



UNIVERSIDAD DE CHILE

FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA DE MINAS

**APLICACIÓN DE LA TÉCNICA SYNTHETIC ROCK MASS A ESCALA DE
LABORATORIO**

TESIS PARA OPTAR AL GRADO DE MAGISTER EN MINERÍA

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERA CIVIL DE MINAS

KIMIE ELIANA SUZUKI MORALES

PROFESOR GUÍA:

JAVIER VALLEJOS MASSA

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:

RAÚL CASTRO RUIZ

SOFÍA REBOLLEDO LEMUS

ANDRÉS BRZOVIC PÉREZ

SANTIAGO DE CHILE

JUNIO, 2013

RESUMEN EJECUTIVO

En la mayoría de las operaciones mineras modernas que utilizan métodos por hundimiento predomina la roca primaria. En el caso de la mina El Teniente, la roca de mena primaria es muy competente y masiva con pocas discontinuidades abiertas, pero con una alta frecuencia de vetillas a pequeña escala junto con fallas muy espaciadas. En un estudio previo se concluye que existen discontinuidades relevantes en el macizo rocoso que afectan al hundimiento, destacando la importancia de considerar no sólo el efecto que tiene la roca intacta en el hundimiento, sino que también la interacción del sistema roca intacta – discontinuidades.

Actualmente existen métodos empíricos que permiten determinar las propiedades de hundibilidad de un material. Una alternativa es crear modelos numéricos que permitan reproducir el comportamiento constitutivo del material. La técnica de modelamiento numérico *Synthetic Rock Mass* (SRM) se desarrolla con el objetivo de mejorar el entendimiento que se tiene sobre el comportamiento del macizo rocoso durante la propagación del *caving*, incluyendo en el análisis la influencia de las discontinuidades.

El objetivo principal de este trabajo de tesis es contribuir a la validación de la técnica SRM, mediante su aplicación en ensayos de compresión uniaxial a escala de laboratorio en muestras de la unidad litológica CMET (Complejo Máfico El Teniente) del yacimiento El Teniente. Esta técnica se basa en el modelamiento mediante elementos distintos que se encuentra implementado en PFC^{3D} (*Particle Flow Code*), y utiliza el modelo de partículas *Enhanced Bonded Particle Model* (BPM) para representar roca intacta, y el modelo *Smooth Joint Contact Model* (SJCM) para representar las propiedades de las vetillas. Las discontinuidades se modelan como discos de espesor despreciable mediante el *Discrete Fracture Network* (DFN).

Los datos de entrada del modelo se estiman a partir una recopilación de ensayos de laboratorio, determinándose así los macro–parámetros que representan a la roca CMET y a las vetillas observadas en la mina El Teniente. Luego, las propiedades de la roca intacta se escalan al tamaño del bloque promedio de roca intacta dentro de las probetas y las vetillas a la escala del largo promedio en que se encuentran en las muestras. Se ajustan leyes de escalamiento que representan al tipo de roca y mineralogías utilizadas.

Los micro–parámetros obtenidos de la etapa de calibración representan adecuadamente el escalamiento realizado a la roca intacta y a las vetillas. Al reproducir estas propiedades en una muestra con DFN, no se obtienen los resultados esperados. Por esta razón, se recalibran los micro–parámetros de las vetillas manteniendo fijos los obtenidos para la roca intacta, obteniéndose como resultado micro–parámetros dos órdenes de magnitud mayores a los estimados inicialmente.

Finalmente, las discrepancias entre las simulaciones del SRM y los ensayos de laboratorio, obtenidas al comparar las curvas de esfuerzo–deformación y modos de falla, se deben principalmente al arreglo estructural (DFN). Como esta técnica aún se encuentra en etapa de validación, existen puntos en los que se necesita seguir investigando basándose especialmente en resultados de casos de estudio, y en ensayos de laboratorio bien documentados.

ABSTRACT

The majority of modern caving operations are mines predominantly in primary rock formations. In the case of El Teniente mine, primary rock is very competent and massive with almost no open discontinuities, but there is a high frequency network of small scale veins coupled with widely spaced faults. Research has been conducted to determine which of the existing discontinuities are the most relevant during cave mining, highlighting the relevance of considering not only the effect of intact rock on caving, but also its interaction with discontinuities.

Currently, empirical methods are used to estimate rock mass cavability. An alternative is numerical modeling methods which are able to represent the constitutive behavior of the material. The Synthetic Rock Mass (SRM) modeling approach was developed to improve understanding of rock mass behavior during caving propagation, including the influence of discontinuities in the analysis.

The main objective of this thesis is to contribute to the validation of the SRM approach, by its application on core size samples of CMET¹ lithology from El Teniente mine tested by uniaxial compression. This technique is based on distinct–element modeling implemented in PFC^{3D} (Particle Flow Code), it uses the Enhanced Bonded Particle Model (BPM) to represent intact rock material, and the Smooth Joint Contact Model (SJCM) to represent veins properties. Discontinuities are modeled by disks with neglected thickness using Discrete Fracture Network Modeling (DFN).

Input parameters are estimated from data collection of laboratory tests, choosing macro–parameters which represent intact rock and veins observed in El Teniente mine. After that, intact rock macro–parameters are scaled to average in situ rock block size within the rock core specimen, and veins are scaled to average trace length measured in exposures visible on the surface of the sample. In order to adjust scaling laws, data must be represented in intact rock and veins in rock samples.

Micro–parameters chosen from the calibration represent suitable intact rock and veins behavior resulting from the scaling. These micro–parameters do not show the expected results in a synthetic rock sample including DFN. Therefore, veins micro–parameters are recalibrated, fixing intact rock micro parameters. Unfortunately, results show that micro parameters ended up being two orders of magnitude greater than originally estimated.

Finally, discrepancies between SRM simulation results and laboratory tests comparing stress strain curves and modes of failure are mainly due to vein networks (deterministic DFN). As SRM is still on approval and its validation continues to be developed, further research is needed to test it on different case study results and well documented experimental tests.

¹ CMET stands for Complejo Máfico El Teniente

A mis padres.

AGRADECIMIENTOS

El presente trabajo de tesis se realizó en el marco del proyecto APIT10E202: “Consolidación del modelo geotécnico para el proceso productivo de la roca primaria”, de la Corporación Nacional de Cobre, División El Teniente, desarrollándose por el Departamento de Ingeniería de Minas de la Universidad de Chile. Agradezco especialmente a Javier Vallejos, mi profesor guía, a Diego Mas Ivars, de ITASCA y a Andrés Brzovic de la División El Teniente, CODELCO por todo el apoyo para desarrollar este trabajo.

Agradezco a la Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas de la Universidad de Chile y al *Advanced Mining Technology Center* (AMTC) por haber financiado mis estudios de magíster, al Laboratorio de *Block Caving* (BCLab) y al grupo de Diseño Minero por haberme dado la oportunidad de ejecutar adecuadamente este trabajo, y por supuesto a todos aquellos con los que compartí y que me acompañaron durante los dos años que tomó el desarrollo de esta tesis. Incluyo también a los profesores de mi comisión y a los profesionales de ITASCA Chile por todos sus aportes en esta investigación. De igual manera agradezco el apoyo de toda la gente que forma parte del Departamento de Ingeniería de Minas.

Especialmente agradezco a mi familia por su apoyo. A mis amigos/as y compañeros/as, de plan común, del Departamento de Minas, y a aquellos que me acompañaron en los proyectos en los que participé durante mi paso por la Universidad.

Gracias.

TABLA DE CONTENIDO

1	INTRODUCCIÓN	1
1.1	Motivación y objetivos	3
1.2	Alcances	4
1.3	Metodología	4
1.4	Contenidos de la tesis.....	5
2	REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA	6
2.1	Métodos por hundimiento.....	6
2.1.1	Modelo conceptual	7
2.1.2	Métodos empíricos	9
2.1.3	Métodos numéricos	10
2.2	Modelamiento numérico con elementos discretos (DEM)	11
2.2.1	Universal Distinct Element Code (UDEC).....	11
2.2.2	Particle Flow Model 3D (PFC ^{3D})	12
2.3	Synthetic Rock Mass (SRM)	13
2.3.1	Componentes del SRM	14
2.3.1.1	Roca Intacta.....	15
2.3.1.2	Discontinuidades.....	24
2.3.1.3	Ensayos	30
2.3.2	Aplicaciones	32
2.3.3	Ventajas y limitaciones	34
2.4	Discusiones y conclusiones.....	35
3	METODOLOGÍA	36
3.1	Revisión de los datos de entrada y de verificación.....	37
3.1.1	Ensayos de laboratorio.....	37
3.1.1.1	Caracterización de estructuras geológicas	37
3.1.1.2	Resultados de ensayos de compresión uniaxial	37
3.1.2	Creación de un DFN determinístico.....	37
3.1.3	Estimación de macro-parámetros	39
3.2	Modelamiento numérico	39
3.2.1	Construcción del modelo y calibración	43
3.2.1.1	Modelo de roca intacta (Enhanced BPM)	43
3.2.1.2	Modelo de vetillas (SJCM)	44
3.2.1.3	Modelo SRM	45
3.2.2	Verificación del modelo SRM	45

4	DATOS DE LABORATORIO	46
4.1	Ensayos de Laboratorio	46
4.1.1	Caracterización de estructuras geológicas	47
4.1.1.1	Espesores	48
4.1.1.2	Rugosidad	49
4.1.1.3	Ángulos de ruptura	50
4.1.2	Resultados de ensayos de compresión uniaxial	51
4.2	Arreglo estructural (DFN determinístico)	55
4.3	Estimación de macro-parámetros	58
4.3.1	Roca Intacta	58
4.3.1.1	Escalamiento de los macro-parámetros	62
4.3.2	Vetillas	66
4.3.2.1	Estimación de macro-parámetros	70
4.4	Discusiones y conclusiones	79
5	MODELAMIENTO NUMÉRICO	81
5.1	Modelo de roca intacta (Enhanced BPM)	82
5.1.1	Re-calibración probeta de 50 [mm] de diámetro	82
5.1.2	Construcción del modelo	86
5.1.2.1	Resolución	87
5.1.2.2	Tasas de deformación	91
5.1.2.3	Efecto del uso de pbricks	92
5.1.2.4	Efecto Escala	94
5.1.3	Calibración	95
5.2	Modelo de vetillas (SJCM)	97
5.2.1	Construcción del modelo	98
5.2.1.1	Tasas de deformación	100
5.2.1.2	Resolución	101
5.2.2	Calibración	103
5.3	Modelo SRM	106
5.3.1	Calibración	106
5.3.1.1	Simulaciones preliminares	107
5.3.1.2	Calibración final	111
5.3.2	Verificación	115
5.4	Discusiones y conclusiones	139
6	CONCLUSIONES	143
6.1	Recomendaciones y trabajos futuros	143
	REFERENCIAS	146

ANEXO A	ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO <i>ENHANCED</i> BPM	A – 1
A.1	Ensayos de compresión uniaxial	A – 1
A.2	Ensayos de tracción	A – 7
A.3	Ensayos de compresión triaxial	A – 9
ANEXO B	ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL SJCM	B – 1
B.1	Ensayos de tracción	B – 1
B.2	Ensayos de corte	B – 3
ANEXO C	ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO SRM	C – 1
C.1	Generación de la muestra	C – 1
C.2	Influencia del modelo DFN	C – 4

INDICE DE TABLAS

Tabla 2—1: Micro-parámetros que representan al <i>Contact Bond Model</i>	17
Tabla 2—2: Micro-parámetros que representan al <i>Parallel Bond Model</i>	21
Tabla 2—3: Propiedades que caracterizan la geometría de cada una de las fracturas.....	26
Tabla 2—4: Propiedades que caracterizan un DFN.....	27
Tabla 2—5: Micro-parámetros que representan al <i>Smooth Joint Contact Model</i>	29
Tabla 3—1: Metodología de calibración de la roca intacta (<i>Enhanced BPM</i>).....	43
Tabla 3—2: Metodología de calibración de las vetillas (SJCM).....	44
Tabla 3—3: Metodología de calibración de las vetillas en una muestra con DFN.....	45
Tabla 4—1: Mineralogía promedio de las vetillas por tipo, en las probetas mapeadas.....	47
Tabla 4—2: Número de vetillas por tipo, en cada probeta mapeada.....	48
Tabla 4—3: Parámetros elásticos, de resistencia y umbrales de daño obtenidos de los ensayos de laboratorio por cada probeta.....	55
Tabla 4—4: Estadísticas básicas de los datos de resistencia a la compresión uniaxial por tipo de ruptura, recopilados por de los Santos (2011).	59
Tabla 4—5: Test de Student con hipótesis nula de medias iguales entre el grupo en que se observa ruptura del tipo A, B y C y el grupo en que sólo hay ruptura del tipo D. Se utiliza un nivel de confianza 95%.....	60
Tabla 4—6: Parámetros de roca intacta para una probeta de diámetro 50 [mm] (de los Santos 2011).....	62
Tabla 4—7: P_{10} en todas las direcciones y diámetros equivalentes calculados con la ecuación presentada en la Figura 4—23, obtenidos de los DFN de cada probeta.....	65
Tabla 4—8: Parámetros de roca intacta escalados para un diámetro equivalente de 11 [mm].....	66
Tabla 4—9: Resumen de los ensayos de corte directo en vetillas cerradas. Se presentan sólo los resultados en que las vetillas tienen menos de un 30% de minerales duros (índice de Mohs > 4,5) (Flansbjer 2010).....	67
Tabla 4—10: Resumen de los ensayos de tracción directa en vetillas cerradas, en que hay falla por vetilla (Flansbjer 2010).	67
Tabla 4—11: Espesor y largo promedio por tipo de vetilla.....	70

Tabla 4—12: Valores estimados de rigidez de corte con el modelo propuesto (Vallejos 2011) a la escala del largo promedio, por cada tipo de vetilla.....	72
Tabla 4—13: Valores estimados de rigidez normal a la escala del largo promedio, por cada tipo de vetilla.	73
Tabla 4—14: Resistencia al corte en función del relleno mineralógico de vetillas cerradas con espesores menores 2 [mm], se consideran confinamientos entre 20 [MPa] y 110 [MPa] (de los Santos 2011).....	74
Tabla 4—15: Resistencia al corte en función del relleno mineralógico de vetillas cerradas con espesores sobre 2 [mm], se consideran confinamientos entre 5 [MPa] y 45 [MPa] (de los Santos 2011). Se incluye el valor de la roca intacta.....	74
Tabla 4—16: Parámetros para determinar la cohesión y el ángulo de fricción (Vallejos 2011).....	75
Tabla 4—17: Valores estimados de ángulo de fricción a una escala $L_o = 57,5$ [mm], para cada tipo de vetilla.	75
Tabla 4—18: Valores estimados de cohesión a escala del largo promedio presentada en la Tabla 4—11, para cada tipo de vetilla. L_o es igual a 57,5 [mm].	76
Tabla 4—19: Valores estimados de resistencia a la tracción a escala del largo promedio presentada en la Tabla 4—11, por cada tipo de vetilla.....	77
Tabla 4—20: Valores estimados de dilatancia para distintas calidades de macizo rocoso, por tipo de vetilla (Hoek and Brown 1997).	78
Tabla 4—21: Resumen de los parámetros que representan a cada tipo de vetilla a la escala del largo promedio.	80
Tabla 5—1: Micro-parámetros calibrados por Ramírez (2012) para una muestra de litología CMET de diámetro 50 [mm].....	82
Tabla 5—2: Macro-parámetros obtenidos de la calibración de las cinco muestras sintéticas, y los micro-parámetros utilizados.	84
Tabla 5—3: Macro-parámetros promedio de ensayos con distinta resolución.	89
Tabla 5—4: Diámetros equivalentes (según la ecuación de la Figura 4—23) y resolución para un tamaño de partícula promedio de 2,4 [mm], obtenidos de los DFN de cada probeta.....	90
Tabla 5—5: Macro-parámetros promedio de diez ensayos con y sin <i>pbricks</i>	93
Tabla 5—6: Información básica de las muestras ensayadas (Diederichs 2000).....	94
Tabla 5—7: Geometría de las muestras ensayadas para determinar el efecto escala. Se utiliza una resolución de 10 partículas en el diámetro de la muestra.	95

Tabla 5—8: Micro–parámetros calibrados y macro–parámetros promedio de 10 simulaciones para una roca intacta de litología CMET a una escala de 11 [mm].....	96
Tabla 5—9: Micro–parámetros que calibran el comportamiento de las vetillas a la escala del largo promedio según cada clasificación (ITASCA 2012).....	100
Tabla 5—10: Macro–parámetros resultantes de la calibración de las vetillas a una escala del largo promedio. Se utilizan los micro–parámetros de la Tabla 5—9.....	103
Tabla 5—11: Valores de los micro–parámetros del modelo SJC que permiten reproducir el comportamiento de ensayos de laboratorio de corte directo y de tracción directa, en vetillas de Anh y Cpy (Ramírez 2012).....	104
Tabla 5—12: Micro–parámetros que calibran el comportamiento de las vetillas a la escala del bloque promedio de diámetro 11 [mm], según cada clasificación (ITASCA 2012).....	109
Tabla 5—13: Macro–parámetros de vetillas a escala del largo promedio de cada tipo de vetilla, obtenidos con la metodología propuesta por ITASCA (2012) a partir de los micro–parámetros de la Tabla 5—12.	110
Tabla 5—14: Micro–parámetros que calibran el comportamiento de las vetillas según cada clasificación y factores que aumentan proporcionalmente los micro–parámetros de la Tabla 5—9.....	113
Tabla 5—15: Número total de contactos y número por modo de falla en el <i>peak</i> del ensayo de calibración de la probeta NNM21–1.....	115
Tabla 5—16: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM04–1.....	116
Tabla 5—17: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM 07–4.....	118
Tabla 5—18: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM 09–1.....	120
Tabla 5—19: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM09–4.....	122
Tabla 5—20: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM16–1.....	124
Tabla 5—21: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM21–3.....	126
Tabla 5—22: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM21–4.....	128
Tabla 5—23: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM22–1.....	130

Tabla 5—24: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM22—2.....	132
Tabla 5—25: Comparación de parámetros elásticos y de resistencia obtenidos de las simulaciones en SRMLab y ensayos de laboratorio.....	134
Tabla 5—26: Comparación de umbrales de daño obtenidos de las simulaciones en SRMLab y ensayos de laboratorio.	136
Tabla 5—27: Porcentaje de daño por modo de falla en roca intacta y en vetillas.....	138
Tabla 5—28: Comparación de micro—parámetros calibrados para el modelo SJC estimados para el largo promedio de las vetillas (Tabla 5—9), el tamaño del bloque promedio (Tabla 5—12), por Ramírez (2012) (Tabla 5—11) y calibrados para reproducir el comportamiento de la muestra NNM21—1 (Tabla 5—14) para vetillas de Anh y Cpy.	140
Tabla 5—29: Macro—parámetros de vetillas a escala del largo promedio de cada tipo de vetilla, obtenidos con la metodología propuesta por ITASCA (2012) a partir de los micro—parámetros de la Tabla 5—14.	140
Tabla A—1: Estadísticas básicas de los micro—parámetros más influyentes de las simulaciones realizadas para estimar los macro—parámetros elásticos en ensayos de compresión uniaxial en roca intacta.	A – 1
Tabla A—2: Estadísticas básicas de los micro—parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la resistencia en ensayos de compresión uniaxial en roca intacta.....	A – 3
Tabla A—3: Estadísticas básicas de los micro—parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la resistencia en ensayos de tracción directa en roca intacta.....	A – 7
Tabla A—4: Estadísticas básicas de los micro—parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar el ángulo de fricción en ensayos de compresión triaxial en roca intacta.	A – 9
Tabla B—1: Estadísticas básicas de los micro—parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la resistencia en ensayos de tracción directa en vetillas.	B – 1
Tabla B—2: Estadísticas básicas de los micro—parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la rigidez en ensayos de corte en vetillas.....	B – 3
Tabla C—1: Parámetros elásticos, de resistencia y umbrales de daño obtenidos de las simulaciones con distinto número de semilla.....	C – 1

INDICE DE FIGURAS

Figura 1—1: (a) Curvas esfuerzo–deformación que representan roca intacta y macizos rocosos. (b) Variabilidad en los resultados obtenidos para una cierta propiedad con respecto al tamaño de la muestra, concepto general del REV (Hudson and Harrison 1997).....	1
Figura 1—2: Metodología de trabajo.	4
Figura 2—1: (a) Vetillas en un <i>stockwork</i> y (b) fallas reconocidas en el yacimiento El Teniente. En (a) se muestra como el relleno de las vetillas y la alteración de la roca cubren la roca ocultando información estructural (Brzovic and Villaescusa 2007).....	7
Figura 2—2: Mecanismos del <i>caving</i> (Mas Ivars 2010).....	8
Figura 2—3: (a) Gráfico de hundibilidad de Laubscher (1994). (b) Gráfico de estabilidad modificado de Mathews (Trueman and Mawdesley 2003).....	9
Figura 2—4: (a) Representación de un macizo rocoso, (b) elementos finitos, (c) elementos de borde y (d) elementos discretos (Jing 2003).	10
Figura 2—5: Simulación de la propagación del hundimiento usando una técnica híbrida – ELFEN. En cada etapa se indica el ancho del <i>undercut</i> , (a) 20 [m], (b) 40 [m] y (c) 60 [m] (Vyazmensky et al. 2007).....	10
Figura 2—6: Método de solución explícito en el dominio del tiempo, en el que cada elemento se considera físicamente aislado de sus vecinos durante un paso de tiempo (ITASCA 2008).	11
Figura 2—7: Comparación de representaciones de roca intacta, utilizando (a) UDEC y (b) PFC ^{2D} (Mas Ivars 2011).....	13
Figura 2—8: (a) Muestra creada con PFC ^{3D} , (b) DFN que se superpone a la muestra anterior y (c) macizo rocoso sintético (Board and Pierce 2009).....	14
Figura 2—9: Opciones del laboratorio virtual <i>SRMLab</i>	14
Figura 2—10: (a) Corte transparente de una roca clástica (arenisca), en donde es posible observar granos interconectados (Dittes and Labuz 2002). (b) Componentes básicos del BPM (Potyondy and Cundall 2004).....	15
Figura 2—11: Modelo BPM – <i>Contact Bond Model</i> (Potyondy and Cundall 2004).....	16
Figura 2—12: Comportamiento fuerza – desplazamiento con respecto a los componentes normales y de corte (Cho et al. 2007) – <i>Contact Bond Model</i>	17
Figura 2—13: Modelo BPM – <i>Parallel Bond Model</i> (Potyondy and Cundall 2004).....	18

Figura 2—14: Comportamiento fuerza – desplazamiento, con respecto a los (a) componentes normales y (b) de corte (ITASCA 2008) – <i>Parallel Bond Model</i>	19
Figura 2—15: Envolvente de falla según el criterio de Mohr Coulomb.....	20
Figura 2—16: Ubicación del daño y modos de falla en el <i>post – peak</i> , en ensayos de tracción directa, El modo de falla indica falla por tracción en rojo (Potyondy 2011).	20
Figura 2—17: Curva esfuerzo–deformación (en negro) y de deformación axial – volumétrica (en rojo) para un ensayo de compresión uniaxial con β igual a 0 y 1. En azul se destaca el inicio de daño por tracción (Potyondy 2011).	21
Figura 2—18: Mecanismos de rotación entre partículas, en un clúster y en un <i>clump</i> (Cho 2008).	22
Figura 2—19: (a) Modelo con clústers de 7 partículas como máximo en PFC ^{2D} . (b) Efecto del tamaño de un clúster en la envolvente de falla considerando que los clúster no se rompen (Potyondy and Cundall 2004).....	22
Figura 2—20: Envolventes de falla para distintos modelos. (a) Modelo BPM estándar (Diederichs 2000). Se observa una discrepancia entre la resistencia a la tracción y los resultados obtenidos en PFC. (b) Modelo con <i>clumps</i> (Cho et al. 2007). Se muestra la comparación de la calibración del modelo y la envolvente obtenida a partir de ensayos de laboratorio para granito Lac du Bonnet.	23
Figura 2—21: Comparación entre (a) curvas esfuerzo–deformación axial y (b) esfuerzo axial – deformación lateral para un modelo calibrado en PFC ^{3D} utilizando <i>clumps</i> , y los resultados de laboratorio de un granito Lac Du Bonnet para un ensayo triaxial con 15 [MPa] de confinamiento (Cho et al. 2007).	23
Figura 2—22: DFN en 2 y 3 dimensiones con dos set de discontinuidades (azules y verdes).....	24
Figura 2—23: Parámetros necesarios para la construcción de un DFN. (a) Orientación y número de familias, (b) distribución de largos de las discontinuidades y (c) Intensidad de fracturamiento, en esta caso descrita por el P_{10} obtenido del numero de discontinuidades es un sondaje (Elmo 2011).....	25
Figura 2—24: Dimensiones del espacio en la que se mide la intensidad de fractura de un DFN (Elmo 2011).	25
Figura 2—25: (a) Representación tridimensional de una probeta sometida a compresión (Jia, Chen, Zhang, Xu, Zhou, Hou and Jin 2013) y (b) Probeta con un DFN representado por discos (Zhang and Einstein 2000).	26
Figura 2—26: Efectos de borde en un DFN (Mas Ivars 2011).....	27

Figura 2—27: Representación de discontinuidades en modelos numéricos. (a) Perfil de la discontinuidad en tres dimensiones (Park and Song 2009) y (b) (Mas Ivars 2010).	28
Figura 2—28: <i>Smooth Joint Contact Model</i> (Mas Ivars et al. 2008).	28
Figura 2—29: (a) Comportamiento fuerza – desplazamiento en la dirección normal y (b) modelo de Coulomb sin cohesión para discontinuidades abiertas (Mas Ivars 2011) – <i>Smooth Joint Contact Model</i>	29
Figura 2—30: Trayectoria de esfuerzos en un ensayo de desconfinamiento triaxial. (a) Esquema y (b) trayectoria resultante de una simulación (Hazzard 2012).	30
Figura 2—31: Aplicación de las deformaciones con (a) Wall Servo y (b) Full Strain, las partículas rojas se denominan <i>grips</i> y los vectores indican la velocidad de las partículas. (c) Curvas de esfuerzo–deformación con ambos tipos de aplicación de deformaciones (Mas Ivars 2010).	30
Figura 2—32: Geometría de la roca intacta. (a) Esferas de medición y <i>grips</i> en una muestra sometida a compresión y (b) una muestra sometida a confinamiento lateral.	31
Figura 2—33: (a) Esquema de un ensayo de corte directo, las partículas superiores (verdes) se utilizan para aplicar confinamiento y las partículas de la caja inferior (azules) se encuentran fijas. (b) Esquema de la caja interceptada al centro por una discontinuidad (en negro).	31
Figura 2—34: (a) Resultados obtenidos de la resistencia a la compresión uniaxial de muestras sintéticas de dolorita de la mina Palabora (Cundall et al. 2008) en función del ancho de la muestra (el esfuerzo axial se aplica en tres direcciones distintas). (b) Curvas de esfuerzo–deformación en muestras de carbonatita (40 x 40 x 80 m) en tres direcciones ortogonales en ensayos de compresión uniaxial (Mas Ivars 2010).	32
Figura 2—35: Metodología para predecir el hundimiento SRM–UJRM (Mas Ivars 2010).	33
Figura 2—36: Zonas del <i>caving</i> , (a) observadas en Palabora durante la extracción y (b) obtenidas de predicción numérica (Sainsbury et al. 2008b).	33
Figura 2—37: Resultados de simulaciones de propagación del <i>caving</i> para distintos comportamientos <i>post – peak</i> (Sainsbury 2010).	34
Figura 3—1: Metodología de trabajo dividida en dos etapas. La primera etapa consiste en la revisión de la información disponible para determinar los datos de entrada y de verificación. La segunda etapa consiste en la construcción, calibración y verificación de los modelos numéricos.	36

Figura 3—2: Identificación de las vetillas observadas en el manto de la probeta (Rebolledo 2012).	38
Figura 3—3: Creación de una representación en dos y tres dimensiones de las vetillas observadas en el manto de la probeta, en (a) y en (b) respectivamente (archivos DXF).	38
Figura 3—4: (a) Planos que mejor representan a cada una de las curvas observadas en el manto de la probeta. (b) DFN determinístico con dos sets de discontinuidades.	39
Figura 3—5: Definición de parámetros elásticos obtenidos de los resultados del modelamiento numérico. Módulo de Young (E) y razón de Poisson (ν).....	41
Figura 3—6: Definición de umbrales de daño obtenidos de los resultados del modelamiento numérico. Umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}) y umbral de daño (σ_{cd}).....	41
Figura 3—7: Definición de parámetros en ensayos de corte (a) Curva esfuerzo–desplazamiento de corte y (b) Curva desplazamiento normal y de corte.	42
Figura 3—8: Rigidez normal en ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa.....	42
Figura 4—1: Mapeo de la probeta NNM04–1 antes de ser ensayada (Rebolledo 2012).	47
Figura 4—2: (a) Distribución de espesores típicos y (b) espesor típico promedio por tipo de vetilla, en las probetas mapeadas.	48
Figura 4—3: (a) Distribución del JRC en las vetillas y (b) perfiles de rugosidad para estimar el índice de rugosidad de la estructura JRC, a una escala de 10 [cm] (Barton and Choubey 1978).	49
Figura 4—4: (a) Efecto de la razón espesor/amplitud en vetillas de calcopirita en función de la razón del esfuerzo al que está sometida la vetilla en la ruptura (de los Santos 2011). (b) Distribución del JRC en las vetillas (Barton and Bandis 1983).....	50
Figura 4—5: Mapeo de la probeta NNM04–1 después de ser ensayada. Las cruces indican la ruptura de la probeta (Rebolledo 2012).....	50
Figura 4—6: (a) Distribución del dip de las vetillas y (b) ángulo de ruptura promedio por mineralogía de la vetilla (con respecto a la horizontal) (Rebolledo 2012).....	51
Figura 4—7: Esquema de una curva esfuerzo–deformación típica de una roca dura sometida a un ensayo de compresión uniaxial, presentando las etapas de la evolución del daño (Cai et al. 2004).....	52

Figura 4—8: Resultados disponibles para el ensayo de compresión uniaxial de la probeta NNM04–1. (a) Curvas de esfuerzo–deformaciones axial y lateral para dos <i>strain gauges</i> , y (b) fotografía a la probeta después del ensayo (Basaure 2011).	52
Figura 4—9: (a) Curvas esfuerzo–deformación axial y (b) deformación volumétrica – axial, para ensayos de compresión uniaxial realizados en muestras de 50 [mm] de diámetro (<i>strain gauge</i> 2) (Basaure 2011).	53
Figura 4—10: Definición de parámetros elásticos, de resistencia y umbrales de daño en el ensayo de la probeta NNM04–1.	54
Figura 4—11: Ejemplo del formato ITASCA Disks (*.dat)	55
Figura 4—12: Características mineralógicas y de espesor de cada una de las vetillas de la probeta NNM04–1 (Rebolledo 2012).	56
Figura 4—13: (a) Definición de largo medido (en los mapeos) y (b) distribución de largos.	57
Figura 4—14: (a) DFN resultante (los colores indican distintas mineralogías), (b) muestra de SRM incluyendo el DFN y (c) corte de la muestra de SRM. Probeta NNM04–1.	57
Figura 4—15: Ejemplos de roca intacta de la unidad CMET. Discos de probetas de 120 [mm] de diámetro (Marambio et al. 2000).	58
Figura 4—16: Tipo de ruptura en las probetas con su curva de resistencia asociada (Marambio et al. 2000).	58
Figura 4—17: Resistencia a la compresión uniaxial de la litología CMET en función del tipo de ruptura (de los Santos 2011).	59
Figura 4—18: Histogramas del total de muestras que tienen Rupturas del tipo A, B y C, y del tipo D.	60
Figura 4—19: Ensayos de compresión uniaxial disponibles a distintas escalas y envolvente de falla obtenida a partir de ensayos de tracción indirecta, de compresión uniaxial y triaxial disponibles para roca CMET (de los Santos 2011).	61
Figura 4—20: Correlación entre la resistencia a la tracción directa e indirecta (Martin 2012).	62
Figura 4—21: Efecto escala en la resistencia a la compresión uniaxial, modificado de Yoshinaka et al (2008).	63
Figura 4—22: Efecto escala en las constantes elásticas de la roca intacta (a) módulo de Young tangente y en la (b) razón de Poisson de muestras de granito Lac du Bonet (Yoshinaka et al. 2008).	64
Figura 4—23: Bloque promedio. Corresponde a un cilindro de diámetro equivalente al volumen promedio de roca intacta dentro de una probeta.	64

Figura 4—24: Ley de escalamiento para la resistencia a la compresión uniaxial de roca intacta del tipo CMET (de los Santos 2011). Se indica el tamaño del bloque promedio al cual se deben escalar las propiedades. El diámetro equivalente tiene dimensiones [mm].	65
Figura 4—25: Efecto escala en rocas blandas en los parámetros (a) cohesión y (b) ángulo de fricción (Yoshinaka et al. 2008).	68
Figura 4—26: Efecto escala en muestras de concreto sin relleno en (a) rigidez normal y (b) de corte para distintos esfuerzos normales (Fardin 2003).	68
Figura 4—27: Efecto escala en el valor secante de la rigidez de corte para la condición <i>peak</i> , en estructuras de distinta escala. Las diagonales que indican esfuerzo normal se extrapolan de ensayos de 100 [mm] de diámetro (Bandis et al. 1983).	69
Figura 4—28: Modelo conceptual que ilustra el efecto escala en las distintas componentes que definen la resistencia al corte en superficies rugosas (Bandis 1980).	69
Figura 4—29: Evidencia empírica del efecto escala en la rigidez de corte (Bandis 1983). Las diagonales indican esfuerzo normal, y extrapolan de ensayos de 100 [mm] de diámetro. Se agregan los resultados obtenidos en replicas de concreto (Fardin 2003) y en vetillas de la mina El Teniente (Flansbjer 2010).	71
Figura 4—30: Espesores y largos observados en vetillas en la mina El Teniente (Brzovic 2010) en comparación con: (a) Rango de ley de escalamiento (Vermilye and Scholz 1995) y (b) Rango de fractales (Johnston and McCaffrey 1996).	72
Figura 4—31: Modelo ajustado para estimar la rigidez de corte en función del largo y espesor de las vetillas con un $R^2 = 0,34$ (Vallejos 2011). Se incluye el resultado del escalamiento.	73
Figura 4—32: Resultados del modelo ajustado y datos de laboratorio de cohesión y ángulo de fricción por tipo de vetilla (Vallejos 2011).	75
Figura 4—33: Ley de escalamiento utilizada ($k = 0,2$), y ley propuesta por Karzulovic (2001) para vetillas de Cpy – Anh ($k = 0,5$). Se incluye el resultado del escalamiento.	76
Figura 4—34: Resultado de la estimación de resistencia a la tracción, a partir del ángulo de fricción y de la cohesión que depende del largo de la vetilla. Se incluye el resultado del escalamiento.	78
Figura 5—1: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros de la Tabla 5—1 para una muestra de litología CMET de diámetro 50 [mm].	82
Figura 5—2: Ensayos de compresión uniaxial con distintos ángulos de fricción en el PBM.	83

Figura 5—3: Resultados de la calibración de cinco muestras sintéticas con distintos valores del micro-parámetro kn/ks (utilizando los micro-parámetros de la Tabla 5—2). Se presentan las curvas esfuerzo-deformación en ensayos de compresión uniaxial (axial y lateral) y en ensayos de tracción directa, y las envolventes de falla.	85
Figura 5—4: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros propuestos por Ramírez (2012) (Tabla 5—1) y los calibrados para representar una roca intacta a una escala de 50 [mm] (CMET1 en Tabla 5—2).....	86
Figura 5—5: Geometría del bloque promedio y esferas de medición.....	87
Figura 5—6: Muestras de roca sintética con resoluciones entre 7.5 y 25 partículas a lo largo del diámetro de la probeta.	87
Figura 5—7: Curvas esfuerzo-deformación de muestras de roca sintética de 50 [mm] de diámetro con distintas resoluciones para ensayos de compresión uniaxial y tracción directa.	88
Figura 5—8: Resultados en función de la resolución. (a) Parámetros elásticos y (b) umbrales de iniciación de grietas.....	88
Figura 5—9: Resultados en función de la resolución. (a) Resistencia a la compresión uniaxial (UCS) y umbral de iniciación de daño (σ_{cd}) y (b) Resistencia a la tracción.	89
Figura 5—10: Muestra de una probeta sintética de SRM y una correspondiente al tamaño del bloque promedio.	90
Figura 5—11: Curvas esfuerzo-deformación axial para distintas tasas de deformación en ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa.	91
Figura 5—12: Tiempo de simulación en función de la tasa de deformación, para ensayos de compresión uniaxial y de tracción.....	92
Figura 5—13: Muestra creada con <i>pbricks</i> . (a) <i>pbrick unitario</i> , (b) <i>pbricks unitarios</i> combinados para formar un arreglo periódico de roca intacta y (c) muestra creada con <i>pbricks</i> a la cual se le insertó un DFN.	92
Figura 5—14: (a) Muestras utilizadas para verificar efecto escala en PFC ^{2D} (después de la falla) y (b) Curvas esfuerzo-deformación obtenidas (Diederichs 2000).	94
Figura 5—15: Efecto escala en roca sintética con una resolución de 10 partículas en el diámetro en ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa.....	95
Figura 5—16: Curvas esfuerzo-deformación de ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa, obtenidas a partir de muestras con distinto número de semilla, con los micro-parametros que calibran la roca intacta CMET a una escala de 11 [mm].	97

Figura 5—17: Cálculo de A_{ratio} en función de la resolución de la vetilla (ITASCA 2012).....	98
Figura 5—18: Modo de falla de muestras sintéticas sometidas a (a) Ensayo de tracción, (b) Ensayo de corte con 0,1 [MPa] de confinamiento y (c) Ensayo de corte con 5 [MPa] de confinamiento.....	99
Figura 5—19: Muestra de roca sintética y daño en los contactos (en negro se presentan los contactos que fallan por corte).	99
Figura 5—20: Curvas esfuerzo–deformación axial con distintas tasas de deformación para ensayos de corte y de tracción directa.....	100
Figura 5—21: Resultados obtenidos de ensayos de corte con 1 [MPa] de confinamiento y de tracción directa para muestras con distinta resolución. Para ensayos de corte se muestran curvas de esfuerzo–desplazamiento de corte, y desplazamiento normal en función del de corte. Se incluye un gráfico con la relación entre el confinamiento efectivo y la resolución en los ensayos de corte, indicándose cuál es el confinamiento al cual fue sometida la muestra.....	101
Figura 5—22: Envolventes de falla <i>peak</i> y residual, obtenidas de muestras con distinta resolución.	102
Figura 5—23: Efecto del confinamiento los ensayos de corte para muestras con resolución 24.....	102
Figura 5—24: Resultados de las simulaciones de ensayos de tracción directa y de corte con confinamiento 5 [MPa] en vetillas a una escala del largo promedio.	103
Figura 5—25: Comparación curvas esfuerzo–deformación obtenidas de ensayos de corte directo en laboratorio y en simulaciones con SRMLab. Vetillas de Anh (Ramírez 2012).	105
Figura 5—26: Comparación curvas esfuerzo–deformación obtenidas de ensayos de corte directo en laboratorio y en simulaciones con SRMLab. Vetillas de Cpy (Ramírez 2012).	105
Figura 5—27: Mapeo a la probeta NNM21–1 después del ensayo (Rebolledo 2012). Las cruces indican ruptura, mientras que los colores de las vetillas son sólo referenciales. Se observa falla total en la vetilla 1 (Qz) y parcial en las vetillas 2 (Anh), 4 (Qz) y 9 (Qz).....	106
Figura 5—28: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—9) en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1.	107
Figura 5—29: Probeta con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—9) en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1 Se indican los contactos que han fallado en el momento del <i>peak</i>	108

Figura 5—30: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas a una escala del largo promedio sin dilatación (Tabla 5—9) y los estimados por Ramírez (2012) (Tabla 5—11), en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1.....	108
Figura 5—31: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas a una escala del largo promedio (Tabla 5—9) y del bloque promedio (Tabla 5—12), en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1.	109
Figura 5—32: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas a una escala del largo promedio sin dilatación (Tabla 5—9) y los estimados por Ramírez (2012) (Tabla 5—11), en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1.....	110
Figura 5—33: Parámetros elásticos en función de $K1/K2$ y $K2$ que aumentan los micro–parámetros k_n y k_s respectivamente de la Tabla 5—9. Módulo de Young en función de $K1/K2$ y $K2$	111
Figura 5—34: Parámetros elásticos en función de $K1/K2$ y $K2$ que aumentan los micro–parámetros k_n y k_s respectivamente de la Tabla 5—9. Razón de Poisson en función de $K1/K2$ y $K2$	112
Figura 5—35: Resistencia a la compresión uniaxial en función de $K3$ y $K4$ que aumentan los micro–parámetros σ_c y c_b respectivamente de la Tabla 5—9.....	112
Figura 5—36: Curvas esfuerzo–deformación de ensayos de compresión uniaxial en función de $K3$ y $K4$, que aumentan los micro–parámetros σ_c y c_b respectivamente de la Tabla 5—9. Se considera $K3=20$ y distintos $K4$, y $K4 = 25$ y distintos $K3$	113
Figura 5—37: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14) en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1.	114
Figura 5—38: Modo de falla del ensayo en SRMLab con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14) con el DFN NNM21–1.....	114
Figura 5—39: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM04–1.....	116
Figura 5—40: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. DFN: NNM04–1.	117
Figura 5—41: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM07–4.....	118
Figura 5—42: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. DFN: NNM07–4.	119

Figura 5—43: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM09–1.....	120
Figura 5—44: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM09–1.....	121
Figura 5—45: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM09–4.....	122
Figura 5—46: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM09–4.....	123
Figura 5—47: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM16–1.....	124
Figura 5—48: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM16–1.....	125
Figura 5—49: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM21–3.....	126
Figura 5—50: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM21–3.....	127
Figura 5—51: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM21–4.....	128
Figura 5—52: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM21–4.....	129
Figura 5—53: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM22–1.....	130
Figura 5—54: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM22–1.....	131
Figura 5—55: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM22–2.....	132
Figura 5—56: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. DFN: NNM22–2.....	133
Figura 5—57: Correlaciones entre los valores obtenidos de los ensayos de laboratorio y los resultados obtenidos de las simulaciones en SRMLab, del módulo de Young, resistencia a la compresión uniaxial y razón de Poisson.....	135
Figura 5—58: Correlaciones entre los valores obtenidos de los ensayos de laboratorio y los resultados obtenidos de las simulaciones en SRMLab, del umbral de iniciación de grietas y umbral de daño.....	137
Figura 5—59: Resultado del escalamiento de la rigidez de corte con el modelo propuesto anteriormente (Vallejos 2011), utilizando el espesor promedio de 1,4 [mm] y considerando distintos confinamientos. Se presentan los valores estimados inicialmente y los resultantes de la calibración.....	141

Figura 5—60: Ley de escalamiento utilizada ($k = 0,2$), y ley propuesta por Karzulovic (2001) para vetillas de $Cpy - Anh$ ($k = 0,5$). Se presentan los valores estimados inicialmente y los resultantes de la calibración.	142
Figura A—1: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Módulo de Young en función de kn/ks y Ec	A – 2
Figura A—2: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Razón de Poisson en función de kn/ks y Ec	A – 2
Figura A—3: Modelo ajustado para el módulo de Young y la razón de Poisson de la roca intacta.	A – 3
Figura A—4: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Resistencia a la compresión uniaxial en función de c y σ_c	A – 4
Figura A—5: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Resistencia a la compresión uniaxial en función de kn/ks y Ec	A – 4
Figura A—6: Modelo ajustado para la resistencia a la compresión uniaxial de la roca intacta.	A – 5
Figura A—7: Clasificaciones de resistencia a la compresión uniaxial de roca intacta (Bieniawski 1984).	A – 5
Figura A—8: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Influencia de la cohesión en el umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}), y en el de iniciación de daño (σ_{cd}).	A – 6
Figura A—9: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Umbral de iniciación de daño en función de los micro-parámetros kn/ks y σ_c	A – 6
Figura A—10: Resultados de ensayos de tracción directa en roca intacta. Resistencia a la tracción en función del micro-parámetro σ_c y kn/ks	A – 7
Figura A—11: Modelo ajustado para la resistencia a tracción de la roca intacta.	A – 8
Figura A—12: Resultados de ensayos de compresión triaxial en roca intacta. Ángulo de fricción en función del micro-parámetro c y σ_c	A – 9
Figura B—1: Resultados de ensayos de tracción directa en vetillas. Rigidez de corte en función del micro-parámetro kn y σ_c	B – 1
Figura B—2: Resultados de ensayos de tracción directa en vetillas. Resistencia a la tracción en función del micro-parámetro kn y σ_c	B – 2
Figura B—3: Resultados de ensayos de corte en vetillas. Rigidez de corte en función del micro-parámetro kn y ks	B – 3
Figura B—4: Modelo ajustado para la rigidez de corte en ensayos con un confinamiento de 5 [MPa].	B – 4

Figura B—5: Comportamiento <i>peak</i> en resultados de ensayos de corte en vetillas. Macro-parámetro ϕ en función del micro-parámetro ϕ_b	B – 4
Figura B—6: Comportamiento <i>post-peak</i> en resultados de ensayos de corte en vetillas. (a) Resistencia residual en función del micro-parámetro μ y (b) macro-parámetro ángulo de fricción residual en función del micro-parámetro $\phi = \tan^{-1}(\mu)$	B – 5
Figura B—7: Comportamiento <i>post peak</i> en resultados de ensayos de corte en vetillas. (a) Curva de desplazamiento normal en función del desplazamiento de corte de dos ensayos con el mismo micro-parámetro ψ y (b) macro-parámetro ψ en función del micro-parámetro ψ	B – 5
Figura C—1: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), y el DFN NNM21—1. Se construyen muestras con distinto número de semilla.	C – 2
Figura C—2: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), y el DFN NNM21—1. Se construyen muestras con y sin <i>pbricks</i>	C – 2
Figura C—3: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), y el DFN NNM21—1. Se construyen muestras con distinta resolución.	C – 3
Figura C—4: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14), con distinto orden en la inserción del DFN NNM21—1.	C – 4
Figura C—5: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), considerando solamente las vetillas que fallan en el ensayo de laboratorio y las que fallan en la simulación en SRMLab. Se utiliza el DFN NNM21—1.	C – 5
Figura C—6: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14), con distintos umbrales de remoción de asperezas (DFN NNM21—1).	C – 5

NOMENCLATURA

- **CMET**: Complejo Máfico El Teniente
- **DET**: División El Teniente
- **SRM**: *Synthetic Rock Mass*
- **SRMLab**: *Synthetic Rock Mass Laboratory*
- **PFC**: *Particle Flow Code*

Modelos

- **BPM**: *Bonded Particle Model*
- **CBM**: *Contact Bond Model*
- **DFN**: *Discrete Fracture Network*
- **PBM**: *Parallel Bond Model*
- **SJCM**: *Smooth Joint Contact Model*

Mineralogía

- **Anh**: Anhidrita
- **Bo**: Bornita
- **Bt**: Biotita
- **Cl**: Clorita
- **Cpy**: Calcopirita
- **Mo**: Molibdenita
- **Py**: Pirita
- **Qz**: Cuarzo

Macro-parámetros roca intacta y vetillas

- ϕ : Ángulo de fricción [°]
- ψ : Ángulo de dilatación [°]
- c : Cohesión [MPa]
- E : Módulo de Young [GPa]
- ν : Razón de Poisson [-]
- **UCS**: Resistencia a la compresión uniaxial [MPa]
- σ_{ci} : Umbral de iniciación de grietas [MPa]
- σ_{cd} : Umbral de daño [MPa]
- σ_t : Resistencia a la tracción [MPa]
- k_s : Rigidez de corte [GPa/m]
- k_n : Rigidez normal [GPa/m]
- L : Largo de la vetilla [mm]
- P : Espesor de la vetilla [mm]
- D : Diámetro de la probeta [mm]
- D_e : Diámetro equivalente de la probeta [mm]

Micro-parámetros modelo intacta (BPM)

Contact Bond Model (CBM)

Tipo de contacto: CB (*Contact Bond*)

- D : Diámetro de las partículas [m]
- k^s : Rigidez de corte [GPa/m]
- k^n : Rigidez normal [GPa/m]
- μ_c : Coeficiente de fricción [-]
- ρ : Densidad [kg/m³]
- E_c : Módulo de Young [GPa]

Parallel Bond Model (PBM)

Tipo de contacto: PB (*Parallel Bond*)

- $\bar{\phi}$: Ángulo de fricción [°]
- \bar{c} : Cohesión [MPa]
- $\bar{\beta}$: Factor de contribución del momento en el esfuerzo máximo [-]
- $\bar{\lambda}$: Factor multiplicador del radio [-]
- \bar{E}_c : Módulo de Young [GPa]
- $\bar{\sigma}_c$: Resistencia a la tracción [MPa]
- \bar{k}^s : Rigidez de corte [GPa/m]
- \bar{k}^n : Rigidez normal [GPa/m]
- B_{pb_all} : Parámetro que establece el modo de transferencia de carga [-]

Micro-parámetros modelo vetillas (SJCM)

Tipo de contacto: SJC (*Smooth Joint Contact*)

- $\bar{\psi}$: Ángulo de dilatación [°]
- ϕ_b : Ángulo de fricción [°]
- μ : Coeficiente de fricción [-]
- c_b : Cohesión [MPa]
- σ_c : Resistencia a la tracción [MPa].
- \bar{k}_s : Rigidez de corte [GPa/m]
- \bar{k}_n : Rigidez normal [GPa/m]
- M : Modo de contacto

1 INTRODUCCIÓN

Los macizos rocosos son volúmenes de roca que contienen discontinuidades (juntas, fallas, vetillas, planos de estratificación o fisuras). Determinar las propiedades mecánicas de especímenes de roca intacta y discontinuidades mediante ensayos de laboratorio es una tarea relativamente bien establecida. El desafío de cualquier proyecto de ingeniería en materiales rocosos es extrapolar desde ensayos de laboratorio el comportamiento y resistencia en terreno del macizo rocoso (Figura 1—1a). Una forma de cuantificar la dependencia de la escala, debida en parte a la presencia de discontinuidades, es utilizando el volumen elemental representativo (REV) del macizo rocoso (Hudson and Harrison 1997). El REV es un volumen en el cual existe un número suficiente de heterogeneidades, con tal de que el valor promedio de la propiedad que se desea estimar sea consistente al repetir un ensayo (Figura 1—1b).

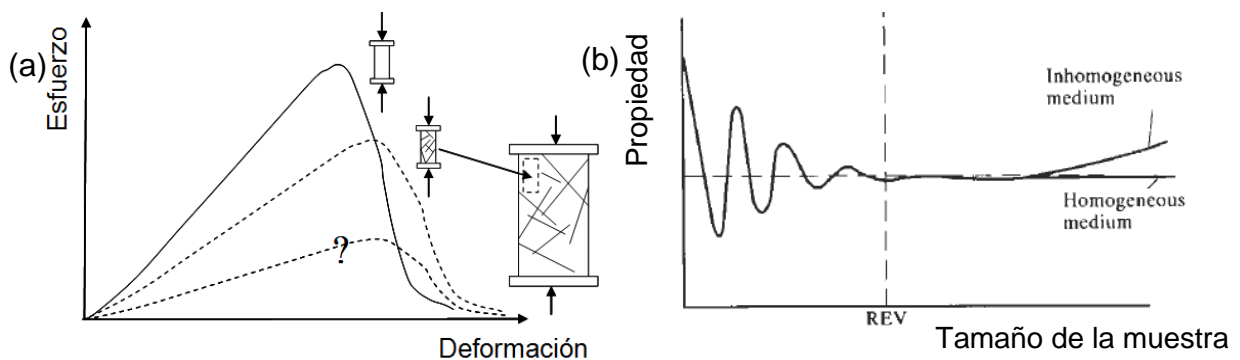


Figura 1—1: (a) Curvas esfuerzo–deformación que representan roca intacta y macizos rocosos. (b) Variabilidad en los resultados obtenidos para una cierta propiedad con respecto al tamaño de la muestra, concepto general del REV (Hudson and Harrison 1997).

