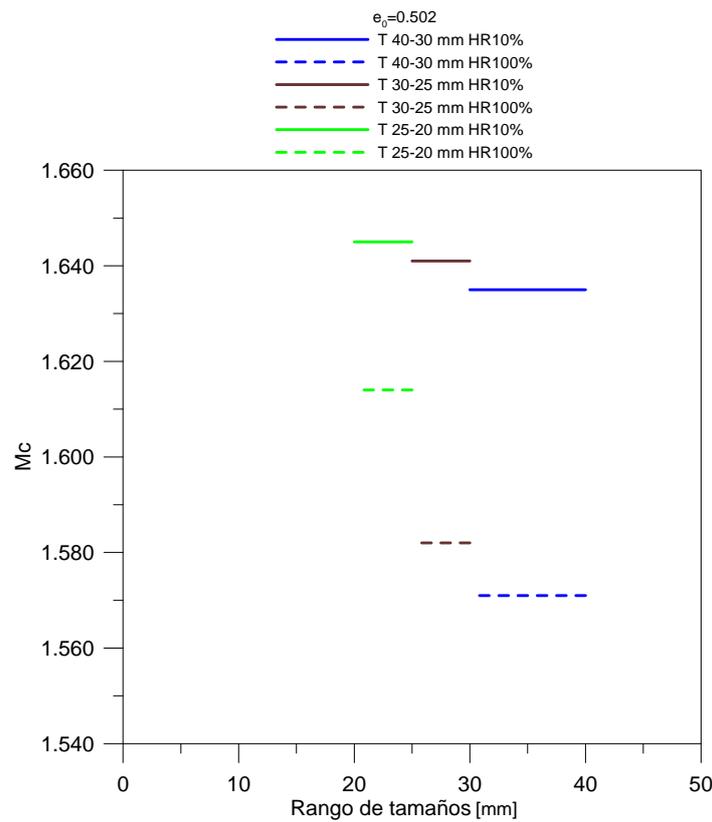


Figura. 9.18 Pendientes de las líneas de compresión virgen a HR100% y  $e_0=0.502$



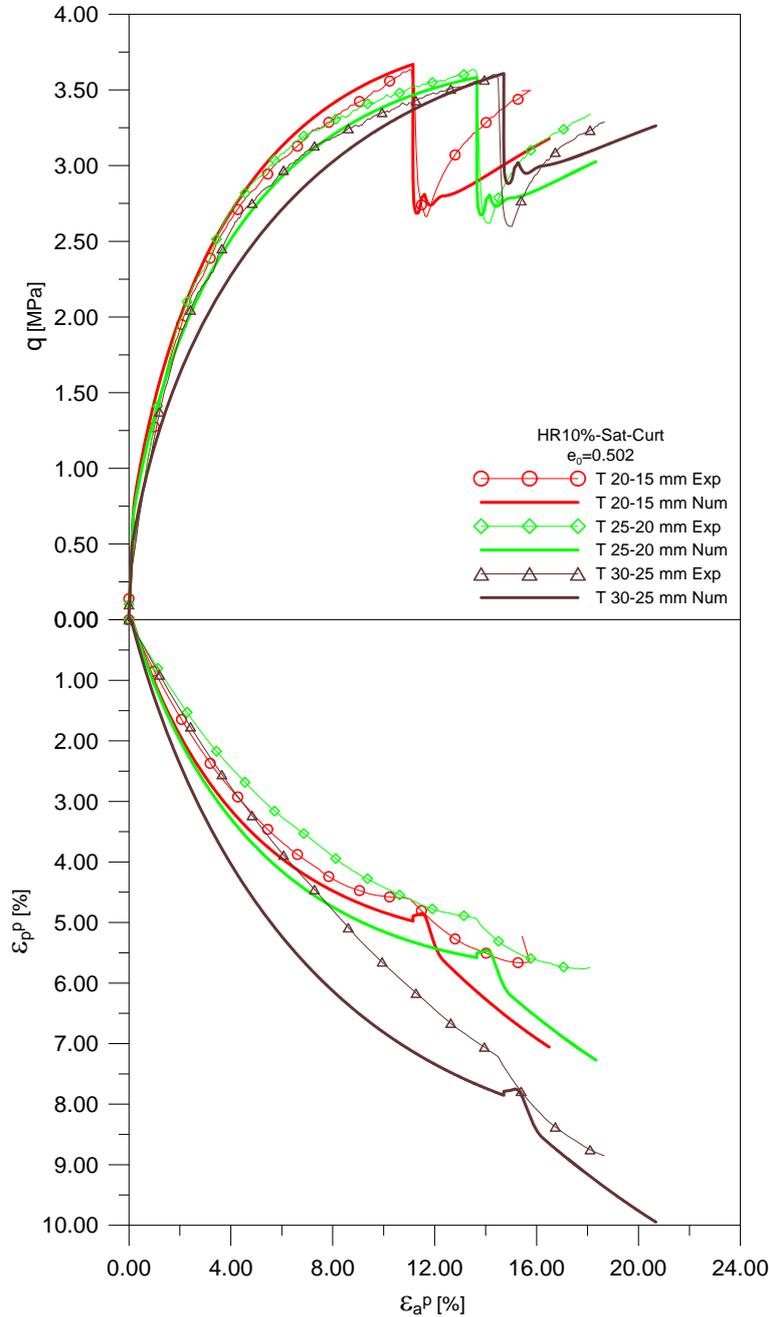
**Figura. 9.19** Pendientes del índice de cambio de la compresibilidad con la succión total y  $e_0=0.502$



**Figura. 9.20** Pendiente de la envolvente de la resistencia del estado crítico a HR10%, HR100% y  $e_0=0.502$

La resistencia al corte resulta también afectada por el tamaño de partículas y los cambios de succión, debido a la rotura de partículas. Las pendientes de las envolventes de resistencia en el estado crítico para HR10% y HR100% muestran una tendencia muy

consistente para cada condición de humedad. Los ensayos con granulometrías con tamaños menores presentan valores superiores de las resistencias que los ensayos con granulometrías con tamaños mayores; determinando que la resistencia del material se incrementa cuando disminuimos el tamaño de las partículas.



**Figura. 9.21 Resultados experimentales y numéricos obtenidos con el modelo constitutivo de escolleras a  $\sigma_3=1.0$  MPa y  $e_0=0.502$**

En la Fig. 9.21 se muestran los resultados de los ensayos triaxiales experimentales y numéricos, en donde observamos que el modelo de escolleras reproduce de manera adecuada el comportamiento tensión-deformación para las trayectorias de succión desarrollada. Cuando se realiza el cambio de succión por humedecimiento bajo deformación de corte mantenida, el modelo reproduce el colapso de la probeta, teniendo una disminución de la tensión desviadora, la cual se vuelve a incrementar a

medida que se aplica mayor deformación axial alcanzando su valor último al final del ensayo.

Las deformaciones volumétricas son reproducidas correctamente por el modelo de escolleras, teniendo una buena correspondencia para las etapas no saturadas y saturada. La correcta aproximación en estos ensayos es debido a que las muestras son construidas con granulometrías uniformes y alta relación de vacíos; esto hace que el material comprima fácilmente, propiciándose la rotura de las partículas.

## 9.8 Resumen y conclusiones

El comportamiento de los materiales granulares es correctamente reproducido por el modelo constitutivo de escolleras, el cual es una herramienta para el análisis acoplado de flujo y deformación.

El papel de la succión o la humedad relativa prevaleciente es una variable fundamental para explicar el comportamiento tensión-deformación de los materiales granulares para condiciones no saturadas y saturadas.

Uno de los grandes avances en la formulación propuesta en el modelo constitutivo de escolleras, es la integración consistente de la transferencia de agua y el mecanismo de deformación. Distinguiendo correctamente las deformaciones asociadas con los cambios de succión de las deformaciones diferidas en el tiempo.

El desarrollo de ensayos edométricos y ensayos triaxiales con control de succión, permiten la obtención de los parámetros del modelo de escolleras para condiciones secas y saturadas.

El tamaño de las partículas, la densidad del material y la succión juegan un papel fundamental en la compresibilidad y la resistencia al corte de los materiales granulares, como se determinó en los ensayos de laboratorio.

La humedad relativa o la succión prevaleciente en los materiales granulares es una variable fundamental que explica el comportamiento de las deformaciones instantáneas y diferidas en el tiempo.

Existe un estado muy seco correspondiente a un valor alto de succión, en el cual las deformaciones diferidas en el tiempo se anulan y por otra parte una reducción de la succión a tensión constante, da origen al fenómeno de colapso.

Las trayectorias de tensiones y succiones desarrolladas en esta experimentación y en especial las deformaciones de colapso son reproducidas con buena aproximación por el código de elementos finitos CODE\_BRIGHT.

## 9.9 Referencias

- Chávez, C. and E. E. Alonso (2003). "A Constitutive model for crushed granular aggregates which includes suction effects." *Soils and Foundations* **43**(4): 215-227.
- Oldecop, L. and E. E. Alonso (2002). Fundamentals of rockfill time-dependent behaviour. Proc. 3rd Int. Conf. on Unsaturated Soils, Recife.
- Oldecop, L. and E. E. Alonso (2003). "Suction effects on rockfill compressibility." *Géotechnique* **53**(2): 289-292.
- Oldecop, L. A. and E. E. Alonso (2001). "A model for rockfill compressibility." *Géotechnique* **51**(2): 127-139.
- Olivella, S., J. Carrera, et al. (1994). "Non-isothermal multiphase flow of brine and gas through saline media." *Transp. Porous Media* **15**(3): 271-293.
- Olivella, S., Gens, A. et al. (1996). "Numerical formulation for simulador (CODE\_BRIGHT) for coupled analysis of saline media." *Engng Comput.* **13**(7): 87-112.
- Perzyna, P. (1966). Fundamental problems in viscoplasticity. In *advances in applied mechanics*, Vol 9, pp. 224-368. New York: Academic Press.
- Sowers, G. F., Williams, R. C. et al. (1965). Compressibility of broken rock and settlement of rockfills. Proc. 6th Int. Conf. Soil Mech. Found. Engng, Montreal 2, 561-565. .
- Zienkiewicz, O. C. and Corneau, I. C. (1974). "Viscoplasticity, plasticity and creep in elastic solids: a unified numerical solution approach." *Int. J. Numer. Methods Engng* **8**, 821-845.
- Zienkiewicz, O. C. and Taylor, R. L. (2000). *The finite element method, Vol 2: Solid mechanics*. Oxford: Butterworth-Heinemann.

## CAPITULO 10

### DILATANCIA DE AGREGADOS GRANULARES GRUESOS BAJO CAMBIOS DE SUCCIÓN

Los materiales granulares gruesos tales como las escolleras han sido descritos en años recientes por medio de deformación y modelos de trabajo por endurecimiento plástico Oldecop. y Alonso (2001), Chávez y Alonso (2003), Alonso, Olivella et al. (2005), los cuales requieren una correcta definición de la regla de flujo. El capítulo presenta información experimental sobre los índices de dilatación obtenidos en ensayos triaxiales con control de succión, desarrollados sobre especímenes de 25 cm de diámetro, de gravas gruesas compactadas de un material calizo duro. Los ensayos comprenden tensiones de confinamiento, en el rango de 0.3-1.0 MPa, y humedades relativas en el rango de 10% a 100%. Descargas y recargas durante los ensayos, proporcionan información sobre la respuesta elástica. Índices de deformaciones desviadoras y volumétricas plásticas fueron determinados de registros de deformaciones verticales totales y volumétricas. En general, un estable estado crítico no fue encontrado. Los dibujos han sido preparados mostrando la variación de la dirección del flujo plástico,  $d$ , con un número de variables: deformación vertical, relación de tensiones,  $\eta$ , tensiones de confinamiento,  $p$ , trabajo plástico,  $W^p$ , succión,  $S$ , y algunas variables normalizadas derivadas. Fue encontrado que el marco común de trabajo de la dilatación, siendo una función de la relación de tensiones actuales y la relación de tensiones límite, esta lejos de ser apropiada a describir el comportamiento de los agregados ensayados.