Las estrategias aplicables para la determinación de las propiedades mecánicas de un macizo rocoso pueden ser clasificadas en:

1. Métodos de clasificación y caracterización geotécnica de macizos rocosos. Estos métodos evalúan con un índice de calidad geotécnica la competencia del macizo rocoso, los cuales se utilizan posteriormente en correlaciones y gráficos empíricos para estimar sus propiedades mecánicas. El principal problema de los métodos empíricos es que no consideran la existencia de anisotropía en la resistencia *peak*, ni efecto escala, ni comportamiento *post – peak*.
2. Ensayos en terreno a escala de macizo rocoso. Tienen la desventaja de que son generalmente difíciles de realizar, costosos y los resultados son difíciles de interpretar (Bieniawski 1978).
3. Modelos matemáticos. Simulan el sistema roca intacta – discontinuidades con elementos discretos. Una herramienta que permite simular el comportamiento mecánico del macizo rocoso, es la técnica *Synthetic Rock Mass* (Mas Ivars 2010), que es capaz de representar la creación de nuevas fracturas a través de material intacto y el deslizamiento y apertura de las discontinuidades pre – existentes.
4. Back análisis de fallas observadas en terreno. Es una buena aproximación, pero requiere de un mecanismo de falla bien definido, lo cual no es siempre el caso en ambientes geológicos complejos.

En general, se observa que los mejores resultados se obtienen cuando los métodos son aplicados en conjunto. Este trabajo de tesis presenta un enfoque integral entre ensayos de laboratorio, caracterización geológica y el uso de la técnica SRM como un laboratorio virtual para realizar experimentos numéricos de manera de comprender de una mejor forma el comportamiento del macizo rocoso de la mina El Teniente.

La técnica SRM se desarrolla durante el proyecto *Mass Mining Technology* (MMT) para ayudar a mejorar el entendimiento que se tiene del comportamiento del macizo rocoso durante la propagación del hundimiento. Esta técnica tiene como objetivo incluir en el análisis la influencia de las discontinuidades presentes en el macizo rocoso (orientación, densidad y persistencia), ya que los métodos empíricos y continuos consideran medios isótropos, resistencias y rigidices empíricas, y además, que no existe efecto escala debido a la presencia de discontinuidades.

El SRM utiliza el *Enhanced Bonded Particle Model* (BPM) para representar a la roca intacta (Potyondy 2011; Potyondy and Cundall 2004). Este modelo se encuentra implementado en PFC^{3D} (*Particle Flow Code* en 3D), y es capaz de reproducir aceptablemente el comportamiento de laboratorio de la roca intacta (Hoek and Martin 2010). Además, se incluyen discontinuidades que son modeladas como discos mediante el *Discrete Fracture Network* (DFN) utilizando el *Smooth Joint Contact Model* (SJCM) que simula el comportamiento de una interface (Mas Ivars et al. 2008).

La validación de cualquier modelo numérico debe llevarse a cabo con resultados confiables, obtenidos tanto de pruebas de laboratorio como de casos de estudio a escala mina. Se han realizado estudios a distintas escalas con elementos discretos que contribuyen a la validación de esta técnica, como por ejemplo:

- Ensayos de laboratorio en roca intacta, de modo de reproducir la respuesta de esfuerzo–deformación y la envolvente de falla no lineal, y ensayos de corte directo en discontinuidades que reproduzcan la envolvente de falla de Mohr – Coulomb (Ramírez 2012).
- Casos en que se haya observado falla en taludes y se hayan registrado desplazamientos (Hoek 2009).
- Casos históricos en minas explotadas por hundimiento de manera de reproducir propagación del *caving* y fragmentación primaria (Mas Ivars 2010), y micro-sismicidad inducida (Reyes-Montes et al. 2007).
- Validación utilizando modelos continuos con *Ubiquitous Joint Rock Mass* (UJRM) (Sainsbury et al. 2008a; Sainsbury et al. 2008b).

1.1 Motivación y objetivos

La División El Teniente ha planteado realizar un estudio para desarrollar nuevas alternativas para la construcción de un modelo geotécnico, el cual es fundamental en el proceso de transformar el recurso geológico en reservas mineras. Basándose en la caracterización geotécnica es posible aportar con información para construir un modelo geotécnico. Por lo tanto, para reducir el riesgo en la recuperación de las reservas mineras es necesario el desarrollo de un modelo geotécnico que responda al real comportamiento del macizo rocoso durante la minería.

El estudio realizado por la División El Teniente se denomina APIT10E202 (Brzovic 2013): “Consolidación del modelo geotécnico para el proceso productivo de la roca primaria”, y sus principales objetivos son:

1. Generar una caracterización geotécnica para el macizo rocoso y una base de datos de discontinuidades débiles (fallas y vetillas blandas) de los actuales sectores mineros en producción. Esto se basa en que actualmente, no existe un método de clasificación de macizo rocoso para roca de mena primaria.
2. Desarrollar una metodología para integrar los datos estructurales de distintas escalas de mapeo del macizo rocoso en un modelo estructural estadístico.
3. Desarrollar y/o implementar herramientas de diseño de ingeniería, tal como un modelo numérico que incluya las discontinuidades geológicas, esto es, aplicaciones del modelo *Synthetic Rock Mass* u otros similares como Elfen/Abaqus.

En este contexto se desarrollan los siguientes estudios preliminares:

- Memorias de título: “Simulación del comportamiento geomecánicos de las vetillas del Yacimiento El Teniente mediante PFC^{3D}” (Ramírez 2012) y “Efecto de la mineralogía, alteración y geometría en la resistencia mecánica de las vetillas, mina El Teniente” (de los Santos 2011).
- Informes internos DET: “Resultados de ensayos de compresión uniaxial en probetas de diámetro 50 [mm]” (Basaure 2011), “Descripción geológica de probetas de 50 [mm] de diámetro pre y post ensayos” (Rebolledo 2012), “*Direct shear and tensile tests of unbroken rock joints*” (Flansbjer 2010) y “*Synthetic Rock Mass – Fragmentation analysis*” (Vallejos 2011).

Este trabajo de tesis se enmarca dentro del proyecto APIT10E202, y se enfoca en el tercer objetivo general. Tal como se explica anteriormente, la técnica de modelamiento numérico SRM todavía no se encuentra validada, por lo que aún no son confiables sus resultados. Es por esto que el objetivo principal de este trabajo es contribuir a su validación, mediante su aplicación en ensayos a escala de laboratorio en probetas de la unidad litológica CMET (Complejo Máfico El Teniente) del yacimiento El Teniente. Para cumplir con lo anterior, se han definido los siguientes objetivos específicos:

1. Modelar el comportamiento de la roca intacta para la litología CMET.
2. Modelar el comportamiento de los principales tipos de vetillas presentes en el yacimiento el Teniente.
3. Simular mediante SRM un total de diez ensayos de laboratorio de 50 [mm] de diámetro que incluyan vetillas, bajo condiciones de compresión uniaxial.

1.2 Alcances

La aplicación de esta técnica a escala de laboratorio tiene la ventaja de que las condiciones de borde pueden controlarse, permitiendo obtener resultados más confiables. Para calibrar una muestra en SRM se deben determinar los micro-parámetros que definen a los modelos *Enhanced* BPM y SJCM, que reproducen el comportamiento de la roca intacta y de las vetillas para una cierta escala representativa de las probetas que se están modelando, debido a que los modelos no tienen incorporado el efecto escala. Esto implica, que siempre existirá una gran incertidumbre, debido a que las curvas de escalamiento existentes se obtienen de datos con una alta variabilidad.

Todas las vetillas presentes en las muestras son únicas, y se caracterizan por su espesor, largo, mineralogía, entre otras cosas. Para simplificar el problema, se identifica a cada una de las vetillas sólo por su mineralogía más abundante, con tal de disminuir el número de vetillas que se deben modelar. El efecto del espesor se incluye en las propiedades mecánicas, debido a que el modelo DFN considera que todas las vetillas son discos con espesor despreciable.

1.3 Metodología

La metodología utilizada para cumplir con los objetivos planteados se divide en dos etapas tal como se indica en la Figura 1—2.

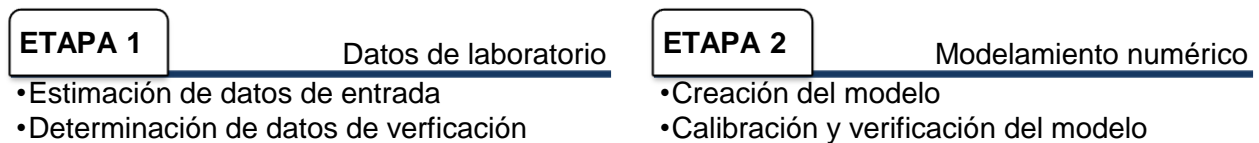


Figura 1—2: Metodología de trabajo.

En la primera etapa se estiman los datos de entrada y de verificación, a partir de ensayos de laboratorio disponibles en bases históricas de El Teniente (de los Santos 2011), y ensayos realizados en el Instituto SP, Suecia (Flansbjer 2010) y en IDIEM, Chile (Basaure 2011; Rebolledo 2012). Se utilizan estimaciones de macro-parámetros que definen a la roca intacta y a las vetillas propuestas en trabajos previos (de los Santos 2011; Vallejos 2011).

En la segunda etapa se construye el modelo SRM que busca representar los ensayos de compresión uniaxial en probetas de 50 [mm]. Para esto, se calibran previamente los modelos que representan a la roca intacta y a las vetillas por separado, con el objetivo de representar su comportamiento. Luego, se reproducen los micro-parámetros obtenidos de la calibración de ambos modelos en una probeta de SRM representativa del resto. En caso de ser necesario se recalibran los micro-parámetros que representan a las vetillas. Finalmente, los microparámetros obtenidos se reproducen en los nueve arreglos de vetillas restantes, con el objetivo de verificar los resultados del modelo.

La metodología utilizada para la calibración de los distintos modelos se basa en el procedimiento sugerido por Mas Ivars (2011).

1.4 Contenidos de la tesis

Se presenta a continuación una breve descripción de cada uno de los capítulos de este trabajo.

La introducción al tema de investigación y el contexto en el cual se desarrolla este trabajo, se presentan en el **Capítulo 1**. Además, se incluye la motivación, alcances y objetivos.

El **Capítulo 2** resume antecedentes bibliográficos, en los que se incluyen técnicas numéricas que se utilizan actualmente para el modelamiento de macizos rocosos. Esta revisión permite establecer las ventajas y desventajas de la herramienta SRM con respecto a otros métodos. Además, se presentan los componentes principales del modelo SRM: los modelos *Enhanced* BPM, DFN y SJCM.

La metodología de trabajo se detalla en el **Capítulo 3**, dividiéndose en dos etapas tal como se menciona anteriormente. Se detallan los procedimientos utilizados para la obtención de los datos de entrada y de verificación del modelo, y la metodología que se utiliza para calibrar los modelos de roca intacta, vetillas y el que busca representar el comportamiento de una probeta de laboratorio.

El desarrollo del trabajo se presenta en los **Capítulos 4 y 5**, incluyendo la revisión de los datos de laboratorio y el modelamiento numérico con la técnica *Synthetic Rock Mass*. En ambos capítulos se incluyen las discusiones generadas, tanto de la estimación de macro-parámetros, como de los resultados obtenidos de las calibraciones de roca intacta, vetillas y del modelo de roca sintética.

Las conclusiones de esta investigación y recomendaciones para trabajos futuros utilizando la técnica del SRM, se incluyen en el **Capítulo 6**.

2 REVISIÓN BIBLIOGRÁFICA

En el siglo XX se comienzan a desarrollar métodos analíticos con el fin de analizar problemas de falla y de deformación en macizos rocosos alrededor de excavaciones. Recién en los años 80 se comienza a desarrollar la tecnología computacional que permite crear métodos numéricos en la ingeniería de rocas. También en el siglo XX, se alcanzan los mayores niveles de producción de minerales y de desarrollos de infraestructura en ingeniería civil con el fin de satisfacer la demanda mundial. Es por esto, que cada vez existen excavaciones más grandes y profundas, como por ejemplo, rajos abiertos de grandes dimensiones y operaciones de minas subterráneas operadas por hundimiento. Para estos casos, los métodos de diseño que se plantean en los años 40 no son aceptables (Hoek and Martin 2010).

Actualmente, existen distintas alternativas de diseño para los métodos de hundimiento, las cuales tienen más importancia a media que las operaciones incorporan la física asociada a cada uno de los distintos procesos asociados. También existe una tendencia a simplificar y adaptar los diseños y prácticas exitosas en ambientes mineros o geotécnicos (Chitombo 2010).

No existe duda de que el significativo progreso en tecnología computacional permite modelar comportamientos complejos, pero aún no existen pruebas serias de que estos modelos representen el real comportamiento del macizo rocoso. Con respecto al proyecto en el que se enmarca la técnica SRM, aún no existe evidencia de que una validación sistemática permita construir con precisión un modelo complejo. Por esto, es recomendable utilizar esta herramienta en distintos casos de estudio, con tal de contribuir a su validación (Hoek and Martin 2010).

A continuación, se presenta el concepto de los métodos por hundimiento, y las técnicas empíricas y numéricas existentes para reproducir el comportamiento del macizo rocoso. Se da especial énfasis a los métodos discretos, base de la herramienta SRM que es la utilizada en el desarrollo de esta tesis, la cual es analizada desde el punto de vista de sus componentes, aplicaciones, ventajas y desventajas.

2.1 Métodos por hundimiento

Laubscher (1994) define a los métodos de explotación por hundimiento como aquellas operaciones mineras en que el cuerpo mineralizado se hunde naturalmente por efecto de la gravedad, después de haber sido socavado en su base y de que el material hundido haya sido extraído a través de puntos de extracción. Esta definición data de la época en que los métodos por hundimiento comienzan a aplicarse en macizos rocosos competentes de menas primarias, caso contrario de la mena secundaria explotada en aquel entonces en las minas chilenas de Codelco (Chitombo 2010).

En el caso de la roca primaria de la mina El Teniente, Brzovic y Villaescusa (2007) señalan que es muy competente, masiva y casi no incluye discontinuidades abiertas, pero a pesar de esto hay una alta frecuencia de vetillas a pequeña escala junto con fallas muy espaciadas (Figura 2—1). Se han realizado investigaciones con el objetivo

de determinar qué discontinuidades son las más relevantes en el macizo rocoso durante el proceso de hundimiento, obteniéndose resultados que sugieren que las vetillas con menos de un tercio de minerales duros y espesores mayores o iguales a 2 [mm] son más débiles, y las que preferente forman bloques durante el hundimiento y el posterior proceso de conminución.

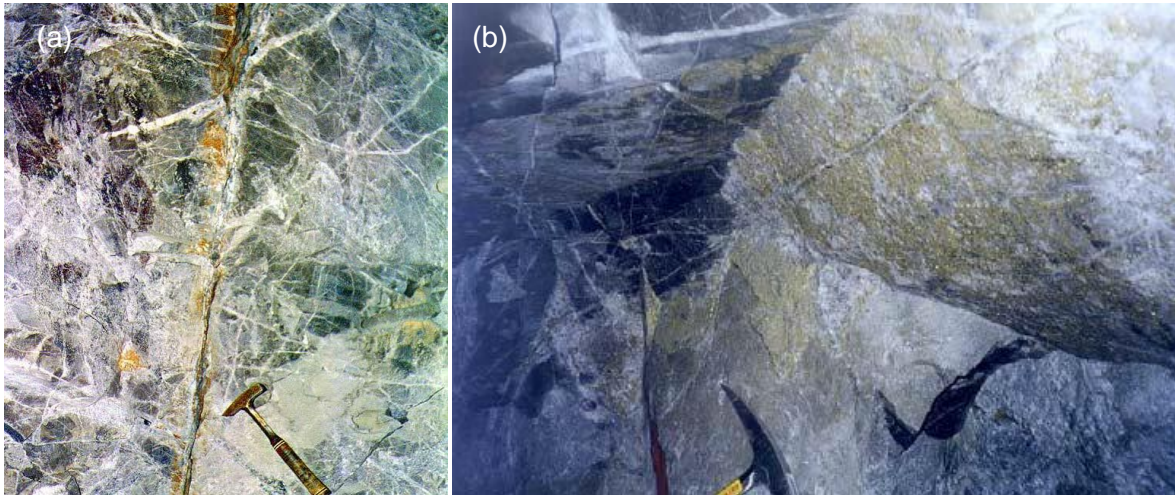


Figura 2—1: (a) Vetillas en un *stockwork* y (b) fallas reconocidas en el yacimiento El Teniente. En (a) se muestra como el relleno de las vetillas y la alteración de la roca cubren la roca ocultando información estructural (Brzovic and Villaescusa 2007).

Por otro lado, las rocas de menas secundarias corresponden a macizos rocosos que hunden y se fragmentan debido a la alta frecuencia de discontinuidades abiertas, teniendo altos puntajes en los sistemas de clasificación por la alta frecuencia de fracturas por metro. En la mayoría de las operaciones modernas que utilizan métodos por hundimiento predomina la roca primaria (Chitombo 2010).

2.1.1 Modelo conceptual

Los métodos de hundimiento buscan la desintegración del macizo rocoso basándose en la redistribución de los esfuerzos inducidos alrededor de excavaciones sin soporte. Para comprender este método de explotación se deben conocer los factores necesarios para llevar el macizo rocoso desde la resistencia *peak* a la residual, siendo algunos de estos:

1. Resistencia del macizo rocoso. Depende de la resistencia y del módulo de elasticidad de la roca intacta, y de la geometría, resistencia y rigidez de las discontinuidades presentes en el macizo rocoso.
2. Esfuerzos inducidos. Dependen de los esfuerzos *in situ*, del tamaño, forma y dirección del *undercut*, de la estrategia de tiraje y de la minería adyacente.
3. Geología. Se relaciona a la variabilidad espacial de las discontinuidades, a la existencia de estructuras mayores y al relleno mineralógico de las vetillas.
4. Otros factores. También se debe considerar el efecto de la presencia de agua, la dependencia en el tiempo, estrategias de pre-acondicionamiento y variaciones estocásticas.

La Figura 2—2 muestra un modelo conceptual del hundimiento (Duplancic and Brady 1999), el cual incluye cuatro zonas definidas por las características del macizo rocoso y la condición de esfuerzos.

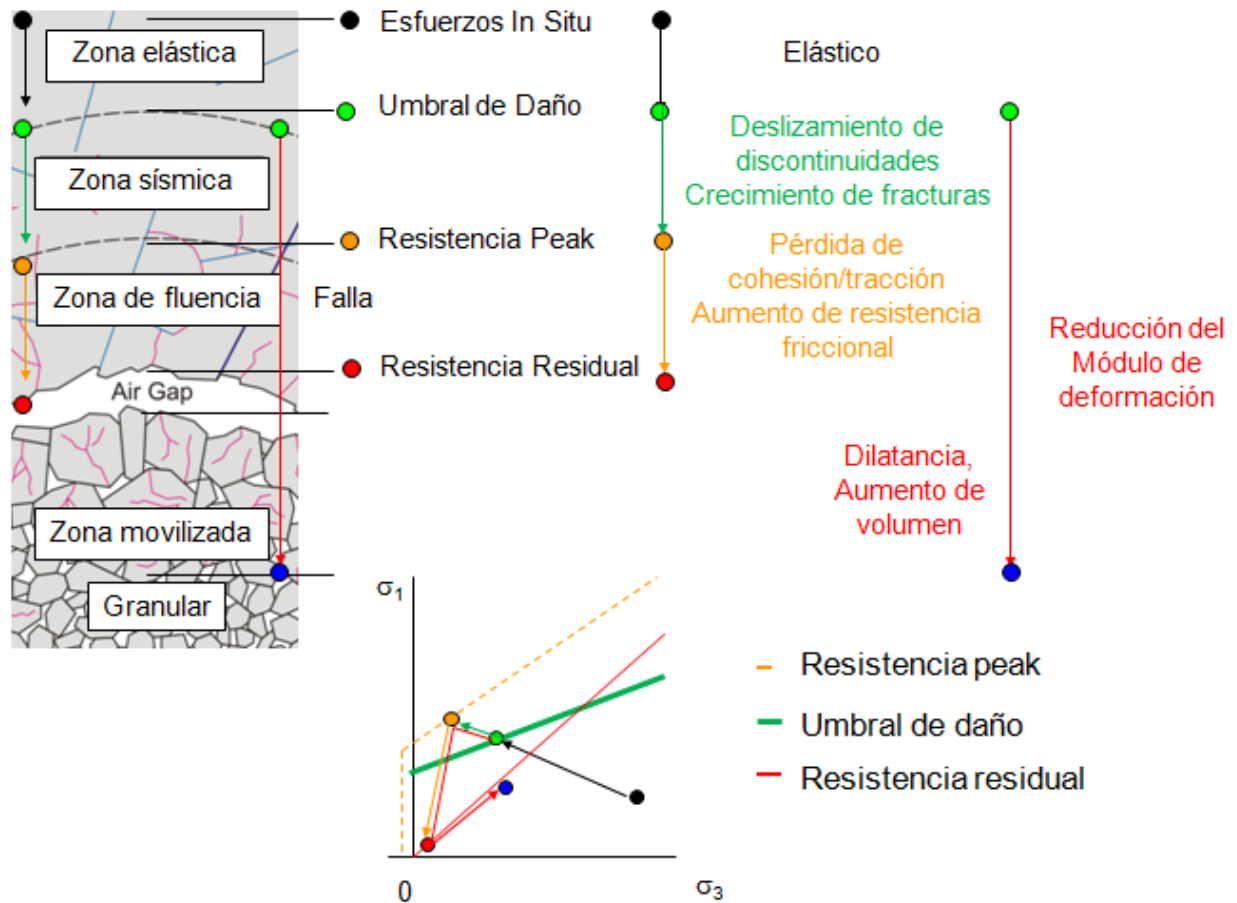


Figura 2—2: Mecanismos del *caving* (Mas Ivars 2010).

1. Zona elástica. El macizo rocoso presenta un comportamiento elástico y los esfuerzos son muy similares a los *in situ*.
2. Zona sísmica. En el macizo rocoso se genera daño debido al deslizamiento de las discontinuidades existentes y al crecimiento de las nuevas fracturas, resultando en actividad sísmica. Esta zona queda determinada por el criterio de umbral de daño:

$$\sigma_1 = \sigma_3 + (0,3 - 0,4)UCS$$

3. Zona de Fluencia. El daño en el macizo rocoso es significativo, resultando en una pérdida parcial o total de su resistencia en términos de la cohesión. Los esfuerzos exceden la resistencia *peak* y se acercan al estado residual.
4. Zona movilizada. Son los bloques de roca que se movilizan a los puntos de extracción en respuesta del tiraje, a medida que éstos se mueven existe rotación relativa entre ellos causando un aumento de volumen.

El comportamiento del macizo rocoso *pre – peak*, se puede describir con la envolvente de resistencia *peak* y el umbral de daño. La envolvente de resistencia *peak* es el límite

de esfuerzo que el macizo rocoso puede soportar, definido de la manera más sencilla por la resistencia a la tracción y el criterio de Mohr – Coulomb, definido para los esfuerzos principales en función de la cohesión (c) y el ángulo de fricción (ϕ) como:

$$\sigma_1 = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi} + \sigma_3 \frac{1 + \sin \phi}{1 - \sin \phi}$$

Por otro lado, el comportamiento *post – peak* del macizo rocoso es difícil de determinar, y puede caracterizarse por *strain – softening* (pérdida de la resistencia por cohesión / tracción), dilatación (aumento de volumen que acompaña a la fluencia por corte), aumento en resistencia debido a la fricción y reducción del módulo de deformación.

2.1.2 Métodos empíricos

Desde que se comienzan a utilizar los métodos de hundimiento a principios del siglo XX, se han realizado distintos estudios para comprender y predecir la naturaleza de la propagación del *caving*. Actualmente, los métodos empíricos son los más utilizados, siendo uno de ellos el desarrollado por Laubscher (1994), que se basa en la recopilación de datos geotécnicos en casos históricos de minas explotadas por hundimiento.

El gráfico de hundibilidad de Laubscher (Figura 2—3a) define 3 estados posibles, una zona de estabilidad, una de *caving* y una de transición en donde a pesar de que se inicia el hundimiento, éste no se propaga libremente. Debido a que este gráfico utiliza muy pocos datos, se propone un gráfico alternativo basándose en el de estabilidad de Mathews (2003), el que incluye casos de minas que no son explotadas por hundimiento (Figura 2—3b). En este gráfico, todos los datos que indican *caving* son de minas explotadas por este método.

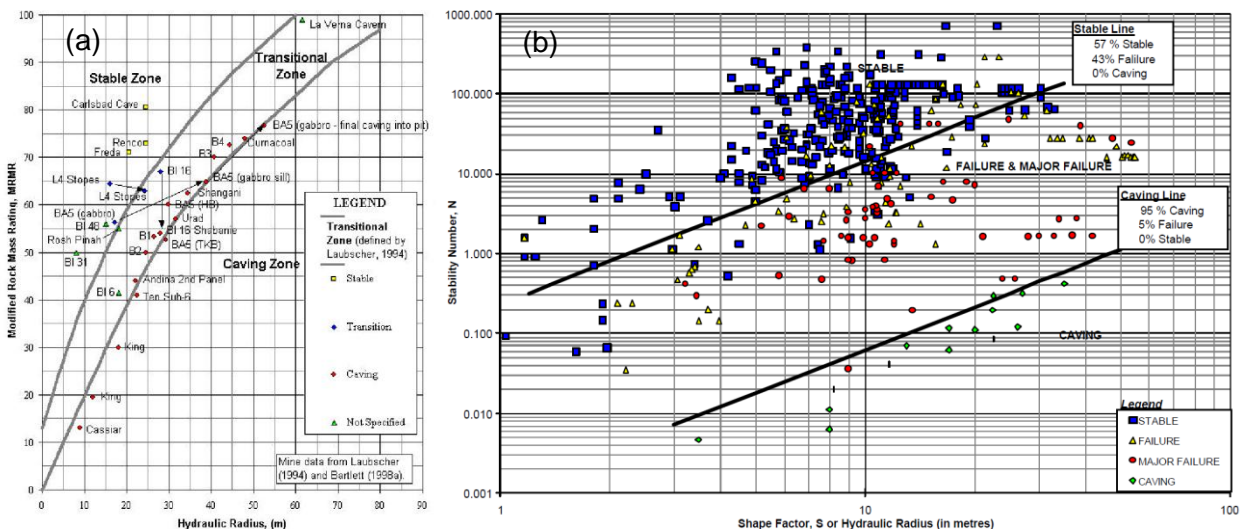


Figura 2—3: (a) Gráfico de hundibilidad de Laubscher (1994). (b) Gráfico de estabilidad modificado de Mathews (Trueman and Mawdesley 2003).

2.1.3 Métodos numéricos

Por otro lado, existen numerosos métodos de modelamiento numérico (elementos de borde, elementos finitos, diferencias finitas, elementos discretos, etc.) y otras técnicas que permiten realizar análisis de esfuerzos y deformaciones en mecánica de rocas (Sainsbury et al. 2011). Lo más importante para el modelamiento del *caving* es la metodología para simular el proceso y la estimación de las propiedades del material.

La Figura 2—4 ilustra una discretización en elementos finitos (FEM), elementos de borde (BEM) y elementos discretos (DEM) para rocas fracturadas (Jing 2003). La esencia del DEM es representar un medio continuo como arreglos de bloques formados por fracturas conectadas en el dominio del problema.

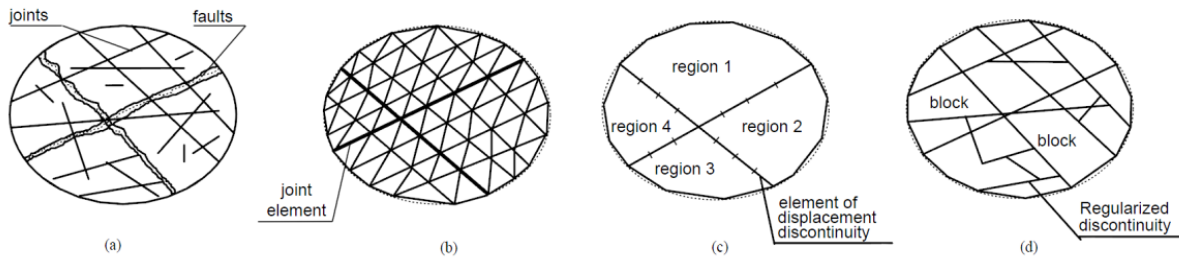


Figura 2—4: (a) Representación de un macizo rocoso, (b) elementos finitos, (c) elementos de borde y (d) elementos discretos (Jing 2003).

Debido a la presencia de discontinuidades, al deslizamiento entre ellas y a la formación de nuevas fracturas en los bloques de roca intacta, es difícil su representación en métodos continuos. Por lo anterior, es necesario el uso de métodos discretos, los que consideran explícitamente la interacción entre elementos y permiten reproducir la envolvente de falla de Mohr – Coulomb, propagación de grietas, dilatación, propiedades de roca con anisotropía y emisiones acústicas, entre otras cosas.

También son utilizados los métodos híbridos, en los que se insertan fracturas dentro de un medio continuo. El problema de estos modelos es que son muy complejos y requieren un tiempo de simulación tan significativo que sólo se encuentran implementados en 2D. La Figura 2—5 muestra el resultado de la implementación de una de estas técnicas utilizando el código ELFEN (Vyazmensky et al. 2007). La secuencia muestra la propagación del hundimiento, la cual se inicia en la primera etapa con un *undercut* de 20 [m], y se propaga hasta la superficie a medida que sus dimensiones aumentan.



Figura 2—5: Simulación de la propagación del hundimiento usando una técnica híbrida – ELFEN. En cada etapa se indica el ancho del *undercut*, (a) 20 [m], (b) 40 [m] y (c) 60 [m] (Vyazmensky et al. 2007).

2.2 Modelamiento numérico con elementos discretos (DEM)

El método de elementos discretos es introducido por Cundall (1971) para el análisis de problemas geomecánicos. Por definición, un programa es métodos discretos si cumple con (Cundall and Hart 1992):

1. Permitir desplazamientos finitos y rotaciones de cuerpos discretos (bloques o partículas), incluyendo su completa separación.
2. Reconocer automáticamente nuevos contactos durante todo el tiempo de cálculo.

El método DEM se basa en la idea de que cada paso de tiempo debe ser muy pequeño, durante uno de estos pasos, las perturbaciones generadas por una partícula no se pueden propagar más allá de sus vecinos inmediatos. Luego, las fuerzas que actúan en una partícula se determinan exclusivamente por la interacción con las partículas con las que tiene contactos en común.

La base teórica del método y la solución de las ecuaciones de movimiento, de cuerpos rígidos y/o deformables, pueden obtenerse de una formulación implícita o explícita.

2.2.1 Universal Distinct Element Code (UDEC)

En el caso de la solución explícita, los cálculos llevados a cabo en los elementos discretos alternan entre la aplicación de la segunda Ley de Newton a los elementos y la Ley de fuerza y desplazamiento a los contactos (Figura 2—6). La segunda Ley de Newton se usa para determinar el movimiento de cada elemento resultante de las fuerzas en los contactos y de la fuerzas de los cuerpos que actúan sobre ella, mientras que la Ley de fuerza desplazamiento se usa para actualizar las fuerzas de los contactos resultantes del movimiento relativo de cada contacto.

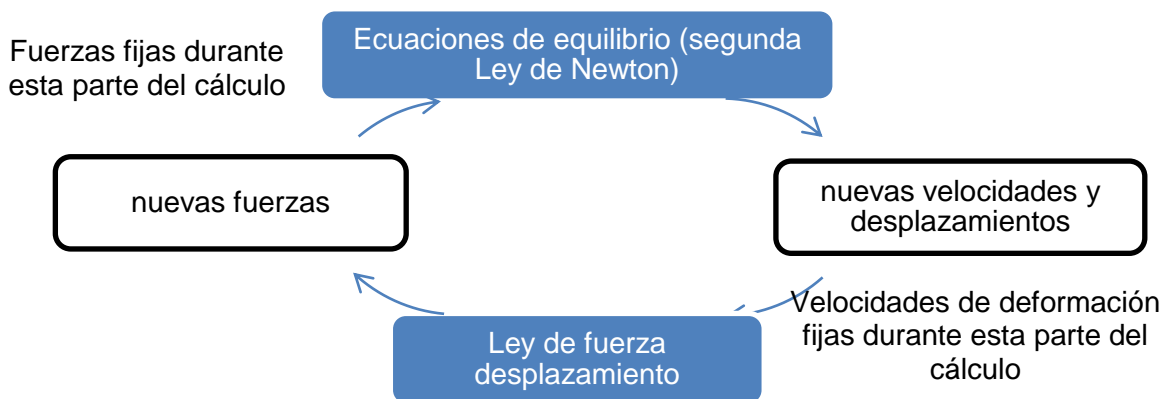


Figura 2—6: Método de solución explícito en el dominio del tiempo, en el que cada elemento se considera físicamente aislado de sus vecinos durante un paso de tiempo (ITASCA 2008).

Una limitación que tiene el método explícito es la larga duración de las simulaciones, ya que requiere muchos pasos de cálculo. No obstante, esta limitación pierde cada vez más su importancia a causa de los grandes avances tecnológicos en el área de la computación.

El método explícito más representativo es el de los elementos distintos, término acuñado por Cundall y Strack (1979) para referirse a los elementos discretos que usan

contactos deformables, cuya solución es explícita y está en el dominio de tiempo de las ecuaciones de movimiento. Actualmente, este método se encuentra implementado en 2 y 3 dimensiones en los códigos UDEC y 3DEC (ITASCA, 1992, 1994), en donde los elementos se representan como poliedros convexos en 3D (y como polígonos en 2D), los cuales pueden ser rígidos o deformables. Estos bloques están formados por discontinuidades que se caracterizan por sus orientaciones, espaciamiento y apertura.

Como el método se basa en la simulación de la interacción entre bloques, se pueden representar macizos de roca fracturados, o cualquier material en el que el desplazamiento pueda producirse a lo largo de planos preexistentes de debilidad o de discontinuidad. A pesar de las ventajas de este método al representar materiales discontinuos, la falta de conocimiento de cómo es la geometría de las fracturas en la roca ha limitado sus aplicaciones. En general, la geometría de sistemas de discontinuidades sólo puede ser estimada.

Dentro de los campos de aplicación de UDEC y 3DEC destacan los análisis de mecanismos de falla potencial de un macizo rocoso fracturado, estático y dinámico, análisis de estabilidad de taludes (mecanismos de falla) y estudios en minería subterránea.

2.2.2 Particle Flow Model 3D (PFC^{3D})

Para el modelamiento del comportamiento de materiales granulares se utiliza la misma teoría básica de bloques, pero con la simplificación de que las partículas son cuerpos rígidos y su forma es regular (circular en 2D y esférico en 3D). Los contactos entre las partículas se representan como resortes, y además, se debe considerar la fricción existente. Uno de los códigos más utilizados para resolver problemas de este tipo es PFC en 2 y 3 dimensiones (ITASCA 2008).

Un modelo general de flujo de partículas simula el comportamiento mecánico de un sistema compuesto por un grupo de partículas con formas arbitrarias. En este caso, se debe notar que el término partícula que se utiliza difiere de las definiciones más comunes utilizadas en el área de la mecánica, en donde se considera que es un cuerpo con dimensiones despreciables que ocupa sólo un punto en el espacio. En el contexto presente, el término partícula significa que un cuerpo ocupa una cantidad finita de espacio.

Además de las aplicaciones tradicionales de flujo de partículas, PFC^{3D} también puede ser aplicado al análisis de sólidos determinando las condiciones de borde e iniciales correspondientes. En estos modelos, el comportamiento se aproxima creando un arreglo compacto de muchas partículas. La Figura 2—7 muestra la representación de una roca utilizando UDEC y PFC^{2D}: en UDEC las partículas se representan con bloques y zonas, y las interfaces con discontinuidades, mientras que en PFC^{2D} las partículas son discos unidos por contactos, y las interfaces *smooth joints* (Mas Ivars et al. 2008).

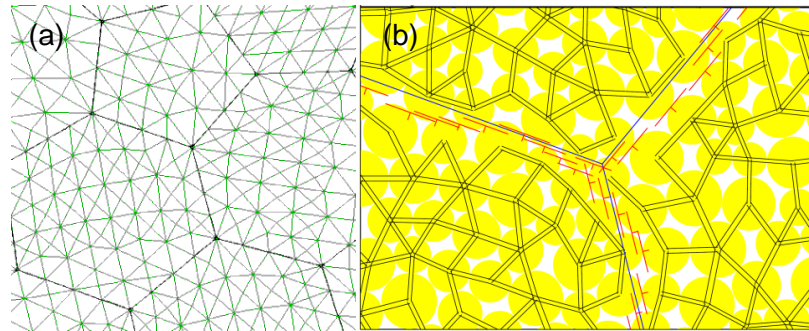


Figura 2—7: Comparación de representaciones de roca intacta, utilizando (a) UDEC y (b) PFC^{2D} (Mas Ivars 2011).

En resumen, los supuestos del modelamiento con elementos distintos en PFC^{3D} son los siguientes (ITASCA 2008):

1. Las partículas se comportan como cuerpos rígidos.
2. Los contactos ocurren sobre un área infinitamente pequeña (un punto).
3. El comportamiento entre los contactos usa una herramienta de contacto suave, en donde se permite a las partículas rígidas superponerse a otras en los puntos de contacto.
4. La magnitud de esta superposición se relaciona a la fuerza de contacto en función de la Ley de fuerza desplazamiento, y todas son pequeñas en relación al tamaño de las partículas.
5. Pueden existir contactos entre partículas.
6. Todas las partículas son esféricas. Sin embargo, los *clumps* permiten la creación de partículas de cualquier forma, generándose de la superposición de un grupo de éstas, los que actúan como un cuerpo rígido con un borde deformable.

2.3 Synthetic Rock Mass (SRM)

La metodología del *Synthetic Rock Mass* (Mas Ivars 2010) se desarrolla para estudiar el efecto de incluir discontinuidades en el macizo rocoso a gran escala (10 – 100 m). Esta técnica utiliza PFC^{3D} como un laboratorio virtual para someter muestras de rocas sintéticas a trayectorias de esfuerzos de interés, y estudiar el modo de falla y el comportamiento del macizo rocoso.

El primer paso para construir un modelo SRM es crear un arreglo de partículas esféricas en PFC^{3D} para representar la roca intacta (Figura 2—8a). Las discontinuidades son representadas por un *Discrete Fracture Network* (Figura 2—8b), que dependen del dominio geotécnico y litología en que son mapeadas. El reciente desarrollo de un nuevo modelo para representar el comportamiento de las discontinuidades dentro de PFC^{3D}, ha hecho posible obtener una mejor aproximación al comportamiento de corte de un número considerable de discontinuidades no persistentes observadas en la realidad.

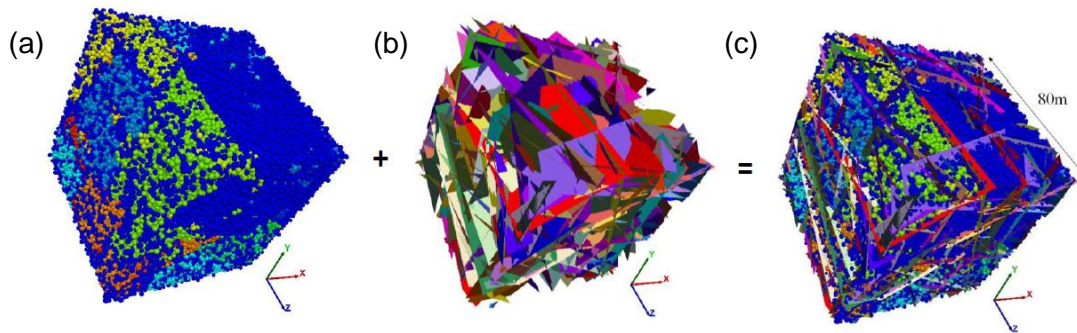


Figura 2—8: (a) Muestra creada con PFC^{3D}, (b) DFN que se superpone a la muestra anterior y (c) macizo rocoso sintético (Board and Pierce 2009).

2.3.1 Componentes del SRM

Un modelo de roca sintética (SRM) se crea en un laboratorio virtual mediante el software *SRMLab*, el cual está implementado en PFC^{3D}. Este programa creado por ITASCA en el año 2011 permite simular ensayos en distintas escalas, desde probetas de laboratorio hasta bloques de 100 [m] de ancho, con tal de obtener módulos de deformación, resistencias y comportamientos *post – peak*. Este modelo permite la iniciación de nuevas fracturas, y su evolución dinámica en función del estado de esfuerzos y deformaciones existentes, lo que tiene un impacto directo en la resistencia y deformabilidad de la muestra.

La Figura 2—9 presenta las opciones disponibles en el software SRM, correspondientes a la creación de las muestras a partir de la definición de las propiedades de los materiales y los DFNs, las características de los ensayos y la visualización de los resultados.

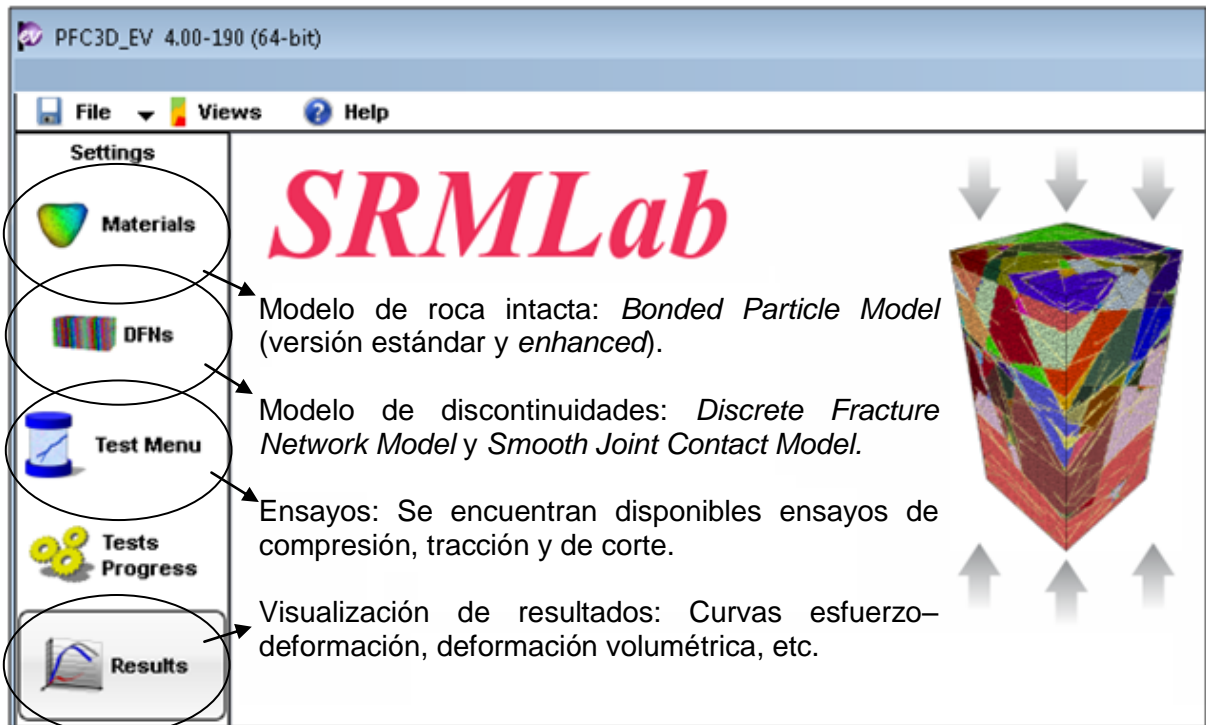


Figura 2—9: Opciones del laboratorio virtual *SRMLab*.

A continuación, se presentan los modelos existentes para representar la roca intacta y las discontinuidades. Además, se incluye una descripción general del tipo de ensayos disponibles.

2.3.1.1 Roca Intacta

El principal objetivo de un modelo de roca intacta es reproducir envolventes de falla y propiedades elásticas (módulo de Young y razón de Poisson). Un modelo de elementos discretos representa directamente el daño a través de la formación, crecimiento y la interacción de grietas, considerando para esto la falla de unidades estructurales que forman la roca sintética. Existen otros modelos que representan indirectamente el daño, considerándose el material como un continuo y utilizándose aproximaciones de valores promedio de degradación del material para representar daño irreversible a nivel micro-estructural (Krajcinovic 1996).

a) Bonded Particle Model (BPM)

En la Figura 2—10a se muestra un corte transparente de una arenisca St. Peter (roca clástica) estudiada por Dittes (2002), pudiendo distinguirse granos interconectados entre sí. Por otro lado, en la Figura 2—10b se presenta el modelo *Bonded Particle Model* (BPM) (Potyondy and Cundall 2004), el cual se compone de partículas esféricas (granos) y contactos entre ellas (cemento). El arreglo de partículas con contactos es un modelo válido micro-estructuralmente, pero no debe confundirse con la estructura interna de la roca. No es correcto asociar una partícula de PFC a un grano de roca.

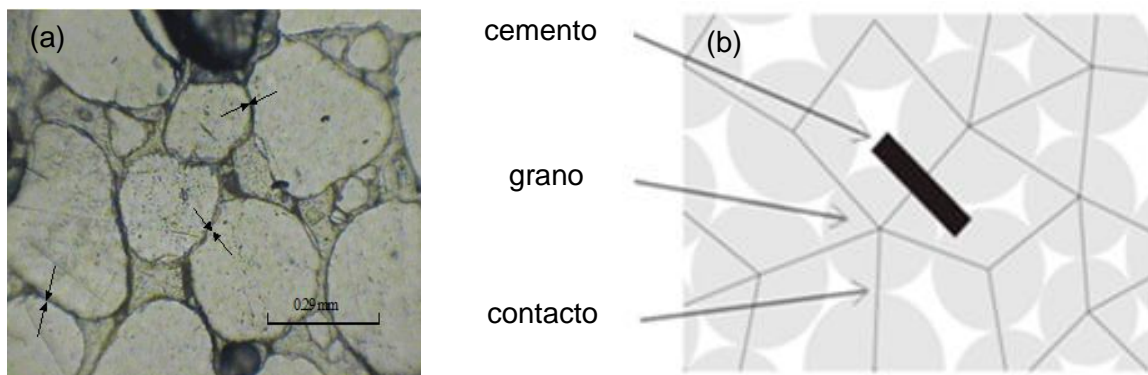


Figura 2—10: (a) Corte transparente de una roca clástica (arenisca), en donde es posible observar granos interconectados (Dittes and Labuz 2002). (b) Componentes básicos del BPM (Potyondy and Cundall 2004).

Existen dos modelos de contacto que unen dos partículas, el *Contact Bond Model* (CBM), que es el punto de contacto entre partículas, y el *Parallel Bond Model* (PBM) que es un contacto con un tamaño finito que actúa sobre una sección circular entre partículas. Ambos tipos de contactos pueden estar activos al mismo tiempo, y existirán hasta que fallen.

Contact Bond Model - CBM

Si sólo existen partículas y no cemento entre ellas, entonces las partículas pueden moverse independientes unas de otras y sólo interactuar en un punto de contacto (*Contact Bond Model*). Esta interacción puede verse como un resorte, con una rigidez normal (k^n) y otra de corte (k^s). Las rigideces correspondientes a cada una de las partículas se definen como:

$$k^n = 2DE \qquad k^s = k^n / \left(\frac{k^n}{k^s}\right)$$

En donde,

- E es el módulo de Young de la partícula,
- D es el diámetro de la partícula, y
- k^n/k^s es la razón entre las rigideces normal y de corte.

Las partículas dentro de la muestra satisfacen una distribución uniforme en el rango $[D_{min}, D_{max}]$. Para determinar estos valores se define el diámetro promedio ($D_{promedio}$) y la razón entre el diámetro máximo y el mínimo (D_{max}/D_{min}). El radio mínimo y el máximo de las partículas quedan definidos por:

$$R_{min} = \frac{D_{promedio}}{1 + \left(\frac{D_{max}}{D_{min}}\right)} \qquad R_{max} = \left(\frac{D_{max}}{D_{min}}\right) * R_{min}$$

Entre dos partículas hay una fuerza de contacto F_i , que representa la acción de la partícula A sobre la B. Esta fuerza se descompone en una componente normal y otra de corte (Figura 2—11), existiendo un límite que corresponde a la resistencia normal (F_i^n) y de corte (F_i^s) del contacto.

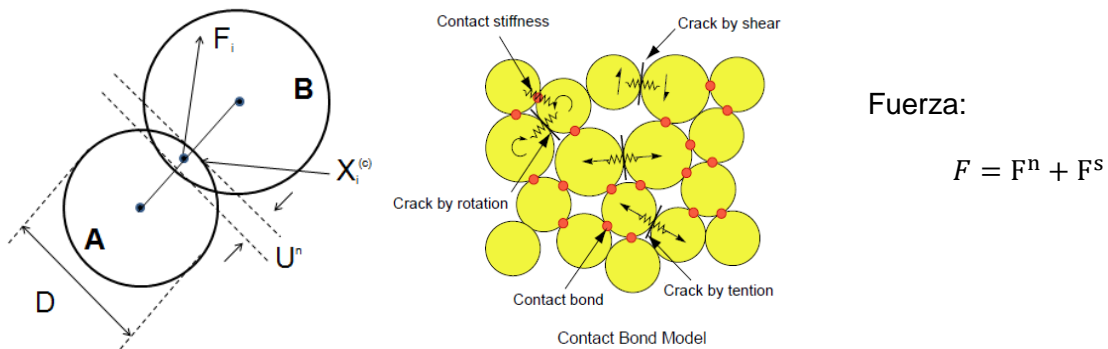


Figura 2—11: Modelo BPM – *Contact Bond Model* (Potyondy and Cundall 2004).

Los criterios de falla son:

- Si la magnitud de la fuerza normal iguala o excede la resistencia a la tracción del contacto este fallará ($F^n \geq F_i^n$). Después de la falla, las fuerzas normal y de corte serán cero.

- Si la magnitud de la fuerza de corte iguala o excede la resistencia al corte del contacto este fallará ($F^s \geq F_i^s$), pero las fuerzas del contacto no cambian. Este último caso se da cuando las partículas están rotando, ya que no existe resistencia al momento, o cizallándose.

El comportamiento constitutivo del CBM, que relaciona la componente normal y la de corte de la fuerza con el desplazamiento, se muestra en la Figura 2—12.

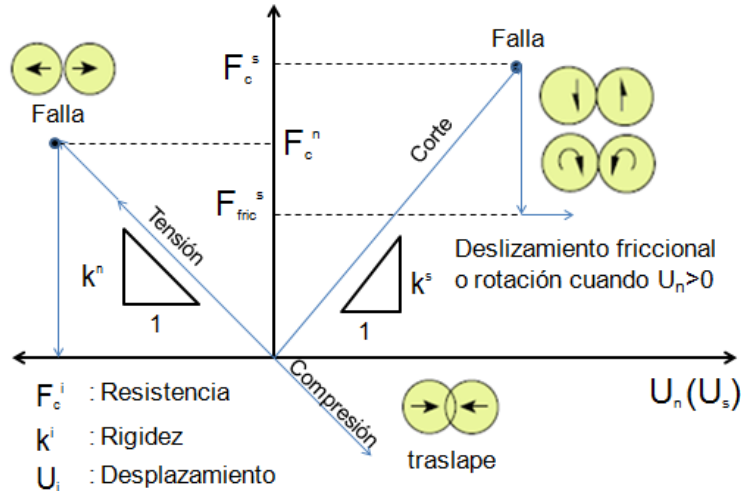


Figura 2—12: Comportamiento fuerza – desplazamiento con respecto a los componentes normales y de corte (Cho et al. 2007) – Contact Bond Model.

- Componentes normales. En la Figura 2—12, F^n es la fuerza normal del contacto y U^n el desplazamiento normal. Por convención PFC^{3D} considera las fuerzas de tracción positivas ($F^n \geq 0$) y las fuerzas de compresión negativas ($F^n \leq 0$). Las partículas son cuerpos rígidos, pero pueden traslaparse entre sí en el punto de contacto en el caso de encontrarse en compresión ($U^n > 0$).
- Componentes de corte. En la Figura 2—12, F^s es la fuerza de corte del contacto y U^n el desplazamiento de corte relativo a la ubicación original del contacto. En el caso de que exista una separación entre las partículas, y las fuerzas normales y de corte sean cero, puede ocurrir deslizamiento friccional.

La Tabla 2—1 muestra un resumen de los micro-parámetros que caracterizan al Contact Bond Model.

Tabla 2—1: Micro-parámetros que representan al Contact Bond Model.

E	:	Módulo de Young de las partículas [GPa].
k^n/k^s	:	Razón entre la rigidez normal y de corte de las partículas.
ρ	:	Densidad de las partículas [kg/m^3]. No afecta el comportamiento del modelo.
μ	:	Coeficiente de fricción de las partículas.
D_{max}/D_{min}	:	Relación entre los diámetros máximo y mínimo de las partículas, y que afecta al empaquetamiento de las partículas.

Parallel Bond Model - PBM

El *Parallel Bond* es un contacto que establece una interacción elástica entre partículas, en paralelo con el modelo anterior (CBM) y el modelo que permite a las partículas deslizarse entre sí. Este modelo tiene asociada una fuerza y un momento, los cuales se descomponen en una parte normal y en otra de corte con respecto al plano de contacto. En la Figura 2—13 son \bar{F}_i y \bar{M}_i respectivamente, y corresponden a la acción del PB sobre la partícula B.

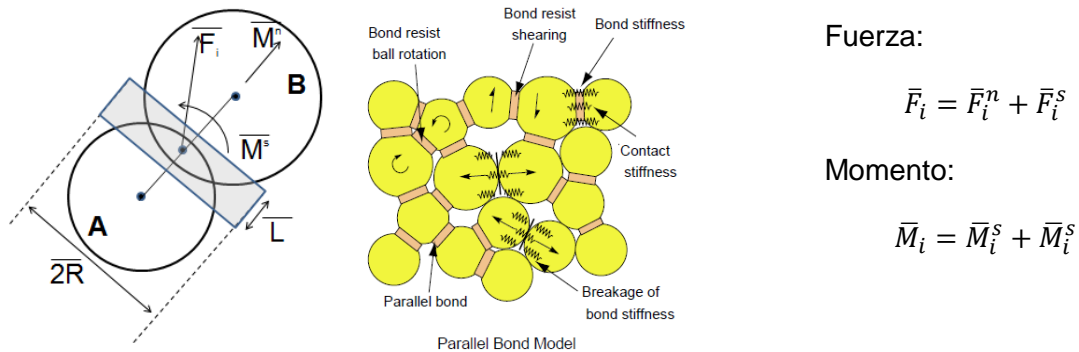


Figura 2—13: Modelo BPM – *Parallel Bond Model* (Potyondy and Cundall 2004).

Este contacto, que puede verse como un cemento que une dos partículas A y B, se representa como un disco de ancho \bar{L} , que es cercano a cero, y un radio igual a:

$$\bar{R} = \bar{\lambda} \min(R^{(A)}, R^{(B)})$$

En donde,

- $\bar{\lambda}$ es un valor entre 0 y 1, y
- $R^{(i)}$ es el radio de las partículas entre las cuales se encuentra el PB de radio \bar{R} .

Como existe un área finita de contacto, este vínculo es capaz de resistir rotaciones. Este modelo considera resortes uniformemente distribuidos sobre una región rectangular con cierta rigidez normal (\bar{k}^n) y de corte (\bar{k}^s), las cuales se definen como:

$$\bar{k}^n = \frac{\bar{E}_c}{R^{(A)} + R^{(B)}} \quad \bar{k}^s = \bar{k}^n / \left(\bar{k}^n / \bar{k}^s \right)$$

En donde,

- \bar{E}_c es el módulo de Young del PB, y
- \bar{k}^n / \bar{k}^s es la razón entre las rigideces normal y de corte.

Si el esfuerzo supera la resistencia a la tracción ($\bar{\sigma}^{\max} \geq \bar{\sigma}_c$) o al corte ($\bar{\tau}^{\max} \geq \bar{\tau}_c$), entonces este vínculo se romperá (Figura 2—14). Los esfuerzos máximos a la tracción y al corte, dependen de la fuerza y del momento de las partículas, y se estiman como:

$$\bar{\sigma}^{\max} = \frac{-\bar{F}_i^n}{A} + \bar{\beta} \frac{|\bar{M}_i^s|}{I} \bar{R} \quad \bar{\tau}^{\max} = \frac{|\bar{F}_i^s|}{A} + \bar{\beta} \frac{|\bar{M}_i^n|}{J} \bar{R}$$

En donde,

- A es el área, I el momento de inercia, J el momento polar de inercia, y corresponden a factores geométricos, y
- $\bar{\beta}$ es un factor de contribución del momento, y se considera igual a 1.

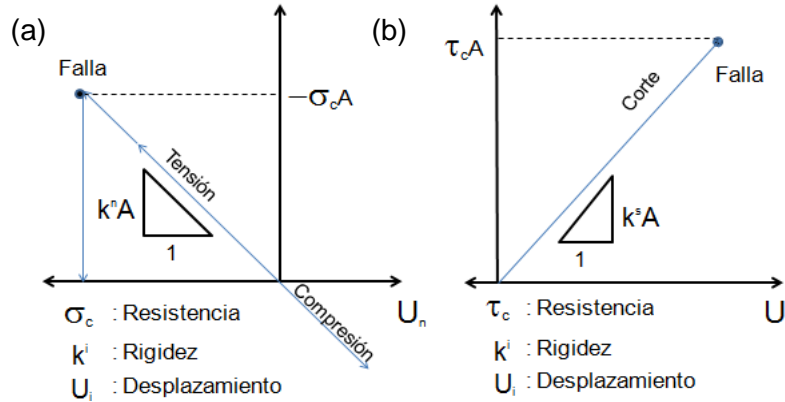


Figura 2—14: Comportamiento fuerza – desplazamiento, con respecto a los (a) componentes normales y (b) de corte (ITASCA 2008) – *Parallel Bond Model*.

Siempre que dos partículas están en contacto, existe una rigidez asociada. En el caso de que falle el PB existente entre dos partículas se tendrá una reducción en la rigidez del cemento, debido a que ésta tiene una contribución de la rigidez del contacto (CBM) y del mismo cemento (PBM). La rigidez se elimina aunque las partículas sigan en contacto.

Este modelo aproxima adecuadamente el comportamiento mecánico de la roca representándola como un material granular cementado, pero existen algunas limitaciones en la envolvente de falla (Potyondy and Cundall 2004):

- No es capaz de reproducir ángulos de fricción de la roca intacta mayores a 30°,
- No reproduce razones entre UCS y resistencia a la tracción superiores a 4, y
- Reproduce una envolvente de falla lineal.

b) *Enhanced BPM*

Debido a que el comportamiento macroscópico de la muestra se explica por las interacciones a nivel micro-estructural, se incluyen modificaciones al modelo con las cuales es posible eliminar las limitaciones mencionadas anteriormente, dando paso a una versión mejorada: el *Enhanced BPM*. Los cambios realizados son:

1. Respecto al criterio utilizado para determinar los esfuerzos máximos de tracción y de corte se considera que el momento no contribuye ($\bar{\beta} = 0$), es decir, se utilizan sólo las fuerzas normales y de corte:

$$\bar{\sigma}^{max} = \frac{-\bar{F}_i^n}{A} \qquad \bar{\tau}^{max} = \frac{|\bar{F}_i^s|}{A}$$

Considerar que el momento no influye en la ruptura es cuestionable, por lo que un modelo más realista podría considerar un factor $\bar{\beta}$ entre 0 y 1, de modo de que el sistema considere parcialmente un aporte del momento. A pesar de esto, el momento si se considera en el traspaso de cargas.

- Se utiliza el criterio de falla de Mohr-Coulomb (Figura 2—15), el cual considera que la resistencia al corte del PB es función de la cohesión (\bar{c}) y del ángulo de fricción ($\bar{\phi}$). En este caso se incluye la influencia del confinamiento en el criterio de falla por corte, ya que el criterio de falla del modelo estándar considera $\bar{\phi} = 0$, por lo que la resistencia al corte sólo queda definida por la cohesión.

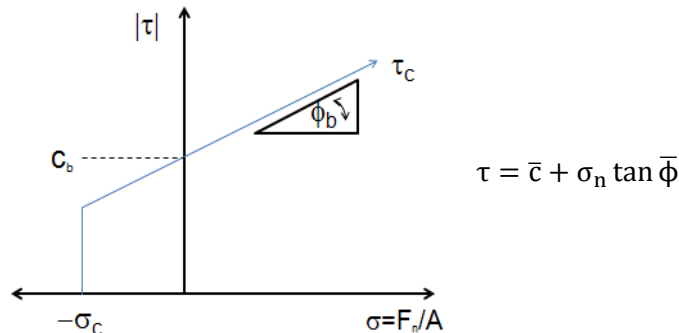


Figura 2—15: Envolvente de falla según el criterio de Mohr Coulomb.

- Se determina un nuevo modo de transferencia de carga al fallar un PB. El modelo BPM estándar considera que la carga es repartida entre los contactos y el cemento, mientras que el *Enhanced BPM* considera que el cemento soporta toda la carga hasta fallar y luego la traspasa al contacto entre partículas.

Al considerar las modificaciones anteriores se obtiene un mayor valor de la razón entre las resistencias a la compresión y a la tracción. Además, se observan las siguientes diferencias (Potyondy 2011):

- Ensayos de tracción directa. Al eliminar la contribución de momento en el criterio de falla aumenta la resistencia a la tracción. Con respecto al daño producido en la muestra no existe un efecto claro (Figura 2—16), ya que en ambos casos todo el daño consiste en falla por tracción de los PB, por lo que la resistencia a la tracción sólo depende del micro-parámetro $\bar{\sigma}_c$, y no se ve influenciado por \bar{c} .

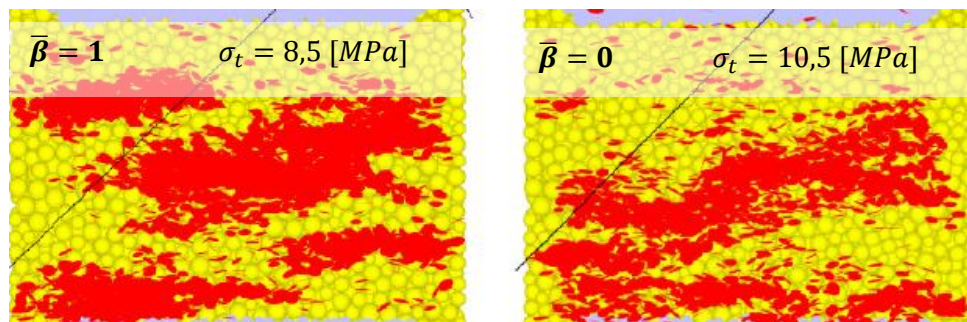


Figura 2—16: Ubicación del daño y modos de falla en el *post – peak*, en ensayos de tracción directa, El modo de falla indica falla por tracción en rojo (Potyondy 2011).

2. Ensayos de compresión. Cuando $\bar{\beta} = 1$ no existe falla por corte, mientras que el *peak* coincide con el umbral de inicio de daño por tracción. Además, el cambio de contractivo a dilatante en la curva de deformación volumétrica ocurre después del *peak* (Figura 2—17a). En el caso de utilizar $\bar{\beta} = 0$ el material alcanza un mayor *peak*. Se observa un *pre – peak softening* desde el punto en que comienzan a crearse grietas (Figura 2—17b).

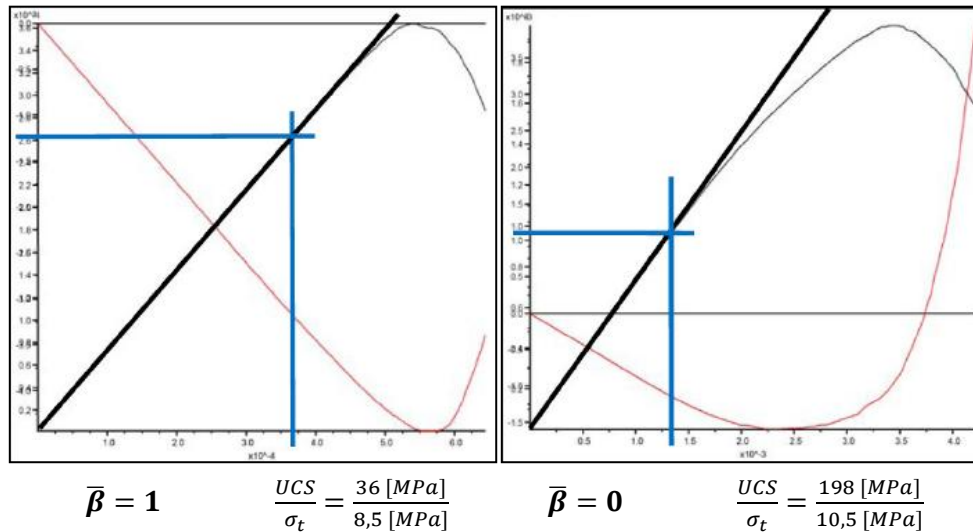


Figura 2—17: Curva esfuerzo–deformación (en negro) y de deformación axial – volumétrica (en rojo) para un ensayo de compresión uniaxial con $\bar{\beta}$ igual a 0 y 1. En azul se destaca el inicio de daño por tracción (Potyondy 2011).

Los micro–parámetros del PBM, tanto para el modelo estándar como para el *Enhanced BPM* quedan resumidos en la Tabla 2—2.

Tabla 2—2: Micro–parámetros que representan al *Parallel Bond Model*

$\bar{\sigma}_c$:	Resistencia a la tracción del cemento [MPa].
$\bar{\tau}_c$:	Resistencia al corte del cemento en el BPM estándar [MPa] ($\bar{c} = \bar{\tau}_c$ y $\bar{\phi} = 0$). Mientras que en el <i>Enhanced BPM</i> , se utiliza el modelo de Mohr Coulomb, por lo que se especifica la cohesión (\bar{c}) y el ángulo de fricción ($\bar{\phi}$).
\bar{E}_c	:	Módulo de Young del cemento [GPa].
\bar{k}^n / \bar{k}^s	:	Razón entre la rigidez normal y la de corte del cemento por área.
$\bar{\beta}$:	Factor de contribución del momento en el esfuerzo máximo. En el Standard BPM contribuye ($\bar{\beta} = 1$), mientras que en el <i>Enhanced BPM</i> no ($\bar{\beta} = 0$).
$B_{pb.all}$:	Parámetro que establece el modo de transferencia de carga. En el BPM estándar el cemento y los contactos soportan carga al mismo tiempo (False), mientras que en el <i>Enhanced BPM</i> la carga es soportada por el cemento hasta la falla y luego transferida a los contactos (True).

Las propiedades de resistencia a la tracción y cohesión se asignan a los PB a partir de una distribución normal, por lo que es necesario especificar la media y la desviación estándar. Es resto de los parámetros se asignan por igual a todos los PB.

c) Otros modelos

Luego de diversos estudios, se llega a la conclusión de que un factor importante en los resultados es la forma de las partículas, introduciendo así geometrías irregulares formadas por grupos de partículas esféricas. Las alternativas existentes para la creación de formas irregulares en PFC^{3D}, son los clústeres y los *clumps* de partículas (Figura 2—18).

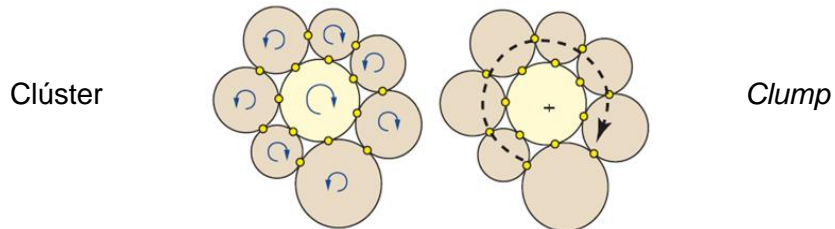


Figura 2—18: Mecanismos de rotación entre partículas, en un clúster y en un *clump* (Cho 2008).

Potyondy y Cundall (2004) sugieren utilizar clústers de partículas para obtener mayores ángulos de fricción. En este caso los granos se modelan como grupos de partículas, en donde la resistencia de las partículas dentro de un clúster puede tener un valor diferente a la resistencia de los PB de las partículas entre dos clústers. Por otro lado, Cho (2008) utiliza *clumps* para representar roca intacta. Las partículas se encuentran unidas entre sí, comportándose en conjunto como un cuerpo rígido que puede deformarse, pero los contactos dentro de él no pueden romperse.

En un estudio preliminar (Potyondy and Cundall 2004), se utiliza un modelo en el que sólo pueden fallar los contactos entre dos clústers y no los que están dentro, es decir, los contactos blancos y los negros de la Figura 2—19a respectivamente. El modelo considera que existe un máximo de partículas dentro de un clúster y no controla las formas que se generan por un grupo de partículas. La Figura 2—19b muestra la envolvente de falla obtenida para un granito Lac du Bonnet, y las envolventes resultantes en función del número máximo de partículas dentro de un clúster. Claramente, es posible aumentar el ángulo de fricción al utilizar formas irregulares en vez de partículas esféricas.

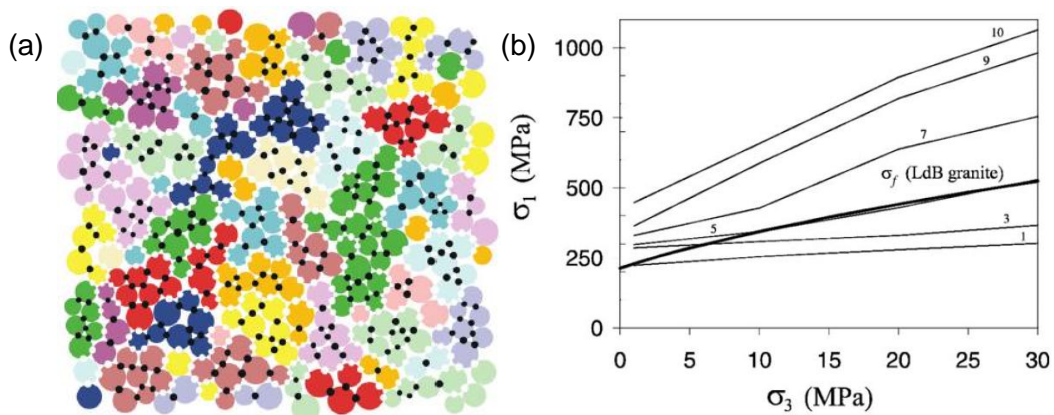


Figura 2—19: (a) Modelo con clústers de 7 partículas como máximo en PFC^{2D}. (b) Efecto del tamaño de un clúster en la envolvente de falla considerando que los clúster no se rompen (Potyondy and Cundall 2004).

Al utilizar un modelo con *clumps* es posible obtener un mejor ajuste de los resultados, observándose que se pueden reducir las limitaciones del modelo estándar BPM. Este modelo reproduce envolventes de falla no lineales y ángulos de fricción y razones entre la resistencia a la compresión y a la tracción correspondientes a rocas duras, tal como se observa en la Figura 2—20 (Cho 2008). Por lo tanto, es posible concluir que la forma de las partículas tiene un rol fundamental en la respuesta obtenida.

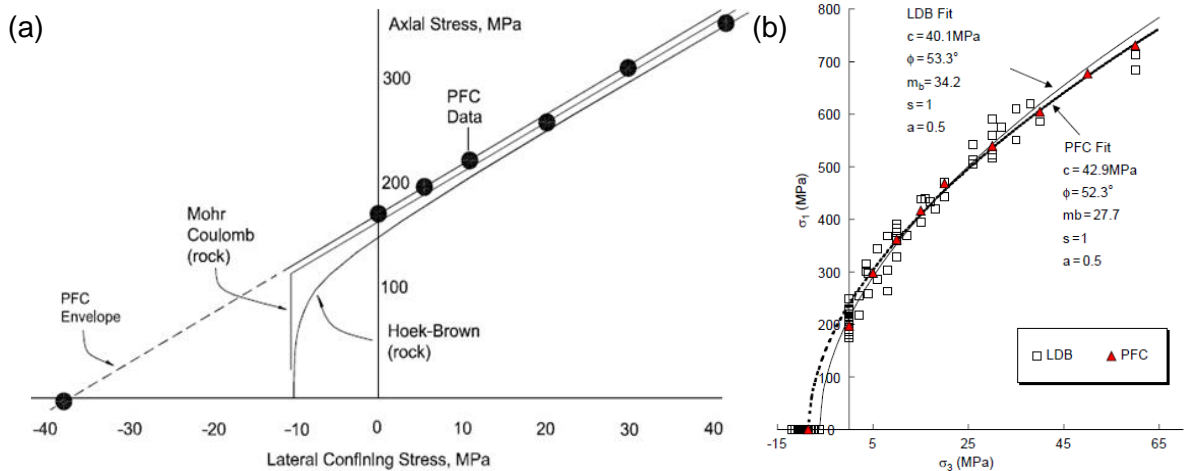


Figura 2—20: Envolventes de falla para distintos modelos. (a) Modelo BPM estándar (Diederichs 2000). Se observa una discrepancia entre la resistencia a la tracción y los resultados obtenidos en PFC. (b) Modelo con *clumps* (Cho et al. 2007). Se muestra la comparación de la calibración del modelo y la envolvente obtenida a partir de ensayos de laboratorio para granito Lac du Bonnet.

La Figura 2—21 muestra el resultado de la calibración de un ensayo triaxial para un granito Lac Du Bonnet con 15 [MPa] de confinamiento. Aunque los resultados con PFC^{3D} muestran una resistencia mayor y la deformación lateral una dilatación mayor a la de los ensayos de laboratorio, se ajusta adecuadamente la curva esfuerzo-deformación axial (Cho et al. 2007).

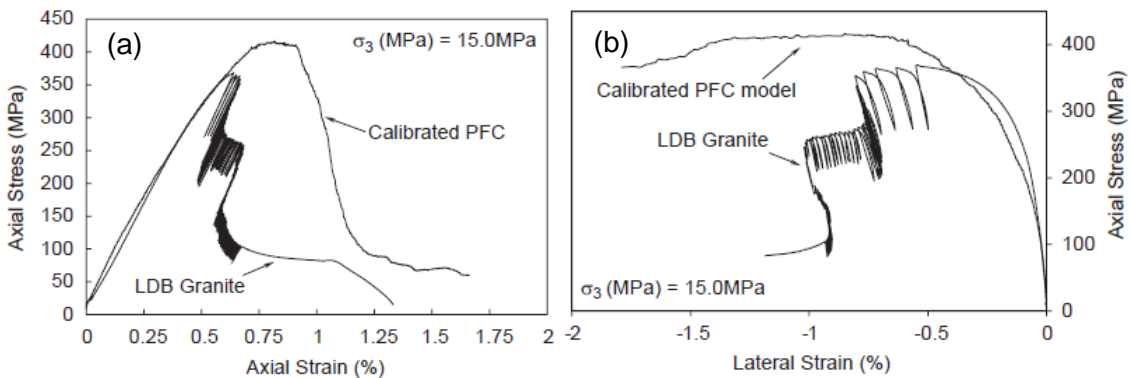


Figura 2—21: Comparación entre (a) curvas esfuerzo–deformación axial y (b) esfuerzo axial – deformación lateral para un modelo calibrado en PFC^{3D} utilizando *clumps*, y los resultados de laboratorio de un granito Lac Du Bonnet para un ensayo triaxial con 15 [MPa] de confinamiento (Cho et al. 2007).

A pesar de que se mejora la representación de la roca intacta, las curvas esfuerzo – deformación siguen mostrando un comportamiento *post – peak* que no coincide con el observado en los ensayos de laboratorio.

2.3.1.2 Discontinuidades

Las características geométricas y las propiedades mecánicas de las discontinuidades influyen en la anisotropía y en el efecto escala que presentan algunas propiedades del macizo rocoso. Para representar discontinuidades en PFC^{3D} se utilizan los siguientes modelos:

1. Discrete Fracture Network Model. Representa la geometría de las fracturas (intensidad y largo) y su ubicación en el espacio.
2. Smooth Joint Contact Model. Representa las propiedades mecánicas, definidas por la resistencia y deformabilidad. (Mas Ivars et al. 2008).

Se presentan a continuación los parámetros que definen los modelos DFN y SJCM. Con respecto al modelo DFN, se presentan los parámetros que se utilizan para calibrar un modelo estocástico de discontinuidades a partir de observaciones en terreno. El presente trabajo busca representar directamente las estructuras observadas en las probetas, por lo que no es necesario calibrar el modelo, ya que el DFN debe ser determinístico.

a) Discrete Fracture Network (DFN)

La naturaleza estocástica del proceso permite que existan infinitas realizaciones de modelos tridimensionales de fracturas basándose solamente en la información recolectada. De hecho, el proceso de mapeo es aleatorio debido a como las discontinuidades se presentan en las líneas de detalle o en las ventanas de mapeo. A excepción de un modelo explícito de una fractura individual o sets de discontinuidades simplificados, el uso de la herramienta estocástica DFN es la mejor opción disponible actualmente para crear geometrías más realistas que consideren la naturaleza heterogénea de un modelo de macizo rocoso fracturado (Elmo 2006).

La base del modelamiento con DFN es caracterizar cada una de las discontinuidades dentro de un dominio estructural distinto para crear una representación tridimensional del medio fracturado usando distribuciones estadísticas para definir las variables que lo definen. El DFN se genera a partir de información obtenida en terreno como sondajes, túneles, líneas de detalle o ventanas de mapeo (Figura 2—22).

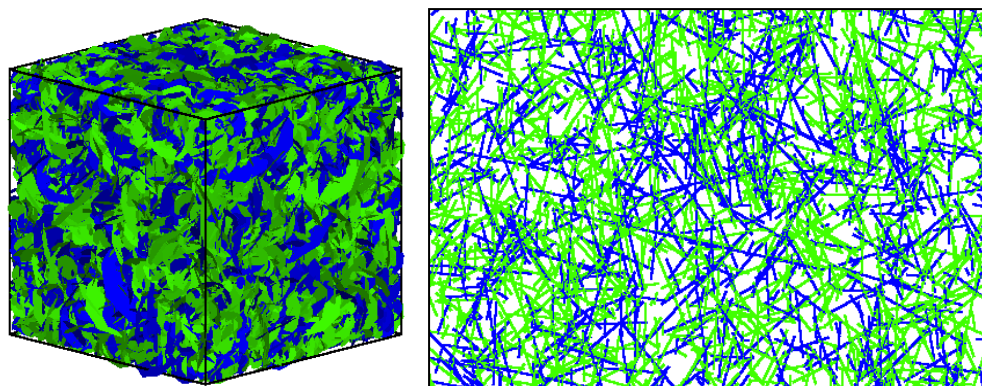


Figura 2—22: DFN en 2 y 3 dimensiones con dos set de discontinuidades (azules y verdes).

La Figura 2—23 muestra las propiedades requeridas para la construcción de un DFN estocástico: la orientación y el número de sets estructurales, el largo de las estructuras y la intensidad de fracturamiento.

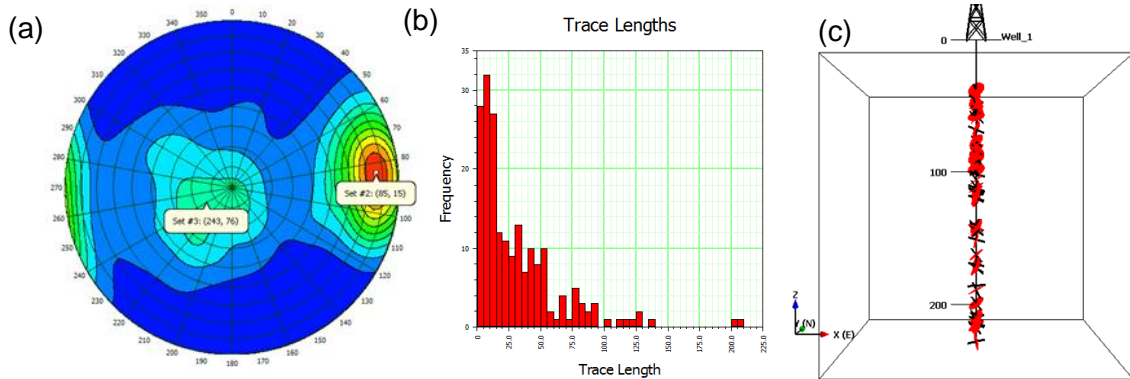


Figura 2—23: Parámetros necesarios para la construcción de un DFN. (a) Orientación y número de familias, (b) distribución de largos de las discontinuidades y (c) Intensidad de fracturamiento, en esta caso descrita por el P_{10} obtenido del numero de discontinuidades es un sondaje (Elmo 2011).

1. Orientación de discontinuidades. Para reproducir este parámetro se usa toda la información disponible, a partir de la cual se construyen distribuciones empíricas para cada uno de los sets estructurales.
2. Distribución de tamaños. Se debe ajustar de modo que sea consistente con las observaciones de carácter cualitativo (información que normalmente es escasa).
3. Intensidad de fracturas. Se puede definir a partir del sistema P_{xy} , en donde:
 - x se refiere a la dimensión del espacio en donde se encuentra la muestra, es decir, 1D se refiere a una línea, 2D a una superficie y 3D a un volumen.
 - y indica la dimensión en la que se está midiendo la intensidad de fractura, es decir, 0D se refiere al número, 1D a una línea, 2D a un plano y 3D a un volumen (Figura 2—24).



Figura 2—24: Dimensiones del espacio en la que se mide la intensidad de fractura de un DFN (Elmo 2011).

Los más importantes para representar el DFN son el P_{10} [1/m] y el P_{32} [m²/m³], que indican frecuencia de fracturas por metro y superficie de fractura por volumen respectivamente. El P_{10} es anisotrópico, dependiendo de la dirección en la que se mide.

Con respecto a la forma y al tamaño de las discontinuidades se asumen los siguientes supuestos (Elmo 2006):

- Son planas, es decir, de espesor despreciable.

- Se pueden representar por discos o polígonos de n lados, y su tamaño se obtiene con el radio de un círculo de área equivalente.

El modelo SRM, sólo acepta discontinuidades modeladas como discos. En la Tabla 2—3 se presentan las propiedades que describen a cada una de estas representaciones.

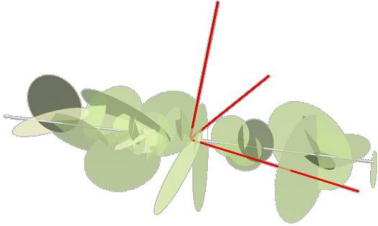


Tabla 2—3: Propiedades que caracterizan la geometría de cada una de las fracturas.

Posición	:	Coordenadas del centro del disco (x, y, z).
Radio	:	Radio del disco [m].
Dip/dipdir	:	Orientación [°].

Debido a que el objetivo principal de este trabajo es modelar ensayos de laboratorio y no macizos rocosos, se utiliza esta herramienta numérica, pero incluyendo directamente todas las discontinuidades observadas en la muestra. La ventaja es que al no usar la herramienta estocástica, el modelo no incluirá la incertidumbre que se tiene en cuanto a las características de las discontinuidades, ya que para construir el DFN determinístico se deben caracterizar todas las discontinuidades.

La Figura 2—25a muestra una imagen tridimensional de un testigo antes de ser ensayado (Jia et al. 2013) y en la Figura 2—25b una probeta con discos que representan a cada una de las discontinuidades (Zhang and Einstein 2000). El objetivo del DFN determinístico es encontrar las propiedades geométricas de los discos que dentro de una probeta de las mismas dimensiones que un testigo real, representen las discontinuidades o vetillas observadas en la superficie.

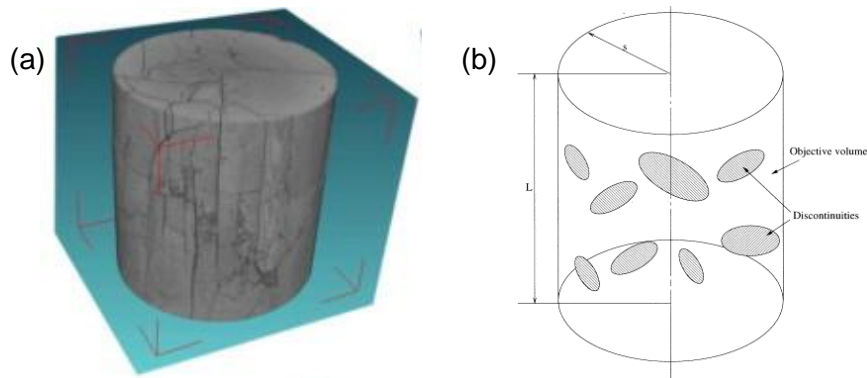


Figura 2—25: (a) Representación tridimensional de una probeta sometida a compresión (Jia, Chen, Zhang, Xu, Zhou, Hou and Jin 2013) y (b) Probeta con un DFN representado por discos (Zhang and Einstein 2000).

Al momento de crear un DFN se considera la interacción entre discontinuidades y el orden geológico en el cual fueron apareciendo, ya que en la naturaleza estas fracturas se crean bajo específicos mecanismos de esfuerzos asociados a eventos geológicos. Si no se dispone de información geológica, se puede realizar un análisis de sensibilidad con realizaciones aleatorias con tal de obtener los resultados deseados. Teóricamente no existe un límite de discontinuidades que pueden insertarse en un DFN, pero se deben tener en cuenta los tiempos de simulación que dependen de la cantidad de partículas y de la resolución de la muestra sintética de SRM.

También se debe tener en cuenta el volumen en el cual se contiene un DFN, el cual debe tener un tamaño lo suficientemente grande como para permitir que la geometría de las discontinuidades en una muestra de SRM no presente efectos de borde debido a discontinuidades truncadas (Figura 2—26).

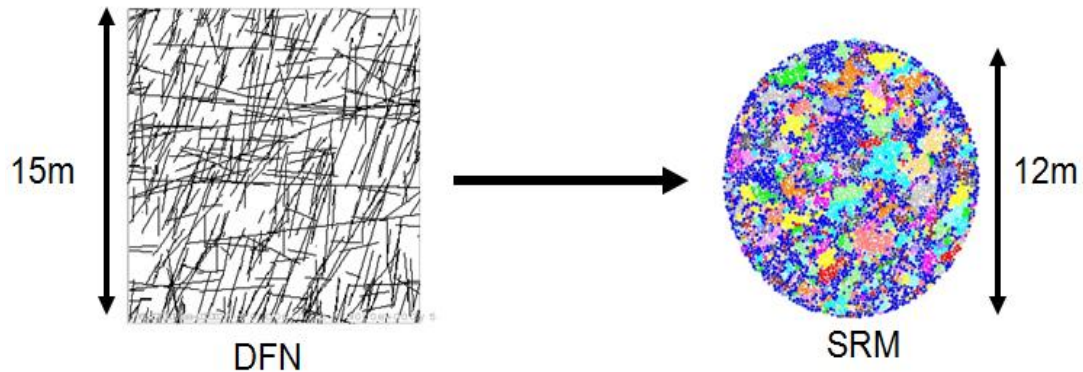


Figura 2—26: Efectos de borde en un DFN (Mas Ivars 2011).

En la Tabla 2—4 se presentan las características principales de un modelo DFN, las cuales no dependen del método que se haya utilizado en su construcción (estocástico o determinístico). Todas las propiedades deben tener ejes coordenados y unidades consistentes con las de los otros modelos.

Tabla 2—4: Propiedades que caracterizan un DFN.

n – Joints	:	Número total de discontinuidades que tiene el DFN.
n – Joints Sets	:	Número de set de propiedades (para dominio estructurales distintos).
Center	:	Centro del sistema, estimado como el promedio del centro de cada discontinuidad ponderada por el inverso de su tamaño. De esta forma, si existe un número grande de discontinuidades pequeñas, estas tendrán mayor ponderación que las que sean más largas.
P₁₀ (x,y,z)	:	Densidad de fracturas en 1D, definiéndose en cada dirección (x, y, z).
Size	:	Tamaño del bloque en que queda incluido todo el volumen del DFN. Se calcula como el paralelepípedo más pequeño que toca todas las discontinuidades. No tiene relación con la distribución de largos.

Actualmente, existen dos códigos comerciales para crear un DFN: *FracMan* desarrollado por *Golder Associates*, y *3FLO* de *ITASCA*.

b) **Smooth Joint Contact Model (SJCM)**

Las interfaces en modelos numéricos consisten en arreglos de partículas unidas entre sí, a las cuales se les quita el contacto existente a lo largo de un plano para luego asignarles un nuevo contacto con baja resistencia y rigidez (Figura 2—27). El problema de esta representación es que genera rugosidad entre las partículas y no permite generar modelos con un gran número de discontinuidades

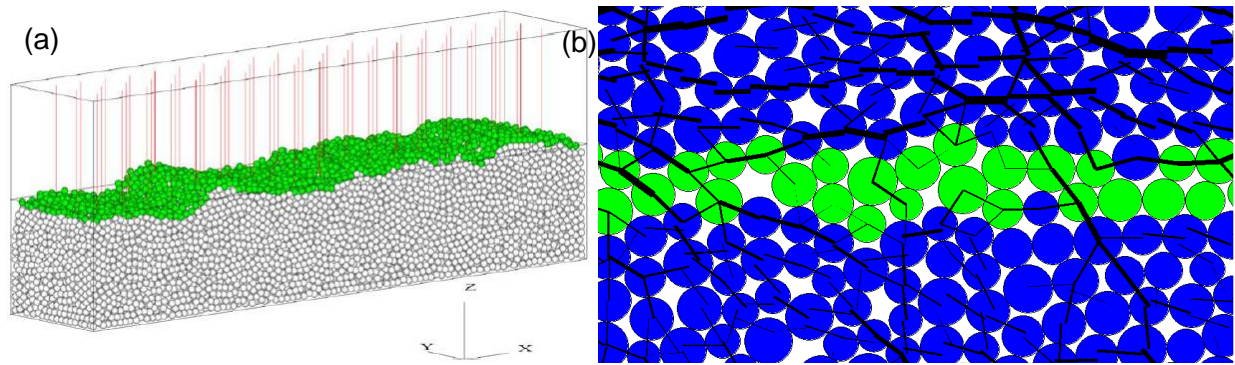


Figura 2—27: Representación de discontinuidades en modelos numéricos. (a) Perfil de la discontinuidad en tres dimensiones (Park and Song 2009) y (b) (Mas Ivars 2010).

El modelo con *smooth joints contacts*, propuesto por Cundall el año 2005, simula el comportamiento de una superficie lisa sin importar las orientaciones de las partículas que existan a lo largo de ella, permitiendo crear un gran número de discontinuidades poco persistentes. La geometría efectiva de la discontinuidad consiste en dos superficies planas, a lo largo de la cual se crean los SJC que se representan como discos, al igual que los PB, con un radio $\bar{R} = \bar{\lambda} \min(R^{(A)}, R^{(B)})$ y un ancho cercano a cero (Figura 2—28).

En cada paso de tiempo, el incremento de desplazamiento traslacional relativo entre las dos superficies se descompone en una componente normal (\bar{k}_n) y en otra tangencial (\bar{k}_s), las que se multiplican por las rigideces normal y de corte del SJC para producir incrementos en la fuerza de la discontinuidad (Mas Ivars et al. 2008).

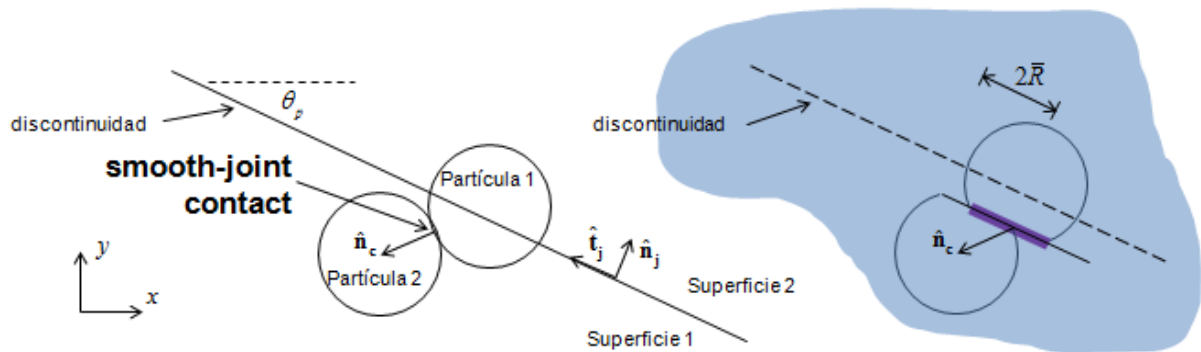


Figura 2—28: Smooth Joint Contact Model (Mas Ivars et al. 2008).

Este contacto se denomina *smooth* debido a que el par de partículas unidas por uno de estos contactos puede superponerse y pasar por sobre el otro, sin necesidad de moverse alrededor del otro. La Figura 2—29 ejemplifica el modelo de Coulomb sin cohesión, que representa fracturas abiertas. En este modelo las partículas pueden deslizarse, traslaparse unas a otras en el caso en que se encuentren en compresión y fallar por tracción.

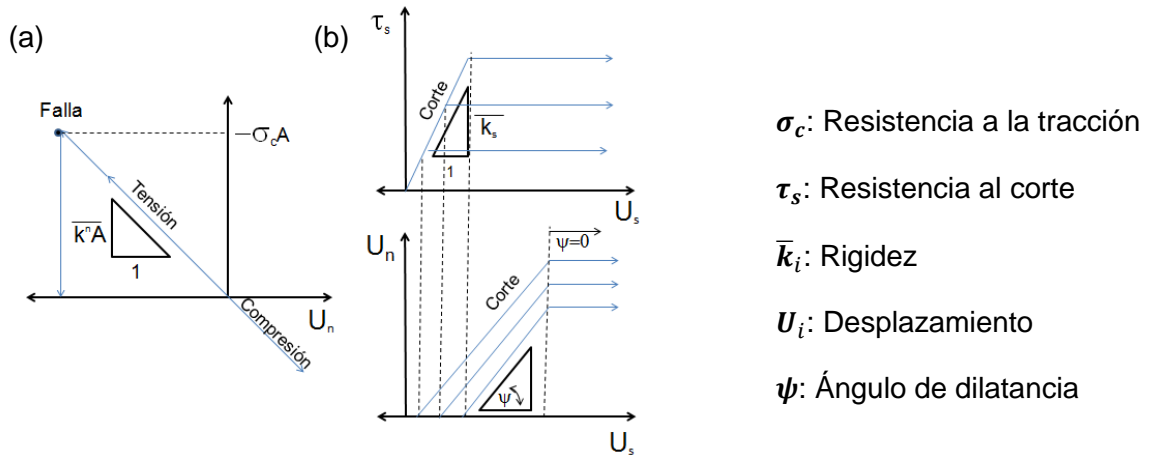


Figura 2—29: (a) Comportamiento fuerza – desplazamiento en la dirección normal y (b) modelo de Coulomb sin cohesión para discontinuidades abiertas (Mas Ivars 2011) – *Smooth Joint Contact Model*.

Un punto importante que se debe considerar es la secuencia de formación de fracturas. Una partícula puede tener sólo un SJC, por lo que si ya cuenta con uno y es interceptada para formar un segundo, este simplemente no se formará. En base a esto, la primera fractura será continua en su dominio completo, mientras que las fracturas consecuentes que la intercepten tendrán asperezas en las intersecciones (serán discontinuas).

El comportamiento de una discontinuidad con fricción o de una vetilla con relleno se puede modelar utilizando un SJC con cohesión. En el caso que las discontinuidades se encuentren abiertas se debe especificar el modo de falla, es decir, tensión o corte, o indicar si no se permite que fallen (micro-parámetro M).

Actualmente, los SJC pueden ser utilizados tanto en discontinuidades preexistentes como en fracturas creadas debido al daño en la muestra (el modelo SRM lo chequea constantemente). La Tabla 2—5 resume los micro-parámetros del SJCM.

Tabla 2—5: Micro-parámetros que representan al *Smooth Joint Contact Model*.

\bar{k}_n y \bar{k}_s	:	Rigidez normal y de corte por unidad de área [GPa/m].
$\bar{\lambda}$:	Factor multiplicador del radio.
μ	:	Coeficiente de fricción.
ψ	:	Ángulo de dilatancia [°].
M	:	Modo de contacto. Para estructuras abiertas, 0 indica que no hay falla, 1 sólo hay falla por tracción, y 2 sólo hay falla por corte. Para estructuras cerradas, toma un valor de 3.
σ_c	:	Resistencia a la tracción del contacto ($\sigma_c \geq 0$) [MPa].
c_b	:	Cohesión del contacto ($c_b \geq 0$) [MPa].
ϕ_b	:	Ángulo de fricción del contacto ($\phi_b \geq 0$) [°].

2.3.1.3 Ensayos

Dentro de las opciones disponibles en el laboratorio virtual SRMLab se encuentran ensayos de compresión uniaxial y triaxial, de tracción directa y de corte. Además, se encuentra implementado un ensayo de compresión triaxial al cual es posible indicarle una trayectoria de esfuerzos, y cuyo principal objetivo es determinar la fragmentación primaria (Figura 2—30).

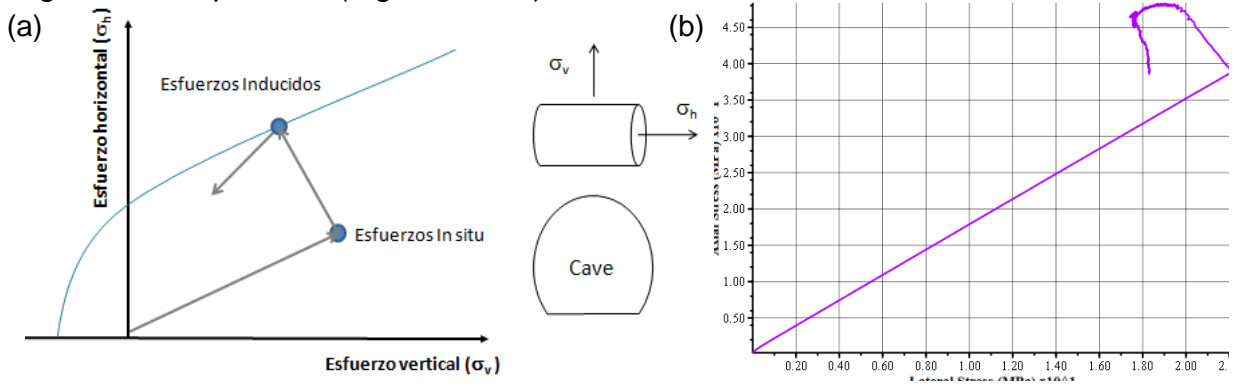


Figura 2—30: Trayectoria de esfuerzos en un ensayo de desconfinamiento triaxial. (a) Esquema y (b) trayectoria resultante de una simulación (Hazzard 2012).

Para validar el modelo de macizos rocosos sintéticos a escala de laboratorio se realizan ensayos de compresión y de tracción en muestras de roca intacta sintética, mientras que para las vetillas se realizan ensayos de tracción y de corte.

a) Ensayos de tracción y compresión

En la simulación de ensayos de tracción y compresión se utilizan muestras cilíndricas, al igual que las ensayadas en laboratorio. En PFC^{3D} se pueden modelar estos ensayos de dos maneras: una aplicando deformaciones en los extremos de la probeta (wall-servo) y otra con un campo de deformaciones aplicado a todas las partículas en pequeños incrementos (Full Strain). Esta última permite reducir los tiempos de simulación hasta en un factor de diez, por lo que es el método utilizado en el modelo SRM. La Figura 2—31 muestra un esquema de estos conceptos, y las curvas esfuerzo–deformación obtenidas.

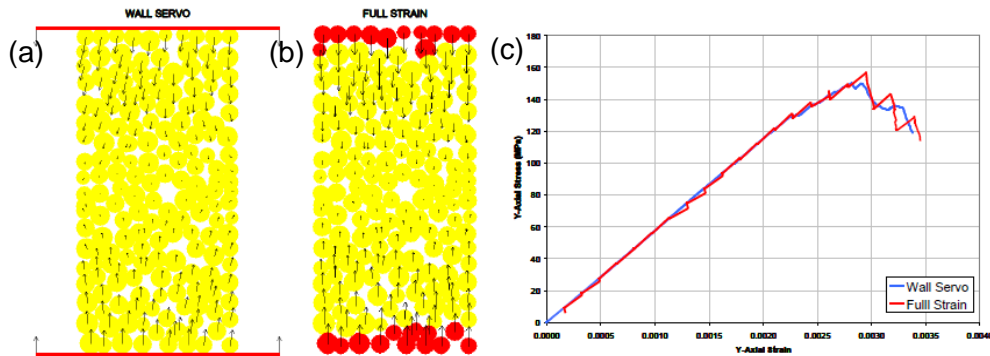


Figura 2—31: Aplicación de las deformaciones con (a) Wall Servo y (b) Full Strain, las partículas rojas se denominan *grips* y los vectores indican la velocidad de las partículas. (c) Curvas de esfuerzo–deformación con ambos tipos de aplicación de deformaciones (Mas Ivars 2010).

La Figura 2—32a muestra una probeta sintética con tres esferas de medición, que es en donde se miden los esfuerzos y desplazamientos (Potyondy and Cundall 2004). Los resultados se obtienen del promedio de estas tres esferas. Destacan los *grips*, que corresponden a partículas rígidas en la parte superior e inferior de la muestra, que aplican los incrementos de deformación y son equivalentes a 5 radios promedio de partícula. Considerando los *grips*, se tiene que la razón de aspecto largo/diámetro debe ser igual a 2,1. En la Figura 2—32b, se presenta una muestra cilíndrica a la cual se le aplica confinamiento. Para modelar confinamiento en los ensayos triaxiales se pueden utilizar paredes o partículas, el modelo SRM utiliza 1,5 partículas alrededor de toda la muestra.