Fue encontrado que la relación  $d = f\left(\eta, \frac{W^p}{p}, s\right)$ , proporciona una buena descripción de

los resultados de los ensayos

#### 10.1 Antecedentes

La información sobre la dilatación durante el corte es una contribución fundamental hacia entender el comportamiento tensión-deformación. Es también requerido para construir los modelos constitutivos elastoplásticos. Los agregados granulares gruesos, difieren de los suelos granulares en un aspecto fundamental: ellos son capaces de fracturarse bajo estados de tensiones comunes en la ingeniería práctica. La rotura de partículas da como resultado un aumento de la compresibilidad bajo tensión de confinamiento. La rotura de partículas es no solo controlada por las tensiones de confinamiento, también por la humedad relativa prevaleciente (HR), o bien, por la succión total.

Oldecop. y Alonso (2001) investigaron la compresibilidad de la escollera desarrollando ensayos edométricos de gran escala, bajo humedad relativa controlada. El material ensayado, una grava compactada de pizarra cuarzitica (pizarra pancrudo), presentando una compresibilidad considerable, bajo condiciones de  $K_o$ . Deformaciones irreversibles dominaron las deformaciones totales, aun desde la aplicación de los primeros incrementos de cargas. Fue también mostrado que incrementando más el ambiente seco, da como resultado una reducción sustancial de la compresibilidad.

Oldecop y Alonso (2001) explicaron este comportamiento macroscópico desde la perspectiva del concepto de mecánica de fractura, aplicado al mecanismo de propagación de grietas en partículas de rocas individuales. Incrementos en la succión retardan la propagación de agrietamiento en partículas tensionadas y conduce a una respuesta global de dureza. Similarmente, una reducción de la succión acelera la propagación de fracturas y esto puede conducir, bajo condiciones de tensiones apropiadas, a un fenómeno de compresión rápido, identificado como colapso. Acciones de no capilaridad son involucradas en esta explicación.

A causa de estos efectos, en consecuencia la modelización de los materiales de escolleras con endurecimiento plástico, requiere una superficie que tenga en cuenta las deformaciones irreversibles en compresión. El modelo desarrollado por Chávez y Alonso (2003) es un ejemplo. Fue basado sobre una serie de ensayos triaxiales de gran escala, con succión controlada, desarrollados sobre especímenes compactados de la pizarra del pancrudo.

Una referencia fundamental para materiales, los cuales disipan energía (En compresión y corte) en un modo friccional es el Cam Clay (Schofield and Wroth 1968). En el modelo original asociado, la dilatancia es simplemente expresada como:

$$d = \frac{\dot{\varepsilon}_v^p}{\dot{\varepsilon}_s^p} = M - \eta \tag{10.1}$$

Donde  $\dot{\varepsilon}_v^p$ ,  $\dot{\varepsilon}_s^p$  son los índices plásticos de deformaciones volumétricas y desviadoras,  $\dot{\varepsilon}_v^p = \dot{\varepsilon}_1^p + 2\dot{\varepsilon}_3^p$ ;  $\dot{\varepsilon}_s^p = 2/3(\dot{\varepsilon}_1^p - \dot{\varepsilon}_3^p)$ ;  $\eta = \frac{q}{p'}$ ;  $q = \sigma_1 - \sigma_3$ ;  $p' = \sigma_1 + 2\sigma_3$ .

Si la ecuación (10.1) es integrada, el potencial plástico de cam clay es obtenido. Si la regla de flujo plástico es asociada, la integración de (10.1) conduce a la función de fluencia (en estados de tensiones triaxiales). La ecuación (10.1) es dibujada en la figura 10.1. Para una relación de tensiones  $\eta = 0$ ; (compresión isótropa) el cam clay predice una dilatancia finita ( $d = M$ ). Este comportamiento no es observado en suelos desde cargas isótropas conduciendo principalmente a deformaciones volumétricas, el cual significa  $d = \infty$ . Sobre el otro aspecto, en el modelo cam clay el índice de cambio de  $d$  con  $\eta$  es 1. Lagioia et al (1996), conciente de estas limitaciones, propone una ley más flexible de dilatancia:

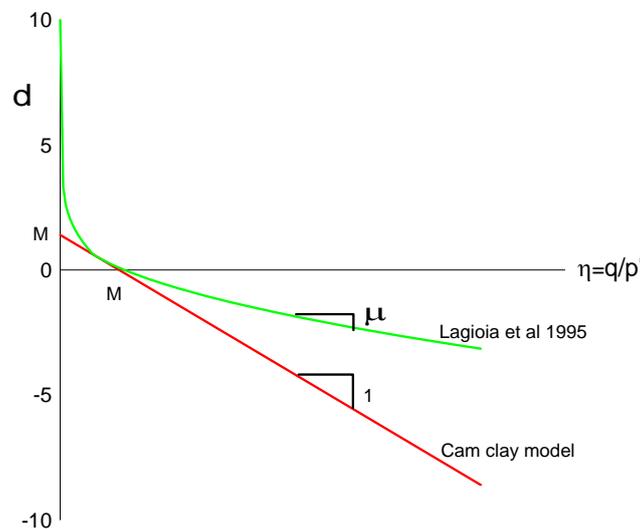
$$d = \mu(M - \eta) \left( \frac{\alpha M}{\eta} + 1 \right) \tag{10.2}$$

Donde  $\alpha$  y  $\mu$  son parámetros. Cuando  $\eta$  tiende a cero,  $d$  tiende a infinito y el potencial plástico llega a ser cercano a su cúspide. La forma de la relación de la dilatancia dada por la ecuación (10.2) es también indicada en la Figura 10.1 para una serie particular de parámetros. Los autores muestran que unos modelos elastoplásticos populares (Roscoe and Burland (1968), Sinfonietta Classica-Nova, (1988),(1991)); El modelo simple de endurecimiento de Lade and Kim (1988) son bien reproducidos por combinaciones particulares de los parámetros de la ecuación (10.2).

Rowe (1962) analizó la dilatación de materiales granulares y el efecto de las tensiones aplicadas. Él llegó a la conclusión, más tarde soportada por De Josselin de Jong (1976), que el parámetro de dilatación  $d$  podría ser escrito como:

$$d = 1 - \left( \frac{\sigma_1}{\sigma_3} \right) \frac{1}{K_{cr}} \tag{10.3}$$

donde  $K_{cr} = \tan^2 \left( 45 + \frac{\phi_{cr}}{2} \right)$  y  $\phi_{cr}$  es el ángulo de estado crítico. La relación de tensiones principales puede ser expresada como  $\frac{\sigma_1}{\sigma_3} = \frac{(3 + 2\eta)}{3 - \eta}$ . Por lo tanto, la ecuación de Rowe, como la ecuación (10.1) y (10.2), relaciona la dilatación con la relación de tensiones actual,  $\eta$ , y el valor límite,  $M$  (o  $\phi_{cr}$ ).



**Figura. 10.1 Dilatación en modelo Cam Clay y Lagioia et al (1995)**

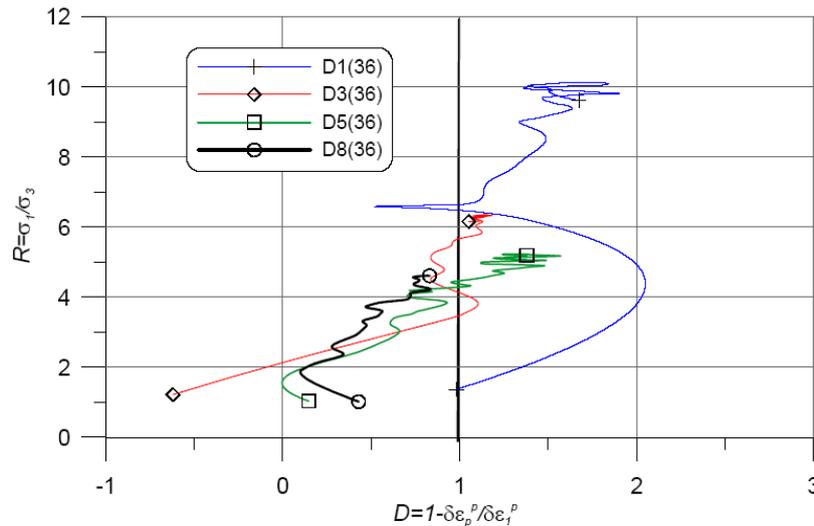
En ninguna de las ecuaciones (10.1), (10.2), y (10.3) hay una consideración explícita sobre la densidad del material, o, alternativamente, sobre la tensión de confinamiento. Diferentes densidades iniciales son implícitamente consideradas como materiales diferentes.

Wan and Guo (1998) modificaron la expresión de Rowe e introdujeron un parámetro,

$$\left( \frac{e}{e_{crit}} \right)^\alpha$$

donde  $e$  es la relación de vacíos actual,  $e_{crit}$  es la relación de vacíos

correspondiente en el estado crítico y  $\alpha$  es una constante, a tomar la densidad en cuenta. Aceptando esta propuesta, Chávez y Alonso (2003) y Chávez (2004) describen los resultados de ensayos triaxiales con succión controlada sobre la pizarra del pancrudo y examinaron el efecto de la succión sobre la dilatación. Algunos resultados son reproducidos en la Figura 10.2.



**Figura. 10.2 Dilatancia observada en cuatro ensayos triaxiales desarrollados en 0.1, 0.3, 0.5 y 0.8 MPa en una Humedad relativa constante de HR36% (Chávez, 2004)**

Nota que, cuando  $D = 1 - d = 1$ , una dilatancia cero (condiciones de estado crítico) son alcanzados. Los ensayos representados en la Figura 10.2 no alcanzaron las condiciones de estado crítico en todos los casos, pero ellos fueron lo suficiente cercanos. Los resultados fueron interpretados con la ayuda de una ecuación modificada de Wan y Guo, introduciendo la succión como una variable de control adicional y tomando las condiciones de estado crítico como una referencia.

Li and Dafalias (2000) expuso que las teorías de dilatancia clásicas no incluyen la contracción estática y cinemática de los contactos de las partículas, los cuales en términos prácticos implican que los efectos de la densidad y el nivel de tensiones no son adecuadamente incluidos. Superadas estas limitaciones ellos formularon la dilatancia en términos de un parámetro de estado  $\psi$  el cual expresa la diferencia entre la relación de vacíos actual y la relación de vacíos en el estado crítico:

$$d = d_1 \left( e^{m\psi} - \frac{\eta}{M} \right) \tag{10.4}$$

Donde  $d_1$ ,  $m$ , y  $M$  son los parámetros del material. Chiu and Ng (2003) adoptaron esta formulación para la fluencia de corte de su modelo constitutivo para suelos no saturados sencillamente reconociendo que los parámetros del material (y la línea de estado crítico) depende sobre la succión. La succión ahora llega a hacerse un parámetro de estado adicional. Ellos definen una ley adicional para la función de la superficie de fluencia de su modelo, haciendo estable que  $d = \infty$  cuando  $\eta = 0$ . Cecconi, Desimone et al. (2002) también crítico, sobre las bases de las observaciones experimentales, la relación uno a uno entre  $d$  y  $\eta$  implicada por los modelos clásicos de dilatancia. Su estudio centrado sobre la trituración de granos de suelos piroclásticos y sus implicaciones. Ellos interpretaron que la trituración de granos conduce a una evolución progresiva de los parámetros del material semejante a  $M$  y  $m$  en la ecuación (10.2). En su modelo elastoplástico de degradación inducido por la trituración de partículas se producen deformaciones plásticas acumuladas.

Datos de dilatancia en conexión con ensayos de succión controlada en suelos han sido reportados en varios artículos. Algunos resultados de los ensayos triaxiales reportados

por Cui and Delage (1996) sobre arena Jossigny compactada son mostrados en la Figura 10.3. Para un valor constante de  $\eta = 1$ , un efecto significativo de las tensiones de confinamiento y succión fueron medidas. La dilatancia decrece como las medidas de tensiones se incrementa y la succión decrece. Mas tarde, Cui and Delage (1998) propusieron una ecuación simple de dilatancia:

$$d = \mu\eta + \alpha \tag{10.5}$$

Donde  $\alpha$  depende sobre la presión de confinamiento de la célula. La ecuación (10.5), sin embargo, falla al reproducir los valores infinitos de  $d$  asociado con cargas isotropas. El parámetro  $\mu$  fue encontrado a depender linealmente con la succión.