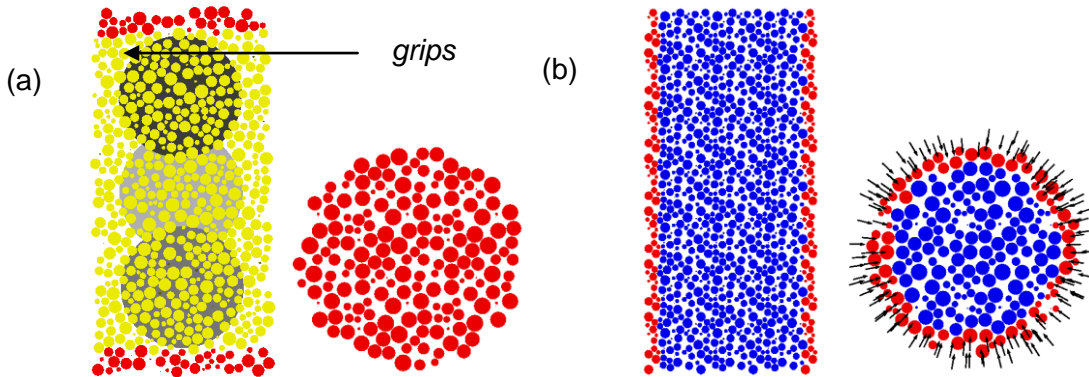


Figura 2—32: Geometría de la roca intacta. (a) Esferas de medición y *grips* en una muestra sometida a compresión y (b) una muestra sometida a confinamiento lateral.

b) Ensayos de corte

Los ensayos de corte directo se simulan con una caja de partículas (en gris en la Figura 2—33a), con condiciones de borde aplicadas por 1,5 partículas (en verde y azul). El bloque inferior se encuentra fijo, mientras que el superior se desplaza con una tasa constante de velocidad en la dirección x. Las vetillas ensayadas por corte directo, al igual que los ensayos realizados en laboratorio, deben cortar la muestra en dos por lo que la discontinuidad se encuentra en el gap entre ambos bloques (en negro en la Figura 2—33b). Además, se aplica el confinamiento en la dirección z (Hazzard 2012).

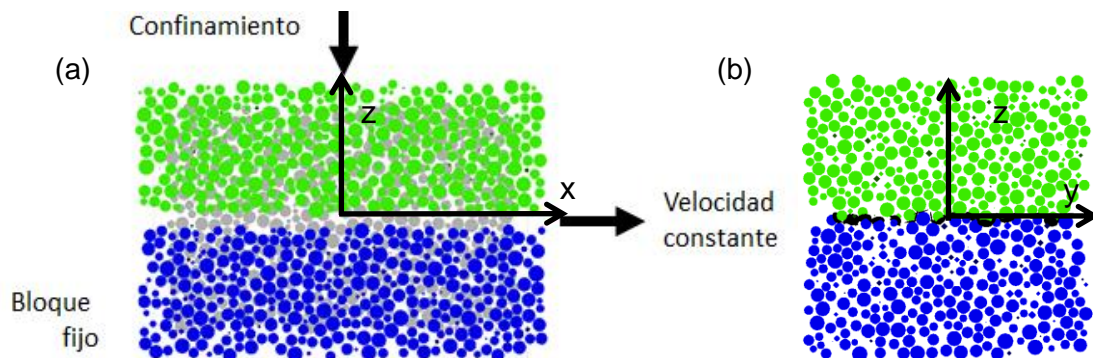


Figura 2—33: (a) Esquema de un ensayo de corte directo, las partículas superiores (verdes) se utilizan para aplicar confinamiento y las partículas de la caja inferior (azules) se encuentran fijas. (b) Esquema de la caja interceptada al centro por una discontinuidad (en negro).

2.3.2 Aplicaciones

Dentro de las aplicaciones que tiene esta técnica se encuentran:

1. Envolvente de Falla. La técnica del SRM es una alternativa para determinar el criterio de falla de un macizo rocoso, el cual no depende de los criterios de Hoek – Brown o Mohr – Coulomb. Esta herramienta utiliza un modelo en el que las discontinuidades deslizan, y permite que grandes volúmenes de roca con miles de discontinuidades preexistentes sean ensayados al aplicar una cierta trayectoria de esfuerzos. Estas simulaciones de SRM, junto con simulaciones estocásticas, demuestran que un macizo rocoso sigue la trayectoria de falla con menor resistencia (Lorig 2007).
2. Cuantificar el efecto escala. Uno de los problemas más importantes en la mecánica de rocas, es que es poco factible llevar a cabo ensayos físicos en muestras comparables al tamaño de un sector de una mina, o de un talud en un rajo. Es por esto que se han realizado simulaciones en grandes volúmenes de roca (Figura 2—34a) de manera de estimar el comportamiento de un macizo rocoso, permitiendo cuantificar el efecto escala (Cundall et al. 2008).
3. Anisotropía de la resistencia del macizo rocoso. Una limitación de las relaciones empíricas es que no son capaces de predecir anisotropías en la resistencia *peak*. Esta limitación es superada por el SRM (Figura 2—34b), ya que es capaz de representar distintas curvas esfuerzo–deformación para un mismo macizo rocoso al ser ensayado en tres direcciones diferentes (Mas Ivars 2010).

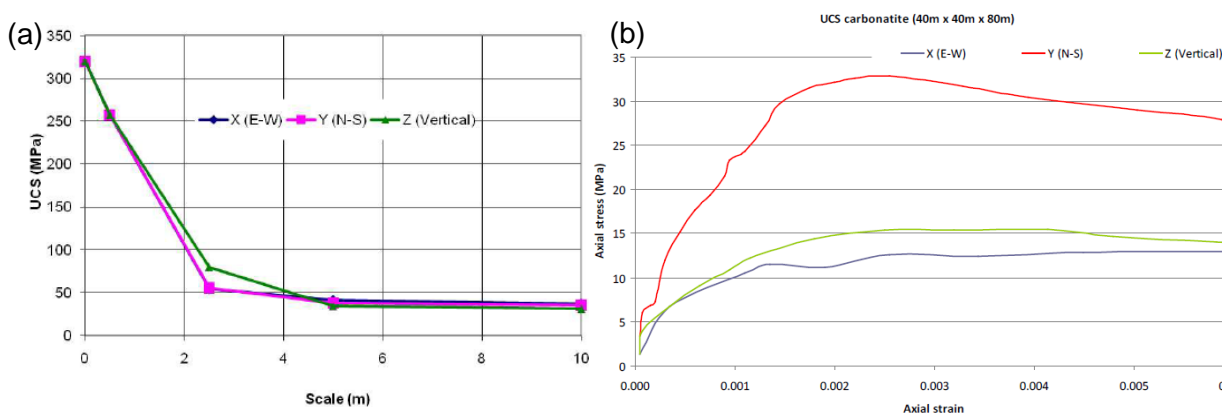


Figura 2—34: (a) Resultados obtenidos de la resistencia a la compresión uniaxial de muestras sintéticas de dolorita de la mina Palabora (Cundall et al. 2008) en función del ancho de la muestra (el esfuerzo axial se aplica en tres direcciones distintas). (b) Curvas de esfuerzo–deformación en muestras de carbonatita (40 x 40 x 80 m) en tres direcciones ortogonales en ensayos de compresión uniaxial (Mas Ivars 2010).

4. Modelo continuo de diaclasas ubicuas. Actualmente, no es posible modelar procesos a escala mina en PFC^{3D} debido a los tiempos de simulación. Es por esto que se ha desarrollado un modelo de diaclasas ubicuas (*Ubiquitous Joint Rock Mass Model*), implementado en FLAC^{3D}, para simulaciones a escala mina basándose en los resultados obtenidos del SRM (Figura 2—35).

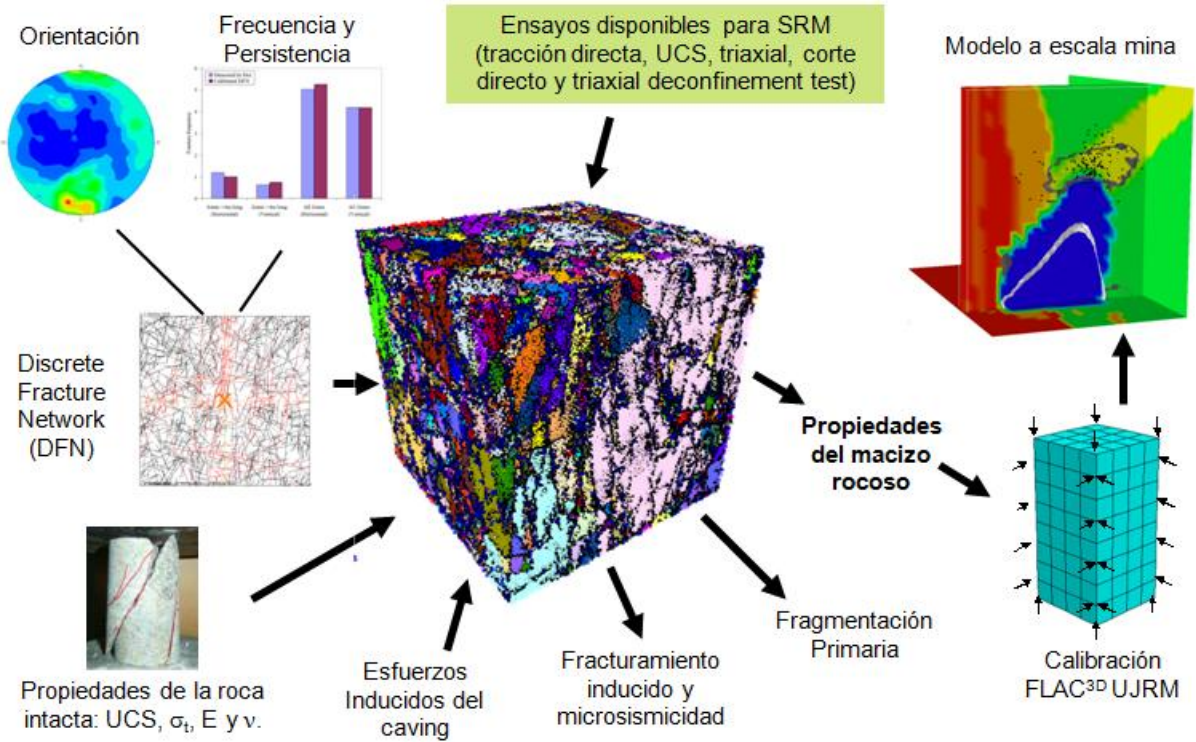


Figura 2—35: Metodología para predecir el hundimiento SRM-UJRM (Mas Ivars 2010).

Para verificar la capacidad de la herramienta SRM – UJRM de simular el avance vertical y la forma del hundimiento, se comparan los resultados del modelo con la zona de fluencia y la zona sísmica, ambas obtenidas de mediciones de sismicidad (Figura 2—36a). Como se observa en la Figura 2—36b el modelo predice que la zona de fluencia tiene entre 50 y 80 [m] de extensión sobre la zona movilizada, resultados que coinciden con los 55 – 83 [m] medidos.

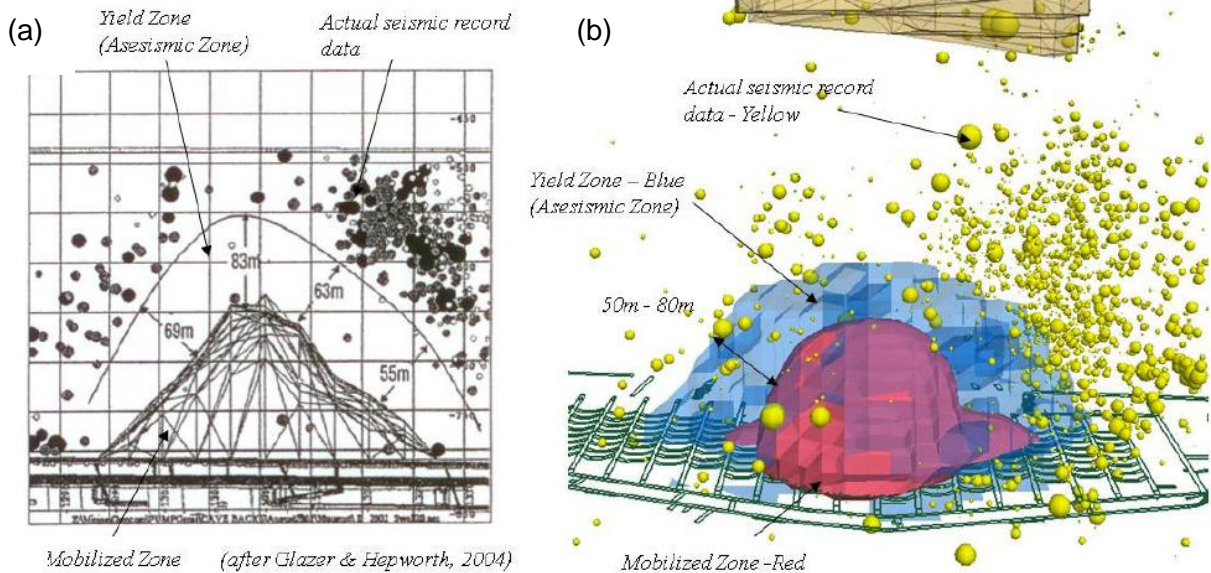


Figura 2—36: Zonas del caving, (a) observadas en Palabora durante la extracción y (b) obtenidas de predicción numérica (Sainsbury et al. 2008b).

Utilizando la técnica SRM – UKRM, se estudia la propagación del hundimiento en función de los parámetros que caracterizan el comportamiento del macizo rocoso en FLAC^{3D} (Sainsbury 2010). Se presenta un ejemplo en la Figura 2—37, observándose la influencia del comportamiento *post – peak* del macizo rocoso en la propagación del hundimiento. Las tasas de propagación en los casos en que la roca se clasifica como frágil y promedio son similares, mientras que el peor caso ocurre cuando la roca es dúctil (no hay propagación). Una tasa de 18:1 indica que al extraer 1 [m] de la columna de mineral el hundimiento se propaga 18 [m].

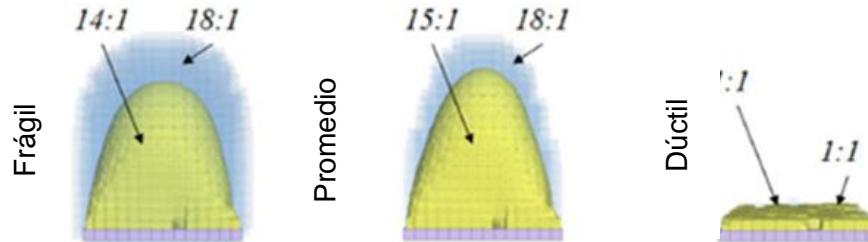


Figura 2—37: Resultados de simulaciones de propagación del *caving* para distintos comportamientos *post – peak* (Sainsbury 2010).

2.3.3 Ventajas y limitaciones

Las ventajas del SRM (Mas Ivars 2010), que corresponden a limitaciones de otros métodos de caracterización del comportamiento del macizo rocoso, son:

1. Se incluye explícitamente el arreglo de discontinuidades, lo que ayuda a determinar cuantitativamente su influencia en el comportamiento del macizo rocoso, en la anisotropía y en el efecto escala.
2. Las muestras de SRM se pueden ensayar bajo condiciones de laboratorio o bajo condiciones más específicas, de modo de que las muestras sigan trayectorias de esfuerzos representativas para la actividad ingenieril que se quiera estudiar.
3. Representa una envolvente de falla no lineal.
4. Representa la transición de comportamiento frágil a dúctil a medida que el esfuerzo medio aumenta.

La principal limitación de esta técnica son los largos tiempos de simulación. Por otro lado, es importante contar con información de entrada de calidad, ya que las predicciones que se pueden hacer sobre el macizo rocoso serán tan buenas como los datos de entrada. Otras limitaciones son (Mas Ivars 2010):

1. Para estudios de fragmentación, sólo es posible determinar volúmenes, y no la forma de los fragmentos.
2. Respecto a la calibración de una muestra, esta debe hacerse para un bloque de roca intacta con el volumen promedio, lo que puede no capturar cambios en la resistencia de bloques más pequeños o más grandes que el promedio.
3. No se considera la jerarquía en que se forman las discontinuidades, por lo que las asperezas de las intersecciones tienen una resistencia infinita y un tamaño arbitrario en función del tamaño de la partícula.

2.4 Discusiones y conclusiones

- 1) Los métodos numéricos y las técnicas computacionales son herramientas que se usan actualmente para formular modelos conceptuales, lo que ha ayudado en el desarrollo de la mecánica de rocas (Jing 2003). Actualmente, la herramienta de modelamiento numérico SRM se utiliza para determinar las propiedades del macizo rocoso (Mas Ivars 2010), pero sus limitaciones aún no se han establecido claramente.
- 2) El macizo rocoso de la mina El Teniente, se compone de bloques pequeños de roca intacta limitados por vetillas rellenas (principalmente de Cpy, Qz y Anh) y fallas muy espaciadas entre sí (Brzovic 2010). El modelo SRM es una técnica nueva que requiere ser validada en distintos casos de estudio. A la fecha, sólo se ha aplicado en macizos rocosos con discontinuidades abiertas, por lo que su aplicación en un macizo rocoso como el de la mina El Teniente contribuiría a su validación.
- 3) La capacidad computacional que existe hoy en día, permite manejar modelos a gran escala y sistemas de ecuaciones complejas, pero esto no es suficiente si los modelos no son capaces de representar la física del problema, en este caso el comportamiento de un macizo rocoso con vetillas. Por esto es importante realizar estudios para determinar claramente las ventajas y desventajas de cada uno de los componentes del SRM. Con respecto a los modelos de roca intacta y de discontinuidades se destaca lo siguiente:
 - Desde el año 2004, que es cuando se propone el modelo BPM, los modelos de elementos discretos con solución explícita (elementos distintos) en PFC^{3D} han evolucionado considerablemente. Actualmente, existen otros modelos que permiten obtener una mejor representación de la roca intacta al incorporar cambios en el criterio de falla y en la transferencia de carga (*Enhanced BPM*), o cambios en la geometría de las partículas (modelo con clústeres y *clumps*).
 - El modelo DFN corresponde a una herramienta estocástica que representa al arreglo estructural del macizo rocoso. Debido a que es imposible conocer la geometría de las discontinuidades, es importante mejorar el entendimiento y cuantificar las incertidumbres geológicas para incorporarlas en este modelo. Para validar el modelo DFN sólo es necesario utilizar datos medibles directamente desde el modelo (orientación, largo e intensidad de las discontinuidades), sin considerar el comportamiento mecánico que es representado por el SJCM.

3 METODOLOGÍA

El trabajo se divide en dos etapas tal como se indica en la Figura 3—1.

La primera etapa consiste en la revisión de toda la información disponible sobre el comportamiento de la roca intacta del tipo CMET, y de las vetillas presentes en el macizo rocoso de la mina El Teniente. A partir de esta información, y de los resultados de los ensayos realizados en IDIEM, se determinan los datos de entrada y de verificación del modelo SRM. El desarrollo de esta etapa se encuentra en el Capítulo 4: Datos de Laboratorio.

La segunda etapa consiste en la construcción, calibración y verificación del modelo SRM. Para cumplir con este objetivo, se calibran previamente los modelos que representan a la roca intacta y a las vetillas por separado. Los resultados del modelamiento numérico se presentan en el Capítulo 5.

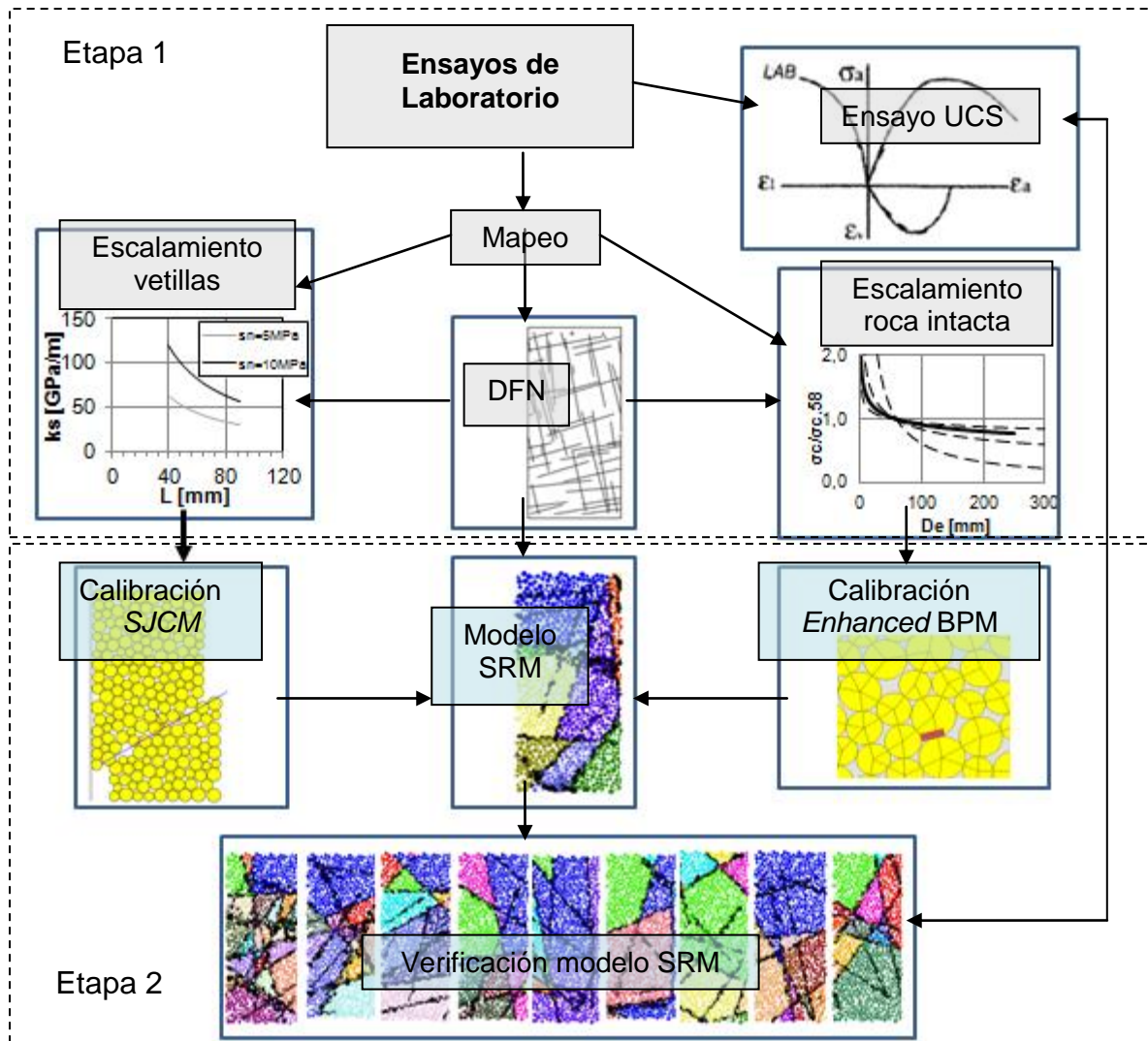


Figura 3—1: Metodología de trabajo dividida en dos etapas. La primera etapa consiste en la revisión de la información disponible para determinar los datos de entrada y de verificación. La segunda etapa consiste en la construcción, calibración y verificación de los modelos numéricos.

3.1 Revisión de los datos de entrada y de verificación

Antes de crear un modelo numérico es importante hacer una revisión completa de la información disponible, con tal de determinar los datos de entrada y los datos esperados de las simulaciones. En esta primera etapa se analizan los resultados de mapeos de probetas, de los ensayos de laboratorio realizados en IDIEM y bases de datos históricas de la mina El Teniente, con resultados de ensayos en roca intacta y vetillas de distintas litologías (de los Santos 2011; Flansbjer 2010).

3.1.1 Ensayos de laboratorio

Los ensayos se focalizan en la medición del comportamiento mecánico de las vetillas presentes en el yacimiento El Teniente. Para esto se realizan diez ensayos de compresión uniaxial en muestras cilíndricas de 50 [mm] de diámetro, registrándose durante cada uno de ellos el esfuerzo al que se somete la muestra y la deformación axial y lateral (Basaure 2011). Todos los ensayos se realizan en IDIEM.

3.1.1.1 Caracterización de estructuras geológicas

La descripción y caracterización de todas las muestras es realizada por el Departamento de Geología de la Universidad de Chile (Rebolledo 2012). Las probetas se describen antes y después de ser sometidas a ensayos de compresión uniaxial en el laboratorio de IDIEM. Los resultados entregados para cada una de las probetas son:

- Mapeos de las estructuras antes de los ensayos (dibujo de las vetillas en micas transparentes).
- Mineralogía, espesor y rugosidad de cada una de las vetillas.
- Mapeos de las estructuras después de los ensayos, incluyendo ruptura por roca intacta y vetillas.
- Ángulo de ruptura de las vetillas por las cuales se fractura la muestra.
- Resumen del tipo de vetillas que fallan en cada muestra.

3.1.1.2 Resultados de ensayos de compresión uniaxial

A partir de las curvas esfuerzo–deformación entregadas, se estiman los siguientes macro–parámetros que se utilizan en la verificación del modelo:

- Parámetros elásticos. Módulo de Young y razón de Poisson.
- Parámetros de resistencia. Resistencia a la compresión uniaxial.
- Parámetros de daño. Umbral de iniciación de grietas y umbral de daño.

3.1.2 Creación de un DFN determinístico

Para cada una de las muestras, se construye un arreglo tridimensional de vetillas, en base al mapeo en la superficie de la probeta. El DFN debe contar con información de las coordenadas del centro, del radio y de la orientación del disco que modela a cada una de las vetilla. Para la construcción de los DFN, se utiliza el siguiente procedimiento:

1. Identificación de vetillas. Se utiliza el mapeo entregado por el Departamento de Geología, en el cual se trazan todas las vetillas que se observan en la probeta. La Figura 3—2, muestra como ejemplo el mapeo de la probeta NNM04-1, en donde cada vetilla tiene un número único (Rebolledo 2012). Los colores son sólo referenciales y no representan un tipo específico de mineralogía.

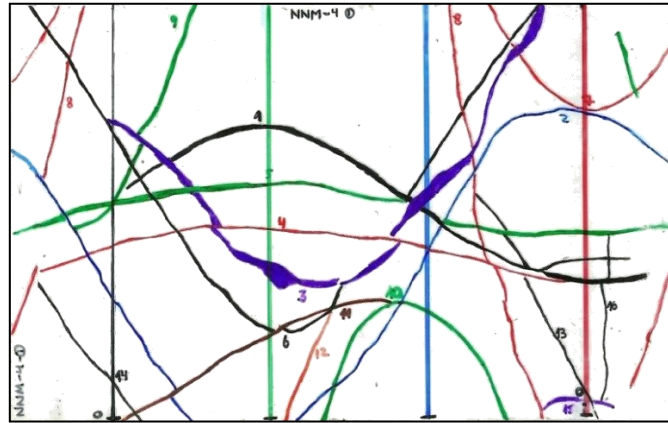


Figura 3—2: Identificación de las vetillas observadas en el manto de la probeta (Rebolledo 2012).

2. Representación de vetillas en dos y tres dimensiones. Utilizando el software AutoCAD se crea una representación en dos dimensiones del mapeo de la superficie de la probeta (Figura 3—3a), la cual se revoluciona en torno a una línea recta para obtener una representación tridimensional de vetillas en un cilindro de 50 [mm] de diámetro utilizando el software *Rhinoceros 3D* (Figura 3—3b).

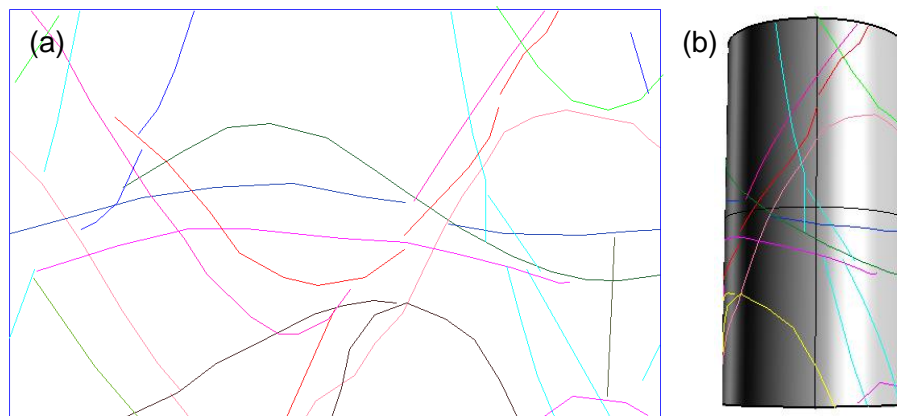


Figura 3—3: Creación de una representación en dos y tres dimensiones de las vetillas observadas en el manto de la probeta, en (a) y en (b) respectivamente (archivos DXF).

3. Representación de las vetillas por planos. A partir de tres o cuatro puntos del arreglo tridimensional se definen los planos que mejor representan a cada una de las vetillas utilizando el software *Rhinoceros 3D* (Figura 3—4a). De estos planos se obtiene su orientación (Dip/Dipdir) y el centro (x, y, z). El diámetro de los discos que representan a las vetillas se obtiene a partir del largo observado en el mapeo (Figura 3—2), debido a que una circunferencia de radio equivalente a los planos obtenidos tendrá un diámetro menor. En la Figura 3—4b se presenta como ejemplo el DFN de la probeta NNM04-1, con dos sets de propiedades en las vetillas.

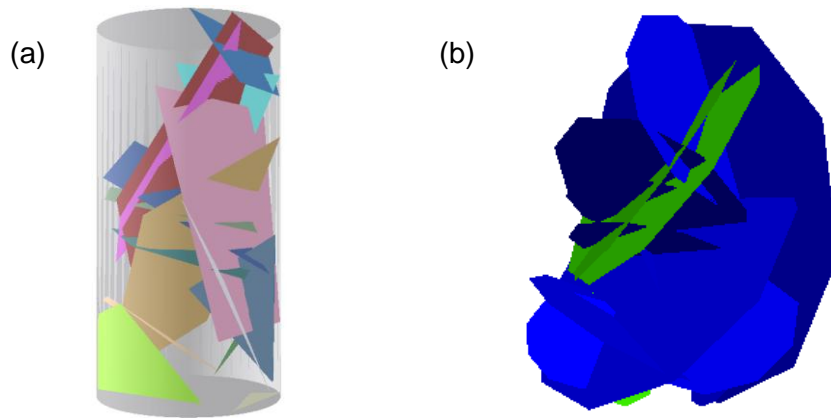


Figura 3—4: (a) Planos que mejor representan a cada una de las curvas observadas en el manto de la probeta. (b) DFN determinístico con dos sets de discontinuidades.

Los puentes de roca existentes en la muestra debido a que las vetillas no son continuas, no se pueden modelar debido a que la representación sólo se hace con un plano.

3.1.3 Estimación de macro-parámetros

Una vez construido el DFN, se utiliza el volumen promedio de roca intacta dentro de todas las probetas para determinar un diámetro equivalente. Este volumen se define a partir del espaciamiento que tienen las vetillas dentro de la muestra. Con la escala definida por el diámetro equivalente a un bloque de volumen promedio se escalan las propiedades de la roca intacta estimadas a partir de datos históricos recopilados de la mina El Teniente (de los Santos 2011).

Utilizando la información mineralógica se determinan los distintos tipos de mineralogía presentes en las vetillas. Se estiman los macro-parámetros a partir de ensayos de laboratorio realizados en el instituto SP (Flansbjer 2010), y con ecuaciones de ajuste propuestas previamente (Vallejos 2011). Las propiedades se escalan al largo promedio de cada tipo de vetilla dentro de las muestras.

3.2 Modelamiento numérico

Se aplica la técnica de modelamiento numérico del SRM (Mas Ivars 2010), a una escala que involucra volúmenes de roca del orden de 10^{-4} [m³]. Los ensayos de laboratorio presentan condiciones experimentales controladas con la oportunidad de lograr buenas calibraciones y determinar numéricamente los parámetros que deben ser utilizados para simular los resultados de los ensayos reales. El objetivo de esta etapa, es obtener los micro-parámetros del modelo *Enhanced BPM* de roca intacta (Potyondy 2011; Potyondy and Cundall 2004) y de SJCM de vetillas (Mas Ivars et al. 2008) que representen mejor el comportamiento observado en los ensayos en que se incluye el arreglo tridimensional de vetillas.

Debido a que la simulación numérica puede durar indefinidamente, se debe fijar un criterio de término del ensayo. Las opciones disponibles son:

- El esfuerzo alcanza un cierto valor luego del *peak*.
- El daño total dentro de la muestra alcanza un cierto valor máximo.

- La deformación en la muestra alcance un cierto valor proporcional a la deformación alcanzada con la resistencia máxima.
- El esfuerzo o la deformación alcanzan valores definidos previamente.

Los datos de salida disponibles son:

- Daño en la roca intacta y en las vetillas. Permiten estimar el porcentaje de contactos (del modelo *Enhanced* BPM y SJCM respectivamente) que han fallado por corte y por tracción.
- Macro-parámetros elásticos. El módulo de Young tangente ($E = \Delta\sigma_a/\Delta\varepsilon_a$), y la razón de Poisson tangente ($\nu = -\Delta\varepsilon_r/\Delta\varepsilon_a$) se calculan con los gradientes de esfuerzo y deformación en un paso de deformación ($\Delta\varepsilon_a$), medido en las esferas de medición.
- Esfuerzo y deformación en los *grips*. El esfuerzo es igual a las fuerzas no balanceadas en los *grips* dividido por la sección transversal de la muestra, mientras que la deformación se calcula como $\Delta L/L$.
- Esfuerzo y deformación en las esferas de medición.
- Deformación volumétrica. Se calcula en las esferas de medición.

Las opciones disponibles para los ensayos de corte, además de lo anterior, son:

- Desplazamiento normal y de corte. Se mide en las partículas superiores de la caja de corte en la dirección normal (z) y en la de corte (x).
- Esfuerzo de corte y F_z/A . Es igual a la suma de fuerzas no balanceadas en la dirección de corte, y en la dirección normal, en todas las partículas superiores de la caja de corte, dividido por el área total en el plano de corte (x – y).

A continuación, se presenta la definición de todos los parámetros de salida de ensayos de tracción, compresión y de corte que se obtienen de los modelos numéricos, a partir de los datos de salida anteriores:

1. Envolvente de falla. Los parámetros de cohesión (c) y ángulo de fricción (ϕ) se obtienen de un ajuste lineal de resultados de ensayos triaxiales con distintos confinamientos (al graficar $\sigma_1 - \sigma_3$). También es posible hacer un ajuste no lineal, pero en el análisis de resultados sólo se considera el criterio de Mohr – Coulomb.
2. Macro-parámetros de resistencia. La resistencia a la compresión uniaxial (UCS) y a la tracción (σ_t), se calculan como el máximo esfuerzo que resiste la muestra en los ensayos correspondientes (se calcula a partir de los esfuerzos medidos en las esferas de medición). En el caso de los ensayos de corte, la resistencia se calcula como el máximo esfuerzo que resiste la muestra al corte.
3. Esfuerzo normal efectivo en ensayos de corte. Se define como el valor promedio de F_z/A durante la simulación.
4. Macro-parámetros elásticos en ensayos de compresión. Se considera el promedio de los valores tangentes de la parte elástica de la curva, la cual corresponde a la parte en que no ha fallado ningún vínculo (porcentaje de daño es cero). En la Figura 3—5 se muestran los valores de E y ν tangentes, y el daño dentro de la muestra en función de la deformación axial. A partir de esto se obtiene $\nu = 0,23$ y un $E = 57$ [GPa].

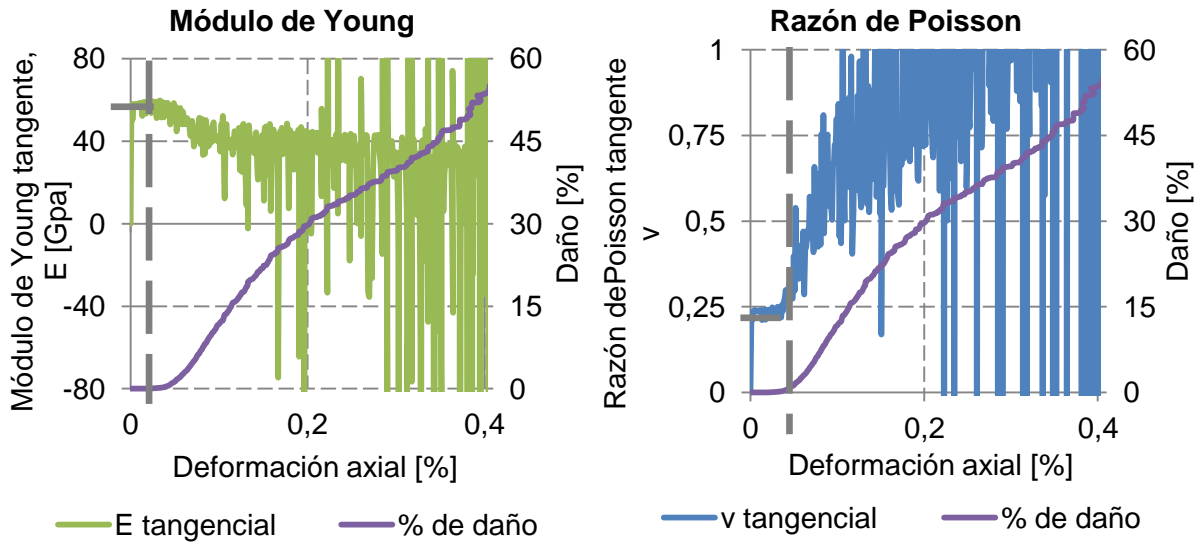


Figura 3—5: Definición de parámetros elásticos obtenidos de los resultados del modelamiento numérico. Módulo de Young (E) y razón de Poisson (v).

5. Umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}) en ensayos de compresión. En PFC^{3D} las grietas pueden tener dos modos de falla, por tracción o por corte (Figura 3—6). En laboratorio es imposible determinar el modo de falla de la iniciación de daño, por lo que en el modelo numérico se considera como el mínimo entre la iniciación de daño por corte o por tracción.
6. Umbral de daño (σ_{cd}) en ensayos de compresión. Se estima como el esfuerzo al cual la deformación volumétrica presenta un cambio de contractivo a dilatante (Figura 3—6).

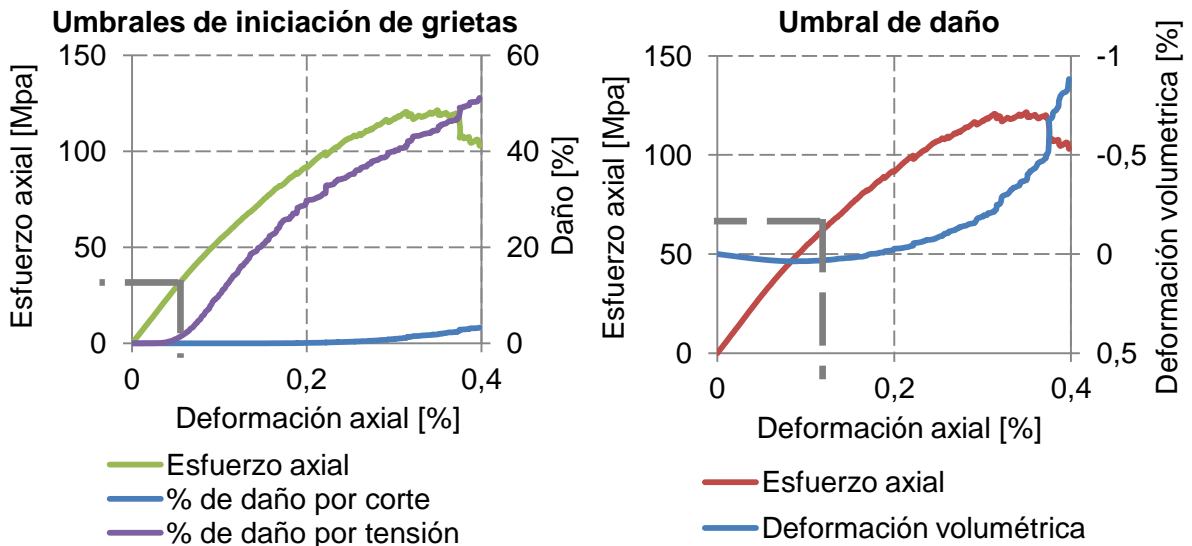


Figura 3—6: Definición de umbrales de daño obtenidos de los resultados del modelamiento numérico. Umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}) y umbral de daño (σ_{cd}).

7. Rigidez de corte. Se calcula a partir de resultados de ensayos de corte. Se estima como la pendiente de la curva esfuerzo–desplazamiento de corte (Figura 3—7a).

8. Dilatancia. Se obtiene de ensayos de corte y se define según la ecuación presentada en la Figura 3—7b, considerando la variación de desplazamientos a partir de la resistencia *peak*.

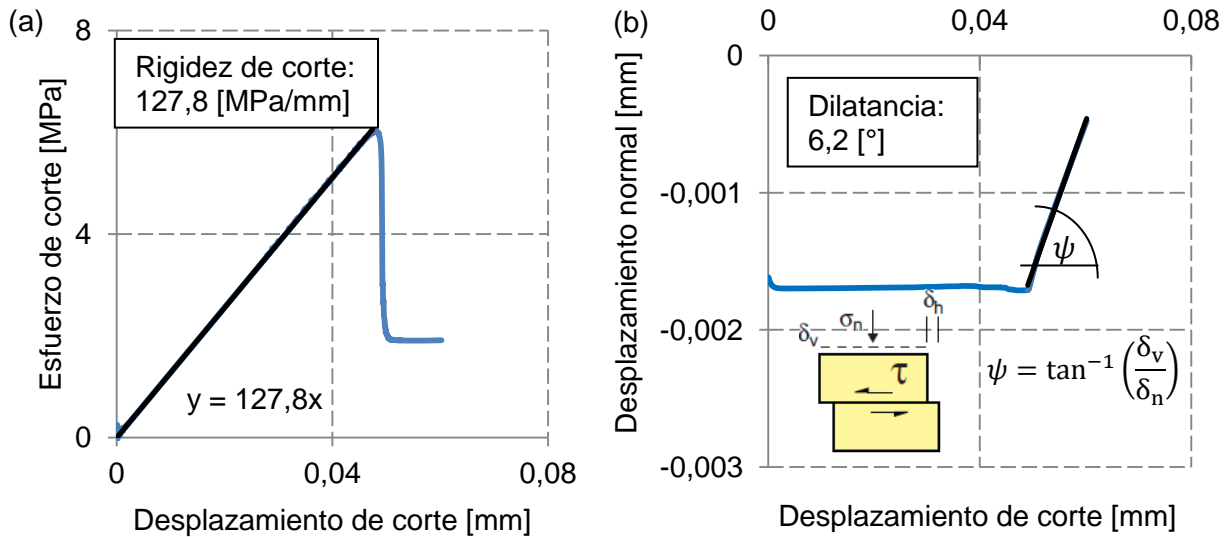


Figura 3—7: Definición de parámetros en ensayos de corte (a) Curva esfuerzo–desplazamiento de corte y (b) Curva desplazamiento normal y de corte.

9. Rigidez normal. Se calcula como la pendiente de la curva esfuerzo–desplazamiento axial en un ensayo de compresión uniaxial. La Figura 3—8 muestra un ensayo de compresión y uno de tracción, ambos realizados en la misma muestra sintética. La diferencia en la estimación de la rigidez normal no es significativa, mientras que los tiempos de resolución si son considerablemente diferentes. Por esta razón, la rigidez normal se estima a partir de ensayos de tracción, a pesar de no ser lo correcto debido a que se trata de una limitación del modelo.

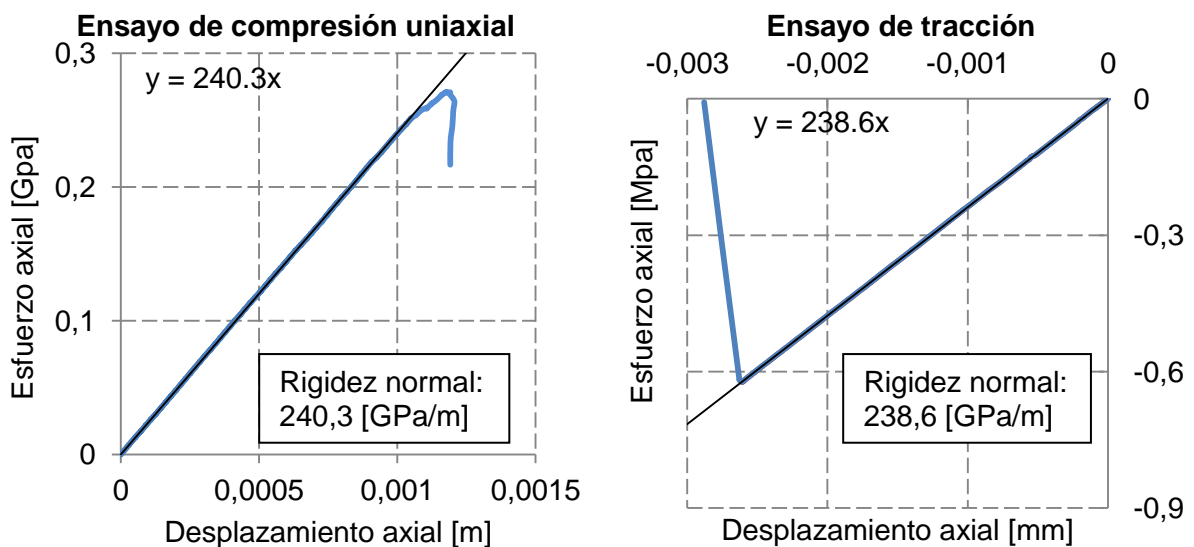


Figura 3—8: Rigidez normal en ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa.

3.2.1 Construcción del modelo y calibración

Antes de calibrar los modelos de roca intacta y de vetillas, se deben definir adecuadamente las condiciones en que se realizan los ensayos. Para esto se debe determinar la tasa de deformación con la cual se debe realizar el ensayo, y los efectos en la creación de las muestras sintéticas del cambio de resolución, de escala y del uso de la herramienta *pbrick* que ayuda a disminuir los tiempos de simulación.

Para crear un modelo SRM, se calibran por separado los micro-parámetros que definen a los modelos *Enhanced* BPM y SJCM. Una vez que se verifica que ambos modelos pueden representar por si solos a la roca intacta y a las vetillas, se reproducen los micro-parámetros calibrados en una probeta que representa al promedio de las muestras ensayadas en IDIEM.

3.2.1.1 Modelo de roca intacta (*Enhanced* BPM)

Los micro-parámetros de la Tabla 2—1 y Tabla 2—2 representan a la roca intacta. Se calibra el comportamiento promedio de diez realizaciones con distintos *seed number*, de modo de considerar distintos empaquetamiento de las partículas dentro de la muestra. .

Como punto de partida, es recomendable utilizar los resultados del análisis de sensibilidad (Anexo A). Si bien es probable que no entreguen la respuesta al problema, se considera una aproximación aceptable. El procedimiento de calibración de la roca intacta se presenta en la Tabla 3—1.

Tabla 3—1: Metodología de calibración de la roca intacta (*Enhanced* BPM).

Ensayos de tracción directa	1. <u>Se calibra el macro-parámetro de resistencia a la tracción (σ_t).</u> Se debe variar el micro-parámetro $\bar{\sigma}_c$.
Ensayos de compresión uniaxial	2. <u>Se calibra el macro-parámetro de módulo de Young (E).</u> Se deben variar los micro-parámetro E_c y \bar{E}_c . Con tal de obtener una respuesta frágil, el módulo de Young de las partículas debe cumplir con ser mayor que el de los contactos recomendándose que $E_c = 1,5 \bar{E}_c$. <hr/> 3. <u>Se calibra el macro-parámetro de resistencia a la compresión uniaxial (UCS).</u> Se debe variar el micro-parámetro \bar{c} .
Ensayos de compresión triaxial	4. <u>Se calibra el macro-parámetro cohesión (c) y ángulo de fricción (ϕ).</u> Se debe variar el micro-parámetro $\bar{\phi}$. Estos parámetros que definen la envolvente de falla según Mohr – Coulomb, se pueden calibrar sólo si se está ensayando una muestra con más de 15 partículas en el diámetro de la probeta.

3.2.1.2 Modelo de vetillas (SJCM)

Se deben calibrar distintos tipos de vetillas, en función de la composición mineralógica presente en las probetas ensayadas con tal de determinar los micro-parámetros de la Tabla 2—5. Se utilizan los resultados obtenidos de la calibración de la roca intacta (micro-parámetros del modelo *Enhanced* BPM) y un número de semilla fijo en todas las realizaciones.

Todas las vetillas que se buscan modelar se encuentran selladas, por lo que el micro-parámetro de modo de contacto debe ser igual a 3. Para comenzar la simulación es recomendable utilizar las relaciones entre micro y macro-parámetros propuestas por Mas Ivars (ITASCA 2012). Si bien es probable que no entreguen la respuesta al problema, son un punto de partida aceptable. El procedimiento de calibración para cada tipo de vetilla se presenta en la Tabla 3—2, y se basa en los resultados obtenidos del análisis de sensibilidad (Anexo B).

Tabla 3—2: Metodología de calibración de las vetillas (SJCM).

Ensayos de compresión uniaxial	<p>1. <u>Se calibra el macro-parámetro de rigidez normal (k_n).</u> Se debe variar el micro-parámetro \bar{k}_n. Debido a una limitación del modelo SJC, la pendiente obtenida de ensayos de tracción directa y de compresión uniaxial es la misma. Por lo que también es posible calibrar este valor en ensayos de tracción, aunque en ensayos de laboratorio esto no es válido.</p>
Ensayos de tracción directa	<p>2. <u>Se calibra el macro-parámetro de resistencia a la tracción (σ_t).</u> Se debe variar el micro-parámetro σ_c.</p>
Ensayos de corte directo	<p>3. Se calibran los micro-parámetros de coeficiente de fricción y ángulo de dilatación ($\bar{\psi}$) con los macro-parámetros respectivos.</p> <hr/> <p>4. <u>Se calibra el macro-parámetro de rigidez de corte (k_s).</u> Se debe variar el micro-parámetro \bar{k}_s. Debido a una limitación del modelo SJC la rigidez de corte no depende del confinamiento. Se recomienda calibrar con un confinamiento de 5 [MPa], debido a que se cuenta con datos experimentales.</p> <hr/> <p>5. <u>Se calibra el macro-parámetros de cohesión (c) y ángulo de fricción (ϕ_b).</u> Se deben variar los micro-parámetros c_b y ϕ_b, y realizar ensayos con distinto confinamiento.</p>

3.2.1.3 Modelo SRM

Debido a que PFC^{3D} no considera escalamiento, no es posible saber previamente cual es la escala a la que se deben calibrar los micro-parámetros con tal de obtener resultados aceptables de la primera simulación. Para validar el modelo, se realiza una simulación con los micro-parámetros del modelo *Enhanced* BPM y SJCM calibrados según la metodología de la Tabla 3—1 y la Tabla 3—2 respectivamente, y el DFN que representa el promedio de las mineralogías presentes en todas las muestras, y de los macro-parámetros elásticos y de resistencia.

A partir de esta primera iteración, se determinan los micro-parámetros iniciales para la calibración de los modelos de roca intacta y vetillas que permiten reproducir el comportamiento macroscópico de la muestra. En base a esto se varían los micro-parámetros de las vetillas de modo de ajustar el comportamiento de los ensayos de laboratorio, dejando fijos los micro-parámetros de la roca intacta. Para calibrar el comportamiento de la muestra se utiliza el procedimiento de la Tabla 3—3.

Tabla 3—3: Metodología de calibración de las vetillas en una muestra con DFN.

1	Los micro-parámetros de ángulo de fricción (ϕ_b), coeficiente de fricción de los SJC se dejan fijos, y ángulo de dilatación ($\bar{\psi}$) igual a cero.
2	Se calibran los micro-parámetros elásticos, \bar{k}_n y \bar{k}_s . Se considera que la rigidez normal debe ser mayor a la de corte, utilizando en un comienzo una razón de 2,5 entre ambas. Si no es posible calibrar el módulo de Young y razón de Poisson con esta condición, se buscará un mejor ajuste.
3	Se calibran los micro-parámetros σ_c y c_b de los contactos de los SJC. Se utiliza como supuesto inicial que la resistencia a la compresión uniaxial es igual a quince veces la resistencia a la tracción. Si no es posible calibrarla, se buscará un mejor ajuste.

3.2.2 Verificación del modelo SRM

Una vez que se tienen calibrados los micro-parámetros de las vetillas que representan a la probeta promedio, se realizan las simulaciones del resto de las muestras. Para verificar los resultados del modelo, se comparan los siguientes criterios entre las simulaciones y los ensayos de laboratorio:

- Las curvas esfuerzo-deformación axial y lateral de los ensayos numéricos.
- Los modos de falla de las muestras sintéticas deben ser similares al comportamiento observado en laboratorio, es decir, que se mantengan ángulos de ruptura y fallen vetillas con igual mineralogía.

4 DATOS DE LABORATORIO

Las principales unidades litológicas definidas en el Yacimiento El Teniente son: el Complejo Máfico El Teniente (CMET), el Complejo Félsico (Pórfido Diorítico – PDIO y Pórfido Dacítico – PDAC) y los complejos de Brechas (Brecha Ígnea – BXI y Brecha Hidrotermal de Anhidrita – Turmalina – BXH), siendo la litología CMET la que hospeda las vetillas con el 80% de la mineralización de cobre en el yacimiento (Skewes et al. 2002).

Las vetillas pueden considerarse como estructuras selladas por un relleno mineralógico competente que confiere una resistencia o cohesión, las cuales dependerán de sus constituyentes minerales y de su distribución dentro de la muestra. Los resultados de la caracterización de las estructuras presentes en El Teniente muestran que durante el hundimiento y el subsecuente proceso de fragmentación del macizo rocoso, la roca con mineralización primaria falla principalmente a través de las discontinuidades preexistentes. Esas discontinuidades son en su mayoría vetillas con espesor superior a los 2 [mm] (Brzovic and Villaescusa 2007).

Los resultados del modelo numérico de roca dependen directamente de la calidad de los datos de entrada que se utilicen. El principal objetivo de este capítulo es presentar los datos de entrada y de verificación que se utilizan para calibrar el modelo SRM, indicando las fuentes y los supuestos utilizados en cada caso.

Los datos de entrada del modelo corresponden a parámetros estimados a partir de distintas recopilaciones de datos que han tratado de establecer las propiedades de la roca intacta y de las vetillas presentes en el Yacimiento El Teniente (de los Santos 2011; Flansbjer 2010). Los datos incluyen resultados de ensayos de tracción directa e indirecta, compresión uniaxial y triaxial, y de corte directo. Debido a que existe evidencia del efecto escala de algunas propiedades (Bandis 1980; Yoshinaka et al. 2008), se utilizan leyes de escalamiento que permiten calibrar el modelo SRM a la escala de las probetas ensayadas en laboratorio (de los Santos 2011; Vallejos 2011).

Por otro lado, los datos de verificación corresponden a los resultados obtenidos de diez ensayos de compresión uniaxial realizados en IDIEM (Basaure 2011), los cuales serán comparados con los resultados obtenidos del modelamiento numérico con SRM. Los testigos de roca se describen antes y después de ser ensayados, identificándose todas las vetillas y el modo de falla (Rebolledo 2012). Las muestras corresponden a la unidad CMET, por ser la litología más abundante dentro del yacimiento.

4.1 Ensayos de Laboratorio

El proyecto APIT10E202, en el cual se enmarca este trabajo, contempla la realización de ensayos en 96 probetas obtenidas del yacimiento El Teniente, existiendo en todas ellas una cantidad importante de discontinuidades. Todos los ensayos se llevan a cabo en IDIEM Santiago, dividiéndose en ensayos corte y de compresión uniaxial (en escalas de 50, 100 y 150 [mm] de diámetro). Para desarrollar el presente trabajo, sólo se utilizan los resultados de diez ensayos de compresión uniaxial en probetas de 50 [mm] de diámetro.

4.1.1 Caracterización de estructuras geológicas

El mapeo geológico realizado incluye la descripción de todas las vetillas presentes en las muestras, las cuales son dibujadas en una mica transparente (Figura 4—1). Se detalla información sobre la mineralogía, el espesor, la rugosidad, tipo de vetilla, características del halo, y ubicación y geometría dentro de cada una de las probetas.

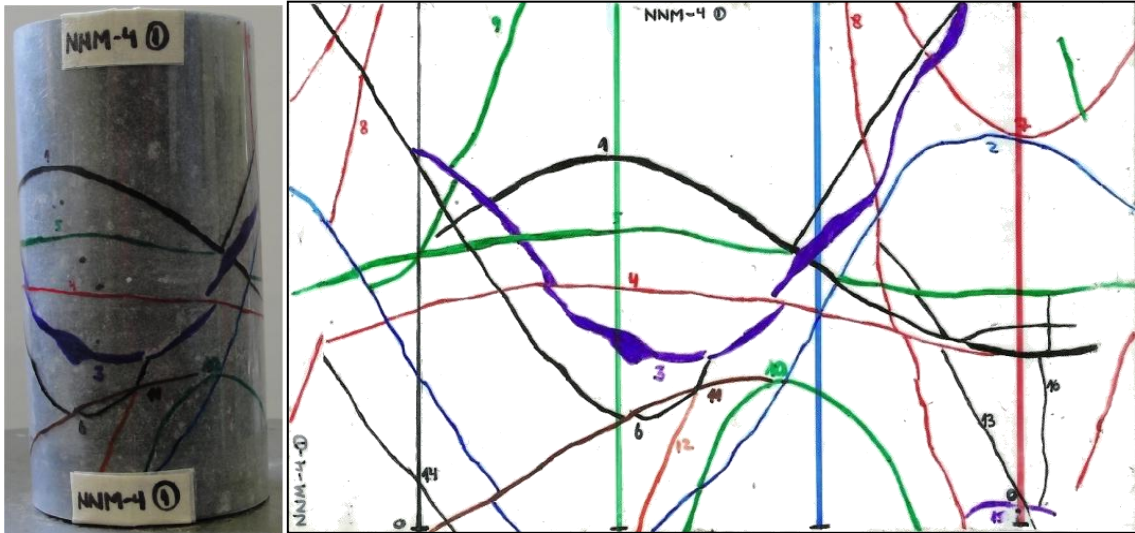


Figura 4—1: Mapeo de la probeta NNM04-1 antes de ser ensayada (Rebolledo 2012).

Se considera que una vetilla es de un cierto mineral, cuando tiene más de un 50% de éste en su composición mineralógica. En base al mapeo entregado por geología (Rebolledo 2012), se determinan las propiedades promedio por cada tipo de mineralogía, obteniéndose así que los tipos de vetillas presentes en las muestras son: Anh, Bt, Cpy y Qz. La Tabla 4—1 presenta la mineralogía promedio de todas las probetas para cada una de las clasificaciones.

Tabla 4—1: Mineralogía promedio de las vetillas por tipo, en las probetas mapeadas.

Tipo de vetilla	Mineralogía del relleno [%]							
	Qz	Anh	Cl	Bt	Cpy	Py	Bo	Mo
Anhidrita	17,4	66,4	0,3	2,2	12,4	0,2	1,2	—
Biotita	33,3	11,7	—	50	5,0	—	—	—
Calcopirita	15,0	12,8	—	0,6	69,4	1,1	1,1	—
Cuarzo	77,1	8,5	0,8	5,6	6,9	0,1	0,7	0,3

La Tabla 4—2 muestra el número de vetillas por cada tipo de mineralogía predominante en cada una de las probetas. En total se mapean 145 vetillas, de las cuales el 67% son de Qz, 25% de Anh, 6% de Cpy y 2% de Bt.

Tabla 4—2: Número de vetillas por tipo, en cada probeta mapeada.

Número	Anh	Bt	Cpy	Qz	Total
NNM04—1	4	0	0	12	16
NNM07—4	2	1	0	10	13
NNM09—1	2	1	0	11	14
NNM09—4	5	1	2	10	18
NNM16—1	4	0	2	11	17
NNM21—1	3	0	1	10	14
NNM21—3	4	0	1	6	11
NNM21—4	4	0	0	9	13
NNM22—1	3	0	1	7	11
NNM22—2	5	0	2	11	18
Total	36	3	9	97	145

4.1.1.1 Espesores

Se dispone de información de los espesores mínimos, máximos y típicos de todas las vetillas. Los espesores mínimos medidos están entre 0,2 y 3,8 [mm], mientras que los espesores máximos entre 0,3 y 7 [mm], siendo los promedios 0,7 y 1,2 [mm] respectivamente. Se considera el espesor típico como el representativo de cada una de las vetillas. En la Figura 4—2a se muestra la distribución de espesores típicos de las 145 vetillas mapeadas, destacando que el 93% tiene un espesor menor a 2 [mm]. En la Figura 4—2b se presenta el espesor típico promedio por cada tipo de vetilla, observándose que las más abundantes (Anh, Cpy y Qz) tienen un espesor menor a 1 [mm].

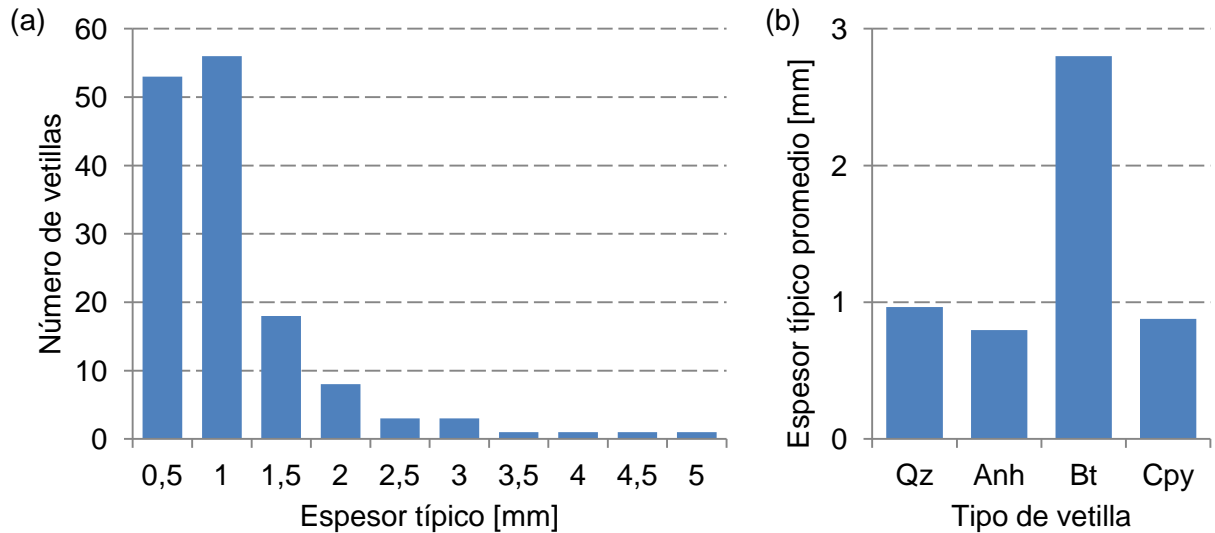


Figura 4—2: (a) Distribución de espesores típicos y (b) espesor típico promedio por tipo de vetilla, en las probetas mapeadas.

4.1.1.2 Rugosidad

La determinación del índice de rugosidad de la vetilla, JRC, se hace mediante la comparación visual de la vetilla con perfiles de rugosidad (Barton and Choubey 1978). El promedio de JRC en todas las muestras es igual a 14,8, observándose que el 64% tiene un JRC igual a 20 (Figura 4—3).

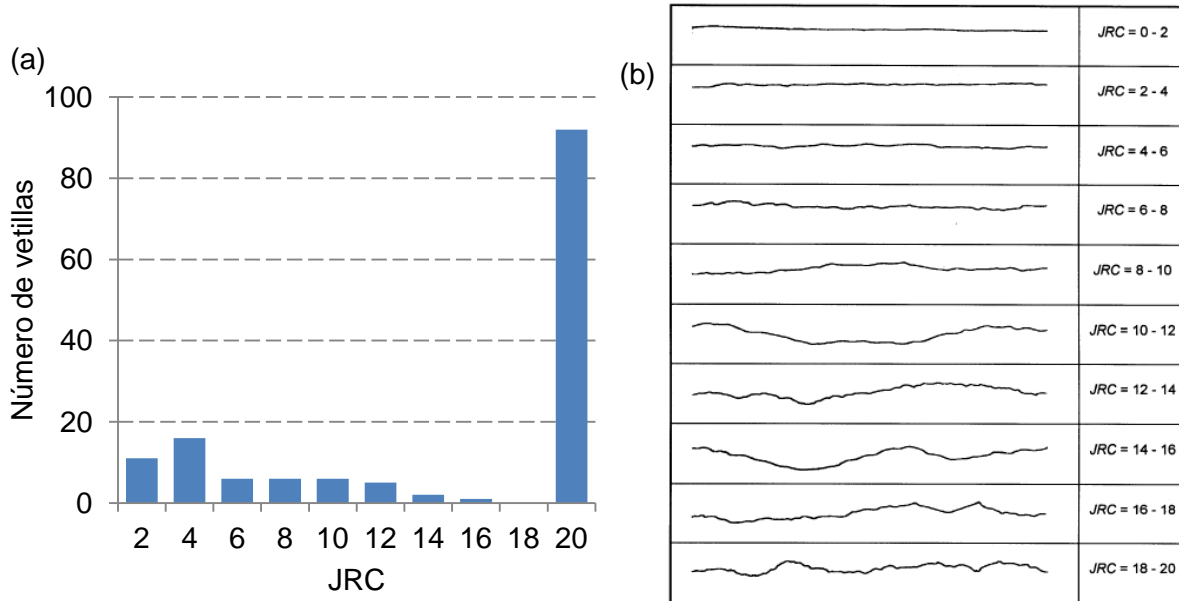


Figura 4—3: (a) Distribución del JRC en las vetillas y (b) perfiles de rugosidad para estimar el índice de rugosidad de la estructura JRC, a una escala de 10 [cm] (Barton and Choubey 1978).

La rugosidad que presentan muchas estructuras afecta su resistencia al corte, siendo el espesor un factor condicionante. Por esta razón, además de determinar el índice de rugosidad JRC, se estima la razón espesor de la vetilla y amplitud de la rugosidad (e/a). La Figura 4—4a muestra que al disminuir la relación de esfuerzos al cual está sometida la probeta, existe un punto a partir del cual los valores tienden a ser constantes, indicando que desde que e/a es igual a 1 se pierde el efecto de la rugosidad dado un espesor de vetilla (de los Santos 2011).

En este caso el espesor promedio típico es igual a 1 [mm] y el JRC promedio 14,8. A partir del gráfico Figura 4—4b, y extrapolando las curvas empíricas, es posible determinar que en promedio si los largos de las vetillas son mayores a 50 [mm] entonces existirá una influencia de la rugosidad en la resistencia al corte.

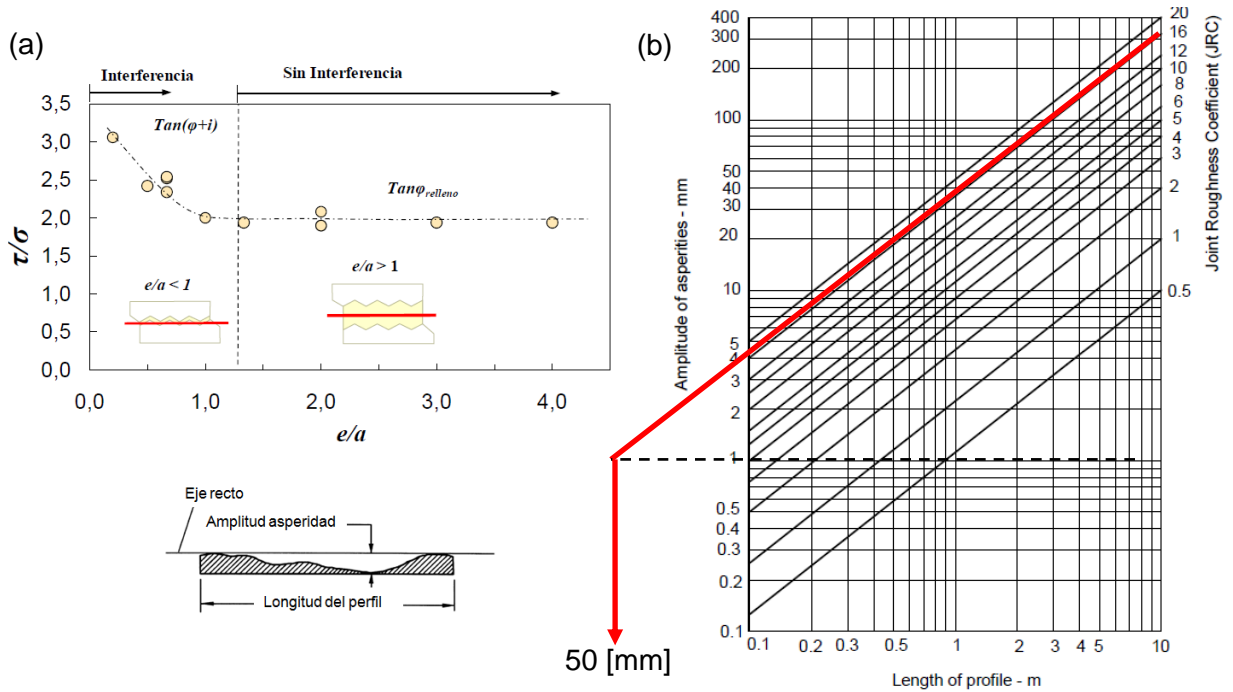


Figura 4—4: (a) Efecto de la razón espesor/amplitud en vetillas de Cpy en función de la razón del esfuerzo al que está sometida la vetilla en la ruptura (de los Santos 2011). (b) Efecto escala del JRC en las vetillas (Barton and Bandis 1983).

4.1.1.3 Ángulos de ruptura

Las probetas se mapean luego de ser ensayadas, con el objetivo de determinar el modo de falla y los ángulos de ruptura (Figura 4—5). En el estudio realizado se determina que cinco muestras fallan principalmente por matriz y el resto presenta falla mixta, observándose que la fractura se propaga desde las discontinuidades hacia la roca intacta (Rebolledo 2012).

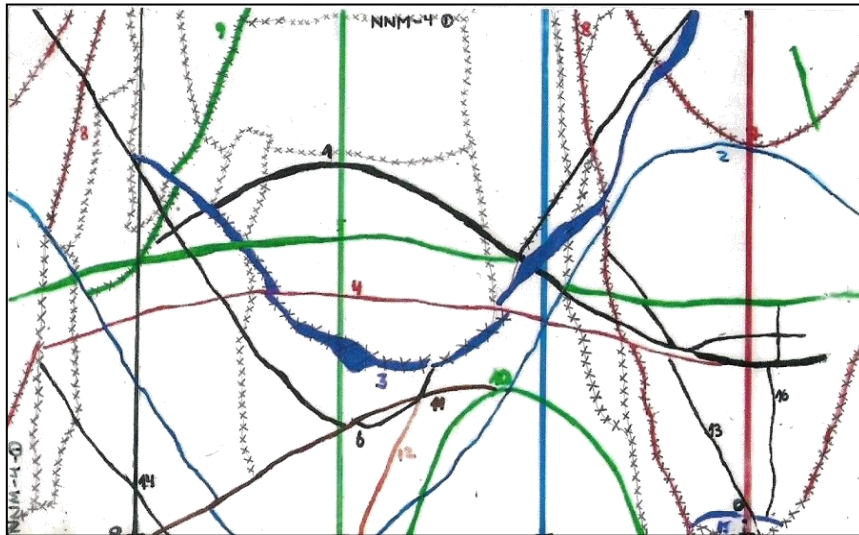


Figura 4—5: Mapeo de la probeta NNM04-1 después de ser ensayada. Las cruces indican la ruptura de la probeta (Rebolledo 2012).

La distribución de orientaciones de las 145 vetillas se muestra en la Figura 4—6a. El *dip* promedio es de 55°, y el 70% de las discontinuidades tiene un *dip* mayor a 50°, por lo que es esperable que la falla ocurra por esas vetillas.

La Figura 4—6b muestra los ángulos de ruptura de la roca intacta y de las vetillas. En la mayoría de los ensayos realizados, la ruptura ocurre por matriz del tipo *splitting*, algunas veces involucrando parte de las estructuras (Rebolledo 2012). Los ángulos favorables para la ruptura son principalmente mayores a 60°, observándose que en general la fractura por matriz forma ángulos de 0° con respecto al eje de aplicación del esfuerzo axial (*dip* 90°). También es posible concluir que las vetillas rellenas por Qz son las que dominan la falla seguida por las de Anh. Del estudio realizado (Rebolledo 2012) se concluye que el 78% de las vetillas falladas tiene un espesor típico menor a 1,5 [mm].

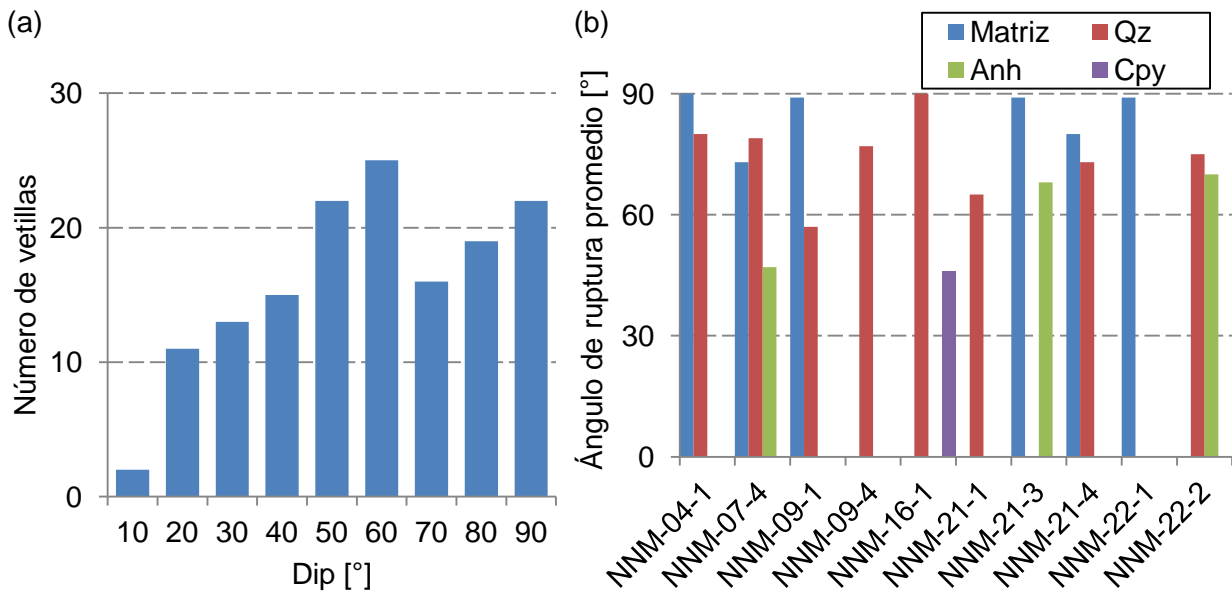


Figura 4—6: (a) Distribución del *dip* de las vetillas y (b) ángulo de ruptura promedio por mineralogía de la vetilla (con respecto a la horizontal) (Rebolledo 2012).

4.1.2 Resultados de ensayos de compresión uniaxial

Las probetas ensayadas tienen en promedio 50,0 [mm] de diámetro y 105,3 [mm] de altura, por lo que en promedio la razón altura/ancho es igual a 2,1:1. El peso promedio de las muestras es de 576,1 [gr], mientras que la densidad media es de 2.785,1 [kg/m³] (Basauré 2011).

La Figura 4—7 muestra una curva esfuerzo—deformación típica de una roca dura sometida a compresión uniaxial. Se observa la zona lineal elástica (entre σ_{cc} y σ_{ci}), y las zonas en que las grietas se propagan estable (entre σ_{ci} y σ_{cd}) e inestablemente (entre σ_{cd} y σ_{peak}). El umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}) se determina como el fin de la zona lineal elástica, mientras que el umbral de daño (σ_{cd}) se estima como el esfuerzo al cual la deformación volumétrica presenta un cambio de contractivo a dilatante. Se ha observado en ensayos de laboratorio que la razón $\sigma_{ci}/\sigma_{peak}$ varía entre 0,36 y 0,60 y la razón $\sigma_{cd}/\sigma_{peak}$ entre 0,71 y 1,00 (Cai et al. 2004).

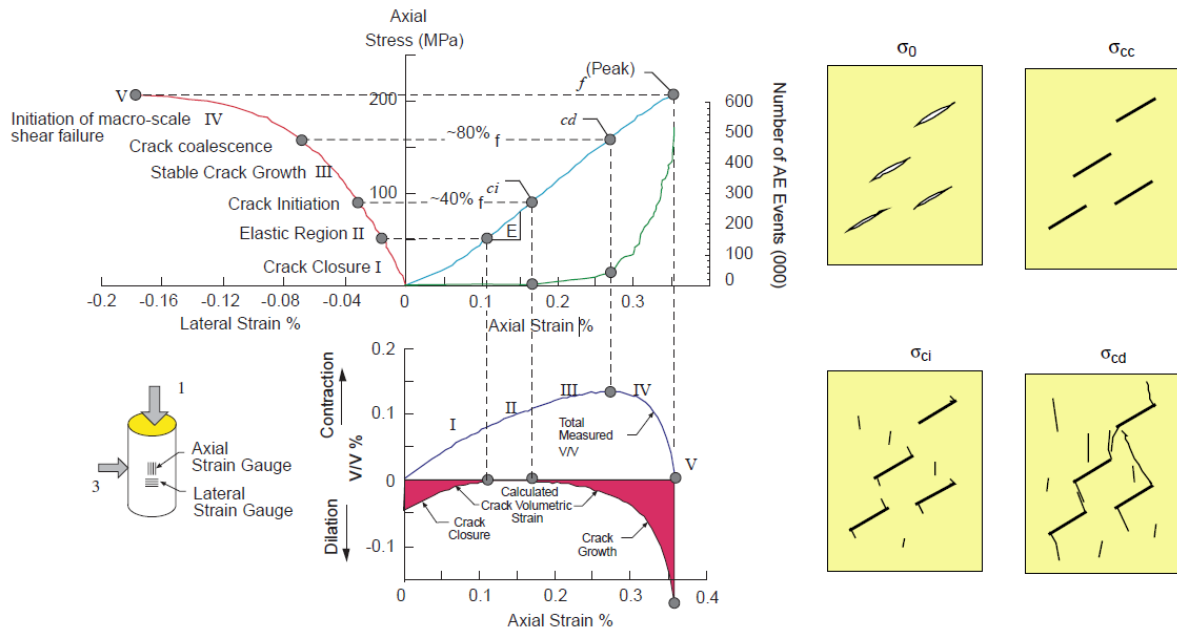


Figura 4—7: Esquema de una curva esfuerzo–deformación típica de una roca dura sometida a un ensayo de compresión uniaxial, presentando las etapas de la evolución del daño (Cai et al. 2004).

La Figura 4—8 muestra las curvas de esfuerzo–deformación con dos rosetas dobles (vertical / horizontal) de *strain gauges* para el ensayo realizado a la probeta NNM04–1 (Basaure 2011). Las curvas que representan la medición del *strain gauge* 1, tienen un comportamiento anómalo en comparación a la curva típica presentada en la Figura 4—7. Lo anterior puede deberse a un error en el procedimiento del ensayo, ya que ambas mediciones deberían mostrar curvas con un comportamiento similar. Por esta razón, sólo se utilizan los resultados entregados por el *strain gauge* 2.

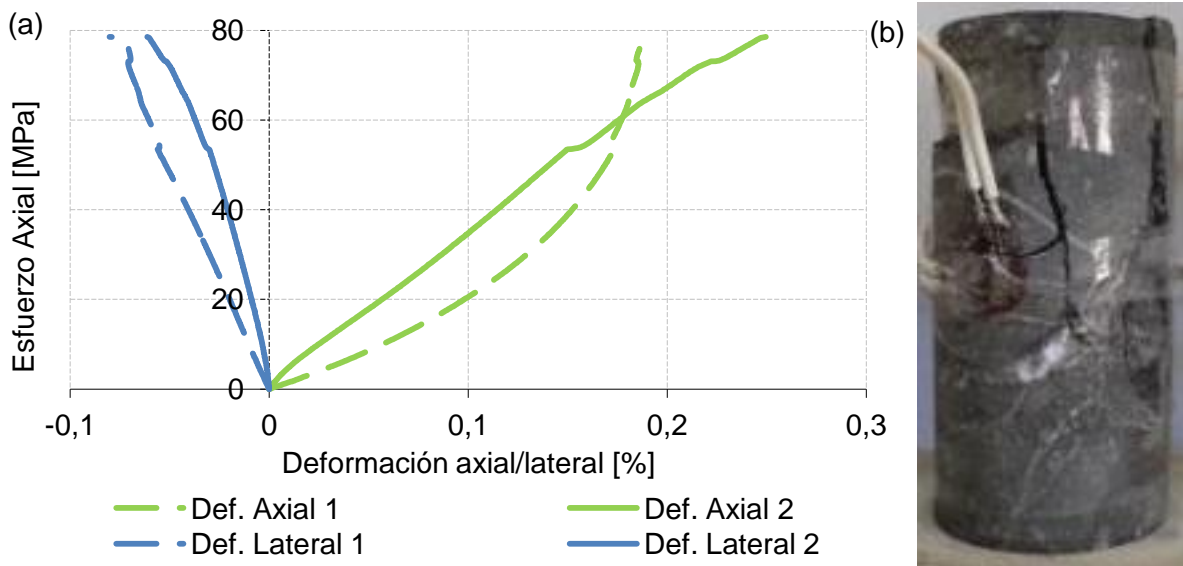


Figura 4—8: Resultados disponibles para el ensayo de compresión uniaxial de la probeta NNM04–1. (a) Curvas de esfuerzo–deformaciones axial y lateral para dos *strain gauges*, y (b) fotografía a la probeta después del ensayo (Basaure 2011).

Las curvas esfuerzo–deformación de todos los ensayos (obtenidas solamente con el *strain gauge* 2) se muestran en la Figura 4—9.

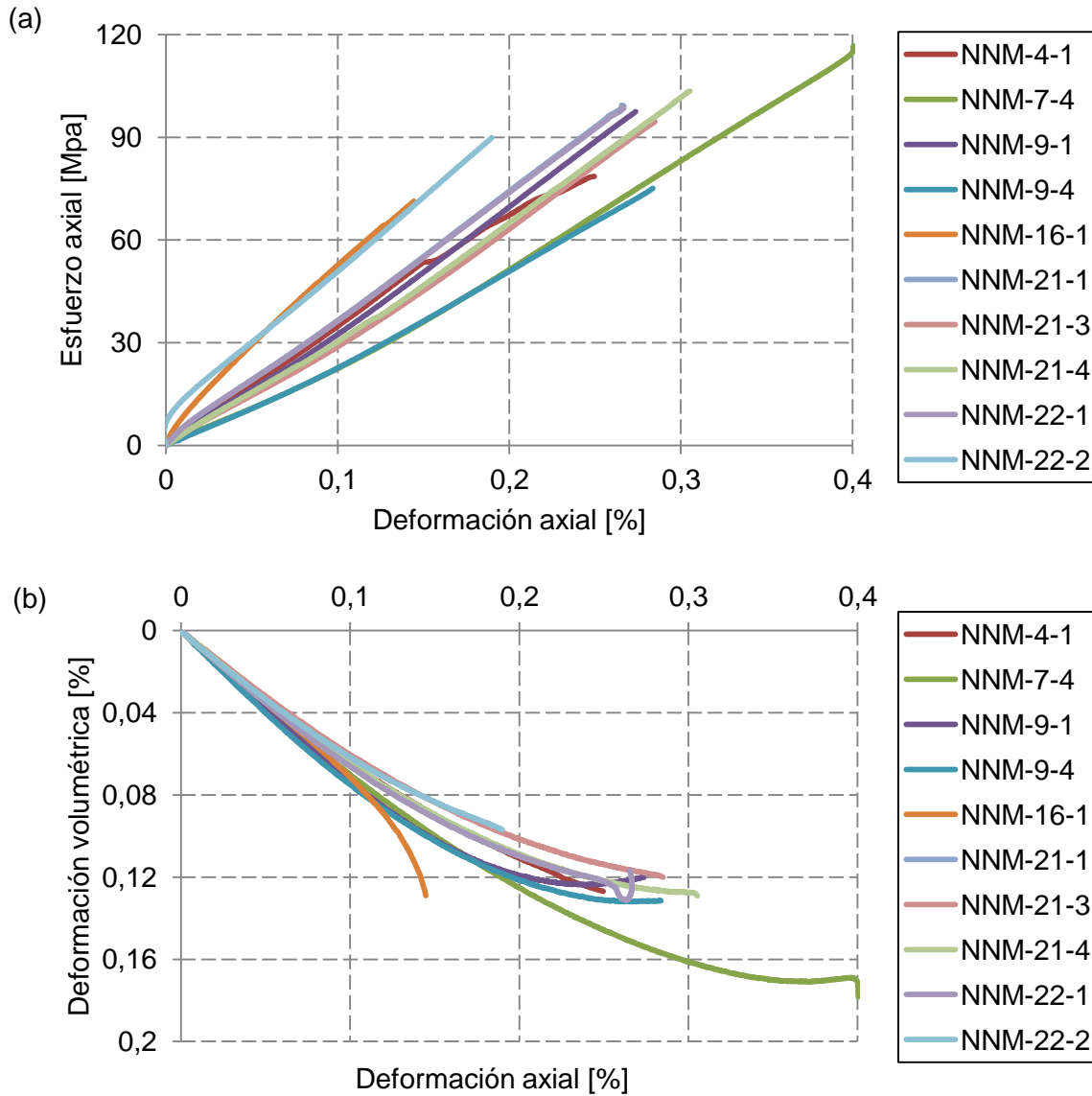


Figura 4—9: (a) Curvas esfuerzo–deformación axial y (b) deformación volumétrica – axial, para ensayos de compresión uniaxial realizados en muestras de 50 [mm] de diámetro (*strain gauge* 2) (Basaure 2011).

Los parámetros elásticos, de resistencia y umbrales de daño se obtienen a partir de las curvas presentadas en la Figura 4—9, utilizando los siguientes criterios:

1. Parámetros elásticos. Se calculan los valores tangentes del módulo de Young ($E = \Delta\sigma_a/\Delta\varepsilon_a$) y de la razón de Poisson ($\nu = -\Delta\varepsilon_r/\Delta\varepsilon_a$) en cada paso de deformación axial. El valor del módulo de Young y de la razón de Poisson se estiman como el promedio de los gradientes de esfuerzo axial y deformación lateral en la parte lineal de la curva esfuerzo–deformación respectivamente. Debido a que los ensayos no se realizan con deformación controlada, el paso $\Delta\varepsilon_a$ no es contante.
2. Resistencia a la compresión uniaxial. Corresponde al máximo de la curva esfuerzo–deformación.
3. Umbrales de daño. El umbral de daño se estima como el 80% del valor del *peak* (Figura 4—7). Los umbrales de cierre y de iniciación de grietas se estiman como el inicio y el fin de la zona lineal elástica en la curva esfuerzo–deformación.

En la Figura 4—10, se muestra un ejemplo de cómo se estiman los macro-parámetros a partir de la curva esfuerzo-deformación (resultante del ensayo de compresión uniaxial de la probeta NNM04-1) y el módulo de Young tangente en función de la deformación axial. El módulo de Young resultante es igual a 34 [GPa], y corresponde al promedio de los valores tangentes en la parte lineal (Figura 4—10a). En la Figura 4—10b se presentan los valores estimados de umbral de daño. El umbral de cierre de grietas es igual a 15 [MPa], el de inicio de grietas 37 [MPa] y el de daño es igual a 63 [MPa]. La resistencia a la compresión uniaxial es igual a 79 [MPa].

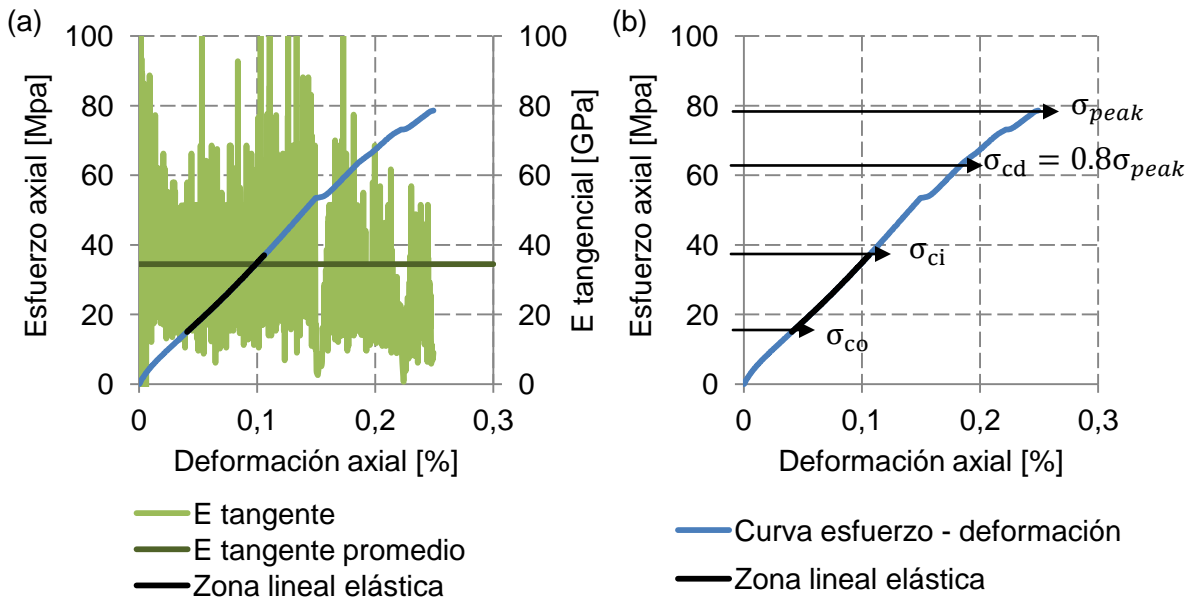


Figura 4—10: Definición de parámetros elásticos, de resistencia y umbrales de daño en el ensayo de la probeta NNM04—1.

Los resultados obtenidos para cada una de las probetas se presentan en la Tabla 4—3.

Tabla 4—3: Parámetros elásticos, de resistencia y umbrales de daño obtenidos de los ensayos de laboratorio por cada probeta.

Probeta	Módulo de Young, E [GPa]	Razón de Poisson, ν	UCS [MPa]	Umbral de daño, σ_{cd} [MPa]	Umbral iniciación de grietas, σ_{ci} [MPa]	Umbral de cierre de grietas, σ_{co} [MPa]
NNM04-1	34	0,23	79	63	37	15
NNM07-4	28	0,22	117	93	47	25
NNM09-1	36	0,22	98	78	36	15
NNM09-4	27	0,25	75	60	30	15
NNM16-1	44	0,16	71	57	46	15
NNM21-1	38	0,15	99	79	40	20
NNM21-3	36	0,26	94	76	40	20
NNM21-4	31	0,24	103	83	40	15
NNM22-1	36	0,24	99	79	40	20
NNM22-2	42	0,23	90	72	42	13
Promedio	35	0,22	93	74	39,8	17,3
Desv. Est.	5	0,04	14	11	4,9	3,7
Mínimo	27	0,15	71	57	30	13
Máximo	44	0,26	117	93	47	25

4.2 Arreglo estructural (DFN determinístico)

Por simplicidad se utiliza el formato ITASCA para la construcción de los DFN determinísticos de cada una de las muestras (Figura 4—11). Para esto, se deben obtener los discos que mejor representen a las vetillas observadas en la superficie de la probeta. Se utiliza la metodología descrita en el Capítulo 3 (página 37), de esta forma se determina el centro de cada disco (x, y, z) y su orientación (dip/dipdir).

```

1 ;x y z rad dip dipdir set#
2 -0.00236 -0.00282 0.05502 0.03329 37 50 1
3 -0.00088 -0.00070 0.03497 0.04936 58 226 1
4 -0.00272 0.00100 0.06527 0.04118 56 253 2
    
```

Figura 4—11: Ejemplo del formato ITASCA Disks (*.dat)

Una vez que se tiene la geometría del DFN se debe definir el número de sets presentes en la probeta (#set). Para esto se clasifica cada vetilla en un tipo según la mineralogía más abundante del relleno, que debe corresponder a uno de los cuatro tipos en que se clasifican las vetillas en la Tabla 4—1.

La Figura 4—12 presenta en detalle la mineralogía de la probeta NNM04—1. Se observa que dominan las vetillas rellenas de Qz (mineral predominante) y, en menor proporción las rellenas de Anh (mineral principal en las vetillas 3, 6, 7 y 10). El mineral Cpy está presente en la mayoría de las vetillas con un porcentaje menor al 20%. Por lo tanto, existen dos tipos característicos de vetillas en la muestra NNM04—1: Anh y Qz.

Por otro lado, el espesor promedio es menor a 1 [mm] (Figura 4—12), factor que no es considerado en el DFN. En este caso la vetilla 3 (Anh), no falló a pesar de tener un espesor máximo de 3 [mm], y contener un 60% de Anh. La característica principal de esta vetilla es que es discontinua (Figura 4—5), existiendo puentes de roca que no son modelados por el DFN.

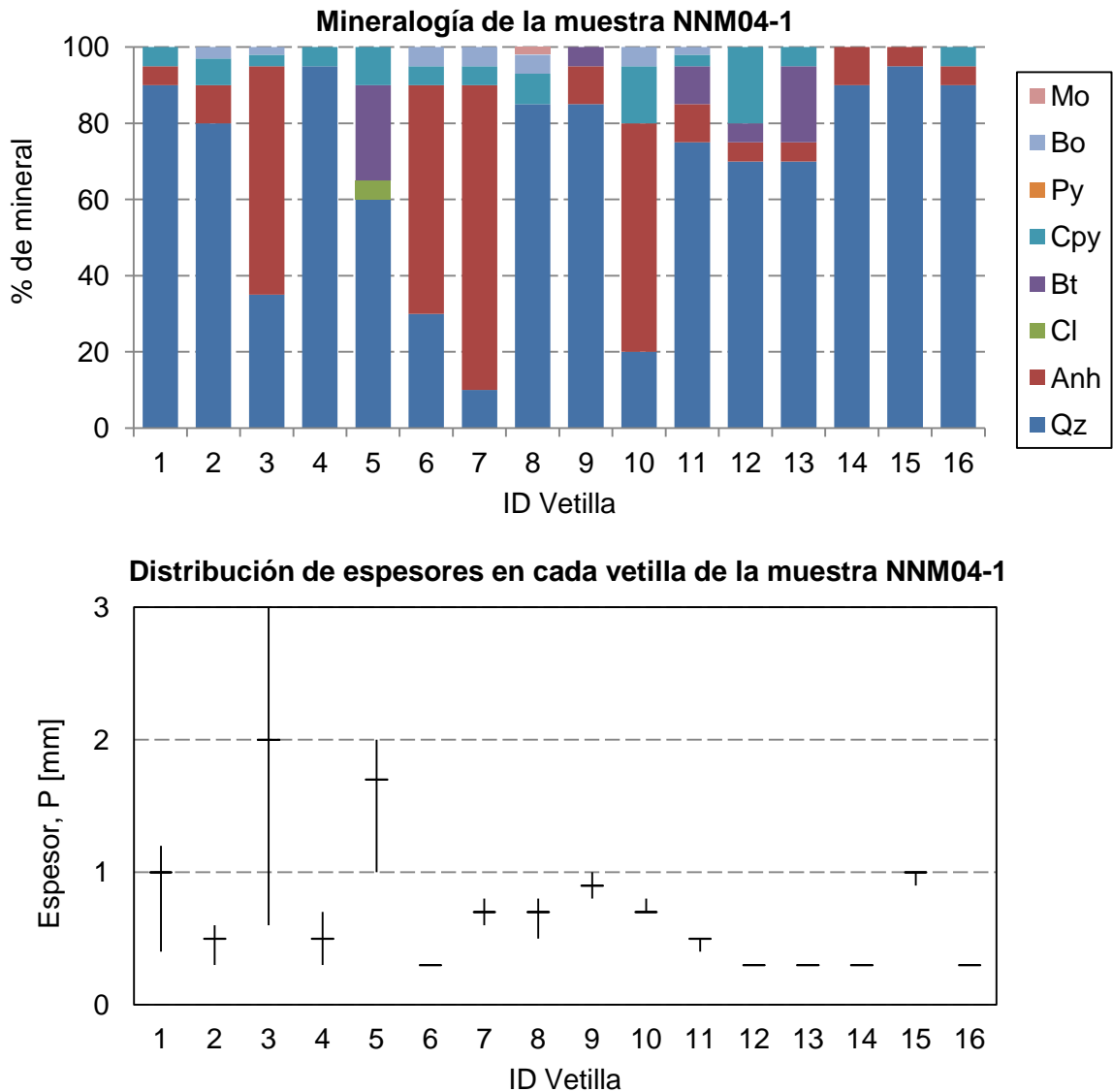


Figura 4—12: Características mineralógicas y de espesor de cada una de las vetillas de la probeta NNM04—1 (Rebolledo 2012).

Finalmente, el radio de cada uno de los discos se obtiene a partir del largo medido de cada una de las vetillas (Figura 4—13a), el cual se encuentra entre 17,7 y 109,0 [mm], siendo el promedio igual a 58,3 [mm]. Debido a que este valor no es el más adecuado para representar el diámetro de un disco que simule una discontinuidad, se aumenta su valor en un 10% de forma de asegurar que las vetillas corten completamente la muestra en el caso que corresponda (como se observa en la Figura 4—14b). Por lo tanto, el diámetro de un disco que representa a una vetilla, es igual a 1,1 veces el largo medido en la superficie de la probeta.

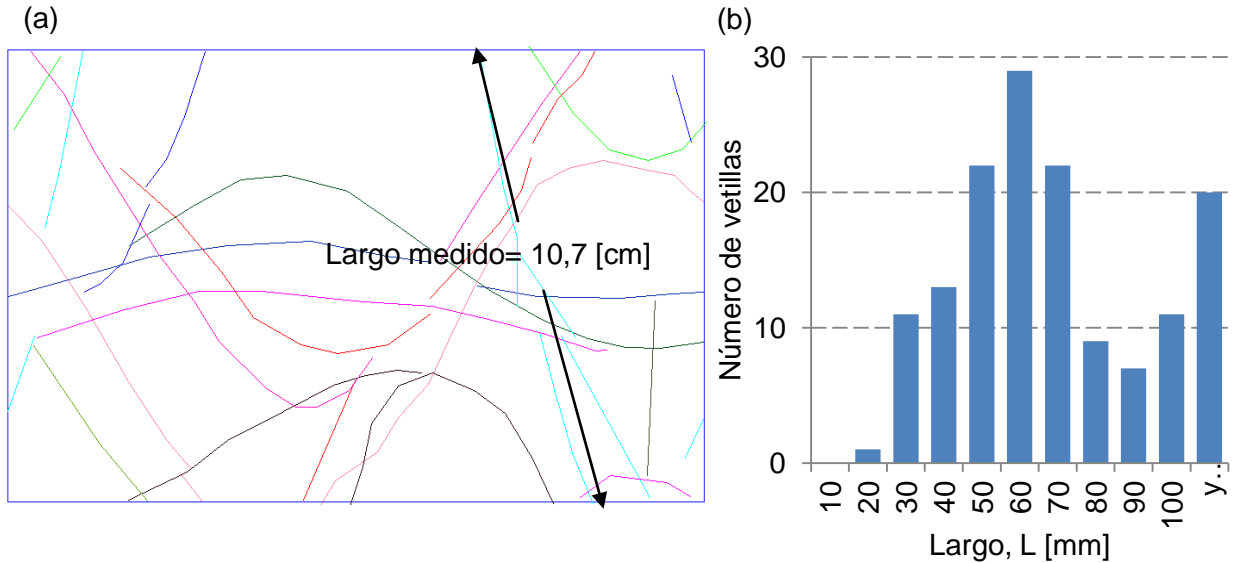


Figura 4—13: (a) Definición de largo medido (en los mapeos) y (b) distribución de largos.

El DFN de la probeta NNM04—1 se presenta en la Figura 4—14a, destacando dos tipos distintos de mineralogía (Anh en verde y Qz en azul). La Figura 4—14b presenta una muestra de SRM que incluye el DFN, mientras que la Figura 4—14c corresponde a un corte de la muestra, en donde es posible observar que las vetillas más largas efectivamente cortan completamente la probeta, evitando que existan efectos de borde por la falta de contactos.

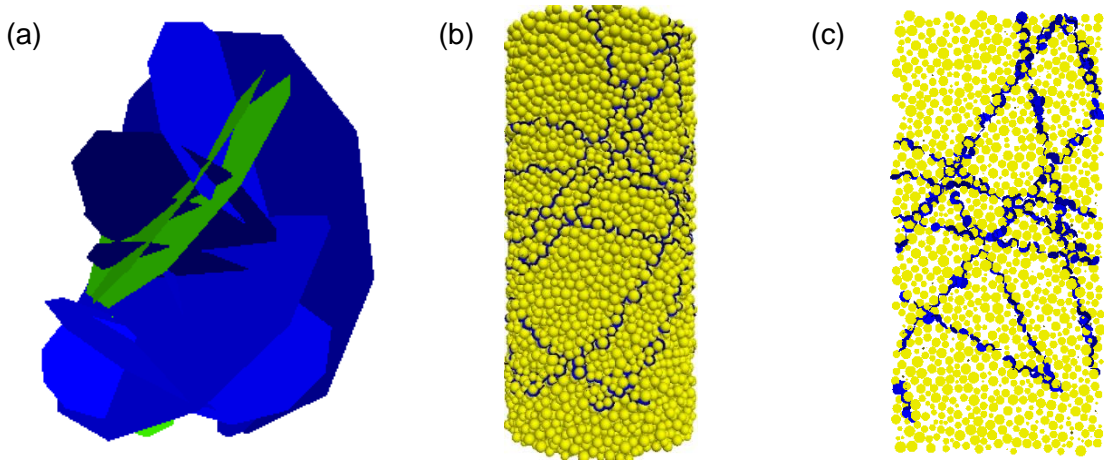


Figura 4—14: (a) DFN resultante (los colores indican distintas mineralogías), (b) muestra de SRM incluyendo el DFN y (c) corte de la muestra de SRM. Probeta NNM04—1.

4.3 Estimación de macro-parámetros

A continuación, se presentan todos los datos de entrada requeridos para la construcción del modelo SRM. Para esto se utiliza una recopilación de datos existentes para estimar las propiedades de la roca intacta y de las vetillas, las cuales deben ser escaladas de modo de que los micro-parámetros calibrados en la probeta de roca sintética representen adecuadamente el comportamiento esperado.

4.3.1 Roca Intacta

Los parámetros utilizados se obtienen a partir de ensayos de laboratorio realizados por la mina El Teniente, considerando una base de datos histórica entre los años 2000 y 2008, observándose que la falla en las probetas se propaga por roca intacta (recopilación de datos de de los Santos (2011)). La influencia de las vetillas en el tipo de ruptura de las probetas, ha llevado a modificar el concepto de roca intacta (Marambio et al. 2000), definiéndose como una roca con un *stockwork* de vetillas mineralizadas de menos de 1 [mm] de espesor (Figura 4—15).