Ng and Zhou (2005) desarrollo ensayos de corte directo con succión controlada sobre un suelo residual compactado de granito y encontró que la dilatancia máxima depende fuertemente sobre la succión y la densidad. Futuros ensayos con succión controlada sobre una arcillas expansiva fueron reportados por Zhan and Ng (2006). Ensayos de corte directo no son muy prácticos a obtener relaciones generales para la dilatancia, pero ellos también indican que la succión conduce a incrementos negativos de los índices de la dilatancia.

Cattoni, Cecconi et al. (2005) ha recientemente reportado los resultados de ensayos triaxiales con succión controlada sobre una arena limosa. En su análisis la tensión de confinamiento  $p$  también incluye los efectos de la succión a través de la ecuación de tensiones efectivas de Bishop. Sus gráficos de dilatancia vs  $\eta$  muestran también el papel de  $p$  a impedir la dilatancia. Ellos también encontraron que la dilatancia in suelos cementados solamente se desarrolla significativamente, una vez que la resistencia pico es alcanzada.

Las reglas de flujo plástico son por lo tanto mas complicadas que las sugeridas por las ecuaciones (10.1), (10.2), (10.3) o (10.5). En este capítulo, las medidas de dilatancia desarrolladas sobre ensayos triaxiales de gran escala con succión desarrollados sobre una grava caliza dura son reportados. La pizarra del pancrudo (Figura 10.2), ensayada previamente, fue un material de escollera de baja calidad, actualmente esta siendo usada en la construcción de los hombros de una presa de tierra y escollera. Hubo un interés, sin embargo, en ensayar un material duro, de muy baja porosidad. Este material es generalmente usado como balasto en la construcción y mantenimiento en vías de ferrocarril. Los efectos de capilaridad sobre esta roca no son importantes y por lo tanto los efectos inducidos por la succión son relacionados a la rotura de las partículas y al fenómeno de propagación de grietas.

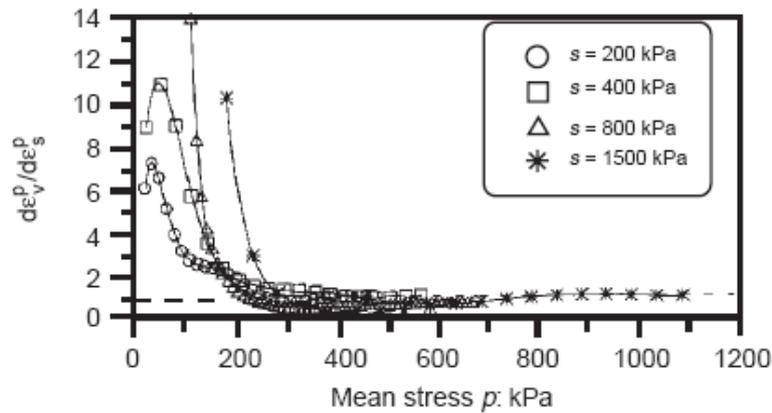
## 10.2 Ensayos triaxiales con succión controlada sobre el material calizo

El material friccionante es una grava con tamaños en el rango de 40-1.2 mm. La Figura 10.4 muestra una fotografía de uno de los especímenes ensayados. Algunos parámetros de identificación de la roca son dados en la tabla 10.1.

Tabla 10.1 Parámetros del material calizo

Peso volumétrico	Gravedad específica de solidos	Relación de vacíos	Resistencia a la compresión simple
17.73 kN/m <sup>3</sup>	2.7	0.544-0.548	150 MPa

Los ensayos fueron desarrollados en una célula triaxial de doble pared descrita en Chávez (2004). La Humedad relativa dentro de los especímenes fueron mantenidas por medidas de un flujo de aire húmedo. La humedad relativa fue medida por medidas de un hidrómetro capacitivo localizado en el circuito de aire húmedo en un punto cercano en el espécimen.



**Figura. 10.3** Ensayos triaxiales desarrollados por Cui y Delage (1996) sobre un limo Jossigny compactado. Medidas de dilatancia para un valor constante de  $\eta=1$ . Efecto de la tensión de confinamiento y la succión



**Figura. 10.4** Grava caliza ensayada

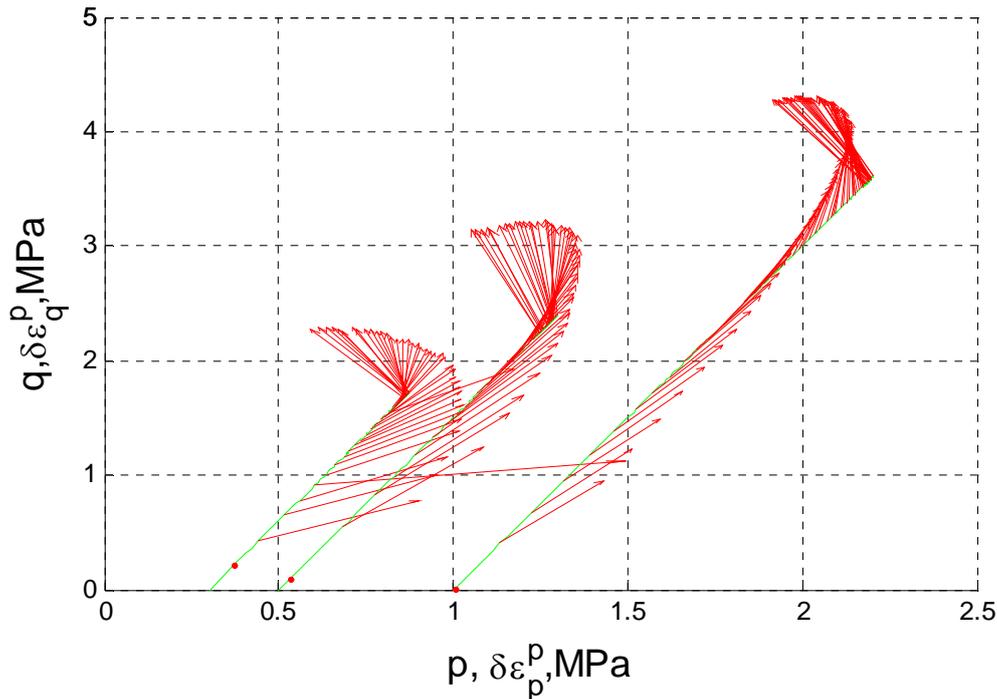
El cambio de volumen fue medido por transductores locales por medidas de tres anillos localizados en tres diferentes secciones horizontales. El volumen instantáneo de la muestra fue adecuadamente calculado por una interpolación suave a través de sus medidas.

Independientemente, el cambio de volumen fue medido por un transductor diferencial de presión midiendo la variación del nivel de agua dentro de la cámara interior. Los especímenes fueron compactados en seis capas bajo una energía de compactación equivalente a la energía proctor estándar. La membrana de neopreno utilizada tiene una capa interior especial para reducir la fricción en los contactos de la membrana con las partículas. Las cargas verticales y deformaciones verticales fueron medidas dentro de la célula.

La Figura 10.5 muestra la trayectoria de tensiones seguida y la resistencia no lineal estimada desarrollada para los ensayos desarrollados en HR50%. Las deformaciones plásticas desarrolladas en especímenes de grava compactadas durante la trayectoria de tensiones totales. Los vectores de deformación plástica han sido dibujados en la Figura 10.5, durante la carga desviadora. Puede ser visto que desarrollos de la dilatación (negativa) solo en la proximidad de las condiciones de resistencia límite.

La Figura 10.6 muestra el comportamiento tensión-deformación volumétrica de los ensayos desarrollados a una humedad relativa de 50% y variando la tensiones de confinamiento. Resultados adicionales para HR10% son mostrados en la Figura 10.7. En alguna etapa durante el ensayo los especímenes fueron humedecidos y la HR fue incrementada a 100% (sin cambiar el índice de deformación vertical). El índice de la deformación volumétrica cambio en el sentido del incremento del índice de compresión (colapso) y reduciendo el índice de dilatación. Como un resultado, las tensiones desviadoras decrecen de pronto pero mas tarde se recuperan otra vez como la deformación vertical impuesta se incrementa. La resistencia límite final corresponde a la condición saturada (HR100%).

La Figura 10.6 y 10.7 muestra que los especímenes comprimen volumétricamente durante la mayoría de la curva de carga. La dilatación se desarrollada cuando el espécimen esta cercano a las condiciones límite. Es importante notar también que los ensayos triaxiales sobre especímenes de grava muestran un comportamiento dúctil, aun si el "suelo" ha sido bien compactado. Hay al menos dos razones para este comportamiento: la rotura continua de partículas durante la deformación y las dimensiones relativas del tamaño del espécimen y dimensiones de las partículas, la cual evitan la deformación de localización. Es conveniente notar que la dilatación mantiene relativamente índices altos en el final del ensayo, en grandes deformaciones verticales. En prácticamente no todos los casos de la serie de ensayos triaxiales desarrollados una condición cercana a estado crítico pudo ser encontrado. Esto es ilustrado en la Figura 10.8, la cual muestra las medidas de la relación de vacíos en las trayectorias de tensiones de los tres ensayos desarrollados en HR50%. El dibujo muestra la compresión volumétrica observada durante la mayoría de la etapa de corte y el desarrollo rápido de la dilatación en el fin del ensayo. Sin embargo, los ensayos están lejos de alcanzar una condición de volumen constante. Por lo tanto, las condiciones del estado crítico no pudieron ser definidas en este caso. Estos resultados fueron esencialmente repetidos cuando otros ensayos bajo diferentes HR (10%, 100%) fueron desarrollados.

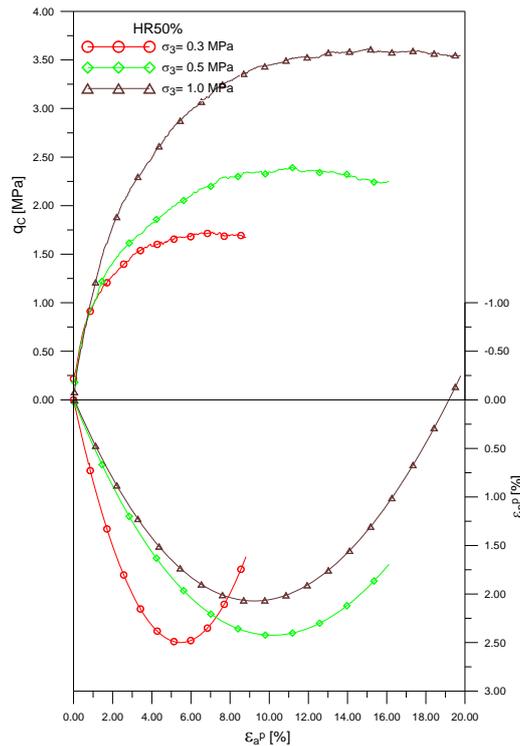


**Figura. 10.5** Trayectorias de tensiones y vectores de los incrementos de deformación de corte y volumétrica plástica en ensayos triaxiales desarrollados en HR50%

En la pizarra más compresible del pancrudo, en la cual las partículas elongadas rompían más fácilmente, las condiciones del estado crítico pudieron ser encontradas en ensayos triaxiales desarrollados en el mismo equipo (visto Figura 10.2, Chávez 2004). La dureza natural de las partículas calizas es aparentemente la razón para el cambio en comportamiento. Presumiblemente, si ensayamos en un equipo más grande, tanto que la relación de diámetro de espécimen a tamaño de la partícula crece drásticamente, la grava caliza debería presentar un comportamiento diferente. Este resultado impide la referencia al estado crítico cuando se describe la dilatancia de la grava ensayada.

### 10.3 Dilatancia

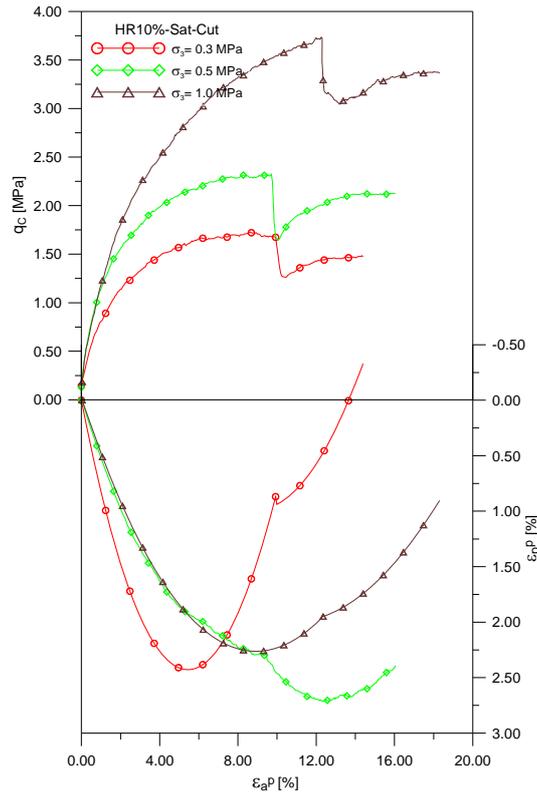
Considerando primero los dibujos de la dilatancia en el cual  $d$  es representado contra la deformación axial. En la Figura 10.9 muestra un dibujo para dos series de ensayos desarrollados bajo HR50% y HR10% respectivamente. En la segunda serie de ensayos, HR fue incrementada a 100% cuando la deformación vertical fue alta (mas que 8%). La referencia cero para la deformación axial, es el principio de la aplicación de la carga desviadora. Un esperado, comienzo de la dilatancia en un valor positivo alto y decrece rápidamente como se incrementa la deformación. Sin embargo, valores negativos son alcanzados después de una gran acumulación de deformaciones axiales. La tensión de confinamiento controla también el índice de dilatancia: bajas tensiones de confinamiento tienden a altos índices de dilatancia.



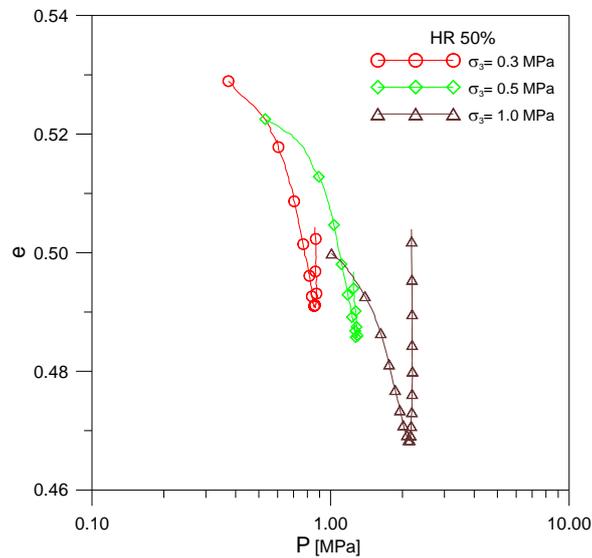
**Figura. 10.6. Ensayos triaxiales con succión controlada sobre una grava caliza compactada. HR=50%**

Para una más fundamental evaluación, siguiendo entendimientos tradicionales, los dibujos de índice de dilatancia  $d$  en términos de la relación de tensiones  $\eta/M$  ha sido preparado para la serie de ensayos triaxiales con succión controlada desarrollado (Figura 10.10). Debido a la curvatura de la envolvente de la resistencia, el valor de  $M$  varía el ensayo particular considerado. Los índices de dilatancia, tienen inicialmente un valor positivo alto, que decrece con la relación de tensiones y alcanza un valor de cero para los estados de tensiones cercanos a la resistencia de corte en la mayoría de los casos. El efecto fuerte de las tensiones de confinamiento domina en el dibujo. Incrementos de tensiones de confinamiento decrece el (positivo) índice de dilatancia. En comparación, el efecto de HR para esta grava fuerte es menos marcada.

Sin embargo, este tipo de dibujo no es muy útil a interpretar la etapa de la dilatancia negativa porque acumulaciones de dilatancia en un valor constante esencial de  $\eta$ . Este es especialmente claro cuando a considerar el valor normalizado  $\eta/M$  en la Figura 10.10. La dilatancia está todavía activa en el final del ensayo pero se incrementa en un valor constante  $\eta/M = 1$ . Todos los ensayos desarrollados, independiente de las tensiones de confinamiento y la succión, son sobrepuestos en el final del dibujo mostrando en la Figura 10.10



**Figura. 10.7** Ensayos triaxiales con succión controlada sobre una grava caliza compactada para inicialmente HR=10%. La HR fue incrementada a 100% en un estado avanzado de deformación



**Figura. 10.8** Ensayos triaxiales con succión controlada sobre una grava compactada en HR=50%. Medidas de tensiones y volumen específico durante el corte triaxial

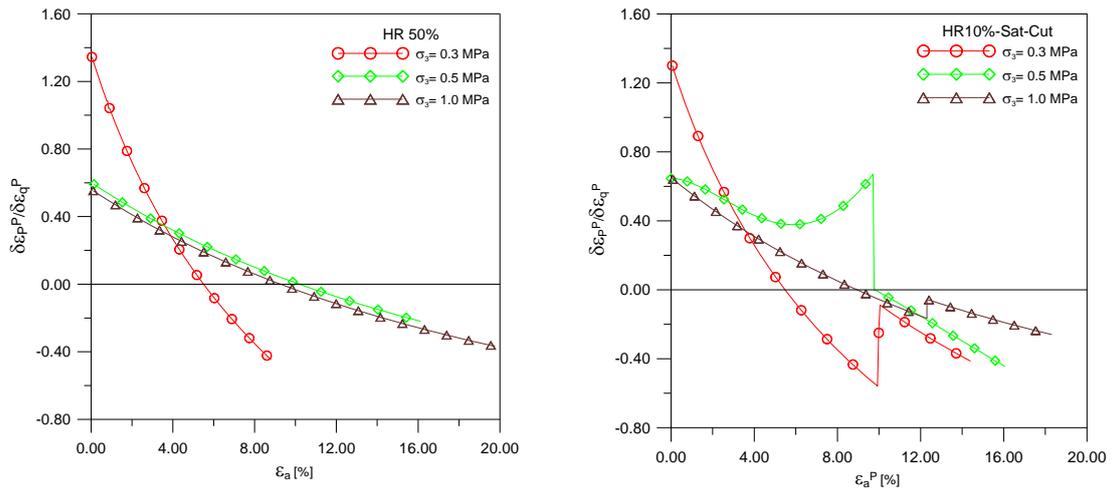


Figura. 10.9. Medidas de dilatancia en ensayos triaxiales sobre una grava caliza compactada en HR=50% (izquierda) y HR10% (HR fue incrementada a 100% en un avanzado estado de deformación) (Derecha)

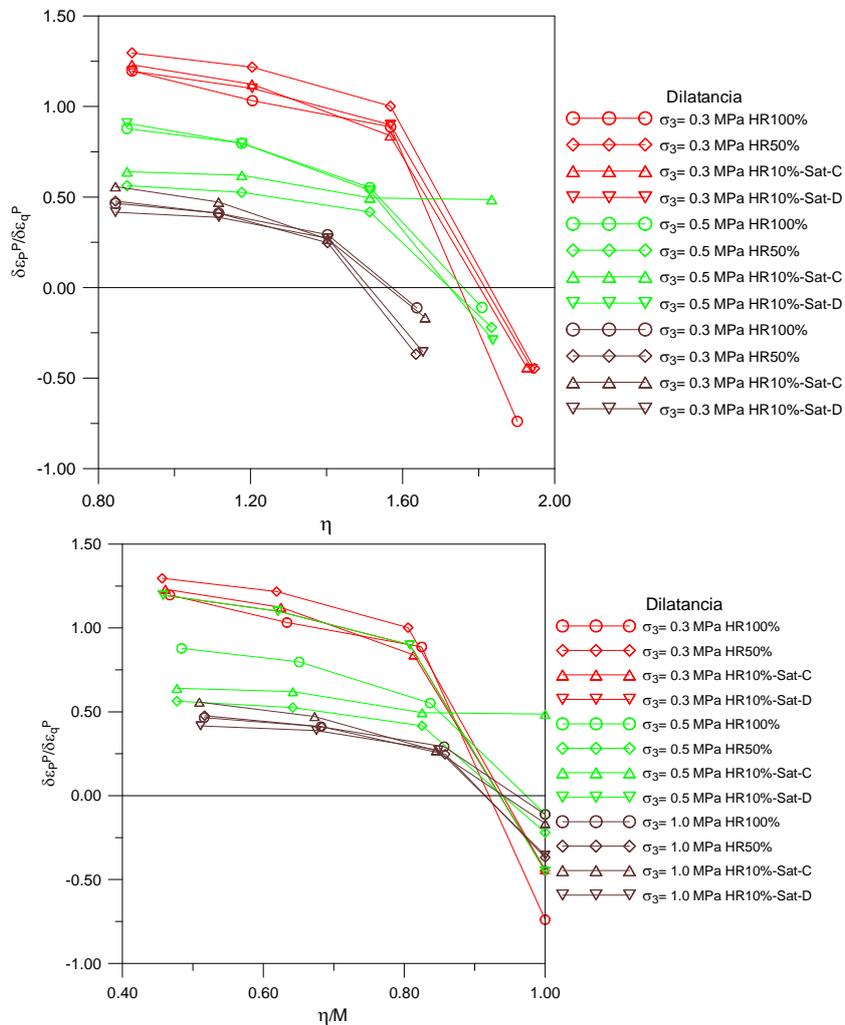
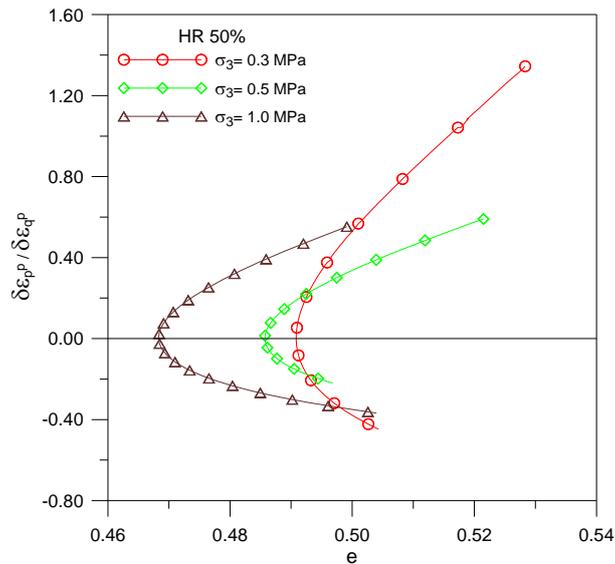


Figura. 10.10 Índice de dilatancia  $d$ , vs relación de tensiones,  $\eta$  y relación de tensiones normalizada,  $\eta/M$ , para la serie de ensayos triaxiales desarrollados sobre una grava caliza compactada

Un intento ha sido hecho a introducir un parámetro de estado, la relación de vacíos, a explicar el índice de dilatancia observado. Sin embargo, la relación de vacíos del espécimen ensayado, antes de la aplicación de las cargas desviadoras, fue muy similar por causa de la baja compresibilidad isótropa del material. Durante el ensayo (Figura 10.11 para HR=50%) la relación de vacíos disminuye primero y después se incrementa. Para una  $e$  dada (y tensión de confinamiento), dos índices de dilatancia (positivo y negativo) pueden ser encontrados. Si las dificultades a encontrar un estado crítico en este material son adicionadas, es concluido que la relación de vacíos no ayuda en este caso a modelar los resultados medidos.