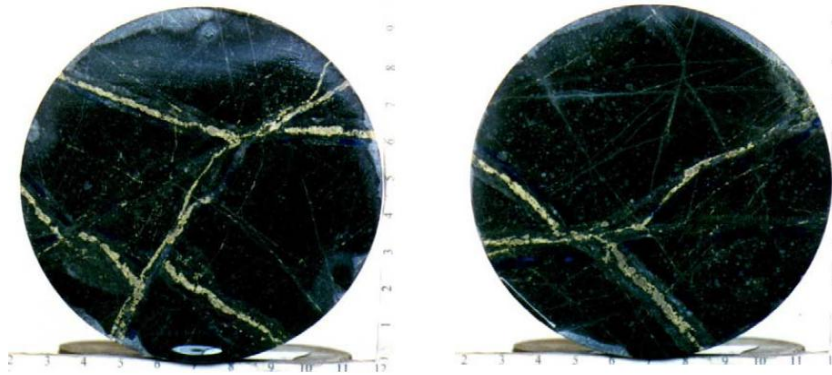


Figura 4—15: Ejemplos de roca intacta de la unidad CMET. Discos de probetas de 120 [mm] de diámetro (Marambio et al. 2000).

Se definen cuatro tipos de ruptura, los cuales se presentan en la Figura 4—16. Pereira y Russo (2000), estiman que las probetas con ruptura del tipo A y B son representativas de la roca intacta y son válidas para el cálculo de sus propiedades físicas. En el caso de la ruptura tipo C, los resultados representan la resistencia de la roca con *stockwork* típica de El Teniente. Finalmente, en el caso de rupturas tipo D, el esfuerzo medido representa la resistencia de la vetilla fallada (de los Santos 2011).

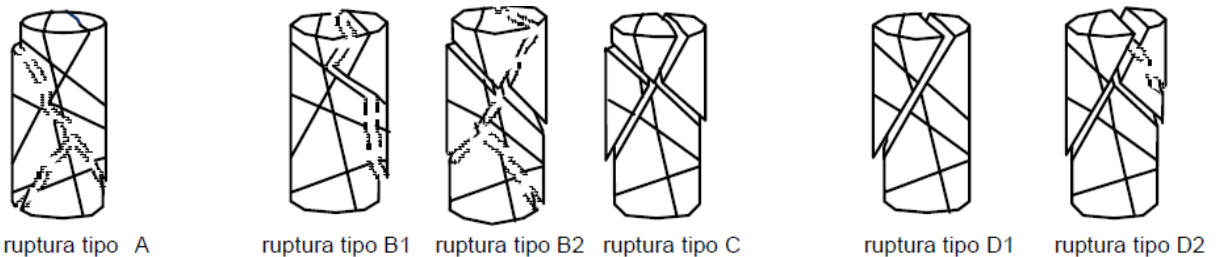


Figura 4—16: Tipo de ruptura en las probetas con su curva de resistencia asociada (Marambio et al. 2000).

Los datos obtenidos de la recopilación de ensayos provienen de probetas de distinto diámetro, por lo que son estandarizados a probetas de 50 [mm] de diámetro según la ley de escalamiento propuesta por Hoek y Brown (1980):

$$\sigma_{c,d} = \sigma_{c,50} \left(\frac{d}{50} \right)^{-0,18}$$

En donde,

- $\sigma_{c,50}$ es la resistencia a la compresión uniaxial de una muestra cilíndrica de diámetro 50 [mm], y
- $\sigma_{c,d}$ es la resistencia de una muestra de diámetro d (entre 10 y 200 [mm]).

Los resultados de ensayos en litología CMET agrupados por tipo de ruptura se presentan en la Figura 4—17, observándose que existe participación de vetillas en el 88% de los casos (ruptura tipo B, C y D).

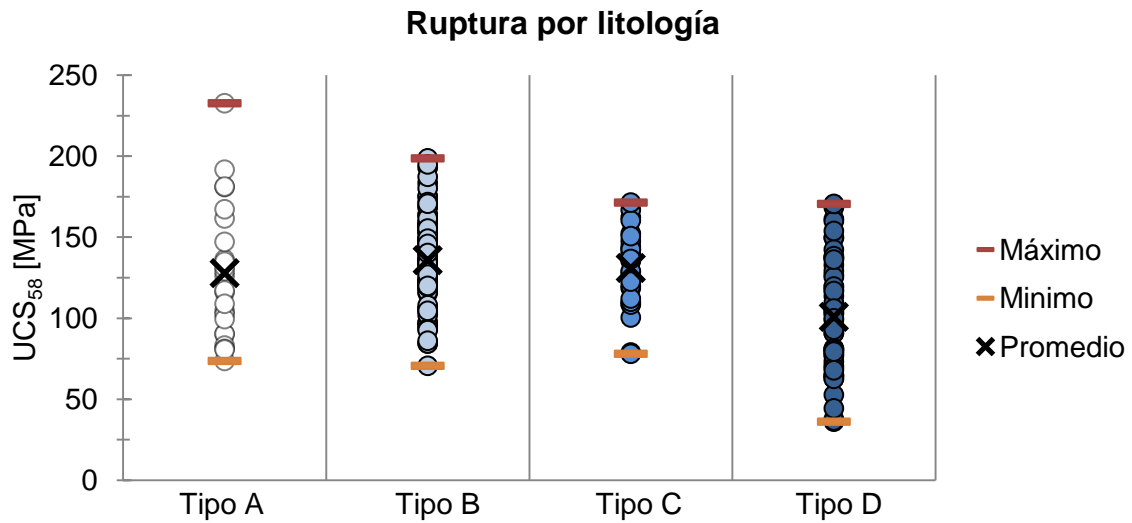


Figura 4—17: Resistencia a la compresión uniaxial de la litología CMET en función del tipo de ruptura (de los Santos 2011).

Las estadísticas básicas se presentan en la Tabla 4—4.

Tabla 4—4: Estadísticas básicas de los datos de resistencia a la compresión uniaxial por tipo de ruptura, recopilados por de los Santos (2011).

Resistencia a la compresión uniaxial [MPa] por tipo de ruptura				
Estadísticas	Tipo A (24 datos)	Tipo B (88 datos)	Tipo C (28 datos)	Tipo D (54 datos)
Promedio	127,8	135,8	131,0	100,8
Desv. Est.	41,1	27,4	23,7	35,9
Mínimo	73,5	70,6	78,0	36,1
Máximo	232,7	198,6	171,4	170,5

Se distingue que la resistencia a la compresión uniaxial es mayor cuando la ruptura es del tipo A, B y C, en comparación a cuando el modo de falla es completamente por estructuras (Tipo D). Para verificar esto se realiza un análisis estadístico con el fin de comparar si los ensayos que muestran ruptura del tipo A, B y C se pueden considerar independientes de los resultados del grupo D. Se realiza un test estadístico para comparar las medias de ambas muestras (Test Student).

Debido a que los datos no siguen una distribución normal (Figura 4—18), no es posible realizar un Test de Fisher que indique si las varianzas son o no iguales, problema que no existe en el Test de Student debido a que es robusto. Por lo tanto, se realizan dos Test de Student, uno considerando que las varianzas son iguales y otro en el que son diferentes.

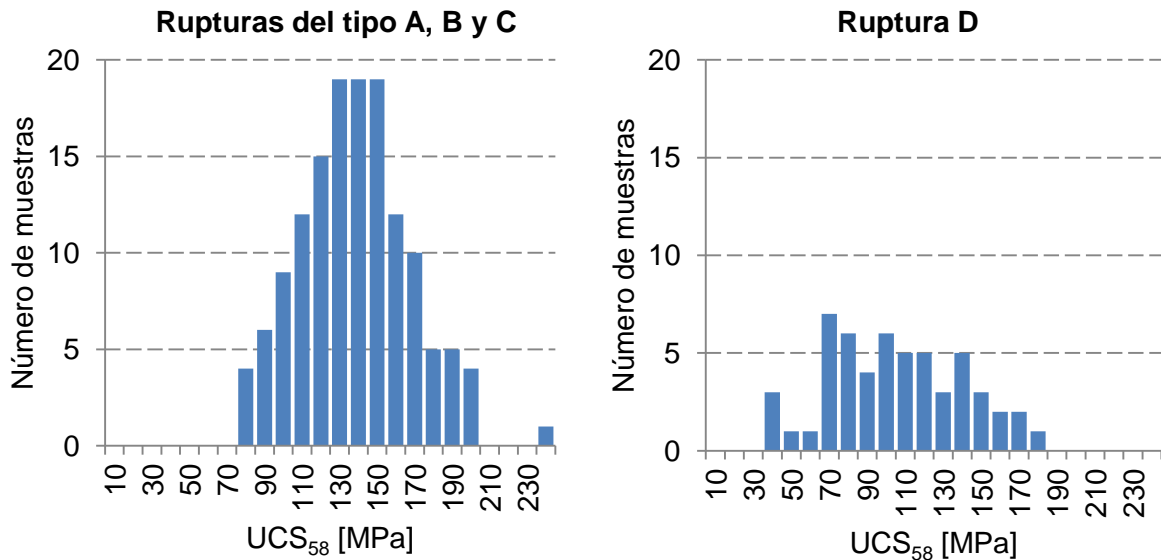


Figura 4—18: Histogramas del total de muestras que tienen Rupturas del tipo A, B y C, y del tipo D.

Se considera como hipótesis nula $H_0: \mu_1 = \mu_2$ frente a $H_1: \mu_1 \neq \mu_2$, obteniéndose para ambos test los resultados de la Tabla 4—5. El valor del estadístico t es igual a 6,5 en el caso en que las variables son iguales y 6,0 en el caso en que son iguales, por lo que en ambos test para cualquier nivel de significación se rechaza la hipótesis de igualdad de las medias.

Tabla 4—5: Test de Student con hipótesis nula de medias iguales entre el grupo en que se observa ruptura del tipo A, B y C y el grupo en que sólo hay ruptura del tipo D. Se utiliza un nivel de confianza 95%.

Test de Student	Varianzas iguales	Varianzas distintas
Grados de libertad	192	82
Estadístico t	6,5	6,0
Valor crítico de t (una cola)	1,7	1,7
Valor crítico de t (dos colas)	2,0	2,0

Al considerar el test unilateral (una cola), el signo positivo del estadístico t indica que $\mu_1 > \mu_2$, por lo que se considera que estadísticamente la media de la resistencia a la compresión uniaxial con ruptura A, B y C (que se consideran falla por roca intacta) es mayor que la resistencia en muestras donde fallan preferentemente las vetillas (ruptura D).

A partir de los resultados de ensayos de compresión uniaxial, y sólo considerando muestra con ruptura del tipo A, B y C, se determinan los siguientes parámetros (de los Santos 2011):

- Resistencia a la compresión uniaxial (Figura 4—19).
- Módulo de Young.
- Razón de Poisson.

A partir de una envolvente de falla (Figura 4—19), estimada a partir de resultados de ensayos de tracción indirecta, compresión uniaxial y triaxial, se determinan:

- Ángulo de fricción y cohesión (criterio de falla de Mohr Coulomb).

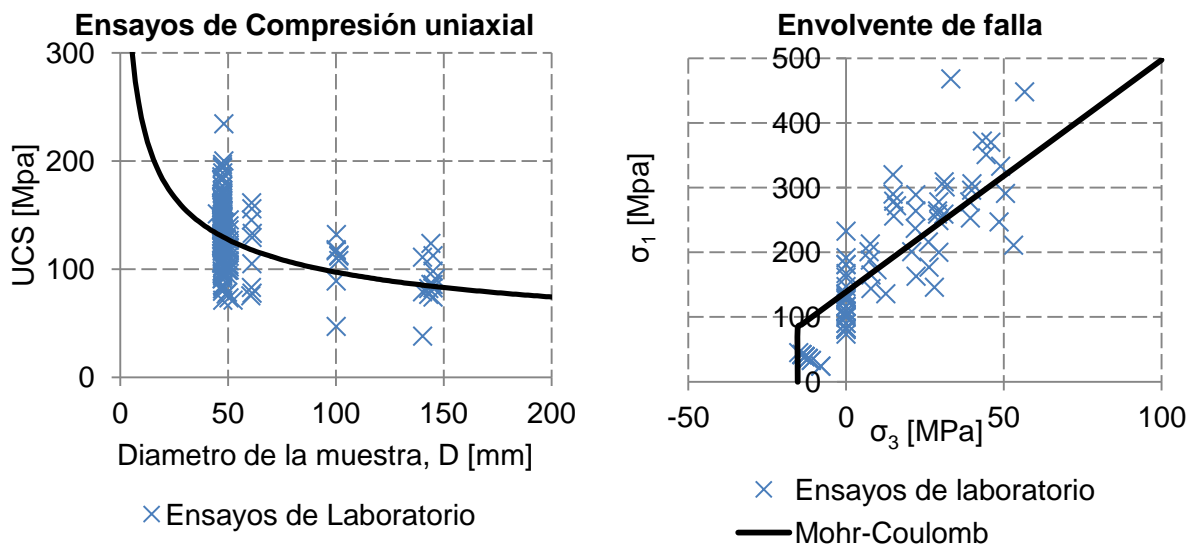


Figura 4—19: Ensayos de compresión uniaxial disponibles a distintas escalas y envolvente de falla obtenida a partir de ensayos de tracción indirecta, de compresión uniaxial y triaxial disponibles para roca CMET (de los Santos 2011).

Finalmente, debido a que no existe información de ensayos de tracción directa, se utilizan los resultados de los ensayos de tracción indirecta. Para esto se utiliza la correlación de la Figura 4—20.

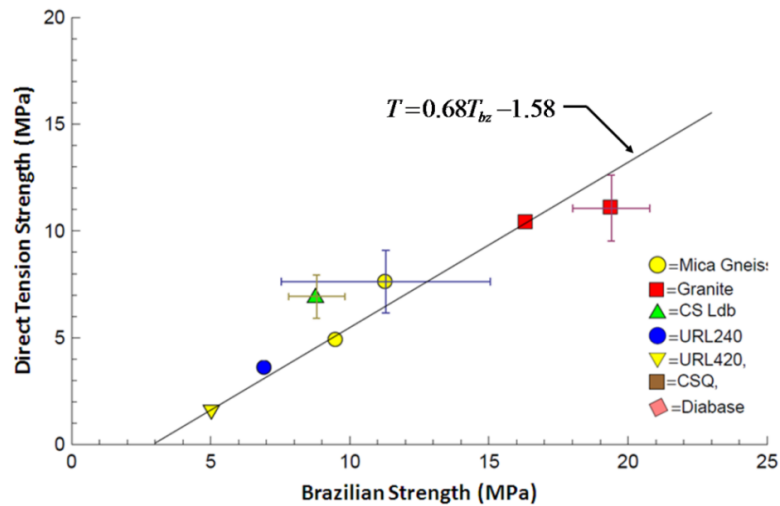


Figura 4—20: Correlación entre la resistencia a la tracción directa e indirecta (Martin 2012).

En resumen, los parámetros elásticos y de resistencia de la roca intacta a escala de 50 [mm] de diámetro se presentan en la Tabla 4—6 (de los Santos 2011).

Tabla 4—6: Parámetros de roca intacta para una probeta de diámetro 50 [mm] (de los Santos 2011).

Resistencia a la compresión uniaxial, UCS [MPa]	120
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-7,3
Módulo de Young, E [GPa]	55
Razón de Poisson, ν	0,25
Ángulo de Fricción, ϕ [°]	42
Cohesión, c [MPa]	27

4.3.1.1 Escalamiento de los macro-parámetros

Normalmente los testigos de laboratorio son mucho más pequeños que los bloques de roca intacta en un macizo rocoso, no incluyendo muchas veces discontinuidades que afectan la resistencia de la muestra. El cambio en las propiedades mecánicas de la roca debido al cambio de tamaño en el cual se está midiendo se denomina efecto escala, y se debe principalmente a las imperfecciones existentes dentro de la roca.

En este caso, se busca representar el comportamiento de una probeta de 50 [mm] de diámetro incluyendo su arreglo estructural, por lo que las propiedades de la roca intacta a la misma escala no serán representativas en el modelo SRM debido a que PFC^{3D} no considera efecto escala.

Como se menciona anteriormente, Hoek y Brown (1980) desarrollan una relación empírica para escalar la resistencia no confinada en base a resultados de laboratorio (página 59). Por otro lado, Yoshinaka (2008) sugiere una ecuación de efecto escala que utiliza el diámetro equivalente de la muestra, es decir $d_e = \sqrt[3]{V}$, de modo de incorporar muestras que no necesariamente cumplen con el estándar entre la razón largo/diámetro de la muestra igual a 2. La ley de escalamiento sugerida por Yoshinaka es la siguiente:

$$\sigma_c = \sigma_{c,0} \left(\frac{d_e}{d_{e,0}} \right)^{-k}$$

En donde,

- $\sigma_{c,0}$ es la resistencia a la compresión uniaxial de una muestra cilíndrica de diámetro equivalente $d_{e,0}$ [mm]. Si $\sigma_{c,0} = 58,1$ [mm] corresponde a una muestra estándar de 50 [mm] de diámetro y 100 [mm] de largo.
- σ_c es la resistencia de una muestra de diámetro equivalente d_e [mm], y
- k es una constante que depende del tipo de material.

Con esta ecuación, se comparan resultados de ensayos de laboratorio y de terreno en un amplio rango de tipos de roca, resistencias, tamaños y formas de roca, utilizando especímenes de diámetro o ancho entre 10 y 400 [mm] en ensayos de laboratorio y entre 200 y 1800 [mm] en ensayos in – situ (Yoshinaka et al. 2008). De esto se obtuvo como resultado que el valor de k depende directamente de la presencia de microdefectos, teniendo un valor entre 0,1 y 0,3 para rocas homogéneas y entre 0,3 y 0,9 para rocas alteradas.

La Figura 4—21 grafica el efecto escala según ambos criterios. La comparación con la relación de Hoek y Brown indica que esta última sólo sirve para estimar la resistencia de rocas homogéneas ($k = 0,18$), sobrestimando los resultados en rocas muy fracturadas (k entre 0,3 y 0,9).

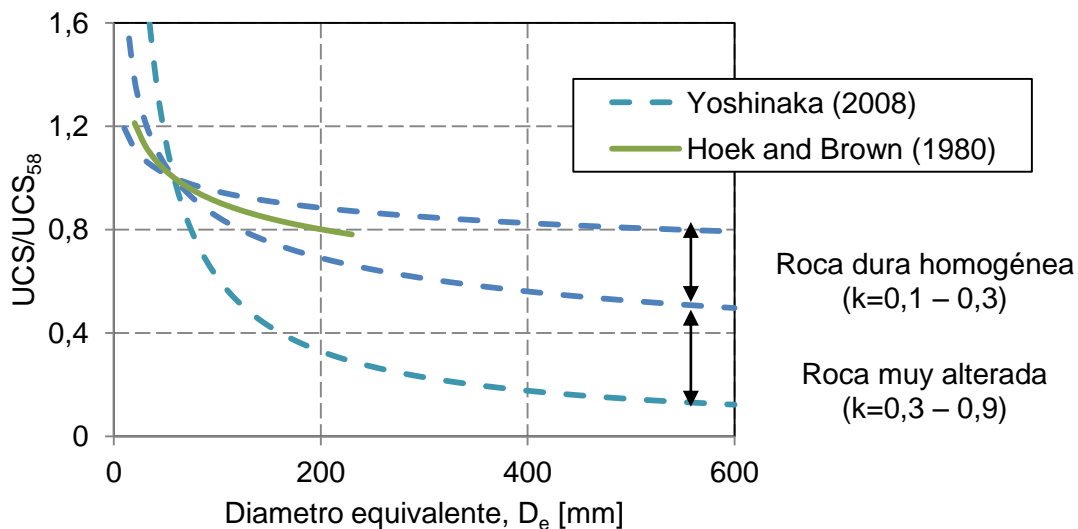


Figura 4—21: Efecto escala en la resistencia a la compresión uniaxial, modificado de Yoshinaka et al (2008).

La Figura 4—22 presenta resultados de ensayos de compresión uniaxial en muestras de granito Lac du Bonet de diámetros entre 33 y 294 [mm]. En el caso del módulo de Young tangente se observa que a partir de diámetros mayores a 100 [mm] los valores son prácticamente constantes. Por otro lado, la razón de Poisson no muestra un efecto escala considerable. En base a esto, se considera que el efecto escala en los parámetros elásticos no es significativo (Yoshinaka et al. 2008).

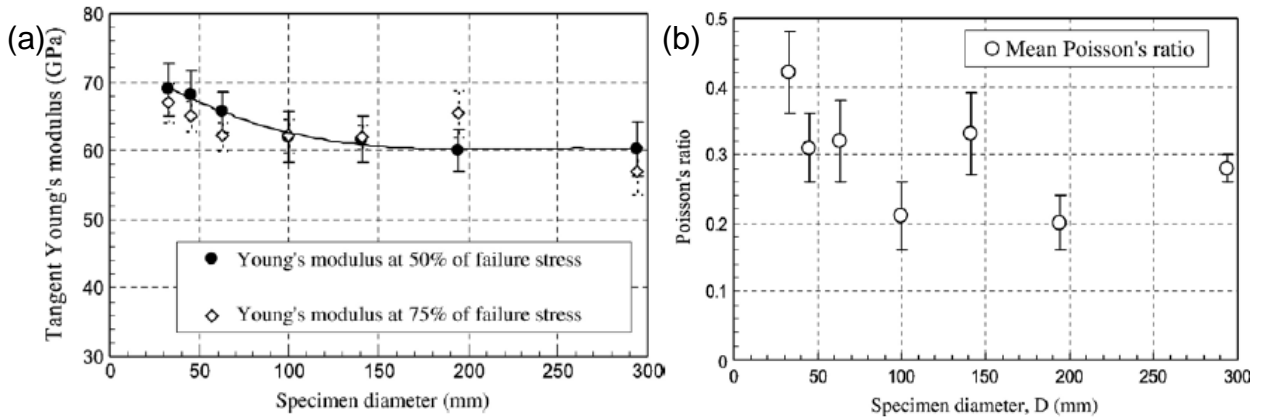


Figura 4—22: Efecto escala en las constantes elásticas de la roca intacta (a) módulo de Young tangente y en la (b) razón de Poisson de muestras de granito Lac du Bonet (Yoshinaka et al. 2008).

Por esta razón, las propiedades de material intacto en una muestra de SRM deben reflejar la escala de un bloque promedio (Figura 4—23) y no las de una probeta ensayada en laboratorio. Para esto se utiliza el P_{10} (número de vetillas por metro), que se calcula en cada uno de los ejes coordenados pasando por el origen del sistema (x, y, z). De esta forma el diámetro equivalente se estima a partir de la ecuación presentada en la Figura 4—23.

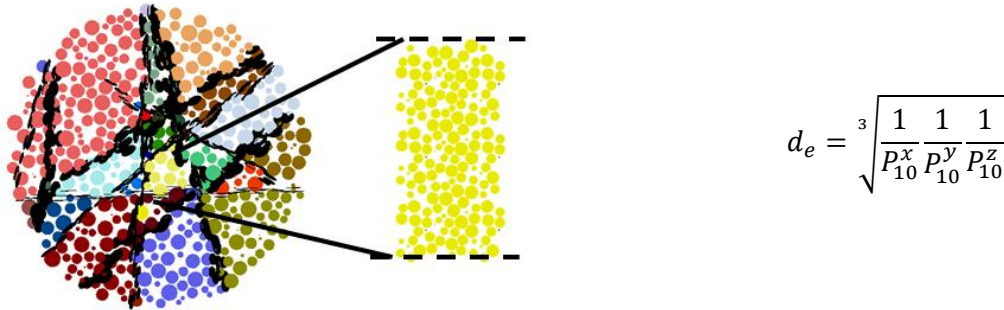


Figura 4—23: Bloque promedio. Corresponde a un cilindro de diámetro equivalente al volumen promedio de roca intacta dentro de una probeta.

El promedio de estos valores es igual a 10,7 [mm], y corresponde al bloque promedio de roca intacta que se utilizará para calibrar el modelo *Enhanced* BPM. El valor de los bloques promedio en cada una de las muestras se presenta en la Tabla 4—7, los cuales están entre 4,8 y 16,1 [mm] valores por debajo de los diámetros incluidos en la recopilación de datos de Teniente. Incluso, estos valores están fuera del rango de diámetros experimentales utilizados por Hoek (1980) y Yoshinaka (2008), los cuales consideran un diámetro mínimo de 10 [mm].

Los parámetros que deben ser escalados al tamaño de bloque promedio del DFN son la resistencia a la compresión uniaxial, resistencia a la tracción, y la cohesión. Para esto se utilizará la ley de escalamiento obtenida por de Los Santos (2011) de la recopilación de datos históricos de la mina El Teniente (Figura 4—24) de la litología CMET. Según la ley de escalamiento propuesta por Yoshinaka (página 63) el exponente entre 0,3 y 0,9 corresponde a rocas alteradas. Debido a la presencia de vetillas en todas las escalas, se podría clasificar la roca en el límite del rango de roca dura y competente.

Tabla 4—7: P_{10} en todas las direcciones y diámetros equivalentes calculados con la ecuación presentada en la Figura 4—23, obtenidos de los DFN de cada probeta.

Probeta	P_{10}^x [1/m]	P_{10}^y [1/m]	P_{10}^z [1/m]	Diámetro equivalente [mm]
NNM04-1	110	160	120	7,8
NNM07-4	130	82	72	10,9
NNM09-1	110	170	75	8,9
NNM09-4	39	89	84	15,1
NNM16-1	88	69	84	12,5
NNM21-1	90	77	81	12,1
NNM21-3	49	63	77	16,1
NNM21-4	72	75	94	12,5
NNM22-1	160	470	120	4,9
NNM22-2	230	160	140	5,8
Promedio	108	142	95	10,7
Desv. Est.	56	123	23	3,8
Mínimo	39	63	72	4,8
Máximo	230	470	140	16,1

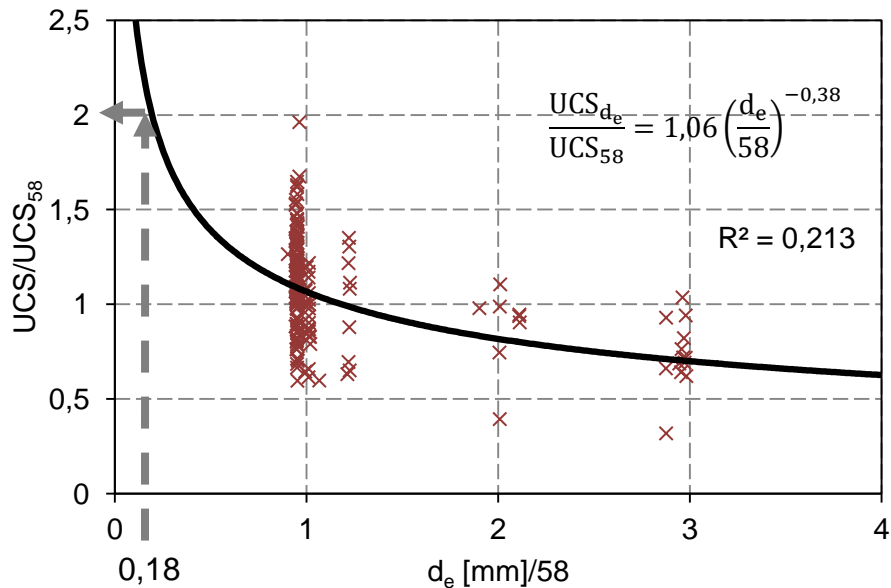


Figura 4—24: Ley de escalamiento para la resistencia a la compresión uniaxial de roca intacta del tipo CMET (de los Santos 2011). Se indica el tamaño del bloque promedio al cual se deben escalar las propiedades. El diámetro equivalente tiene dimensiones [mm].

Al considerar la ley de escalamiento de la Figura 4—24, se obtiene que el factor de escalamiento de la resistencia a la compresión uniaxial para un diámetro equivalente de 11 [mm] es igual a:

$$\frac{UCS_{d_e}}{UCS_{58}} = 1,06 \left(\frac{d_e}{58} \right)^{-0,38} = 2,02$$

Debido a que no se dispone de más información, se utiliza este factor de escalamiento en la resistencia a la tracción y en la cohesión. El resultado del escalamiento se presenta en la Tabla 4—8, considerando la ley de escalamiento en las propiedades estimadas de la roca intacta en un diámetro de 50 [mm] (Tabla 4—6). Si bien los parámetros obtenidos indican valores de resistencia muy altos y no existe evidencia experimental que justifique estos valores, se utilizan estos valores debido a que es la única información disponible.

Tabla 4—8: Parámetros de roca intacta escalados para un diámetro equivalente de 11 [mm].

Resistencia a la compresión uniaxial, UCS [MPa]	242
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-14,9
Módulo de Young, E [GPa]	55
Razón de Poisson, ν	0,25
Ángulo de Fricción, ϕ [°]	42
Cohesión, c [MPa]	55

4.3.2 Vetillas

Existen diversos estudios realizados en la mina El Teniente que han tratado de establecer la resistencia relativa de las vetillas en base a la dureza de sus constituyentes minerales. Se utiliza el análisis de resultados realizado por de los Santos (2011) a ensayos de corte directo y de tracción directa a muestras con vetillas. Estos ensayos se realizan en el laboratorio de mecánica de rocas del Instituto SP (Borås, Suecia) (Flansbjer 2010).

Los datos de bases históricas para determinar la resistencia al corte son ensayos de compresión uniaxial con ruptura del tipo D y ensayos de corte con distintos esfuerzos normales. Se privilegian los ensayos de corte directo realizados en el Instituto SP, los que además de obtener la deformación de la muestra asegura una mayor probabilidad de conseguir la ruptura a través de las vetillas.

En la Tabla 4—9 se incluye un resumen con propiedades geométricas, esfuerzo normal y de corte, rigidez de corte y mineralogía más importante dentro de la muestra, de los ensayos con vetillas que tienen menos de un 30% de minerales duros, es decir, no se incluyen las que tienen cantidades importantes de Py y Qz (de los Santos 2011; Flansbjer 2010). Del total de los ensayos, el 93% falla por la discontinuidad.

Tabla 4—9: Resumen de los ensayos de corte directo en vetillas cerradas. Se presentan sólo los resultados en que las vetillas tienen menos de un 30% de minerales duros (índice de Mohs > 4,5) (Flansbjer 2010)

Muestra	Esfuerzo de corte, τ [MPa]	Esfuerzo normal, σ_n [MPa]	Espesor, P [mm]	Área [cm ²]	Rigidez de corte, k_s [GPa/m]	Mineralogía
TE – 1	10,4	5	1,5	54,0	36,14	Cpy
TE – 5	9,45	5	2,5	47,1	31,33	Cpy
TE – 6	9,98	5	3,0	38,7	37,83	Cpy
TE – 8	11,66	5	2,0	44,5	26,60	Cpy
TE – 10	9,7	5	5,0	34,6	26,82	Cpy
DAC – 2a	12,58	5	1,5	33,8	42,44	Cpy
DAC – 2b	12,7	5	3	35,6	48,70	Cpy
DAC – 3a	8	5	5	46,3	52,63	Anh
DAC – 3b	16,11	10	2,5	44,8	47,05	Anh
DAC – 7	5,22	5	2	43,3	66,75	Ys
DAC – 14a	17,45	5	2	32,4	108,59	Cpy
DAC – 14b	18,96	10	3,5	34,5	110,23	Cpy
DAC – 20a	12,13	5	3	28,8	100,83	Cpy
DAC – 20b	19,43	10	2	29,6	129,10	Cpy
DAC – 22	15,28	5	2,5	35,5	84,47	Cpy
DAC – 23	9,69	5	3	33,2	76,48	Cpy

Al realizar un análisis de los resultados obtenidos (de los Santos 2011), se determina que el espesor influye en la resistencia al corte de vetillas cerradas, obteniéndose en promedio una cohesión de 28 [MPa] para espesores menores a 1 [mm], 18 [MPa] para espesores entre 1 – 2 [mm] y 6 [MPa] para espesores sobre 2 [mm].

Con respecto a los ensayos de tracción, sólo cuatro de las seis probetas ensayadas fallan por vetillas. Estos resultados se muestran en la Tabla 4—10.

Tabla 4—10: Resumen de los ensayos de tracción directa en vetillas cerradas, en que hay falla por vetilla (Flansbjer 2010).

Muestra	Diámetro [mm]	Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	Mineralogía
DAC – 1	63,2	1,0	Anh
DAC – 24	50,1	1,3	Cpy
DAC – 25	50,1	1,0	Cpy
DAC – 26	50,3	0,4	Py

La resistencia al corte de las discontinuidades se define a través del criterio de falla de Mohr–Coulomb, es decir, por la cohesión y el ángulo de fricción. La Figura 4—25 muestra el efecto escala de estos dos parámetros en limolita (*siltstone*) y lutita (*mudstone*), que corresponden a rocas blandas con resistencia a la compresión uniaxial entre 0,5 y 25 [MPa] e índices de Mohs entre 2 y 3. Estos resultados se obtienen a partir de ensayos triaxiales.

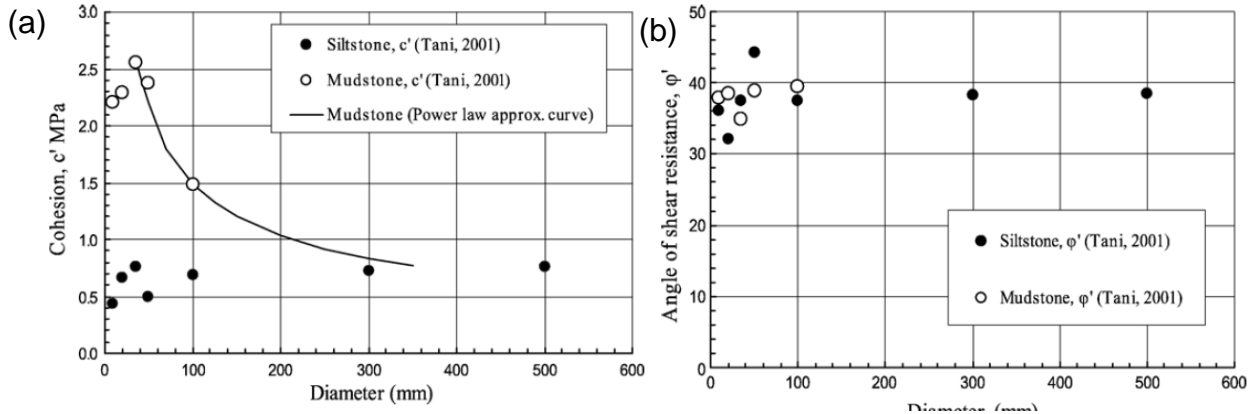


Figura 4—25: Efecto escala en rocas blandas en los parámetros (a) cohesión y (b) ángulo de fricción (Yoshinaka et al. 2008).

A partir de estos resultados, es posible concluir que en el caso de una lutita relativamente dura hay un efecto escala significativo en la cohesión, mientras que en el caso de una limolita blanda el efecto es pequeño. La curva de ajuste (dibujada como referencia), se obtiene con un k igual a 0,5 según la ley de escalamiento de Yoshinaka (página 63). Por esta razón, se podría concluir que el efecto escala en una lutita es similar al de las rocas duras, a pesar de que no es claro un efecto escala en el ángulo de fricción interno.

La Figura 4—26 muestra la rigidez normal y de corte en réplicas de fracturas de concreto. Tal como se observa para un mismo esfuerzo normal las muestras menores presentan una mayor rigidez normal, lo que se debe principalmente al área de contacto y los espacios vacíos que son los que controlan el cierre de las fracturas (Fardin 2003).

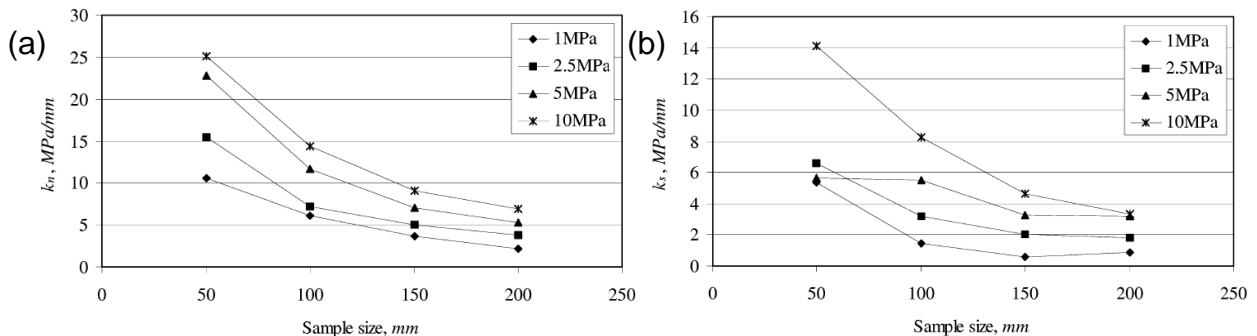


Figura 4—26: Efecto escala en muestras de concreto sin relleno en (a) rigidez normal y (b) de corte para distintos esfuerzos normales (Fardin 2003).

Por otro lado, existe evidencia experimental que demuestra que existe un efecto escala en el comportamiento mecánico de las estructuras abiertas (Bandis 1980). La Figura 4—27 muestra datos experimentales del efecto escala en la rigidez de corte *peak*.

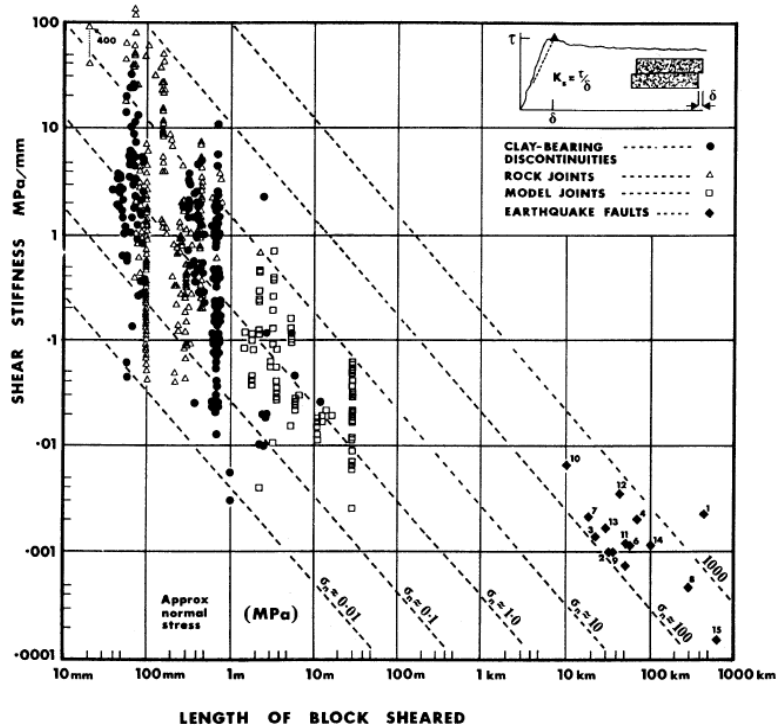


Figura 4—27: Efecto escala en el valor secante de la rigidez de corte para la condición *peak*, en estructuras de distinta escala. Las diagonales que indican esfuerzo normal se extrapolan de ensayos de 100 [mm] de diámetro (Bandis et al. 1983).

La Figura 4—28 muestra un modelo conceptual, basado en datos experimentales (Bandis 1980), en el cual se asume que a medida que aumenta la extensión de la estructura disminuye la importancia relativa de la rugosidad.

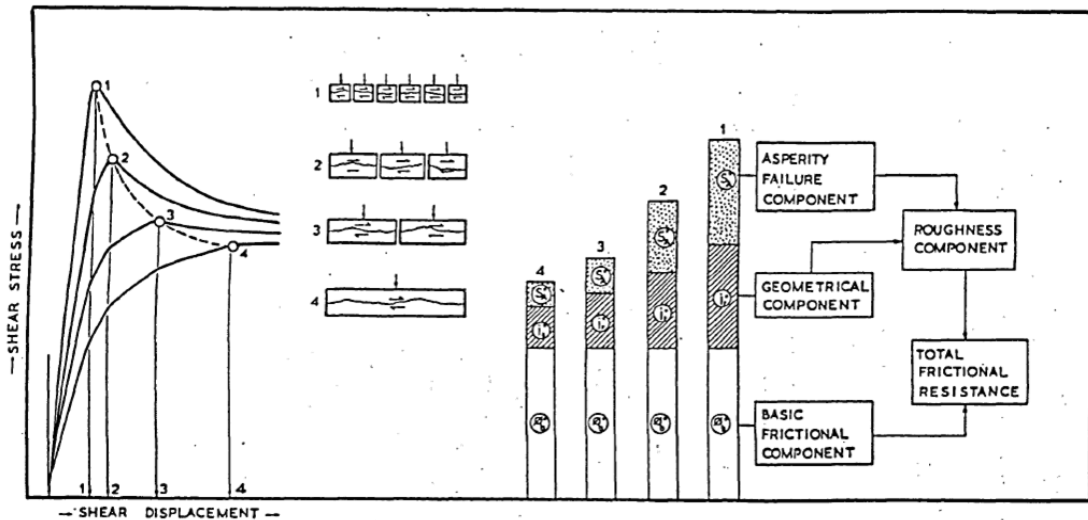


Figura 4—28: Modelo conceptual que ilustra el efecto escala en las distintas componentes que definen la resistencia al corte en superficies rugosas (Bandis 1980).

4.3.2.1 Estimación de macro-parámetros

Al igual que en el caso de la roca intacta, las propiedades de las vetillas se deben escalar a un tamaño que represente los resultados de laboratorio en la muestra de SRM. La Tabla 4—11 muestra el espesor (estimado del mapeo) y el largo promedio (estimado del DFN) por tipo de vetilla. Con la información que caracteriza a cada tipo de vetilla se estiman los parámetros de deformabilidad y resistencia, escalándose al tamaño del largo promedio.

Tabla 4—11: Espesor y largo promedio por tipo de vetilla.

Propiedades geométricas	Anh	Bt	Cpy	Qz
Espesor típico, P [mm]	0,8	2,8	0,9	1,0
Largo medio, L [mm]	69,9	56,1	71,9	61,5

A continuación, se presenta la estimación de los principales parámetros que caracterizan a las vetillas obtenidos de ensayos de corte, en donde se determina la rigidez de corte y la envolvente de falla, de ensayos de tracción, en donde se determina la resistencia a la tracción, y de ensayos de compresión, en donde se determina la rigidez normal.

a) Rigideces

Para estimar la rigidez de corte, se cuenta con información de laboratorio (Tabla 4—9). La forma de la ecuación que se utiliza (Vallejos 2011) se debe a que se ha concluido a partir de ensayos de laboratorio que el largo y espesor de las vetillas, y el confinamiento aplicado sobre ellas, son los parámetros que más influyen en la rigidez de corte de vetillas selladas (de los Santos 2011). La ecuación es la siguiente:

$$k_s = a(L)^b(\sigma_n)^c(P)^d$$

En donde,

- L es el largo de las vetillas en [mm],
- σ_n es el esfuerzo normal [MPa],
- P es el espesor de la vetilla en [mm], y
- los parámetros a, b, c y d son de ajuste.

La Figura 4—29 muestra la Figura 4—27, a la cual se le agregan resultados de ensayos en concreto (Fardin 2003), y los obtenidos para las vetillas del Teniente (Flansbjer 2010). Los valores de rigidez de corte en vetillas del Teniente con confinamientos 5 – 10 [MPa], se ubican en la banda de confinamiento 10 – 100 [MPa] de Bandis (1983). Se utilizan como punto de partida las tendencias de la Figura 4—29, con tal de cuantificar los parámetros de ajuste. De esta forma se tiene que: $b \approx -0,9$ y $c \approx 0,9$.

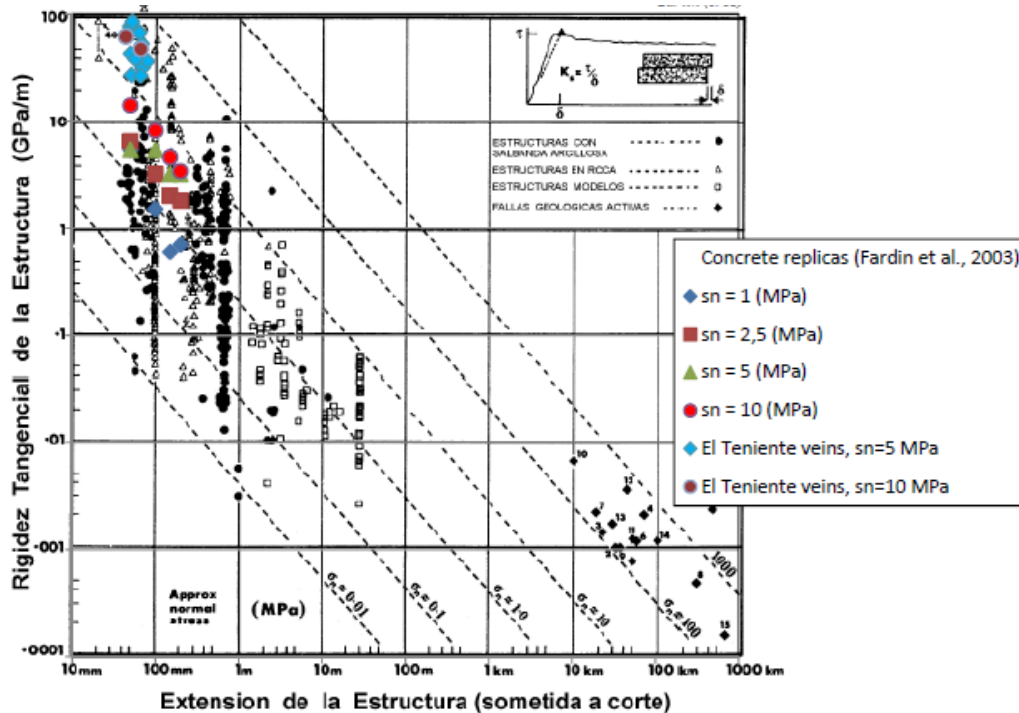


Figura 4—29: Evidencia empírica del efecto escala en la rigidez de corte (Bandis 1983). Las diagonales indican esfuerzo normal, y extrapolan de ensayos de 100 [mm] de diámetro. Se agregan los resultados obtenidos en replicas de concreto (Fardin 2003) y en vetillas de la mina El Teniente (Flansbjer 2010).

La dependencia de la rigidez de corte con el espesor, se determina en función de la relación entre la rigidez normal y la potencia de la vetilla. En el caso de estructuras lisas, con relleno y perfectamente selladas, la rigidez normal puede evaluarse tal como (Karzulovic 2001):

$$k_n = \frac{E_{relleno}}{P}$$

En donde,

- $E_{relleno}$ es el módulo de deformabilidad del relleno, y
- P es la potencia del relleno.

Para estimar la rigidez normal de las vetillas selladas que se encuentran en El Teniente, se puede suponer, como primera aproximación, que el material de relleno sería el factor más importante en lo que dice relación con las características de deformabilidad de las vetillas (Karzulovic 2001). Entonces, se asume que el material de relleno presenta un comportamiento lineal elástico estableciéndose así una relación entre las rigideces de corte y la normal:

$$k_n = 2(1 + \nu_{relleno})k_s$$

En donde,

- $\nu_{relleno}$ es la razón de Poisson del relleno, y puede tomar valores entre 0 y 0,5.

De esta forma se estima el parámetro d como $d \approx 1$.

Para la estimación de los parámetros, se deben tomar en cuenta las siguientes restricciones para el largo y el espesor de las vetillas: $L \approx m_1 P$ y $L \approx m_2 P^{0.8}$, las cuales se pueden observar en la Figura 4—30 donde la primera (Vermilye and Scholz 1995) y segunda (Johnston and McCaffrey 1996) relación se grafican en líneas rojas y azules respectivamente. En la Figura 4—30 se observan también mediciones, de la mina El Teniente, de vetillas mapeadas en líneas de detalle para el espesor en función del largo, cuando ambos extremos son visibles (Brzovic 2010).

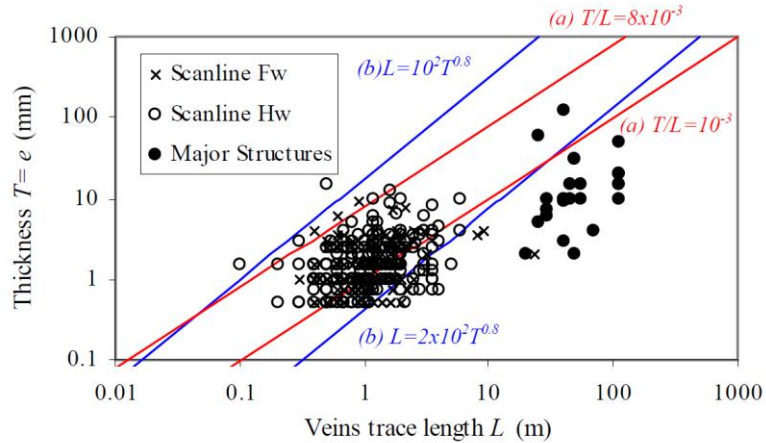


Figura 4—30: Espesores y largos observados en vetillas en la mina El Teniente (Brzovic 2010) en comparación con: (a) Rango de ley de escalamiento (Vermilye and Scholz 1995) y (b) Rango de fractales (Johnston and McCaffrey 1996).

Para encontrar el parámetro a , se utiliza un ajuste de mínimos cuadrados entre los datos experimentales (Tabla 4—9) y el modelo con los parámetros b , c y d indicados anteriormente. Sólo se consideran las vetillas gruesas ($e/a > 1$). El modelo se ajusta con un parámetro $a \approx 1.806$ y un coeficiente de correlación $R^2=0,34$:

$$k_s = 1.806(L)^{-0,9}(\sigma_n)^{0,9}(P)^{1,0}$$

Los resultados de rigidez de corte para cada tipo de vetilla, en función del largo y espesor promedio (Tabla 4—11), y un confinamiento de 5 [MPa] (se utiliza este valor, por disponer de mayor información de datos de laboratorio a este confinamiento) se presentan en la Tabla 4—12.

Tabla 4—12: Valores estimados de rigidez de corte con el modelo propuesto (Vallejos 2011) a la escala del largo promedio, por cada tipo de vetilla.

Mineralogía	Rigidez de corte, k_s [GPa/m]
Anh	126,8
Bt	44,0
Cpy	112,4
Qz	117,8

En la Figura 4—31 se presenta el modelo ajustado, y los valores estimados para las cuatro clasificaciones de vetillas (Tabla 4—12) junto con los resultados obtenidos de los ensayos SP (Tabla 4—9).