**Figura. 10.11. Índice de dilatancia  $d$ , vs relación de vacíos actuales y tensiones de confinamiento para ensayos triaxiales desarrollados en HR=50%**

En un agregado grueso, las deformaciones integran dos fenómenos: la rotura de partículas y los contactos; así como la reorganización de la estructura granular por medio de rotación y desplazamientos de partículas. Los índices de dilatancia positivos medidos durante los procesos de carga son una indicación del efecto dominante de la rotura de contactos y partículas durante el incremento de la relación de tensiones. Por otro lado, el efecto dominante de la tensión de confinamiento y la deformación vertical en todos los casos, sugieren que el trabajo de entrada dentro del espécimen puede ser una variable apropiada a integrar los procesos de tensiones y deformaciones que toman lugar en la grava. El trabajo plástico utilizado durante el ensayo,  $W^p$ , ha sido calculado a lo largo de la trayectoria de tensiones. La dilatancia fue inicialmente dibujada contra  $W^p$  para los diferentes ensayos desarrollados, pero el efecto de los valores actuales de  $p$  fueron todavía significantes. Futuras regularización es conseguida si el trabajo plástico es normalizado con respecto a las medidas de tensiones (Figura 10.12).

Sin embargo, la dilatancia no puede ser hecha depender solo sobre el trabajo plástico. De hecho, en una trayectoria isótropa la acumulación del trabajo plástico conduciría hacia una reducción continua de la dilatancia, si los dibujos en la Figura 10.12 son aceptados como un marco general. Es claro que bajo cargas isótropas, independientemente del trabajo de entrada en el espécimen, el índice de dilatancia debería mantener un valor infinito (solo deformaciones volumétricas plásticas son inducidas).

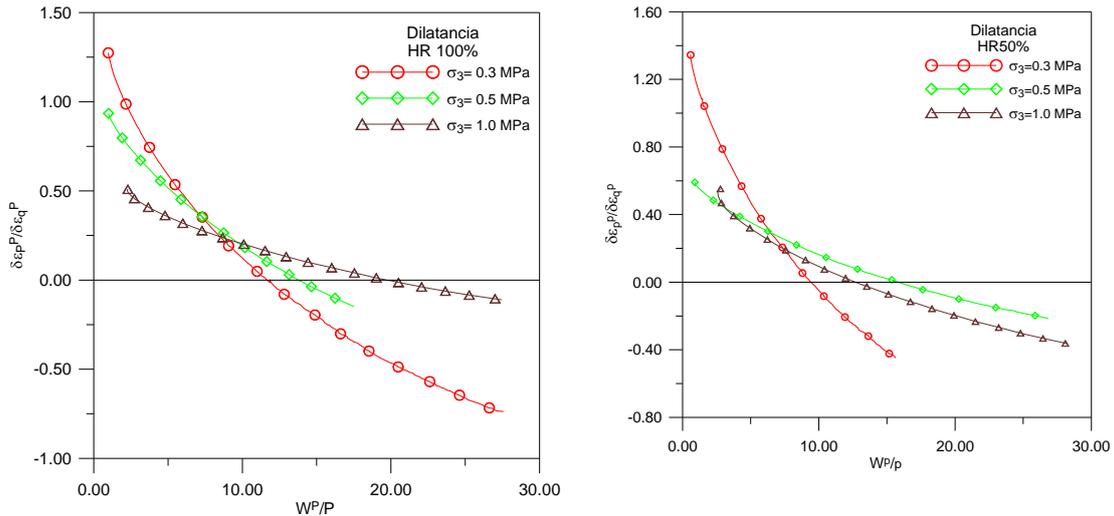


Figura. 10.12. Índice de dilatancia  $d$ , vs trabajo plástico normalizado,  $W^p / p$ , y tensiones de confinamiento para ensayos triaxiales desarrollados en HR=100% y HR50%

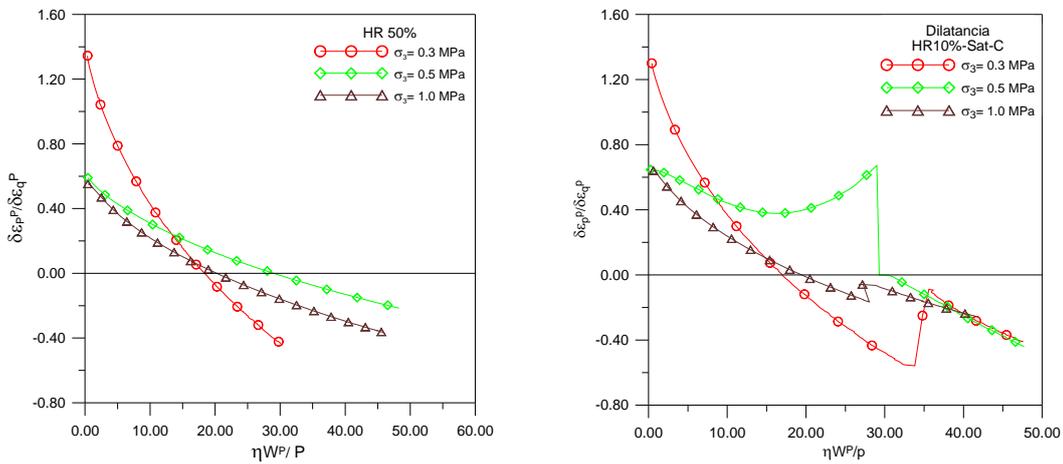


Figura. 10.13. Índice de dilatancia,  $d$ , vs variable normalizada  $\eta \cdot \frac{W^p}{p}$  para ensayos triaxiales desarrollados en HR=50% y HR=10%

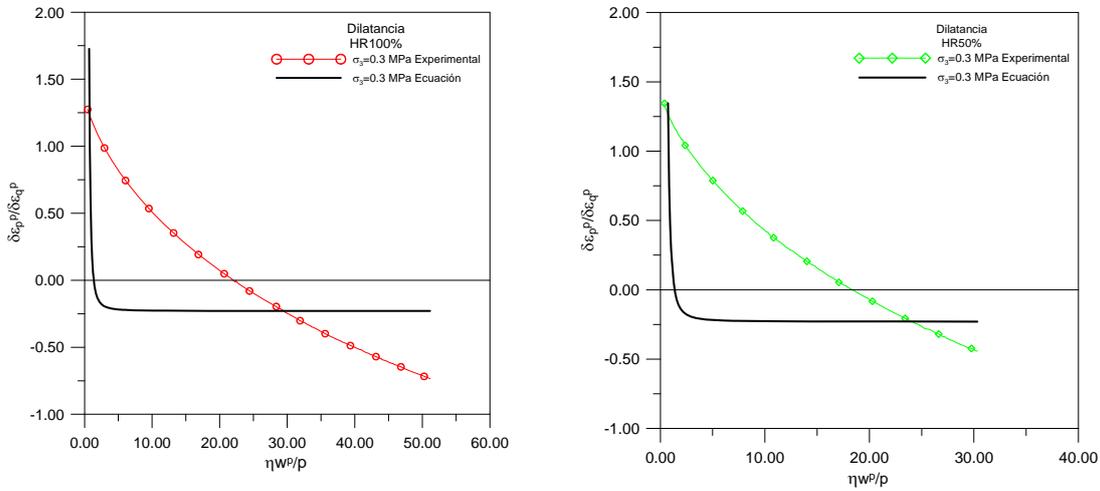
Estas consideraciones condujeron a la propuesta de las relaciones de la dilatancia teniendo la forma:

$$d = f\left(\eta \cdot \frac{W^p}{p}, s\right) \tag{10.6}$$

Donde  $S$  es la succión total. La dilatancia ha sido dibujada en función de la variable  $\eta \cdot \frac{W^p}{p}$  en la Figura 10.13 para ensayos triaxiales desarrollados a HR=50% y HR=10%.

Todos los ensayos desarrollados vistos ahora a ser dibujados en una relación de dilatancia común. Si solo las trayectorias de tensiones isotropas son aplicadas,  $\eta = 0$ , e independientes del trabajo de entrada en el agregado, (positivo) la dilatancia mantiene un valor infinito. Cuando  $\eta$  se incrementa, dilatancia tiende hacia valores negativos pero es necesario alcanzar valores relativamente altos del trabajo plástico de entrada o realmente provocar dilatancia negativa. El efecto de las tensiones de confinamiento, en

el sentido de impedir la dilatancia cuando se incrementa, es también incluido en el parámetro adimensional  $\eta \cdot \frac{W^p}{p}$ .

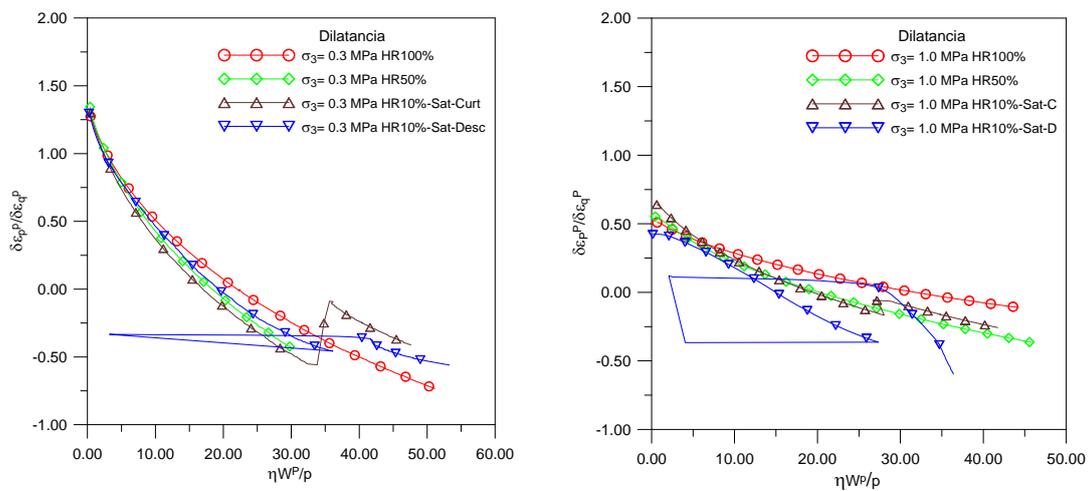


**Figura. 10.14. Comparación de las medidas de dilatancia y predicción a través de la ecuación (10.7) para ensayos triaxiales en HR=100% y HR=50% respectivamente**

Los dibujos en la Figura 10.13 sugiere que ecuación empírica de dilatancia del tipo:

$$d = \left( \alpha + \frac{\beta}{\left( \eta \cdot \frac{W^p}{p} \right)^2} \right)^2 - \beta^2 \quad (10.7)$$

Donde  $\alpha$  y  $\beta$  son parámetros constantes que pueden reproducir las medidas de la dilatancia. Una comparación de los cálculos usando la ecuación (10.7) y sus medidas es dada en la Figura 10.14 para dos series de ensayos triaxiales desarrollados a HR=100% y HR=50%, respectivamente.



**Figura. 10.15 Efecto de la humedad relativa sobre el índice de dilatancia para dos series de ensayos triaxiales ( $\sigma_3 = 0.3$  y  $1.0$  MPa respectivamente)**

El efecto de la succión sobre la dilatancia es pequeño en la caliza dura ensayada. Los ensayos desarrollados a la misma tensión de confinamiento para diferentes succiones son comparados en la Figura 10.15. A pesar de la influencia limitada, cuando la succión se incrementa, la dilatancia también se incrementa. Sin embargo, para el rango extremo de succión ensayado (HR=10% es equivalente a una succión total de 317.19 MPa) la dilatancia mantiene valores similares.

Los resultados de esa dilatancia negativa tienden a ser altos (en términos absolutos) cuando la succión es alta ha sido encontrado cuando el corte en suelos no saturados (Cui and Delage 1996), (Ng and Zhou 2005), (Cattoni, Cecconi et al. 2005). Un resultado similar fue también encontrado por Chávez and Alonso (2003), Chávez (2004) cuando ensayaron especímenes de grava compactada de la pizarra pancrudo. La explicación para este comportamiento, en el caso de los agregados granulares, es que a bajas HR hacen las partículas más fuertes las cuales, tienden a la dilatación. Sin embargo, en el caso de los agregados duros ensayados, pequeñas variaciones en la densidad del espécimen o en los arreglos particulares de granos pueden ser tan significantes como la succión aplicada. El efecto de la succión sobre la grava caliza dura ensayada puede ser observada en mayor detalle en la Figura 10.16, la cual proporciona la variación de  $d$

con la succión para un valor constante de la variable de control  $\eta \cdot \frac{W^p}{p}$ . Con la

excepción de el ensayo desarrollado en  $\sigma_3 = 0.5$  MPa, los datos indican un incremento del índice de dilatancia (negativo) con el incremento de succión. La ecuación (10.7) puede ser usada a tomar esta pequeña influencia en cuenta sencillamente haciendo  $\alpha$  y  $\beta$  función de la succión.

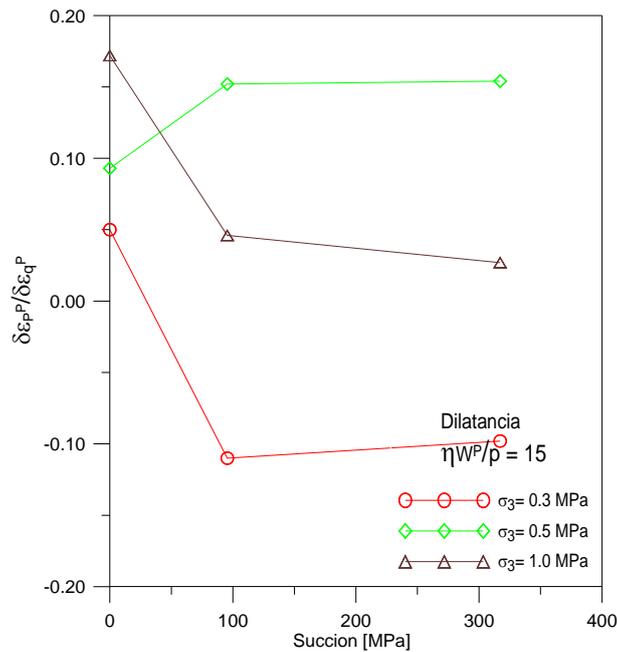
## 10.4 Resumen y conclusiones

Ensayos triaxiales de gran diámetro con succión controlada han sido desarrollados sobre especímenes compactados de una grava caliza. El capítulo fue centrado sobre el desarrollo de la dilatancia durante el corte.

Varias conclusiones son obtenidas:

La dilatancia fue todavía activada en el final de los ensayos desarrollados, cuando las deformaciones axiales fueron altas (excediendo 15%). Las condiciones del estado crítico no pudieron ser encontradas.

El marco conceptual común de la dilatancia siendo una función de las relaciones de tensiones actuales y las relaciones de tensiones límite esta lejos de ser apropiado a describir el comportamiento de los agregados ensayados. En particular, la mayoría de la dilatancia observada toma lugar en una relación de tensiones constantes, muy cercana o en el estado límite. Por esta razón, la variable  $\eta$  tiene capacidad de selección limitada a describir la dilatancia.



**Fig. 16. Variación de las medidas de los índices de dilatancia con la humedad relativa para un valor constante de el parámetro de control  $\eta \cdot \frac{W^p}{p}$**

Ha sido encontrado que el trabajo plástico de entrada dentro del espécimen como el promedio de las tensiones debería ser introducido a describir las medidas de dilatancia para el rango de la relación de tensiones y las presiones de confinamiento aplicadas en los ensayos. El trabajo plástico puede explicar la cantidad de rotura de las partículas y contactos que ocurre dentro del suelo, un fenómeno el cual es creído a controlar, una gran extensa dilatancia.

La dilatancia puede ser descrita por una variable la cual combina la relación de tensiones, el trabajo plástico y las medidas de tensiones. Relacionadas de forma:

$$d = f\left(\eta \cdot \frac{W^p}{p}, s\right)$$

Proporcionando una descripción razonable de los ensayos desarrollados. La succión tiene un efecto limitado sobre la medida de la dilatancia. En cualquier caso, sus efectos, aunque notable y, en términos generales consistentes con observaciones en otros ensayos con succión controlada en suelos y gravas débiles, es sustancialmente pequeña que el resto de las variables mencionadas.

### 10.5 Referencias

Alonso E.E., Olivella S. and Pinyol, N. M. (2005) A review of Beliche Dam. Géotechnique 55, No.4: 267-285.

Cattoni, E. Cecconi, M. Jommi, C. (2005) Soil dilatancy and suction: some remarks on their mutual effects on the shear strength of granular soils. Proceedings of the eleventh international conference on computer methods and advances in Geomechanics. Torino, Italy, 19-26.

Cecconi, M. DeSimone, A. Tamagnni, C. and Viggiani, M. B. G. (2002) A constitutive

- model for granular materials with grain crushing and its application to a pyroclastic soil. *International journal for numerical and analytical methods in Geomechanics*, 26:1531-1560
- Chávez, C. and Alonso, E.E. (2003) A constitutive model for crushed granular aggregates which include suction effects. *Soils and Foundations*, Vol. 43 No.4: 215-227.
- Chávez, C. (2004), Estudio del comportamiento triaxial de materiales granulares de tamaño medio; con énfasis en la influencia de la succión. Tesis doctoral Universidad Politécnica de Cataluña, España.
- Chiu, C. F. and Ng, C.W.W. (2003) A state-dependent elasto-plastic model for saturated and unsaturated soils. *Géotechnique* 53, No. 9: 809-829.
- Cui, Y.J, and Delage, P. (1998) Plastic flow of an unsaturated compacted silt. *Proceedings of the second international conference on unsaturated soils*. Beijing, China, Vol.1: 467-472.
- De Josselin de Jong, G. (1971) Rowe's stress-dilatancy relation based on friction, *Géotechnique* 26(3): 527-534.
- Kim, M.K. and Lade, P. V. (1988) Single Hardening constitutive model for frictional materials. I. Plastic potential function. *Computers and Geotechnics*, Vol. 5: 307-324.
- Lade, P. V. and Kim, M. K. (1988) Single hardening constitutive model for frictional materials.II. Yield criterion and plastic work contours. *Computers and Geotechnics* 6 13-29.
- Nova, R. (1991), A note on sand liquefaction and soil stability. *Conf. Constitutive Laws for Engineering Materials*, ASME Press, Tucson, AZ.
- Nova, R. (1988) Sinfonietta classica: an exercise on classical soil modeling. *Proc. Int. Symp. Constitutive Eq. for Granular Non-Cohesive Soils*: 501-520. Balkema-Rotterdam, Cleveland.
- Lagioia R., Puzrin A. M. and Potts D. M. (1996) A new Versatile expression for yield and plastic potential surfaces. *Computers and Geotechnics*, Vol. 19, No. 3: 171-191.
- Li, X. S. and Dafalias, Y. F. (2000) Dilatancy for cohesionless soils. *Géotechnique* 50, No. 4: 449-460.
- Oldecop, L. and Alonso, E. E. (2001) A model for rockfill compressibility. *Géotechnique* 51(2): 127-140.
- Oldecop, L. (2000) Compresibilidad de escolleras influencia de la humedad". Tesis doctoral Universidad Politécnica de Cataluña, España.
- Roscoe, K. H. and Burland, J. B. (1968) On the generalised stress strain behaviour of "Wet" clay. *Engineering plasticity*: 535-609. Cambridge University Press, Cambridge.
- Rowe, P. W. (1962) The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an essembly of particles in contact. *Proc. Roy. Soc. London A269*: 500-527.
- Schofield, A.N. and Wroth, C.P. (1968) *Critical state soil mechanics*. McGraw Hill. London.
- Wan R. G. and Guo P. J. (1998) A simple constitutive model for granular soil: Modified stress-dilatancy approach, *Computers and Geotechnics*, vol. 22, No.2: 109-133.
- Zhan, T.L.T and Ng, C.W.W. (2006) Shear strength characteristics of an unsaturated expansive clay. *Canadian Geotechnical Journal*, 43: 751-763.



# CAPITULO 11

## CONCLUSIONES GENERALES Y FUTURAS LÍNEAS DE INVESTIGACION

### 11.1 Conclusiones

#### 11.1.1 Introducción

El comportamiento del material granular estudiado en esta investigación depende principalmente de su geología, forma, tamaño, textura, densidad, resistencia, estado de tensiones, y de la succión total (o humedad relativa) en los poros de la roca.

Las grandes deformaciones observadas en los materiales granulares se debe a la rotura de las partículas de la roca en los puntos de los contactos altamente tensionados, produciéndose el reacomodo de la estructura hacia una posición más estable. Se observó que una granulometría uniforme (mal graduada), y por ende con partículas sujetas a mayores tensiones de contacto, produce un material más compresible y con menor resistencia al corte, que una granulometría no uniforme (bien graduada).

La humedad relativa dentro del material es el factor que más influye sobre la magnitud de las deformaciones diferidas en el tiempo de colapso por inundación. Se comprobó que dos probetas del mismo material, una cargada a la humedad inicial y luego inundada baja tensión constante; la otra inundada y luego cargada a la misma tensión que la primera, alcanzan una deformación final similar.

En años recientes, en el Departamento de Ingeniería del Terreno de la UPC se ha estudiado el comportamiento de los materiales granulares gruesos con técnicas de control de succión (Oldecop (2000), Chávez (2004)). Dichos estudios se desarrollaron sobre un material de pizarra en condiciones triaxiales y edométricas, aplicando la técnica de equilibrio de vapor para el control de la succión, que permiten obtener la resistencia al corte y la compresibilidad a diferentes humedades relativas o succiones totales.

Esta Tesis continúa con dichos estudios, para evaluar la influencia de la succión o la humedad relativa sobre otros materiales de mayor dureza. Por ello se decidió investigar y caracterizar el comportamiento de un material granular calizo de alta resistencia y baja porosidad. Se realizaron ensayos triaxiales y edométricos, partiendo de condiciones similares a ensayos anteriores: granulometrías, energía de compactación y técnicas de aplicación de succión. Con ello se obtiene una referencia de comparación entre la caracterización del material de pizarra sensiblemente de menor calidad y el material calizo de alta resistencia. De esta manera se determina la influencia de la succión sobre un material de baja porosidad y alta resistencia.

### 11.1.2 Estado del conocimiento

Los estudios realizados anteriormente para determinar el comportamiento tensión-deformación se desarrollaron en arenas a altas tensiones, en las cuales es posible definir un estado crítico. Este planteamiento hipotético se ha utilizado en la modelación de materiales granulares a bajas tensiones de confinamiento, el cual contrasta con los altos índices de dilatación medidos al final de los ensayos.

Los materiales granulares utilizados en las estructuras de escolleras presentan grandes dimensiones, por lo que no es posible estudiarlos mediante ensayos de laboratorio. Una manera apropiada para su estudio es mediante un escalado de la granulometría de campo, a través de una granulometría paralela.

El principal factor que afectan la resistencia al corte y la compresibilidad de los materiales granulares gruesos es la rotura de partículas, que se activa por la variación de la humedad relativa dentro del material. Oldecop y Alonso (2001) estudiaron la compresibilidad de un material de pizarra variando la humedad relativa, observando deformaciones instantáneas y diferidas en el tiempo relacionadas con la rotura de partículas. De este estudio se planteó un modelo constitutivo de tipo fenomenológico, que toma en cuenta la influencia de la humedad relativa. Chávez y Alonso (2003) estudiaron la resistencia al corte del mismo material de pizarra realizando ensayos triaxiales a succión constante. Estos autores obtuvieron una gran variación de la resistencia al corte entre los estados secos y saturados. De esta investigación se planteó un modelo constitutivo elastoplástico, que utiliza algunas ideas del estado crítico, tales como las desarrolladas para arenas por Wan y Guo (1999).