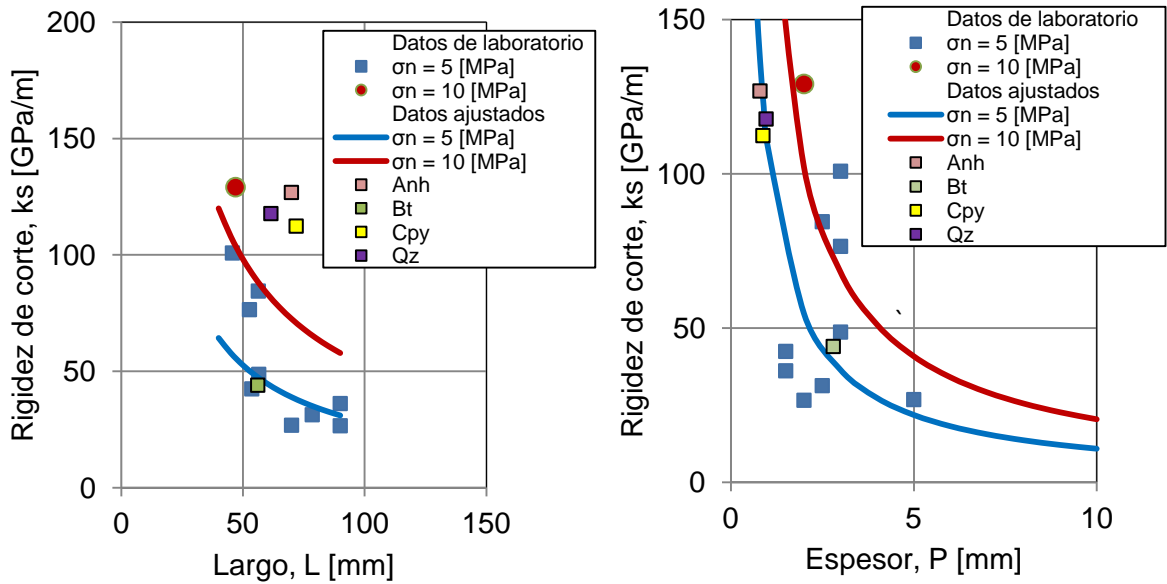


Figura 4—31: Modelo ajustado para estimar la rigidez de corte en función del largo y espesor de las vetillas con un $R^2 = 0,34$ (Vallejos 2011). Se incluye el resultado del escalamiento.

Para estimar la rigidez normal se considera la estimación del relleno como un material lineal elástico. Se asume que la razón del Poisson del relleno es $\nu_{relleno} = 0,25$, es decir, $k_n = 2,5k_s$. Con lo que se obtienen los valores presentados en la Tabla 4—13.

Tabla 4—13: Valores estimados de rigidez normal a la escala del largo promedio, por cada tipo de vetilla.

Mineralogía	Rigidez normal, k_n [GPa/m]
Anh	317,1
Bt	110,1
Cpy	280,9
Qz	294,4

b) Ángulo de fricción y cohesión

La Tabla 4—14 y la Tabla 4—15 presentan resultados de ensayos de laboratorio en vetillas con espesores menores y mayores a 2 [mm] respectivamente (de los Santos 2011). Al comparar estos resultados en las vetillas con menor espesor se tienen cohesiones mayores, y ángulos de fricción menores. Si bien existe una clara diferencia, no es posible determinar previamente cuál es el efecto en los resultados debido al espesor de la vetilla.

Tabla 4—14: Resistencia al corte en función del relleno mineralógico de vetillas cerradas con espesores menores 2 [mm], se consideran confinamientos entre 20 [MPa] y 110 [MPa] (de los Santos 2011).

Ruptura	Composición mineral (%)	Ensayos	Cohesión, c [MPa]	Angulo de Fricción, ϕ [°]
Vetilla de Qz	Qz (40%) > Anh	5	42	34
Vetilla de Anh	Anh (70%) > Cpy (20%)	37	34	31
Vetilla de Anh	Anh (70%) > Qz (20%)	15	26	39
Vetilla de Cpy	Cpy (70%) > Anh (30%)	26	19	38
Vetilla de Cpy	Cpy (90%)	18	11	43

Tabla 4—15: Resistencia al corte en función del relleno mineralógico de vetillas cerradas con espesores sobre 2 [mm], se consideran confinamientos entre 5 [MPa] y 45 [MPa] (de los Santos 2011). Se incluye el valor de la roca intacta.

Ruptura	Composición mineral (%)	Ensayos	Cohesión, c [MPa]	Angulo de Fricción, ϕ [°]
Roca	Roca (Vetilla > 90% Qz)	3	12	51
Vetilla de Anh	Anh (95%), Cpy y Bo (5%)	2	1	58
Vetilla de Cpy	Cpy (50%), Anh (25%), Qz (23%), Py (2%)	5	4	43
Vetilla de Py	Py (55%), Qz (25%), Cpy (10%), Anh (5%)	4	9,8	46
Vetilla de Qz	Qz (40%), Anh (35%) y Cpy (25%)	2	13	45
Resistencia residual		12	0	40

Del mapeo de estructuras se tiene que existen vetillas entre 0,3 y 5 [mm] en las probetas, con una media de 1 [mm] (Figura 4—4). Para simplificar el problema, se asume la metodología para estimar la cohesión y ángulo de fricción propuesta por Vallejos (2011), utilizando los datos de laboratorio de vetillas con un espesor mayor a 2 [mm] (Tabla 4—15). Para estimar la cohesión y el ángulo de fricción en función de la composición mineralógica y de la dureza de los minerales, se propone el siguiente modelo lineal (Vallejos 2011):

$$c = a_1 MI_{Qz} P_{Qz} + a_2 MI_{Anh} P_{Anh} + a_3 MI_{Cp} P_{Cp} + a_4 MI_{Py} P_{Py}$$

$$\phi = b_1 MI_{Qz} P_{Qz} + b_2 MI_{Anh} P_{Anh} + b_3 MI_{Cp} P_{Cp} + b_4 MI_{Py} P_{Py}$$

En donde MI corresponde al índice de Mohs del mineral, P corresponde al porcentaje del mineral en la muestra, y los valores de los coeficientes a_i y b_i se obtienen del ajuste con resultados de ensayos de laboratorio (Tabla 4—15). Los valores de los parámetros a_i y b_i ajustados, y los índices de Mohs para distintas mineralogías se muestran en la Tabla 4—16.

Tabla 4—16: Parámetros para determinar la cohesión y el ángulo de fricción (Vallejos 2011).

Mineralogía	Índice de Mohs	Factor a	Factor b
Anh	3,5	0,56	16,77
Cpy	4	0,98	6,37
Py	6,5	1,54	7,49
Qz	7	2,13	7,89

La Figura 4—32 muestra que todos los valores se ajustan bien al modelo, salvo la cohesión de las vetillas de Qz. Esto puede deberse a una mala estimación del modelo debido a que se ajusta con pocos datos de laboratorio, o al alto porcentaje de Anh (con un bajo índice de Mohs) que contiene la vetilla de Qz.

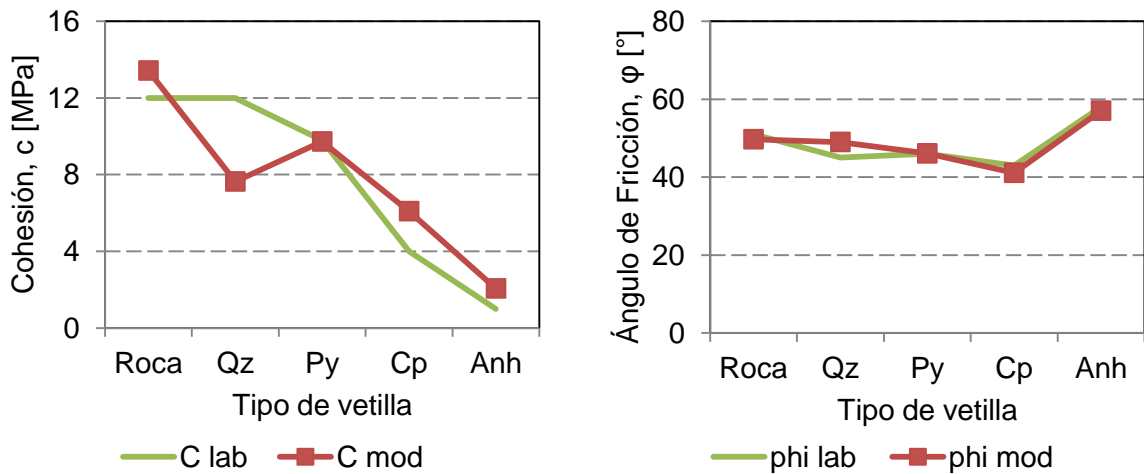


Figura 4—32: Resultados del modelo ajustado y datos de laboratorio de cohesión y ángulo de fricción por tipo de vetilla (Vallejos 2011).

Con los parámetros de ajuste y la mineralogía presente en las vetillas (Tabla 4—1), se estiman las propiedades de cohesión y de ángulo de fricción (el modelo lineal propuesto) a una escala $L_o = 57,5 [mm]$, que corresponde al largo promedio de las vetillas ensayadas en laboratorio con las que se ajusta el modelo (Tabla 4—15).

Los resultados de la estimación del ángulo de fricción se presentan en la Tabla 4—17. Como no se considera efecto escala para este parámetro, se utilizará el ángulo de fricción estimado a la escala L_o .

Tabla 4—17: Valores estimados de ángulo de fricción a una escala $L_o = 57,5 [mm]$, para cada tipo de vetilla.

Mineralogía	Ángulo de Fricción, φ [°]
Anh	51,8
Bt	26,5
Cpy	34,0
Qz	49,4

Se considera que existe un efecto escala en la cohesión. Para escalar la cohesión, se considera la ley de escalamiento de Yoshinaka (página 63) con un $k = 0,2$, que corresponde a un valor promedio para rocas blandas (con un UCS entre 0,5 y 25 [MPa]). La ley de escalamiento utilizada para la cohesión es la siguiente:

$$c = c_o(L)^{-0,2}$$

En donde,

- L es el largo de las vetillas en [mm], y
- c_o es un parámetro de ajuste.

En la Tabla 4—18 se presentan los resultados de cohesión $c(L_o)$ estimados para un L_o utilizando el modelo lineal propuesto, con el cual es posible determinar el factor c_o que se estima como $c_o = c(L_o)/(L_o)^{-0,2}$. Las propiedades escaladas al largo promedio de las vetillas se presentan en la Tabla 4—18.

Tabla 4—18: Valores estimados de cohesión a escala del largo promedio presentada en la Tabla 4—11, para cada tipo de vetilla. L_o es igual a 57,5 [mm].

Mineralogía	$c(L_o)$ [MPa]	c_o [MPa]	Cohesión, c [MPa]
Anh	4,4	9,9	4,2
Bt	5,4	12,1	5,4
Cpy	5,3	12,0	5,1
Qz	12,0	26,9	11,8

La Figura 4—33 muestra la ley de escalamiento utilizada, y la propuesta por Karzulovic (Karzulovic 2001) para vetillas de Cpy – Anh, en la cual considera un exponente $k = 0,5$ (según el criterio de Yoshinaka), y confinamientos entre 40 y 90 [MPa]. Además, se incluyen los resultados del escalamiento para los distintos tipos de vetillas.

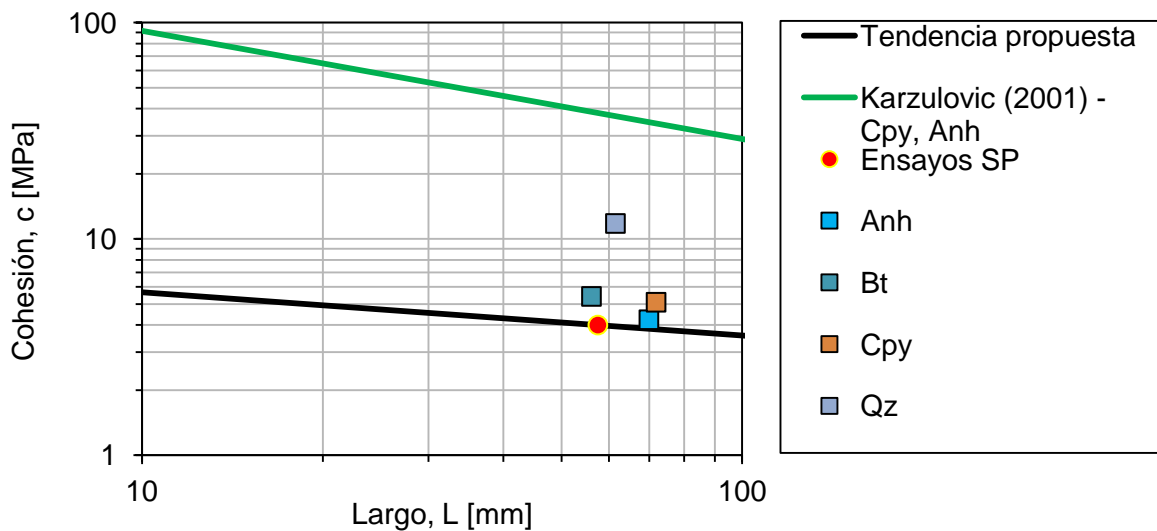


Figura 4—33: Ley de escalamiento utilizada ($k = 0,2$), y ley propuesta por Karzulovic (2001) para vetillas de Cpy – Anh ($k = 0,5$). Se incluye el resultado del escalamiento.

c) Resistencia a la tracción

Los únicos datos disponibles de laboratorio son los que se presentan en la Tabla 4—10 para los rellenos mineralógicos Anh y Cpy. Para determinar la resistencia a la tracción existen diversos criterios de falla, los que indican que la resistencia a la tracción directa es proporcional a la cohesión o a la resistencia a la compresión uniaxial:

$$\text{Mohr Coulomb } \sigma_t = c / \tan \phi$$

$$\text{Griffith } \sigma_t = c / 2$$

$$\text{Hoek and Brown } \sigma_t = \sigma_c / 2 (m - \sqrt{m^2 + 4})$$

Es por esto que para escalar la resistencia a la tracción directa se utiliza la misma ley de escalamiento que para la cohesión $c = c_o(L)^{-0,2}$, efecto incluido si se utiliza alguno de los criterios anteriores.

A partir de resultados de ensayos de laboratorio, se asume la resistencia a la tracción como la quinceava parte de la resistencia a la compresión uniaxial, la cual es estimada a partir de los parámetros de cohesión y ángulo de fricción de las vetillas:

$$\sigma_t = \frac{1}{15} \left(\frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi} \right)$$

Los resultados se presentan en la Tabla 4—19.

Tabla 4—19: Valores estimados de resistencia a la tracción a escala del largo promedio presentada en la Tabla 4—11, por cada tipo de vetilla.

Mineralogía	Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]
Anh	-1,63
Bt	-1,17
Cpy	-1,28
Qz	-4,25

En la Figura 4—34 se presentan los valores estimados para las cuatro clasificaciones de vetillas junto con los resultados obtenidos de los ensayos SP (Tabla 4—10). Al escalar los valores de la Tabla 4—10, se obtiene que para la escala del largo promedio de cada tipo de vetilla, la resistencia a la tracción es igual a 1 [MPa] y 1,1 [MPa] para vetillas de Anh y Cpy respectivamente, valores similares a los presentados en la Tabla 4—19.

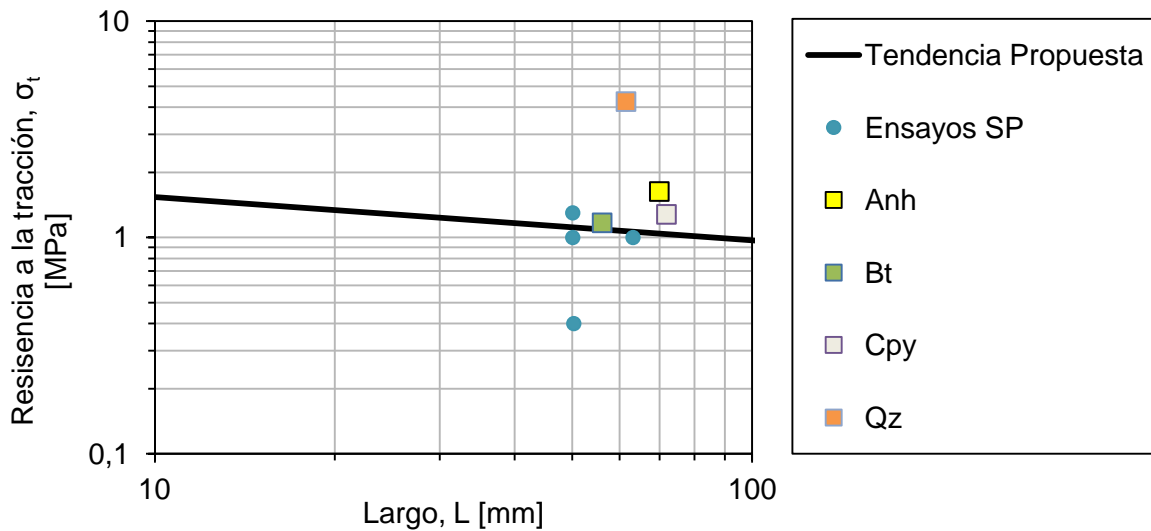


Figura 4—34: Resultado de la estimación de resistencia a la tracción, a partir del ángulo de fricción y de la cohesión que depende del largo de la vetilla. Se incluye el resultado del escalamiento.

d) Dilatancia

Debido a que no se cuenta con información experimental se utilizan las recomendaciones de Hoek y Brown (1997), estimándose la dilatancia a partir del ángulo de fricción y de la calidad del macizo rocoso de donde provienen las probetas. En la Tabla 4—20 se presentan las tres clasificaciones recomendadas, considerando en este caso un macizo rocoso de calidad regular.

Tabla 4—20: Valores estimados de dilatancia para distintas calidades de macizo rocoso, por tipo de vetilla (Hoek and Brown 1997).

Mineralogía	Muy buena ($\psi = \frac{\phi}{4}$)	Regular ($\psi = \frac{\phi}{8}$)	Mala
Anh	13,0	6,5	0
Bt	6,6	3,3	0
Cpy	8,5	4,3	0
Qz	12,3	6,2	0

4.4 Discusiones y conclusiones

- 1) Recopilación de datos. A pesar de las considerables mejoras tecnológicas en diversos aspectos del diseño y de operación, aún sigue siendo un punto débil la calidad y cantidad de información disponible (Hadjigeorgiou 2012). La recopilación de datos no corresponde al objetivo de este trabajo, pero el procesamiento de información para determinar los datos de entrada y de verificación del modelo es relevante, debido a que éstos describen y caracterizan las propiedades de los materiales que se representarán en un modelo numérico. Se sugiere realizar al menos cinco repeticiones en muestras con las mismas características de roca intacta y discontinuidades, de cada ensayo de compresión uniaxial, de tracción directa y de corte (ISRM 1981). En resumen, de cada uno de estos ensayos se dispone de la siguiente información:
 - Ensayos de compresión uniaxial. La base de datos de El Teniente cuenta con 194 realizaciones, correspondientes a probetas de diámetros entre 50 y 150 [mm]. Esta información no es extrapolable para diámetros menores ni mayores, ya que no existen datos que fundamenten una ley de escalamiento fuera del rango 50 – 150 [mm].
 - Ensayos de tracción directa. No existen resultados para ensayos en roca intacta, y en vetillas sólo hay 2 ensayos para rellenos de Cpy, 1 de Anh y 1 de Py (Flansbjer 2010). Claramente la información es insuficiente para caracterizar adecuadamente las propiedades de los ensayos de tracción directa. En el caso de la roca intacta, se utilizan los resultados de 15 ensayos de tracción indirecta para estimar a través de una correlación la resistencia a la tracción directa.
 - Ensayos de corte. Se cuenta con información de 13 ensayos en vetillas de Cpy, 2 de Anh y 1 de Ys (Flansbjer 2010). En este caso, sólo se cuenta con información suficiente para caracterizar las vetillas de Cpy.

- 2) Arreglo tridimensional de vetillas. La representación de las vetillas mediante el DFN determinístico es una buena aproximación de la realidad. A pesar de esto, una de sus limitaciones es que considera que los discos tienen espesor despreciable, por lo que se debe incorporar el efecto del espesor en las propiedades mecánicas de las vetillas mediante el modelo SJC. Otra limitación es que considera que todas las vetillas son continuas, por lo que no es posible modelar los puentes de rocas existentes en vetillas discontinuas que aumentan la resistencia.

- 3) Escalamiento de las propiedades de la roca intacta. Las propiedades se escalan utilizando el diámetro del bloque promedio de roca intacta dentro de la muestra, definido por los espaciamientos promedio de las vetillas. El escalamiento realizado a los parámetros de la roca intacta es cuestionable debido a que se estiman valores en escalas en las que no existe evidencia experimental. Cuatro ensayos realizados en el Laboratorio de Mecánica de Rocas del Departamento de Ingeniería de Minas promedian un UCS de 104 [MPa] a escala de 25 [mm] de diámetro. Estos datos están muy por debajo de lo que predice la ley de escalamiento (Figura 4—24), pero no son suficientes para obtener un mejor ajuste.

- 4) Escalamiento de las propiedades de las vetillas. Se considera el comportamiento promedio de cuatro tipos de vetillas, caracterizadas por su espesor y largo promedio. Los parámetros de las vetillas se ajustan a escalas que están dentro del rango de diámetros de los ensayos realizados. En resumen, la Tabla 4—21 muestra los parámetros escalados para el largo promedio de cada tipo de vetilla.

Tabla 4—21: Resumen de los parámetros que representan a cada tipo de vetilla a la escala del largo promedio.

Macro-parámetros	Anh	Bt	Cpy	Qz
Largo promedio, L [mm]	70	56	72	62
Espesor promedio, P [mm]	0,8	2,8	0,9	1,0
Rigidez normal, k_n [GPa/m]	316,7	110,2	280,5	292,2
Rigidez de corte, k_s [GPa/m]	126,7	44,1	112,2	116,9
Ángulo de dilatancia, ψ [°]	6,2	3,3	4,3	6,5
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-1,63	-1,17	-1,28	-4,25
Cohesión, c [MPa]	4,2	5,4	5,1	11,8
Angulo de Fricción, ϕ [°]	51,8	26,5	34,0	49,4

- Se observa que las vetillas de Anh y de Cpy, en relación a las vetillas de Qz, tienen parámetros muy altos en comparación al comportamiento observado en laboratorio. Lo anterior se debe en parte a que los parámetros utilizados en el ajuste de la cohesión y ángulo de fricción no tienen mucha información de vetillas con Qz en su mineralogía, debido a que se ensayan en su mayoría muestras con vetillas blandas. Por otro lado, las rigideces normal y de corte, se estiman a partir de la geometría de las vetillas y no por su mineralogía.
- Con respecto a las vetillas de Bt, sus parámetros se estiman a partir de propiedades geométricas (espesor y largo) y a las propiedades de otros minerales presentes en vetillas con más de un 50% de Bt, debido a que no existen ensayos que incluyan esta mineralogía. Por lo tanto, no existe evidencia experimental que fundamente estas estimaciones.
- La cohesión de las vetillas de Anh es mayor que la cohesión estimada a partir de ensayos de laboratorio (Figura 4—15). Esto se debe a la mineralogía de los ensayos de corte incluye un 95% de Anh, y las vetillas promedio se componen sólo de un 66,4% de Anh y un 17,4% de Qz.

5 MODELAMIENTO NUMÉRICO

El modelamiento numérico corresponde al proceso a través del cual se construye una simplificación matemática a partir de una realidad física mucho más compleja. Los métodos discretos son ampliamente utilizados en el modelamiento de rocas porque permiten representar la evolución de la ruptura, pero tienen la desventaja de que el proceso de calibración no es sencillo. La respuesta del modelo numérico se debe comparar directamente con la respuesta del material que se busca representar, observada en laboratorio o en terreno. Hasta el momento la única forma de calibrar es por ensayo y error, existiendo pautas que recomiendan ciertas metodologías.

Para determinar cuan efectiva es la representación de un comportamiento físico, es necesario caracterizar el material con propiedades que lo representen. En general, un modelo de material sintético se puede caracterizar por un parámetro de deformabilidad (Δ) y uno de resistencia (Π). En el caso de PFC^{3D}, los micro-parámetros del modelo no se pueden representar directamente con macro-parámetros del material, porque el comportamiento de un modelo con elementos discretos se ve afectado también por el tamaño y el arreglo de las partículas.

Por esta razón, se calibran los micro-parámetros de modo de que la respuesta promedio reproduzca el comportamiento del material establecido previamente. En PFC^{3D} el empaquetamiento tiene un efecto mínimo en el modelo, dependiendo de la cantidad de partículas que tenga la muestra, por lo que los módulos de elasticidad y resistencias máximas deberían tener poca dispersión entre sí (ITASCA 2008).

Los datos de entrada y de verificación del modelo se presentan en el Capítulo 4: Datos de laboratorio, en las Tabla 4—3, Tabla 4—8 y Tabla 4—21. Los pasos utilizados en el modelamiento numérico son los siguientes:

1. Construcción del modelo. Se debe determinar la geometría y condiciones en las que se desarrollan los ensayos de calibración.
2. Calibración. Consiste en la determinación de los micro-parámetros que representan mejor el comportamiento macroscópico de los ensayos de laboratorio. Se utiliza la metodología presentada en el Capítulo 3 y las conclusiones obtenidas del análisis de sensibilidad de los modelos *Enhanced* BPM y SJCM (Anexos A y B respectivamente), con respecto a la influencia de los micro-parámetros sobre los macro-parámetros.
3. Verificación. Se reproducen los micro-parámetros calibrados en las probetas restantes, de modo de verificar si el modelo SRM es capaz de reproducir o no el comportamiento de una muestra con vetillas.

Primero, se presentan los resultados de la calibración del modelo *Enhanced* BPM, que busca representar los macro-parámetros que representan al CMET a la escala del bloque promedio. Luego, se calibra el modelo SJC con el objetivo de representar los macro-parámetros promedio de cada tipo de vetilla. Finalmente, se presenta la calibración del modelo SRM para una probeta que represente el comportamiento promedio de todos los ensayos realizados. Se utilizan los micro-parámetros de roca intacta obtenidos previamente, y se re-calibran los micro-parámetros de las vetillas hasta reproducir el comportamiento esperado.

5.1 Modelo de roca intacta (Enhanced BPM)

Los micro-parámetros que definen al modelo *Enhanced BPM* se presentan en el Capítulo 2: Revisión bibliográfica, en la Tabla 2—1 y Tabla 2—2 (páginas 17 y 21).

Respecto a la calibración, en la literatura se han realizado análisis de sensibilidad de los micro-parámetros variando un parámetro y manteniendo fijas las otras variables con lo que se han obtenido fórmulas entre micro y macro-parámetros (Fakhimi and Villegas 2007; Yoon 2007). La limitación de estas relaciones se debe a que este problema es multivariable, por lo que no es posible obtener la tendencia individual de un parámetro al fijar una sola variable, ya que no todas son independientes entre sí (Wang and Tonon 2009). Debido a esto, se realizan ensayos con distintos micro-parámetros de modo de comprender mejor el comportamiento del modelo *Enhanced BPM* (Anexo A).

Antes de mostrar los resultados de la calibración de roca intacta para el tamaño del bloque promedio, se muestran los resultados obtenidos de la re-calibración del modelo *Enhanced BPM* considerando las propiedades de la roca intacta CMET a una escala de 50 [mm] (calibrados en un estudio anterior por Ramírez 2012), con el objetivo de verificar si existe una mejor representación de la roca.

5.1.1 Re-calibración probeta de 50 [mm] de diámetro

Los micro-parámetros propuestos por Ramírez (2012) para un diámetro de 50 [mm], se presentan en la Tabla 5—1. La curva esfuerzo-deformación resultante se presenta en la Figura 5—1.

Tabla 5—1: Micro-parámetros calibrados por Ramírez (2012) para una muestra de litología CMET de diámetro 50 [mm].

Micro-parámetros		
Partículas	Número de partículas	5.091
	Módulo de Young, E_c [GPa]	120
	k^n/k^s	4,5
	Densidad, ρ [kg/m ³]	3.149
	Coefficiente de fricción, μ	2,5
Parallel Bonds	Módulo de Young, \bar{E}_c [GPa]	162
	\bar{k}^n/\bar{k}^s	5,01
	Cohesión, \bar{c} [MPa]	65,5 ± 13,1
	Resistencia a la tracción, $\bar{\sigma}_c$ [MPa]	43 ± 8,6

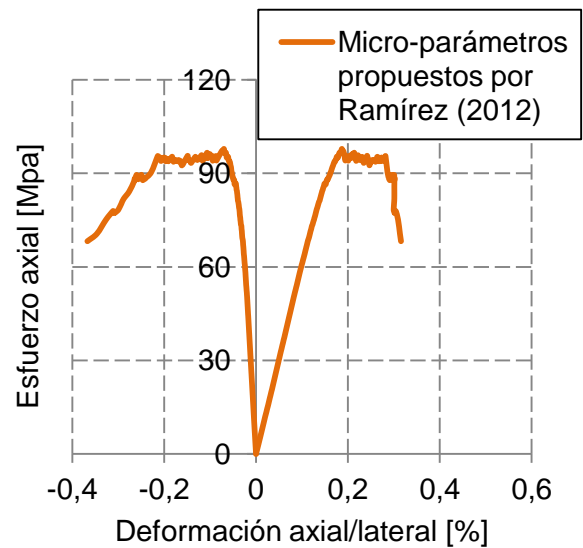


Figura 5—1: Curva esfuerzo-deformación con los micro-parámetros de la Tabla 5—1 para una muestra de litología CMET de diámetro 50 [mm].

Si bien se obtienen resultados satisfactorios, es posible ajustar mejor el modelo. El principal problema de la calibración anterior es el comportamiento plástico que presenta la curva esfuerzo–deformación, que no coincide con el comportamiento frágil observado en ensayos de laboratorio de la unidad CMET.

Se consideran los siguientes supuestos (Mas Ivars 2011):

1. Coeficiente de fricción. Debido a que no existe un efecto claro al variar este micro–parámetro, se utiliza $\mu = 2,5$ (Ramírez 2012).
2. Empaquetamiento. Se considera que el micro–parámetro $D_{\max}/D_{\min} = 1,66$ representa mejor una roca dura (Potyondy and Cundall 2004).
3. Densidad. Se utiliza un valor de $\rho = 3.149$ [kg/m³], utilizado por Ramírez (2012). Si bien esta roca se caracteriza por tener un $\rho = 2.785$ [kg/m³], este valor no influye en los resultados obtenidos.
4. Parámetros del modelo *Enhanced* BPM. El factor de contribución del momento es igual a 0 ($\beta = 0$) y el parámetro que establece el modo de transferencia de carga es verdadero.
5. Parámetros de deformabilidad. Debe existir una relación entre los micro–parámetros de las partículas (CB) y de los *Parallel Bonds* (PB). Se asume que $k^n/k^s = \bar{k}^n/\bar{k}^s$.
6. Resistencia a la tracción. La desviación estándar se asume como el 20% del valor de la resistencia media.
7. Resistencia al corte. En el modelo *Enhanced* BPM, se debe especificar la cohesión y el ángulo de fricción.
 - Para la cohesión, se asume la desviación estándar como un 20% del valor de la cohesión media.
 - En la Figura 5—2 se muestra el efecto de variar el micro–parámetro de ángulo de fricción en ensayos de compresión uniaxial, observándose que varían significativamente los valores de daño y de resistencia sin una tendencia clara. Debido a que aumenta el comportamiento dúctil al aumentar este micro–parámetro, todos los ensayos realizados consideran $\bar{\phi} = 0$.

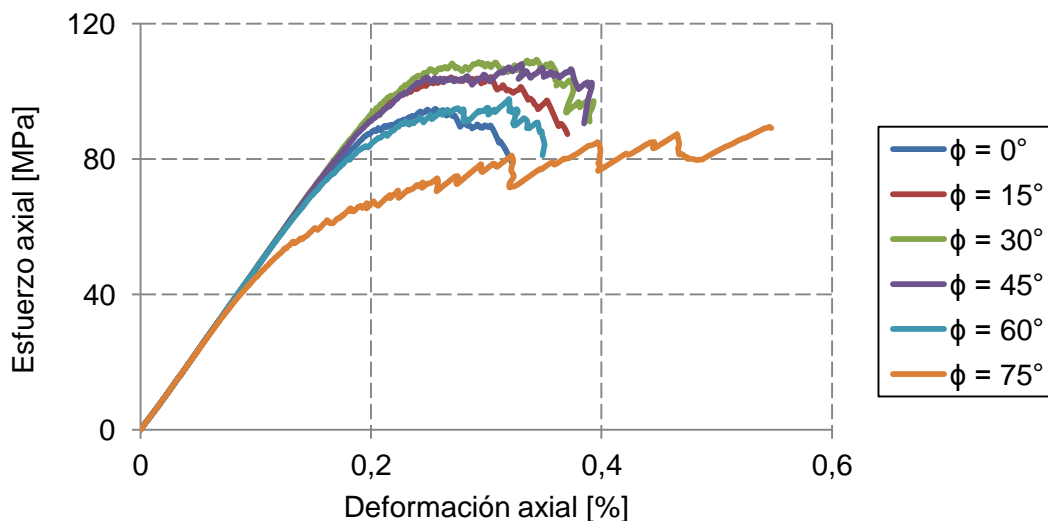


Figura 5—2: Ensayos de compresión uniaxial con distintos ángulos de fricción en el PBM.

Se calibran cinco muestras sintéticas de roca intacta en ensayos de tracción directa y compresión uniaxial y triaxial, con una resolución de aproximadamente 15 partículas en el diámetro de la probeta (partículas de diámetro 3,3 [mm]). La resolución mayor a 15 permite realizar ensayos de compresión triaxial para así poder determinar la envolvente de falla. La principal diferencia entre los casos simulados es el micro-parámetro k^n/k^s (razón entre las rigideces, que es igual en las partículas y en el cemento que las une).

Los macro-parámetros resultantes y los micro-parámetros utilizados se presentan en la Tabla 5—2, y las curvas esfuerzo-deformación y envolventes de falla en la Figura 5—3.

Tabla 5—2: Macro-parámetros obtenidos de la calibración de las cinco muestras sintéticas, y los micro-parámetros utilizados.

Macro-parámetros	CMET 1	CMET 2	CMET 3	CMET 4	CMET 5
Módulo de Young, E [GPa]	60	57	56	57	57
Razón de Poisson, ν	0,04	0,14	0,18	0,21	0,23
Umbral iniciación de grietas, σ_{ci} [MPa]	32	19	10	13	10
Iniciación de grietas por corte [MPa]	50	58	56	62	63
Umbral de daño, σ_{cd} [MPa]	112	82	63	46	39
Resistencia a la compresión uniaxial, UCS [MPa]	120	121	119	120	121
Ángulo de dilatación, ψ [°]	78	71	70	69	72
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-7,6	-7,6	-7,7	-7,4	-7,6
Cohesión, c [MPa]	27,5	26,5	24,9	24,7	25,9
Angulo de Fricción, ϕ [°]	41,2	44,5	46,3	46,7	45,6

Micro-parámetros		CMET 1	CMET 2	CMET 3	CMET 4	CMET 5
Partículas	Módulo de Young, E_c [GPa]	128	161	190	212	233
	k^n/k^s	1	2	3	4	5
Parallel Bonds	Módulo de Young, \bar{E}_c [GPa]	85	107	126	141	155
	k^n/k^s	1	2	3	4	5
	Cohesión, \bar{c} [MPa]	115 ± 23	140 ± 28	150 ± 30	155 ± 31	158 ± 32
	Resistencia a la tracción, $\bar{\sigma}_c$ [MPa]	15 ± 3	17 ± 3	19 ± 4	19 ± 4	20 ± 4

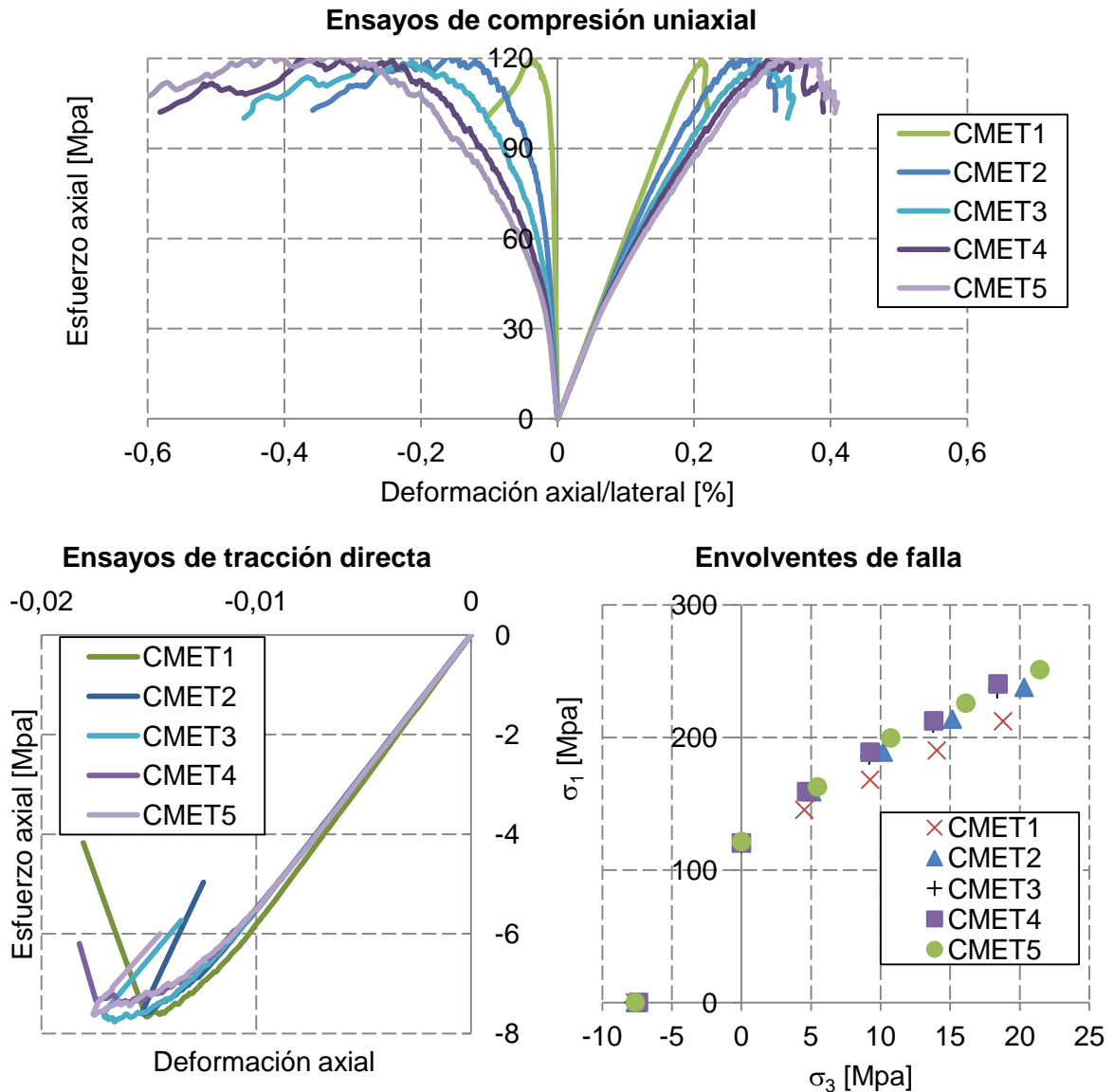


Figura 5—3: Resultados de la calibración de cinco muestras sintéticas con distintos valores del micro-parámetro k^n/k^s (utilizando los micro-parámetros de la Tabla 5—2). Se presentan las curvas esfuerzo–deformación en ensayos de compresión uniaxial (axial y lateral) y en ensayos de tracción directa, y las envoltentes de falla.

Las principales conclusiones obtenidas de la re-calibración, con respecto a los macro-parámetros son:

1. Razón de Poisson (ν). La muestra CMET5 es la única que tiene una razón de Poisson cercana al macro-parámetro objetivo de la litología CMET (Tabla 4—6), pero es la que presenta la curva esfuerzo–deformación con el comportamiento más dúctil.
2. Umbral de daño (σ_{cd}). Si se estima el valor del umbral de daño como el 80% del *peak* (es decir, $\sigma_{cd} = 96 [MPa]$), entonces las dos primeras curvas serán las que mejor representen la iniciación del daño.
3. Umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}). Se observa que en todos los casos ocurre primero la iniciación de grietas por tracción y luego por corte, lo cual es coherente

con lo observado en ensayos de laboratorio. Al estimar la iniciación de grietas al 40% del *peak* (es decir, $\sigma_{ci} = 48$ [MPa]), se observa que la muestra que más se aproxima es CMET1, pero este es el caso en que la iniciación de corte es menor. Las grietas generadas por corte deberían comenzar a ocurrir cerca del *peak*, es decir, el caso que más se aproxima es CMET5.

4. Cohesión y ángulo de fricción (envolvente de falla). Se obtiene en promedio que los valores de cohesión y ángulo de fricción son similares a los que representan un CMET de 50 [mm] de diámetro. En todos los casos se obtienen envolventes de falla no lineales. La envolvente de falla se obtiene con los confinamientos efectivos en la esfera de medición, es por esto que no es igual en todas las muestras.

Considerando lo anterior, es imposible crear una muestra sintética que represente a todos los macro-parámetros. Por lo tanto, de las cinco curvas, la que mejor representa el comportamiento del CMET a una escala de 50 [mm] es CMET1 (Figura 5—4) que permite reproducir el comportamiento frágil de una mejor manera.

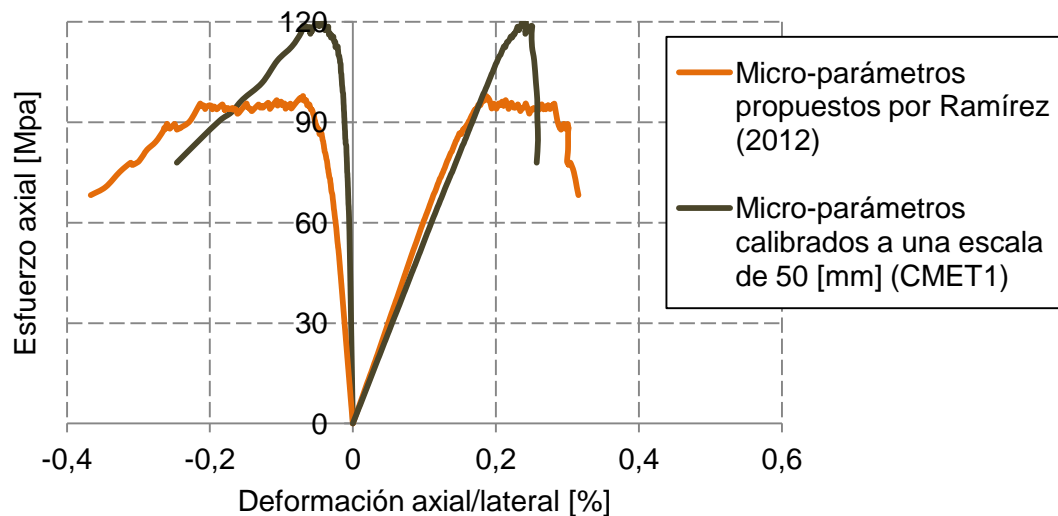


Figura 5—4: Curvas esfuerzo–deformación con los micro–parámetros propuestos por Ramírez (2012) (Tabla 5—1) y los calibrados para representar una roca intacta a una escala de 50 [mm] (CMET1 en Tabla 5—2).

5.1.2 Construcción del modelo

La Figura 5—5 presenta la geometría del bloque promedio, las muestras son cilíndricas con una razón de aspecto alto/ancho de 2,1. Debido a que los resultados entregados corresponden al volumen encerrado por las esferas de medición (y que ocupa un 75% del diámetro de la muestra) se debe calibrar una probeta que tenga una esfera de medición del diámetro del bloque promedio. Por esto, en vez de calibrar los micro–parámetros del CMET en una muestra de 11 [mm] de diámetro (Tabla 4—8), se calibran en una de diámetro 15 [mm] (Por simplificación se redondea el tamaño del bloque promedio de 10,7 [mm] a 11 [mm], obteniéndose un diámetro de la muestra de 14,6 [mm] que es redondeado a 15 [mm]).

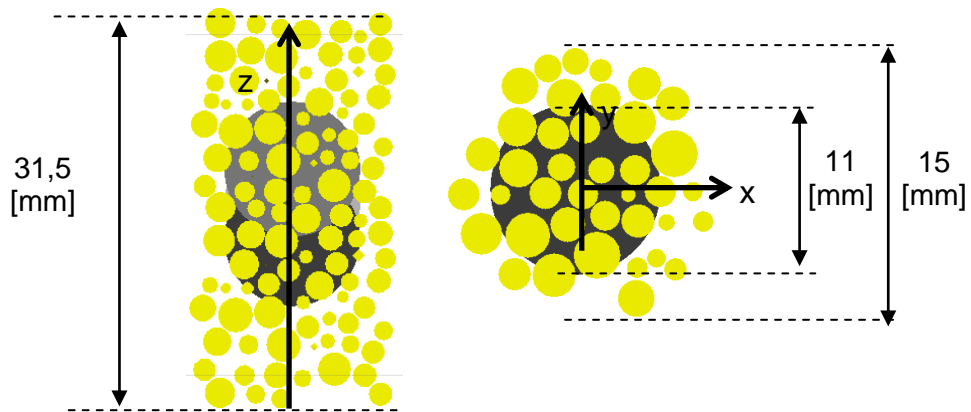


Figura 5—5: Geometría del bloque promedio y esferas de medición.

Con el fin de disminuir los efectos dinámicos, se debe determinar la tasa óptima de deformación a la cual será sometida la muestra durante el ensayo. Adicionalmente, es importante determinar antes de calibrar cual es el efecto del uso de *pbricks*, de la resolución y del cambio de escala en los resultados obtenidos.

5.1.2.1 Resolución

La resolución se define como la razón entre el diámetro de la muestra y el diámetro promedio de las partículas. La Figura 5—6 presenta un ejemplo de probetas sintéticas con distinta resolución.

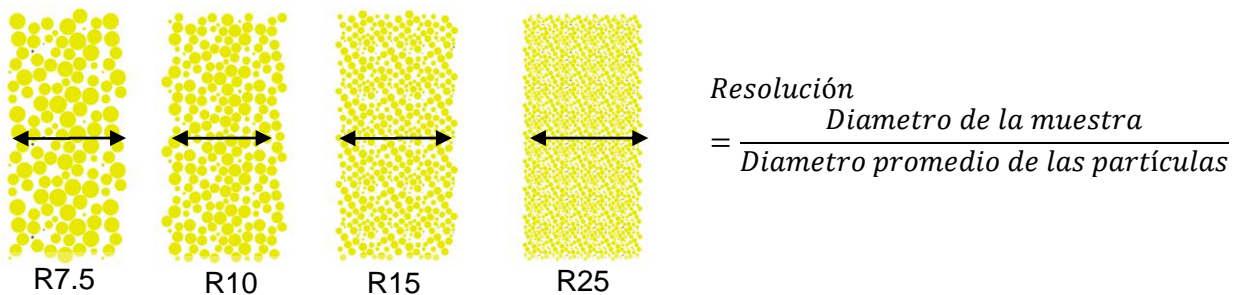


Figura 5—6: Muestras de roca sintética con resoluciones entre 7.5 y 25 partículas a lo largo del diámetro de la probeta.

En PFC^{3D} el cambio de resolución influye directamente en el comportamiento de la muestra. Con tal de minimizar este efecto, el diámetro de partícula en la calibración debe ser el mismo que el que luego tendrá la muestra de SRM. Si el bloque promedio tiene cinco partículas en el diámetro, entonces un modelo cúbico de veinte bloques en su ancho tendrá aproximadamente un millón de partículas, lo que se aproxima al Volumen Elemental Representativo (REV).

De manera de determinar la influencia de la resolución en los resultados se realizan simulaciones con los micro-parámetros calibrados para CMET1 de la Tabla 5—2, pero cambiando el tamaño de partícula de las muestras. La Figura 5—7 presenta curvas esfuerzo-deformación para ensayos de compresión uniaxial y de tracción para muestras de 50 [mm] de diámetro y resoluciones entre 7,5 y 30.

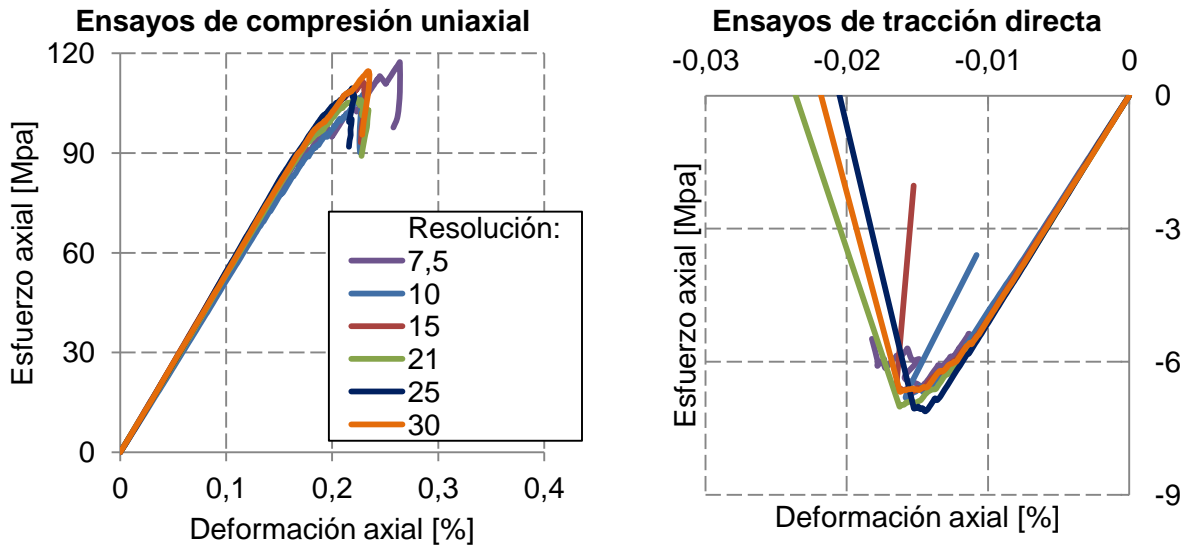


Figura 5—7: Curvas esfuerzo–deformación de muestras de roca sintética de 50 [mm] de diámetro con distintas resoluciones para ensayos de compresión uniaxial y tracción directa.

La Figura 5—8 y Figura 5—9 presentan los resultados del efecto de la resolución en los macro–parámetros elásticos (E y ν), umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}), umbral de daño (σ_{cd}) y parámetros de resistencia (UCS y σ_t). Es posible observar que los macro–parámetros elásticos no presentan un cambio significativo con la resolución (Figura 5—8a).

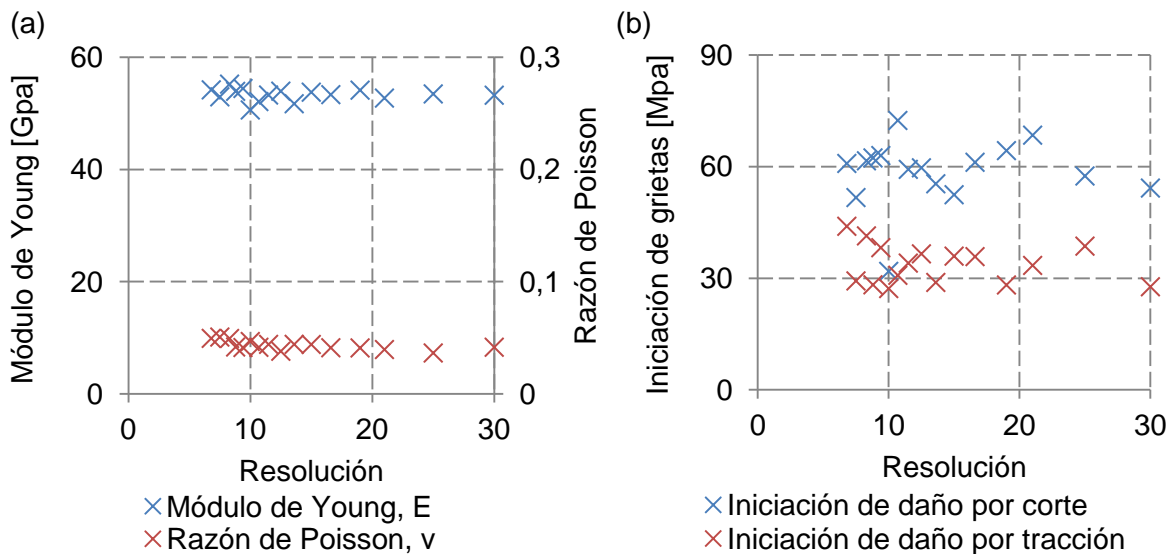


Figura 5—8: Resultados en función de la resolución. (a) Parámetros elásticos y (b) umbrales de iniciación de grietas.