El comportamiento de los materiales granulares gruesos está asociado a fenómenos diferidos, que dependen directamente de la rotura y la succión en los poros de las partículas. Alonso, Olivella et al. (2005) presentaron una formulación viscoelastoplástica para la modelación del comportamiento en la etapa de construcción y puesta en operación de la presa de Beliche. El modelo de escolleras para condiciones triaxiales propuesto es una extensión del modelo constitutivo presentado por Oldecop y Alonso (2001), utilizando una superficie de fluencia y un potencial plástico como el propuesto para el BBM (Alonso et al. 1990). El modelo se implementó en CODE\_BRIGHT teniendo en cuenta el análisis acoplado de flujo-deformación, que permite simular correctamente el humedecimiento parcial o total de los materiales granulares.

### 11.1.3 Descripción de equipos y técnicas experimentales utilizadas en esta investigación

Se utilizaron tres equipos de laboratorio para el desarrollo de esta investigación, que están diseñados y construidos específicamente para reproducir las condiciones ambientales de los materiales granulares (equipo triaxial estático de escolleras Chávez (2004), edómetro de escolleras Oldecop (2000) y equipo triaxial cíclico). Los equipos tienen la particularidad de permitir variar gradualmente la humedad relativa dentro del material, realizando de esta manera trayectorias de secado o humedecimiento.

Los estudios experimentales determinan que el comportamiento mecánico de los materiales granulares gruesos (tipo caliza) depende de la acción del agua dentro de sus poros. También se observó que a medida que se aumentaba la humedad dentro de las

probetas disminuía la magnitud de colapso por inundación. La técnica empleada en esta Tesis para variar gradualmente la humedad del material es la de equilibrio de vapor o control de la humedad relativa. De esta manera se permite que un líquido alcance el equilibrio termodinámico con su vapor. La presión parcial del vapor y la succión total están relacionadas por la relación psicrométrica (Coussy 1995). El transporte de agua se realiza en forma de vapor de agua a través del aire, por advección o por difusión molecular. El control de humedad se hace introduciendo dentro de un sistema cerrado una solución de un compuesto químico. El aire del sistema en contacto con la superficie de la solución, tiende a una humedad relativa de equilibrio, que es función del tipo de sal aplicada, de su concentración y de la temperatura.

#### **11.1.4 Material utilizado en esta investigación. Protocolo de ensayos y trayectorias tensionales**

Los estudios experimentales desarrollados por Oldecop y Alonso (2001) y Chávez y Alonso (2003) sobre la influencia de la succión en el comportamiento tensión-deformación de los materiales granulares, Sirven como referencia para el desarrollo de un proyecto experimental en donde se estudia la resistencia al corte y la compresibilidad de un material calizo de baja porosidad y alta resistencia comúnmente utilizado en las obras de ingeniería. Esta nueva experimentación sirve para determinar los nuevos parámetros de los modelos constitutivos desarrollados por Oldecop y Alonso (2001), Chávez y Alonso (2003) en el material calizo. De esta manera es posible comparar el comportamiento de los materiales frente a las variaciones de humedad dentro de los poros de la roca.

La capacidad para almacenar o perder agua un material está determinada mediante la curva de retención. En el material calizo se determinó la curva de retención mediante diferentes técnicas de control de succión: para altas succiones se empleo la técnica de transferencia de vapor. Las succiones intermedias se determinaron mediante la técnica de traslación de ejes. Las succiones bajas se determinaron mediante la técnica de la columna de agua negativa.

Se realizó una amplia campaña de experimentación con la finalidad de estudiar el comportamiento tensión-deformación del material calizo bajo trayectorias triaxiales y edométricas con control de la succión. También fue posible determinar la influencia de diferentes factores que afectan directamente la compresibilidad y la resistencia al corte del material calizo en estudio: granulometría, densidad del material, velocidad de deformación de corte y la historia de las trayectorias de tensiones. Por último se estudio el comportamiento del material calizo frente a ciclos de tensión desviadora con control de succión.

En los ensayos edométricos se desarrollaron trayectorias de carga-descarga-recarga y descarga a succión constante. En estos ensayos se observó el colapso por humedecimiento del material a cargas elevadas. La campaña de ensayos se desarrolló sobre granulometrías continuas y discontinuas.

Para estudiar el comportamiento triaxial se desarrollaron cuatro series de ensayos: dos a succión constante (HR50% y HR100%) y dos a succión variable (HR10%-Sat-Cort y HR10%-Sat-Desc). Los ensayos a succión variable consistieron en ensayos de humedecimiento bajo deformación de corte mantenida y en ensayos multietapas. Ambos ensayos permiten determinar las características de resistencia y compresibilidad para

condiciones no saturadas y saturadas sobre la misma probeta. Esta campaña de ensayos se desarrolló en granulometrías continuas y discontinuas.

Por último, se estudió el comportamiento triaxial cíclico en ensayos a succión constante y variable. Se determinaron las deformaciones plásticas acumuladas y de resiliencia, que permitieron analizar la variación del módulo de resiliencia para condiciones no saturadas y saturadas. La deformación resiliente se incrementa con la disminución de la succión en las probetas.

### 11.1.5 Compresibilidad del material en granulometrías continuas

En los ensayos edométricos realizados se observó que existe poca influencia de la succión en la compresibilidad de un material granular de baja porosidad y alta dureza, para las probetas ensayadas a humedades relativas entre el 10% y el 50%. Se realizaron ensayos de colapso, observando que las probetas que inicialmente se ensayaron bajo condiciones saturadas presentan compresibilidades muy parecidas a las probetas ensayadas a humedades relativas de HR40% y HR10% y que posteriormente fueron saturadas bajo tensión vertical constante. La deformación de colapso se considera como una consecuencia del incremento en la rotura de partículas con el cambio de succión.

En las trayectorias de tensión-succión aplicadas se detectó que las deformaciones instantáneas dependen del nivel de tensión y la succión aplicada. Igualmente se determinaron las deformaciones diferidas, que continúan indefinidamente con el tiempo con una velocidad decreciente. Éstas muestran una tendencia que guarda una relación lineal en  $\varepsilon - \ln(t)$ . La pendiente de la recta dependen de la tensión y de la succión aplicada.

Las deformaciones de colapso se incrementan en un rango pequeño de valores de humedad gravimétrica (similares a los de la curva de retención). Los incrementos adicionales de humedad sobre el material no tiene ningún efecto sobre el comportamiento mecánico del material granular. La succión es la principal variable que controla el comportamiento mecánico del material.

En los ensayos edométricos desarrollados con granulometrías no uniformes se determinó el coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$ , para diferentes trayectorias de tensión-succión.  $K_0$  presenta los mayores valores en condiciones saturadas. Se dibujó el coeficiente de empuje lateral en reposo en función de la relación de sobreconsolidación  $OCR_m$ , en la primera descarga, recarga y segunda descarga. Se observó una tendencia bien definida para los valores de  $K_0$  en función del  $OCR_m$  entre la condición saturada (HR100%) y la condición muy seca (HR10%) ( $K_0$  aumentó con el  $OCR_m$ ). Los ensayos que fueron inundados a tensión constante máxima, muestran valores de  $K_0$  muy similares a los del ensayo HR100% ( $K_0$  en estado normalmente consolidado parecía no estar influido por la trayectoria seguida).

En los ensayos edométricos desarrollados con granulometrías no uniformes los valores de los índices de rotura de Marsal y Hardin no presentan una tendencia bien definida en las etapas no saturada y saturada. Adicional a este análisis, se determina la función de densidad de tamaños de partículas para las diferentes trayectorias de tensiones y

succiones. Se determinó el tamaño de partícula dominante para la granulometría original; el cual cambia desplazándose a un tamaño menor después de ser ensayado como consecuencia de la rotura de partículas.

### **11.1.6 Resistencia al corte en granulometrías continuas**

El comportamiento bajo condición triaxial del material depende de la succión. Se desarrollaron ensayos a succión constante y a succión variable. Las trayectorias a succión variable tienen la finalidad en un mismo ensayo reproducir el comportamiento tensión-deformación en la etapa no saturada y saturada.

La resistencia al corte del material granular depende de la tensión de confinamiento y de la succión aplicada en las probetas. Las trayectorias saturadas presentan menor tensión desviadora que las trayectorias no saturadas. Los valores del ángulo de fricción en los ensayos en condiciones secas son mayores que los obtenidos en condiciones saturadas. En los ensayos a succión variable se determinó el ángulo de fricción interna para las etapas no saturada y saturada mostrando valores consistentes con las mismas trayectorias a succión constante.

Las envolventes de resistencia encontradas presentan una forma no lineal y curvada a medida que se aumenta la tensión de confinamiento debido a la rotura de partículas. La tensión de confinamiento reduce la dilatancia del material e incrementa considerablemente la rotura de partículas.

En el estudio experimental desarrollado se determinó que el material calizo presenta un comportamiento dilatante considerable, antes de alcanzar las condiciones últimas; que impiden la obtención de un estado crítico. Debido a los altos índices de dilatancia medidos al final de los ensayos y analizando los vectores de los incrementos de deformación plástica, el material presenta un comportamiento de flujo plástico no asociado al final de la trayectoria de tensiones.

La teoría de la dilatancia propuesta por Rowe (1962) como una función de la relación de tensiones actuales y las tensiones límite no describe adecuadamente la dilatancia desarrollada por el material. Se requiere un estudio del trabajo plástico desarrollado por el material, la relación de tensiones, las tensiones medias aplicadas y la succión.

Se encontró que las velocidades de las deformaciones de corte tienen gran influencia en la resistencia y la compresibilidad. Los ensayos triaxiales desarrollados a mayor velocidad de deformación de corte presentan mayor tensión desviadora y compresibilidad.

Los ensayos permitieron determinar las superficies de fluencia para condiciones no saturadas y saturadas. La superficie de fluencia para HR50% tiene una forma homotética de menor dimensión en HR100%. Ambas superficies de fluencia presenta una forma que se asemeja a una elipse que no es simétrica a la trayectoria de tensiones durante la compresión; mostrando una forma rotada con respecto a las trayectorias de cargas. La forma depende de la historia de tensiones y en este caso el proceso de compactación que induce anisotropía.

La rotura de partículas está controlada por el nivel de tensiones aplicado y los cambios de succión. Los parámetros de rotura de Marsal y Hardin no muestran una tendencia clara en función de las trayectorias de tensiones y succiones. Una manera alternativa

para analizar el daño debido a la trayectoria de tensiones y a la succión aplicada, es mediante la función de densidad de tamaño de partículas.

### **11.1.7 Compresibilidad y resistencia al corte en granulometrías discontinuas bajo cambios de succión.**

Se estudió la compresibilidad y la resistencia al corte del material calizo bajo diferentes granulometrías discontinuas. El comportamiento tensión-deformación depende de la uniformidad de las partículas, densidad, del nivel de tensiones aplicados y principalmente de los cambios de succión.

Los ensayos edométricos se desarrollaron a densidades diferentes ( $e_0=0.947$  y  $e_0=0.502$ ). En las dos densidades estudiadas la compresibilidad del material es mayor conforme se fueron incrementando los tamaños de las partículas. Se determinaron valores mayores de deformación volumétrica en las granulometrías con tamaños T40-30 mm y menores en los tamaños T20-15 mm.

Los ensayos edométricos con granulometrías T25-30 mm y T30-40mm compactados a  $e_0=0.947$ , que inicialmente se desarrollaron a HR10% y a tensión vertical constante se inundaron, presentan las mismas deformaciones que los ensayos con granulometrías T25-30 mm y T30-40 mm cargados en condiciones saturadas. Las líneas de compresión virgen para las granulometrías estudiadas dependen de los tamaños de las partículas y de la succión total aplicada.

Se determinaron las deformaciones diferidas en el tiempo a succión constante; que depende de la tensión vertical aplicada, el tamaño de partículas y la succión total aplicada.

En los ensayos edométricos desarrollados se determinó el coeficiente de empuje lateral en reposo,  $K_0$  para las trayectorias de tensión-succión. Se observa que  $K_0$  se incrementa cuando se aumenta el tamaño de las partículas, se reduce la densidad y disminuye la succión. Se dibujó el coeficiente de empuje lateral en reposo en función de la relación de sobreconsolidación  $OCR_m$ , en la primera descarga, recarga y segunda descarga. Se observa que los valores del coeficiente de empuje lateral al reposo  $K_0$  son mayores para la granulometría con tamaños T40-30 mm y disminuye gradualmente para las granulometrías con tamaños menores.

En los ensayos edométricos desarrollados a diferentes densidades, los valores de los índices de rotura de Marsal y Hardin son mayores para las granulometrías con tamaños T40-30 mm y disminuye para las granulometrías con tamaños T30-25 mm, T25-20 y T20-15 mm.

La resistencia al corte también está afectada por la uniformidad de las partículas, la densidad y los cambios de succión. La tensión desviadora disminuye con el incremento del tamaño de las partículas en condiciones no saturadas y saturadas. El ángulo de fricción interna disminuye cuando se incrementa el tamaño de las partículas. Los ensayos triaxiales con granulometrías T40-30 mm presentan menores valores del ángulo de fricción interna, que los ensayos con granulometrías T30-25 mm, T25-20 mm y T20-15 mm para la etapa no saturada y saturada.

El escalado de las granulometrías de campo ayuda a estudiar los materiales granulares bajo las dimensiones de los equipos de laboratorio y predice sus características de resistencia y deformación. La predicción correcta del ángulo de fricción del material de campo debería basarse en un análisis mínimo de dos o tres tamaños diferentes de partículas.

En los ensayos triaxiales compactados a  $e_0=0.947$ , la deformación volumétrica durante el corte fue ligeramente mayor que para los ensayos compactados a  $e_0=0.502$ . Los ensayos con granulometrías T40-30 mm mostraron mayores valores de la deformación volumétrica, que los ensayos con T30-25 mm, T25-20mm y T20-15 mm.

Las probetas con granulometrías T15-20 mm, T20-25 mm muestran un comportamiento dilatante al final de la etapa no saturada. Al realizar el cambio de succión por inundación durante el corte, la contracción se incrementa hasta el final del ensayo.

La dilatancia está considerablemente afectada por la uniformidad de las granulometrías y los cambios de succión. El material es más compresible debido a que las partículas no son capaces de soportar las altas tensiones en sus puntos de contacto. Al realizar el cambio de succión por inundación, las partículas tensionadas se rompen por el reblandecimiento de sus contactos y en algunos casos por los planos de fracturas en las partículas de roca. La mayor dilatancia la presenta el ensayo compactado con granulometría T20-15 mm y disminuye para los ensayos con granulometrías T25-20 mm, T30-25 mm y T40-30 mm en la etapa no saturada del material compactado a  $e_0=0.947$ .

El material calizo presenta un comportamiento de compresión inicial para las granulometrías en estudio. Los ensayos con tamaños T25-20 mm y T20-15 mm presentan una contracción inicial antes de alcanzar las condiciones límite tienden a dilatar. Después de realizar el cambio de succión (humedecimiento), las probetas comprimen, para volver a dilatar ligeramente al final del ensayo. Como se puede observar del análisis de los vectores de los incrementos de deformación plástica, el material tiene un comportamiento de flujo plástico no asociado.

La rotura de partículas se ve seriamente afectada por la densidad de las probetas, la uniformidad de las partículas y los cambios de succión. Para cuantificar el daño producido en las probetas se determinaron los parámetros de rotura de Marsal (1969) y Hardín (1985). Las muestras compactadas a  $e_0=0.947$  no presentan una tendencia bien definida de los parámetros para las granulometrías estudiadas; mientras que en las muestras compactadas a  $e_0=0.502$  existe una tendencia definida, donde se presentan mayores valores de rotura para las granulometrías con T30-25 mm y menores para las granulometrías con T25-20 mm y T20-15 mm.

### **11.1.8 Comportamiento bajo ciclos de tensión desviadora**

Los resultados muestran un incremento del módulo de resiliencia con la tensión de confinamiento, el nivel de las tensiones desviadoras (estáticas y cíclicas) y la succión prevaleciente en los poros de la roca. Para una misma trayectoria de tensiones el módulo

de resiliencia es mayor para condiciones no saturadas y disminuye para condiciones saturadas.

En los ensayos desarrollados a succión variable se determinó que el módulo de resiliencia para la etapa no saturada se incrementa con el número de ciclos. Al inundar las probetas durante la deformación de corte cíclica existe una disminución del módulo de resiliencia.

Existe una acumulación considerable de la deformación permanente a lo largo de las trayectorias de tensiones. La deformación resiliente presenta un índice que tiende ligeramente a disminuir a medida que las probetas se van densificando a una humedad relativa constante, mostrando un ligero incremento en el módulo de resiliencia. Después de un cierto nivel de deformación en las muestras, la succión se reduce a cero. En esta condición se observa un incremento considerable de la deformación permanente y de la deformación resiliente. Esto origina una disminución del módulo de resiliencia.

### **11.1.9 Modelación de ensayos triaxiales**

El comportamiento tensión-deformación de los materiales granulares estudiados se simuló adecuadamente mediante el modelo constitutivo de escolleras, que es una herramienta adecuada para el análisis acoplado de flujo y deformación.

La succión o la humedad relativa prevaleciente en los poros de la roca es una variable fundamental que explica el comportamiento tensión-deformación de los materiales granulares para condiciones no saturadas y saturadas.

Uno de los grandes avances en la formulación propuesta en el modelo constitutivo de escolleras es la integración consistente de la transferencia de agua y el mecanismo de deformación, que permite distinguir correctamente las deformaciones asociadas con los cambios de succión de las deformaciones diferidas en el tiempo.

### **11.1.10 Dilatancia de agregados granulares gruesos bajo cambios de succión**

En las campañas experimentales desarrolladas se determinaron altos índices de cambio de volumen al final de los ensayos, observando dilatancia hasta el final de los ensayos a altas deformaciones axiales. Debido a estos condicionantes el estado crítico no pudo determinarse.

La dilatancia como una función de las relaciones de tensiones actuales y las relaciones de tensiones límite no es apropiada para describir el comportamiento de los agregados ensayados.

Se ha encontrado que el trabajo plástico desarrollado debería ser considerado a describir las medidas de dilatancia para el rango de relación de tensiones y presiones de confinamiento aplicadas. El trabajo plástico es una variable fundamental para explicar la cantidad de rotura de los contactos y partículas y sirve para analizar correctamente la dilatancia. En este análisis se considera que la dilatancia está descrita por una variable que combina la relación de tensiones, el trabajo plástico y las medidas de tensiones. De esta manera se tiene una descripción razonable de los ensayos desarrollados, proponiendo una ley empírica que describe de una manera razonable el comportamiento dilatante de los materiales granulares.

## **11.2 Líneas futuras de investigación**

Del trabajo de investigación desarrollado, surge el interés en profundizar en el estudio de algunos conceptos que nos ayuden a entender de una manera más racional el comportamiento de los materiales granulares bajo diferentes trayectorias de tensión-succión. A continuación se proponen una serie de aspectos a considerar con la idea de complementar el trabajo experimental y numérico desarrollado en la presente investigación.

### **11.2.1 Equipo triaxial**

La deformación se registra mediante la instrumentación con el equipo. Dicha instrumentación esta sujeta a daños y deterioros, por lo que es conveniente mejorarla con la finalidad de obtener una mayor precisión del ensayo.

Las células de medición diametral están compuestas por galgas extensométricas que tienen un corto periodo de vida, debido a que se encuentran sumergidas a elevadas tensiones de confinamiento. Dichas galgas van pegadas a un fleje de acero mediante una resina epóxica. Debido al movimiento del fleje, el contacto entre la galga y el fleje se deteriora cuando se deforma. Al igual que la recomendación dado por Chávez (2004), existen actualmente galgas extensométricas sumergibles provistas de un encapsulado especial que evita que el agua se infiltre. La unión de las galgas y el fleje de acero se logra mediante soldadura, permitiendo la medida de las deformaciones en largos periodos de tiempo a altas tensiones de confinamiento.

Las trayectorias de tensiones controladas se desarrollaron manualmente. Es conveniente la automatización de las trayectorias tensión-deformación mediante el uso de motores controlados que accionan un pistón. De esta manera se controla la aplicación de las tensiones desviadoras y de confinamiento en las probetas, mediante un programa de adquisición de datos que permita el desarrollo de las trayectorias.

### **11.2.2 Estudio de otros materiales**

Actualmente el efecto de la succión se ha estudiado en dos tipos de materiales, que han servido para estudiar su influencia en las características de resistencia al corte y compresibilidad. La porosidad de la roca y la forma de las partículas son las claves para entender el comportamiento tensión-deformación de los materiales estudiados que son susceptibles de romperse. Con la finalidad de extender el estudio de la succión sobre materiales más resistentes, se recomienda repetir el mismo tipo de trayectorias de tensión sobre materiales tipo granito o basalto.

Así mismo es conveniente desarrollar una serie de ensayos a pequeña escala que permita evaluar de una manera más individual las características de rotura, fricción y distribución de tensiones entre partículas bajo la influencia de la succión. Con ello se tendrá una idea más clara para explicar el comportamiento tensión-deformación de efecto observado en los ensayos macroscópicos desarrollados.

### 11.2.3 Rotura de partículas

Los materiales granulares se fracturan bajo estados de tensiones y cambios de succión. La rotura de partículas está controlada por las tensiones de confinamiento y por la humedad relativa prevaleciente (HR), o bien por la succión total. Los parámetros de rotura de Marsal y Hardin no proporcionan una idea clara del daño producido por el nivel de tensiones o los cambios de succión aplicados en los ensayos triaxiales y edométricos desarrollados en el material calizo. Se propone el estudio del daño mediante el tratamiento de imágenes, la cual es una herramienta capaz de analizar la degradación del material después de haberse sometido a estados de tensiones y cambios de succión.

Igualmente este estudio teórico del efecto de la rotura de partículas se puede analizar mediante el Método del Elemento Distinto (DEM). Estudios realizados con este método muestran que en una estructura granular, la carga no se transmite uniforme sobre todas las partículas. Las tensiones se transmiten por cadenas de partículas fuertemente cargadas, mientras que el resto de partículas permanecen relativamente descargadas. La rotura de una partícula de esas cadenas, provoca inestabilidad de la estructura granular. Por lo que se produce reacomodo hacia una configuración estable de los contactos y de las cargas, mostrando un incremento de la deformación macroscópica.

### 11.2.4 Implementaciones en el modelo constitutivo de escolleras

El actual modelo constitutivo de escolleras implementado en CODE\_BRIGHT es una extensión del modelo propuesto por Oldecop y Alonso (2001), el cual se extiende a condiciones de tensiones triaxiales por medidas de una familia de curvas de fluencia elípticas simétricas. Como se pudo demostrar de la experimentación desarrollada, la superficie de fluencia para condiciones no saturadas y saturadas es una elipse que se encuentra girada con respecto a las trayectorias de cargas como consecuencia de la historia de fabricación (compactación). Es posible definir correctamente su forma mediante las ecuaciones analíticas del tipo de Dafalias (1986) y Yasufuku et al (1991). Por lo que se propone su implementación en el modelo constitutivo de escolleras, y así reproducir de una manera más precisa el comportamiento tensión-deformación de los materiales granulares bajo cambios de succión.

Del estudio experimental realizado se observa que la dilatancia en el material calizo se desarrollado cuando la muestra está cercana a las condiciones últimas. En todos los ensayos triaxiales desarrollados se muestra la compresión inicial volumétrica durante la etapa de corte y el desarrollo rápido de la dilatancia al final del ensayo. Los ensayos no alcanzan una condición de volumen constante. El trabajo plástico de entrada describe las medidas de dilatancia para el rango de la relación de tensiones y las presiones de confinamiento aplicadas en los ensayos. El trabajo plástico explica la cantidad de rotura de las partículas y contactos dentro del suelo, el cual controla la dilatancia. La dilatancia puede ser descrita por una variable la cual combina la relación de tensiones, el trabajo plástico y las medidas de tensiones. Es conveniente su implementación dentro del modelo constitutivo de escolleras, que permita proporcionar un comportamiento más adecuado de la deformación volumétrica durante el corte para las diferentes tensiones de confinamiento aplicadas.