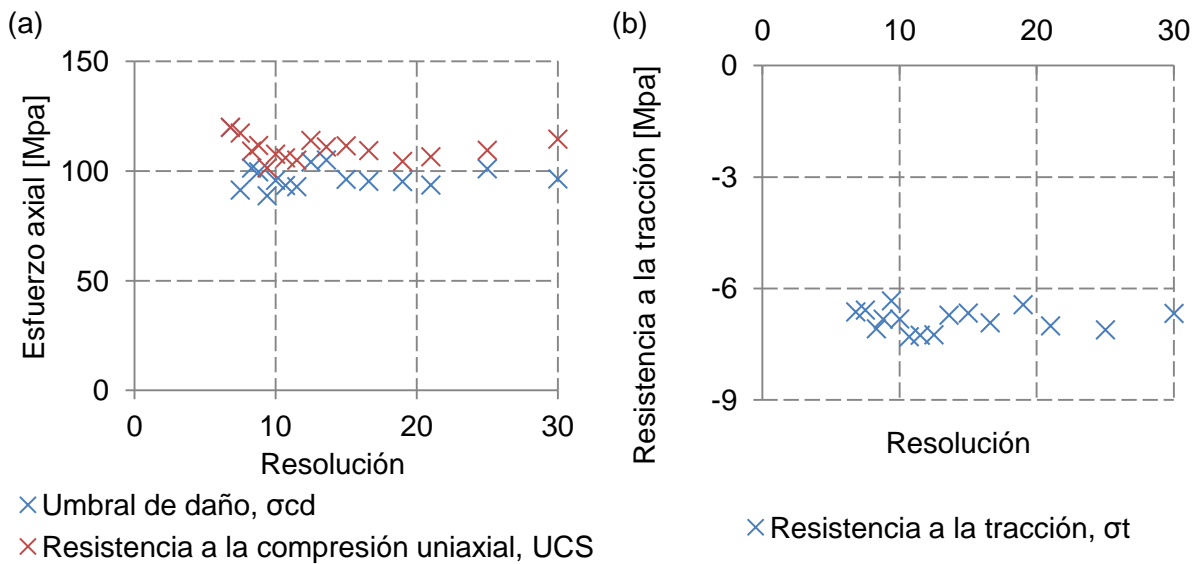


Figura 5—9: Resultados en función de la resolución. (a) Resistencia a la compresión uniaxial (UCS) y umbral de iniciación de daño (σ_{cd}) y (b) Resistencia a la tracción.

Las estadísticas básicas de los resultados se presentan en la Tabla 5—3. Los factores que presentan una mayor variación con la resolución son los umbrales de iniciación de grietas por tensión y por corte, con desviaciones estándar de 5 y 9 [MPa] respectivamente. Los valores de UCS y σ_{cd} tampoco muestran un cambio importante al variar la resolución, con desviaciones estándar de 5 y 7 [MPa] respectivamente. El valor que menos se ve afectado es la resistencia a la tracción con una desviación estándar de 0,3 [MPa].

Tabla 5—3: Macro-parámetros promedio de ensayos con distinta resolución.

Macro-parámetros	Promedio	Desv. Est.	Mínimo	Máximo
Módulo de Young, E [GPa]	53,3	1,1	50,6	55,2
Razón de Poisson, ν	0,043	0,004	0,036	0,051
Umbral iniciación de grietas, σ_{ci} [MPa]	33,6	5,3	27,2	43,9
Iniciación de grietas por corte [MPa]	58,5	9,0	31,8	72,4
Umbral de daño, σ_{cd} [MPa]	98,1	7,4	88,7	119,9
Resistencia a la compresión uniaxial, UCS [MPa]	109,9	4,9	101,4	119,9
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-6,9	0,3	-7,3	-6,3

En conclusión, se considera utilizar la resolución mínima que es igual a 6 partículas a lo largo del diámetro, debido a que de esta forma también se minimiza el número de partículas en la muestra de SRM en la que se incluirá el arreglo estructural, disminuyendo así los tiempos de simulación. El diámetro de la muestra de roca intacta debe ser tal que el bloque promedio quede contenido en el 75%, por lo tanto para el tamaño del bloque promedio de 10,7 [mm], y debe contener como mínimo 6 partículas en el diámetro de la muestra, por lo que el diámetro de partícula debe ser igual a:

$$\begin{aligned}
 \text{Diámetro partícula [mm]} &= \left(\frac{\text{Tamaño bloque promedio [mm]}}{75\%} \right) / \text{Resolución mínima} \\
 &= \left(\frac{10,7}{75\%} \right) / 6 \text{ [mm]} = 2,4 \text{ [mm]}
 \end{aligned}$$

En la Tabla 5—4 se muestra el diámetro equivalente del bloque promedio de todas las probetas, y la resolución resultante considerando un diámetro de partícula de 2,4 [mm]. Como se observa, el bloque promedio tiene una resolución mínima de 2 y máxima de 6,7 partículas a lo largo del diámetro. La resolución promedio de los bloques promedio es igual a 4,4.

Tabla 5—4: Diámetros equivalentes (según la ecuación de la Figura 4—23) y resolución para un tamaño de partícula promedio de 2,4 [mm], obtenidos de los DFN de cada probeta.

Probeta	Diámetro equivalente [mm]	Resolución
NNM04-1	7,8	3,2
NNM07-4	10,9	4,6
NNM09-1	8,9	3,7
NNM09-4	15,1	6,3
NNM16-1	12,5	5,2
NNM21-1	12,1	5,1
NNM21-3	16,1	6,7
NNM21-4	12,5	5,2
NNM22-1	4,9	2,0
NNM22-2	5,8	2,4

Probeta	Diámetro equivalente [mm]	Resolución
Promedio	10,7	4,4
Desv. Est.	3,8	1,6
Mínimo	4,8	2,0
Máximo	16,1	6,7

Con un diámetro de partícula de 2,4 [mm], el bloque promedio tendrá aproximadamente 1.500 partículas, por lo que una muestra de SRM de 50 [mm] de diámetro tendrá aproximadamente 23.000 (Figura 5—10).

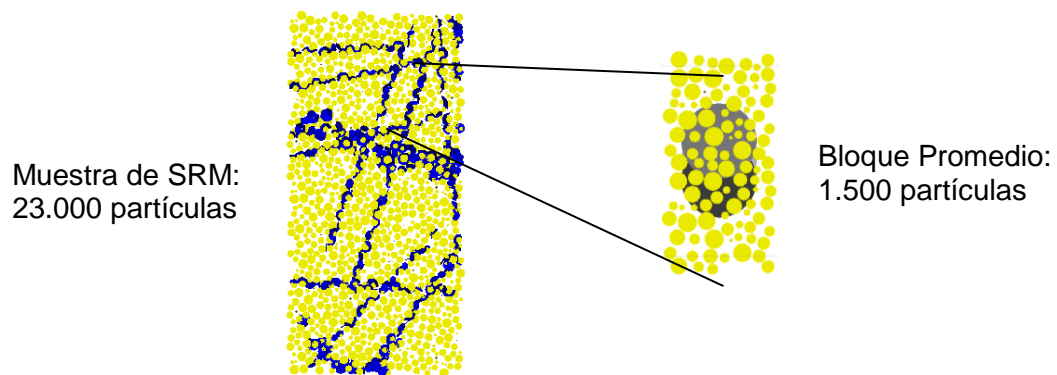


Figura 5—10: Muestra de una probeta sintética de SRM y una correspondiente al tamaño del bloque promedio.

5.1.2.2 Tasas de deformación

La magnitud del máximo incremento de deformación debe minimizar los efectos dinámicos, de forma de que la curva esfuerzo–deformación se mantenga estable. Ese valor depende directamente del tamaño de las partículas y de la rigidez del sistema. Los resultados que se presentan en la Figura 5—11 corresponden a ensayos realizados en muestras de 15 [mm] de diámetro compuestas por partículas de 2,4 [mm] de diámetro promedio y ensayadas con distintas tasas de deformación. Se utilizan los micro–parámetros calibrados para CMET1 de la Tabla 5—2.

En la Figura 5—11 se observa que a partir de una tasa de deformación de $1e-05$ no se tienen efectos dinámicos en ensayos de compresión uniaxial, mientras que a partir de una tasa de $5e-06$ en ensayos de tracción directa.

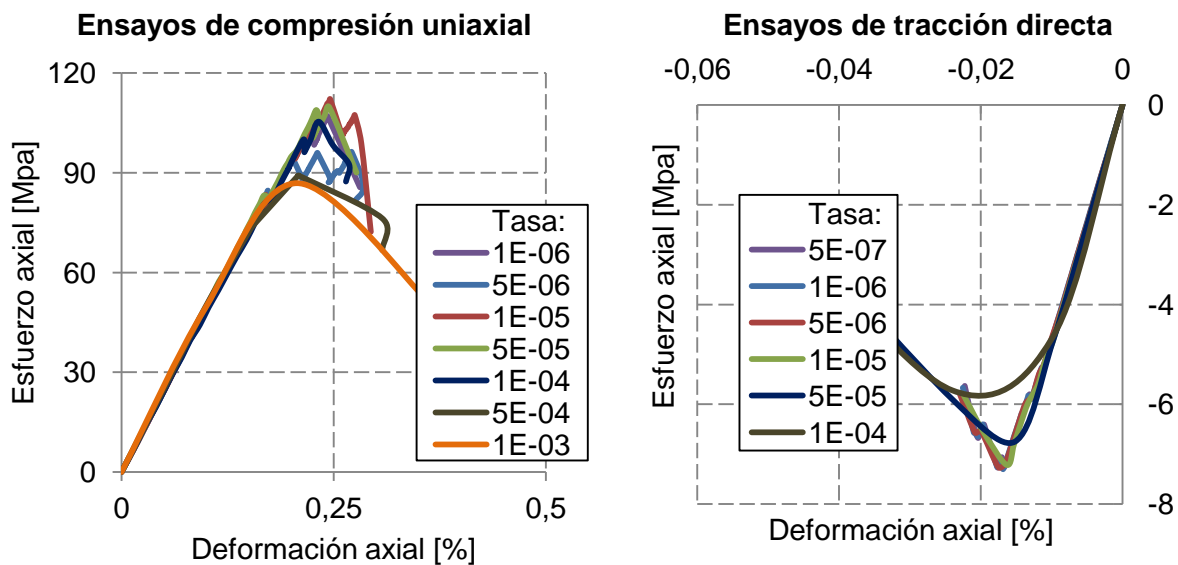


Figura 5—11: Curvas esfuerzo–deformación axial para distintas tasas de deformación en ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa.

En los ensayos de calibración se utilizan estas tasas de deformación. Para cada uno de los resultados que se muestran más adelante, con distintos micro–parámetros y a distintas escalas, se determina previamente la tasa de deformación correspondiente.

La Figura 5—12 muestra el tiempo que demoran en realizarse los ensayos de tracción y compresión uniaxial con los micro–parámetros calibrados para CMET1 de la Tabla 5—2, con distintas tasas de deformación. Las relaciones son potenciales en todos los casos, por lo que es importante encontrar la tasa que minimice los efectos dinámicos y a la vez los tiempos de simulación.

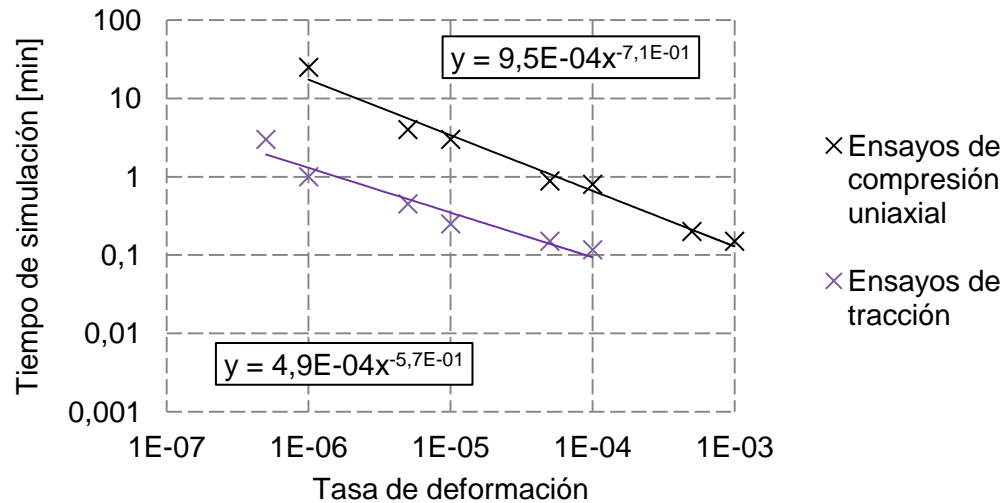


Figura 5—12: Tiempo de simulación en función de la tasa de deformación, para ensayos de compresión uniaxial y de tracción.

5.1.2.3 Efecto del uso de *pbricks*

Una herramienta utilizada en la generación de roca sintética son los *pbricks*, la cual se basa en el uso de pequeños bloques compuestos de partículas que pueden ser generados y alcanzar el equilibrio de manera más rápida que en una muestra que no los utiliza (Figura 5—13a). El inconveniente de los *pbricks* es que generan simetrías dentro de la muestra (Figura 5—13b), lo que no representa la realidad. Sin embargo, una vez que se han creado las muestras de material intacto, la inserción de los *smooth joints* (Mas Ivars et al. 2008) a partir del DFN, romperá la periodicidad natural del sistema creado por *pbricks* (Figura 5—13c).

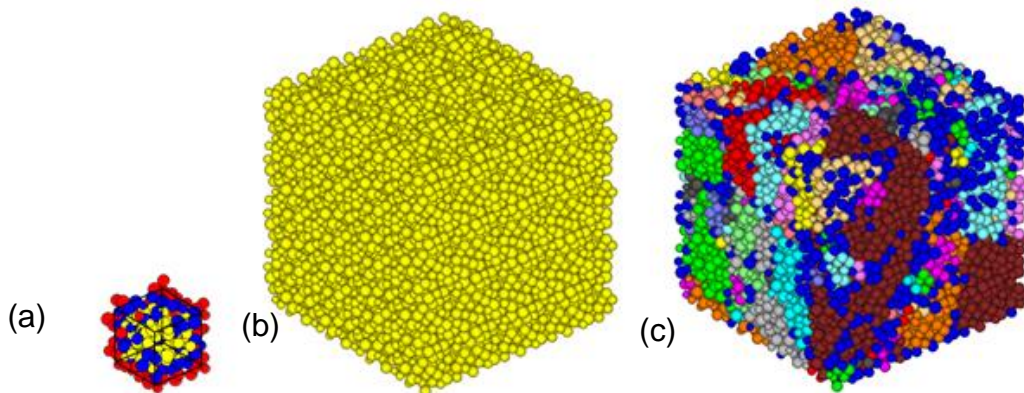


Figura 5—13: Muestra creada con *pbricks*. (a) *pbrick unitario*, (b) *pbricks unitarios* combinados para formar un arreglo periódico de roca intacta y (c) muestra creada con *pbricks* a la cual se le insertó un DFN.

En el caso de crear muestras sin discontinuidades, se crean *pbrick* con forma de cubo con 6 partículas en el largo. En el caso de las muestras con discontinuidades, el tamaño del bloque queda determinado por el tamaño del bloque promedio definido a partir del DFN.

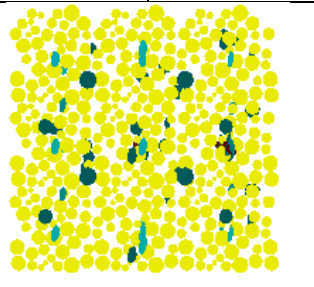
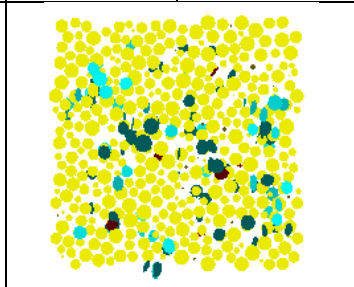
El uso de los *pbricks* en la construcción de muestras sintéticas no es del todo correcto en la etapa de calibración de la roca intacta, ya que no existen discontinuidades que

rompan las simetrías existentes. Su uso se justifica en el tiempo que tarda el programa en crear muestras que no utilizan esta herramienta debido a la cantidad de partículas que la componen, haciendo mucho más largo el proceso de calibración.

Se realizan simulaciones en muestras con los micro-parámetros calibrados para CMET1 de la Tabla 5—2, de modo de determinar el efecto de utilizar *pbricks*. En la Tabla 5—5 se presenta el promedio y la desviación estándar de los resultados de ensayos de compresión uniaxial y de tracción (se repiten 10 ensayos con distintos *seed number* considerando el uso de *pbrick* y no considerándolo).

La principal diferencia es el modo de falla que presenta una muestra con *pbricks*, que depende de las simetrías creadas por esta herramienta, por lo que la evolución del daño no será la misma. En la Tabla 5—5 se incluye una imagen del daño en los contactos de la roca intacta (PB) al final de un ensayo UCS para dos muestras con y sin *pbricks*, observándose sólo falla por tracción (en azul). Al comparar ambas muestras, se observa que el daño se localiza en distintos puntos de la probeta.

Tabla 5—5: Macro-parámetros promedio de diez ensayos con y sin *pbricks*.

Macro-parámetros	Con <i>pbricks</i>		Sin <i>pbricks</i>	
	Promedio	Desv. Est.	Promedio	Desv. Est.
Módulo de Young, E [GPa]	53,3	4,0	55,0	3,0
Razón de Poisson, ν	0,04	0,01	0,04	0,01
Umbral iniciación de grietas, σ_{ci} [MPa]	40,4	8,9	38,5	4,3
Iniciación de grietas por corte [MPa]	65,1	7,4	57,8	11,9
Umbral de daño, σ_{cd} [MPa]	107,1	8,3	102,5	11,2
Resistencia a la compresión uniaxial, UCS [MPa]	119,1	11,8	113,9	8,0
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-7,3	0,6	-7,0	0,4
Modo de falla				

Al comparar los promedios no existen diferencias significativas, salvo en el parámetro de iniciación de grietas por corte. Adicionalmente, las desviaciones estándar del módulo de Young y resistencia a la compresión uniaxial son menores en el caso en que no se utilizan *pbricks*.

5.1.2.4 Efecto Escala

El efecto escala es una consecuencia natural de las debilidades en la resistencia elemental de los vínculos. Para investigar el efecto escala con respecto a la iniciación del daño y su acumulación en el material, Diederichs (2000) realiza simulaciones en PFC^{2D} en las que varía los tamaños de las muestras. La geometría utilizada se presenta en la Tabla 5—6, y los resultados obtenidos en la Figura 5—14.

Los resultados se presentan en la Figura 5—14, observándose que la resistencia *peak* de las muestras más pequeñas son las menores. Esto se debe a que los grados de libertad rotacionales y traslacionales de partículas individuales en las configuraciones más pequeñas. Por esta razón, las muestras más pequeñas tienen una rigidez menor.

Tabla 5—6: Información básica de las muestras ensayadas (Diederichs 2000).

Muestra	BS00 BA00	BS01 BSA1	BS10 BA10	BS02 BSA2	BS03 BSA3	BS04 BSA4	BS05 BSA5	BS06 BSA6
Ancho [mm]	15	30	45	60	90	120	150	180
Alto [mm]	37.5	75	112,5	150	225	300	375	450
N° discos	73	276	608	1066	2373	4193	6527	9377
Resolución	4,8	9,3	13,8	18,3	27,3	36,3	45,3	54,3

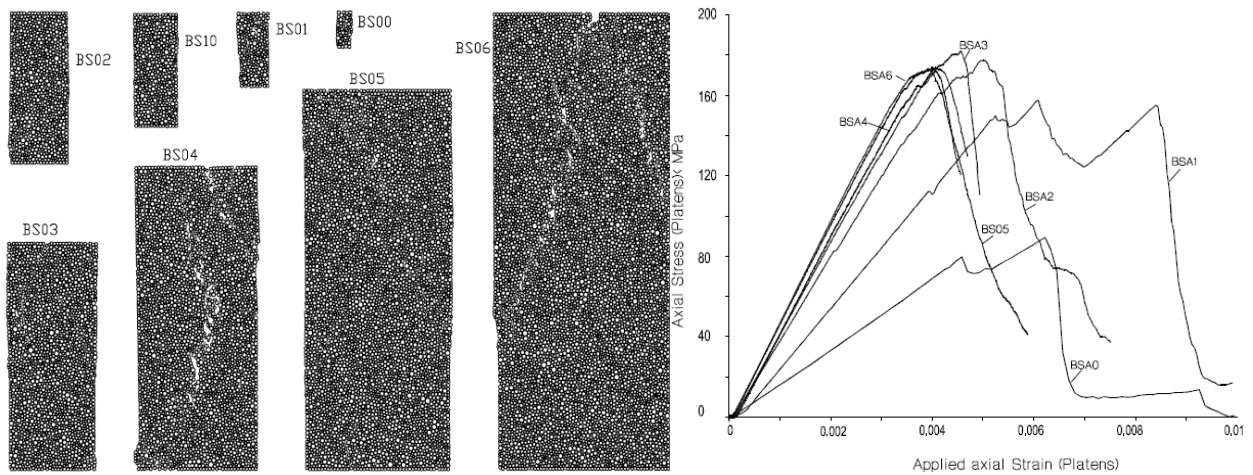


Figura 5—14: (a) Muestras utilizadas para verificar efecto escala en PFC^{2D} (después de la falla) y (b) Curvas esfuerzo—deformación obtenidas (Diederichs 2000).

El principal problema de las simulaciones anteriores es que considera distintas resoluciones en las distintas probetas (Tabla 5—6), por lo que los resultados se ven influenciados por ambos efectos. La Figura 5—15 presenta curvas esfuerzo—deformación para ensayos con los micro—parámetros calibrados para CMET1 de la Tabla 5—2, con igual resolución (10 partículas en el diámetro), pero a distintas escalas. En la Tabla 5—7 se presentan los parámetros que determinan la geometría de las muestras ensayadas.

Tabla 5—7: Geometría de las muestras ensayadas para determinar el efecto escala. Se utiliza una resolución de 10 partículas en el diámetro de la muestra.

Diámetro de la probeta [mm]	Diámetro de partícula [mm]	Número de partículas
5	0,5	2.606
50	5	2.606
500	50	2.606
5.000	500	2.606

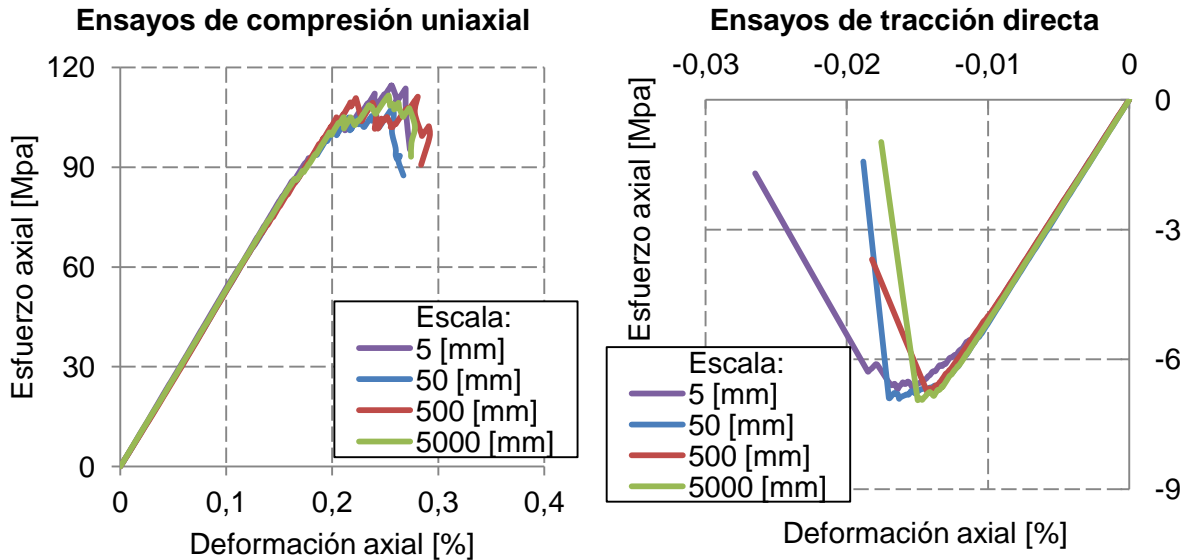


Figura 5—15: Efecto escala en roca sintética con una resolución de 10 partículas en el diámetro en ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa.

Claramente no existe una diferencia significativa en los resultados. Esto indica que en PFC^{3D} no es posible representar leyes de escalamiento como las que se utilizan para las propiedades de la roca intacta (Figura 4—24). Por lo tanto, PFC^{3D} al no considerar efecto escala sólo es capaz de reproducir las propiedades a la escala a la cual se está calibrando, es decir, a la del bloque promedio.

5.1.3 Calibración

Considerando lo anterior, se calibra sin *pbricks* el bloque promedio de 15 [mm] de diámetro, con una tasa de deformación de 1e-05 en ensayos de compresión uniaxial y de 5e-06 en ensayos de tracción directa.

Como punto de partida se consideran los supuestos utilizados en la re-calibración del bloque de 50 [mm] de diámetro (página 83), y los resultados obtenidos del análisis de sensibilidad mostrado en el Anexo A, del cual se concluye que:

- 1) Los macro-parámetros elásticos dependen principalmente del parámetro k_{rat} . Una vez que se determina este valor, el micro-parámetro \bar{E}_c determina el módulo de Young.

$$E = 1,59 * \bar{E}_c * \left(\frac{0,11 + 0,89/k_{rat}}{1 + 1,41/k_{rat}} \right) \quad \nu = 0,61 * \left(\frac{0,59 - 0,40/k_{rat}}{1 + 1,51/k_{rat}} \right)$$

- 2) Los macro-parámetros de resistencia dependen del micro-parámetro $\bar{\sigma}_c$. Una vez que se determina este valor, el micro-parámetro c es el más influyente en la resistencia a la compresión uniaxial.

$$UCS = 2,0 * (E_{ball}^{0,10}) * (k_{rat}^{-0,15}) * (\bar{\sigma}_c^{0,43}) * (c^{0,65}) * (E_c^{-0,16})$$

$$\sigma_t = -1,33 * \bar{\sigma}_c * \left(\frac{0,24 + 0,33/k_{rat}}{1 + 0,60/k_{rat}} \right)$$

- 3) Los macro-parámetros de daño, dependen principalmente de los micro-parámetros $\bar{\sigma}_c$ y c . Debido a que estos micro-parámetros también influyen la resistencia *peak*, no es posible determinar los macro-parámetros de daño y de resistencia al mismo tiempo.

Los macro-parámetros resultantes corresponden al promedio de 10 simulaciones con distintos *seed number* (Tabla 5—8). Este valor es un número aleatorio que define el empaquetamiento, y determina la posición de las partículas dentro de la muestra. El procedimiento que se utiliza se detalla en el Capítulo 3: Metodología.

Tabla 5—8: Micro-parámetros calibrados y macro-parámetros promedio de 10 simulaciones para una roca intacta de litología CMET a una escala de 11 [mm].

	Micro-parámetros		Macro-parámetros	
Partículas	Módulo de Young [GPa]	120	Módulo de Young, E [GPa]	54,2 ± 4,0
	k^n/k^s	1	Razón de Poisson, ν	0,04 ± 0,01
	Coefficiente de fricción	2,5	Umbral iniciación de fracturas, σ_{ci} [MPa]	80,8 ± 17,9
Parallel Bonds	Módulo de Young [GPa]	80	Iniciación de grietas por corte [MPa]	129,1 ± 13,7
	\bar{k}^n/\bar{k}^s	1	Umbral de daño, σ_{cd} [MPa]	219,4 ± 14,8
	Cohesión [MPa]	232 ± 46,4	Resistencia a la compresión uniaxial, UCS [MPa]	239,6 ± 17,5
	Resistencia a la tracción [MPa]	27 ± 5,4	Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-14,5 ± 1,2

Al comparar los macro-parámetros obtenidos con los estimados (Tabla 4—8), se tienen los siguientes errores relativos promedio:

- Módulo de Young, E: -1,5%
- Razón de Poisson, ν : - 84,0%
- Resistencia a la compresión uniaxial, UCS: -1,0%
- Resistencia a la tracción, σ_t : 2,7%

Las curvas esfuerzo–deformación obtenidas se presentan en la Figura 5—16.

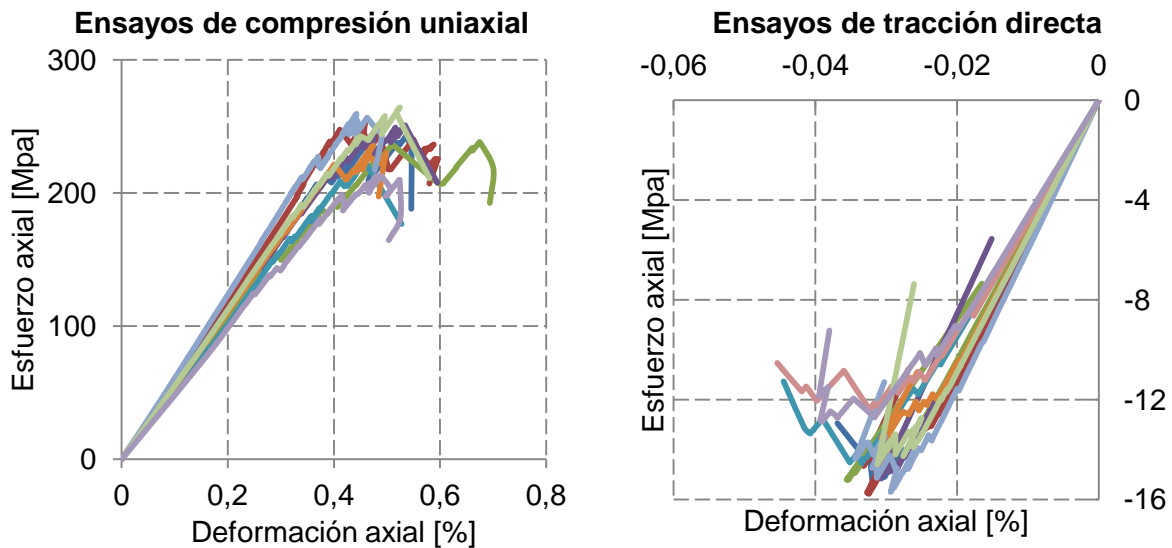


Figura 5—16: Curvas esfuerzo–deformación de ensayos de compresión uniaxial y de tracción directa, obtenidas a partir de muestras con distinto número de semilla, con los micro-parametros que calibran la roca intacta CMET a una escala de 11 [mm].

5.2 Modelo de vetillas (SJCM)

Los micro–parámetros que definen al modelo SJCM se presentan en el Capítulo 2: Revisión bibliográfica, en la Tabla 2—5 (página 29).

En una muestra de SRM el comportamiento de cada vetilla depende no sólo de los micro–parámetros, sino que también depende de su geometría, la cual puede representarse en parte por la razón entre las áreas de contacto real y la teórica. El área real corresponde a la sumatoria de las áreas de todos los SJCM presentes en el plano de una vetilla, mientras que el área teórica corresponde al área geométrica de la muestra ensayada (ITASCA 2012). En PFC^{3D}, las vetillas se forman por numerosos contactos que se traslapan unos a otros, por lo que el área real es mucho mayor a la teórica.

La Figura 5—17 muestra los resultados de numerosos ensayos, en los que se calcula la razón entre las áreas de contacto real y teórica (A_{ratio}) en función de la resolución (ITASCA 2012). Se observa claramente que a menores resoluciones se tiene una mayor variabilidad, y que las razones entre las áreas van entre 1,32 y 2,25. En estos resultados, y en las simulaciones de calibración, se asume que todas las vetillas son cerradas, por lo que el micro–parámetro M es igual a 3.

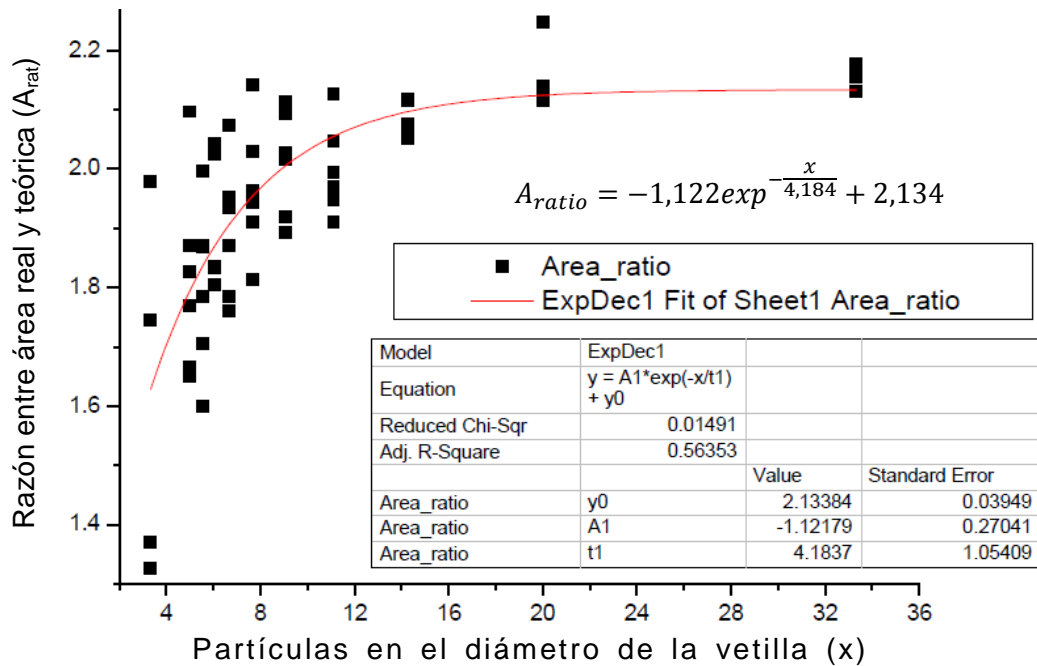


Figura 5—17: Cálculo de A_{ratio} en función de la resolución de la vetilla (ITASCA 2012).

Una buena aproximación de los micro-parámetros que calibran el modelo SJC, que es la siguiente (ITASCA 2012):

- Los micro-parámetros de rigidez normal (\bar{k}_n), de corte (\bar{k}_s), resistencia a la tracción (σ_c) y cohesión (c_b) se aproximan como $MICRO = MACRO/A_{rat}$. En donde, A_{rat} queda definido por la ecuación de la Figura 5—17, y $MACRO$ y $MICRO$ corresponden a los macroparámetros y a los microparámetros estimados respectivamente.
- Los micro-parámetros de coeficiente de fricción (μ), dilatancia ($\bar{\psi}$) y ángulo de fricción (ϕ_b) se aproximan como $MICRO = MACRO$.

5.2.1 Construcción del modelo

La Figura 5—18 presenta muestras interceptadas por una vetilla horizontal luego de ser ensayadas, indicándose el modo de falla. Las geometrías de las muestras que son sometidas a ensayos de tracción y de corte tienen las siguientes características:

1. Dimensiones de la muestra. El tamaño de partícula queda definido previamente cuando se determina la resolución de la roca intacta, y es igual a 2,4 [mm]. Se utilizan los largos promedio característicos de cada vetilla (Tabla 4—11), que corresponden al diámetro o al ancho de la muestra en el caso de muestras cilíndricas o cúbicas respectivamente (vetillas de Anh: 70 [mm], Bt: 56 [mm], Cpy: 72 [mm] y Qz: 62 [mm]).
2. Ensayos de tracción. Se ensayan muestras cilíndricas con una razón de aspecto alto/ancho de 2,1. La resolución se calcula como diámetro de la probeta dividido por el diámetro promedio de las partículas. En el ensayo se observa sólo falla por tracción en la vetilla que corta en dos la muestra, sin daño en la roca intacta (Figura 5—18a).

3. Ensayos de corte. Se ensayan muestras cúbicas, es decir, paralelepípedos de razón de aspecto 1. La resolución es igual al ancho de la muestra dividido por el diámetro promedio de las partículas. En el ensayo se observa falla por corte en los contactos que representan la vetilla. La Figura 5—18b corresponde a un ensayo de corte al cual se le aplica poco confinamiento, mientras que la Figura 5—18c muestra la misma probeta ensayada al corte con 5 [MPa] de confinamiento, existiendo claramente daño en la roca intacta. En todas las muestras se observan comportamientos similares.

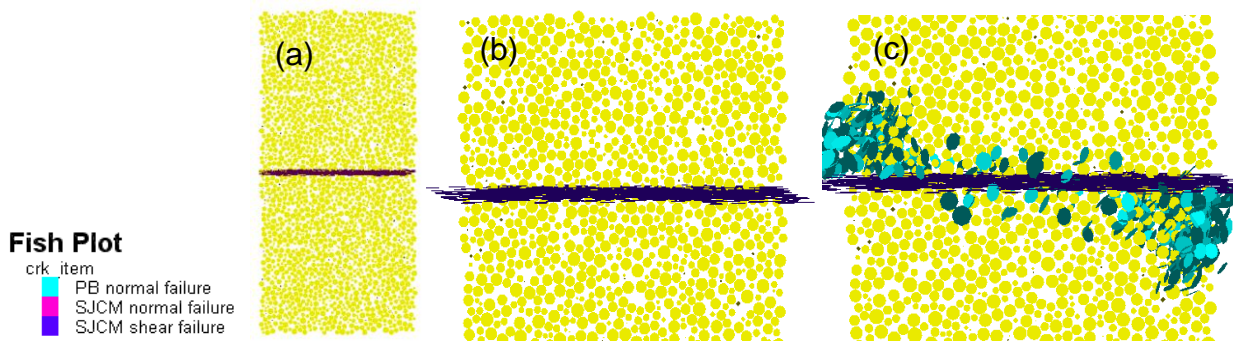


Figura 5—18: Modo de falla de muestras sintéticas sometidas a (a) Ensayo de tracción, (b) Ensayo de corte con 0,1 [MPa] de confinamiento y (c) Ensayo de corte con 5 [MPa] de confinamiento.

Para ensayos de tracción directa y de corte directo se considera que los ángulos de fricción *peak* y residual son iguales, lo cual no es del todo correcto debido a que en el estado residual todo el material se encuentra desintegrado.

Al momento de calibrar los micro-parámetros de los SJC es importante verificar el modo de falla de los contactos al igual que en la Figura 5—18. En la Figura 5—19 se muestra un ensayo en el que sólo fallan SJC, por lo que el daño resultante no incluye contactos que hayan fallado de roca intacta (PBM). Para esto, se calibran las vetillas con micro-parámetros fijos, pero considerando un módulo de Young alto para evitar que la probeta falle antes por roca intacta que por las vetillas.



Figura 5—19: Muestra de roca sintética y daño en los contactos (en negro se presentan los contactos que fallan por corte).

Los micro-parámetros que representan los distintos tipos de vetilla a una escala del largo promedio se muestran en la Tabla 5—9. Se determina la tasa de deformación para cada una de las geometrías.

Tabla 5—9: Micro–parámetros que calibran el comportamiento de las vetillas a la escala del largo promedio según cada clasificación (ITASCA 2012).

Micro–parámetros	Anh	Bt	Cpy	Qz
Rigidez normal, \bar{k}_n [GPa/m]	149	52	132	138
Rigidez de corte, \bar{k}_s [GPa/m]	60	21	53	55
Coeficiente de fricción, μ	1,27	0,50	0,67	1,17
Dilatancia, $\bar{\psi}$ [°]	6,5	3,3	4,3	6,2
Resistencia a la tracción, σ_c [MPa]	0,77	0,55	0,60	2,00
Cohesión, c_b [MPa]	2	2,6	2,4	5,6
Ángulo de fricción, ϕ_b [°]	51,8	26,5	34,0	49,4

Al igual que en la roca intacta, se determina la tasa óptima de deformación, y el efecto de la resolución en el comportamiento global de la muestra, para cada una de las clasificaciones de vetillas que se diferencian por el largo de la vetilla.

5.2.1.1 Tasas de deformación

En este caso se deben calibrar los micro–parámetros correspondientes al largo promedio de las vetillas en todas las probetas (Tabla 4—21), por lo que deben realizarse simulaciones en muestras de cuatro tamaños diferentes. La Figura 5—20 muestra los resultados de ensayos de corte con un confinamiento de 5 [MPa] y de ensayos tracción con distintas tasas de deformación para el largo promedio de las vetillas de Cpy, obteniéndose que para los ensayos de corte la tasa óptima es 5e-2 y para los ensayos de tracción directa de 5e-7.

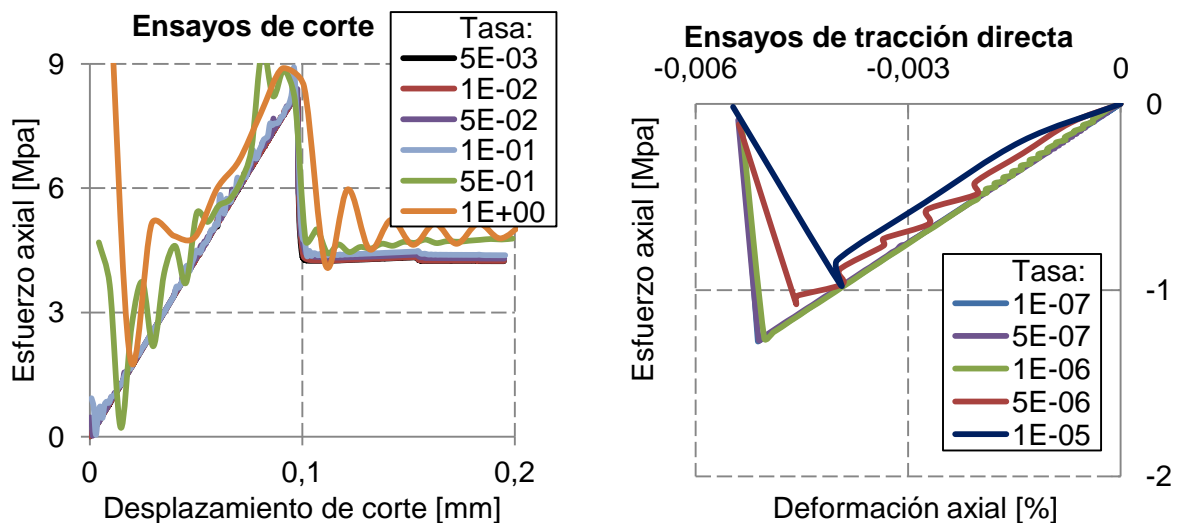


Figura 5—20: Curvas esfuerzo–deformación axial con distintas tasas de deformación para ensayos de corte y de tracción directa.

Basándose en distintos ensayos realizados se concluye que la tasa de deformación depende directamente de las rigideces y de la resolución de la muestra. Al realizar ensayos de corte, el criterio de finalización de los ensayos no debe considerar directamente la resistencia *peak*, debido a las inestabilidades que presenta la curva al

comenzar el ensayo. Este efecto se observa en la Figura 5—20, en la curva de esfuerzo-desplazamiento de los ensayos de corte con una tasa de $5e-1$.

5.2.1.2 Resolución

Para conocer la influencia de la resolución en los resultados se repiten ensayos de tracción y de corte con 1 [MPa] de confinamiento, con los mismos micro-parámetros estimados para las vetillas de Cpy y variando el diámetro de las partículas. Los resultados se presentan en la Figura 5—21.

Debido a la geometría y al arreglo de partículas, el confinamiento aplicado no corresponde al que realmente existe en la muestra. En la Figura 5—21 se presenta el confinamiento efectivo aplicado en los ensayos de corte en función de la resolución.

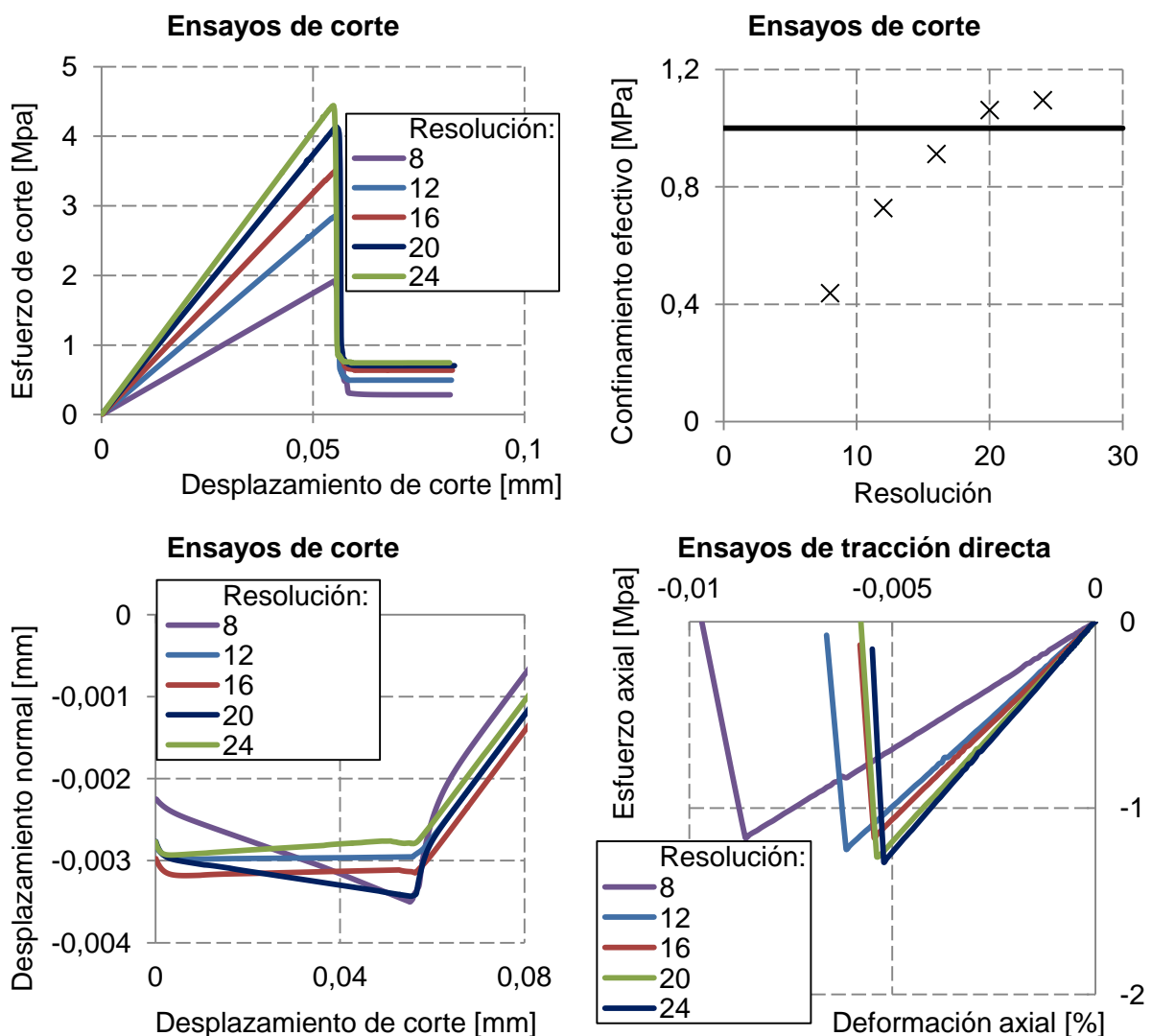


Figura 5—21: Resultados obtenidos de ensayos de corte con 1 [MPa] de confinamiento y de tracción directa para muestras con distinta resolución. Para ensayos de corte se muestran curvas de esfuerzo–desplazamiento de corte, y desplazamiento normal en función del de corte. Se incluye un gráfico con la relación entre el confinamiento efectivo y la resolución en los ensayos de corte, indicándose cuál es el confinamiento al cual fue sometida la muestra.

Se obtienen las envolventes de falla *peak* y residual de muestras con distinta resolución. Se aplican 4 confinamientos distintos. Los resultados se presentan en la Figura 5—22.

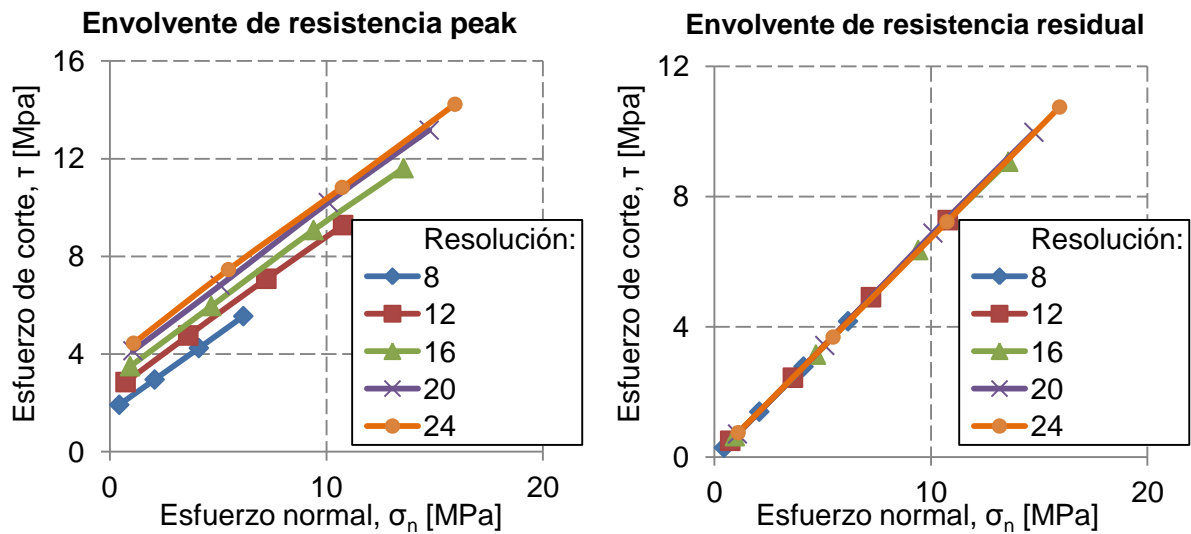


Figura 5—22: Envloventes de falla *peak* y residual, obtenidas de muestras con distinta resolución.

A partir de estos resultados es posible concluir:

1. El confinamiento efectivo aplicado aumenta con la resolución.
2. De las envolventes de falla se observa que los ángulos de fricción *peak* y residual no se ven afectados por la resolución. La cohesión aumenta con la resolución.
3. Las rigideces normal y de corte aumentan con la resolución.
4. La resistencia a la tracción no cambia significativamente con la resolución.
5. El ángulo de dilatación no cambia al aumentar la resolución.

La Figura 5—23, muestra las curvas de esfuerzo-desplazamiento de corte obtenidas de los ensayos de corte en muestra con resolución 24. En estos resultados es posible observar que la rigidez de corte no depende del confinamiento.

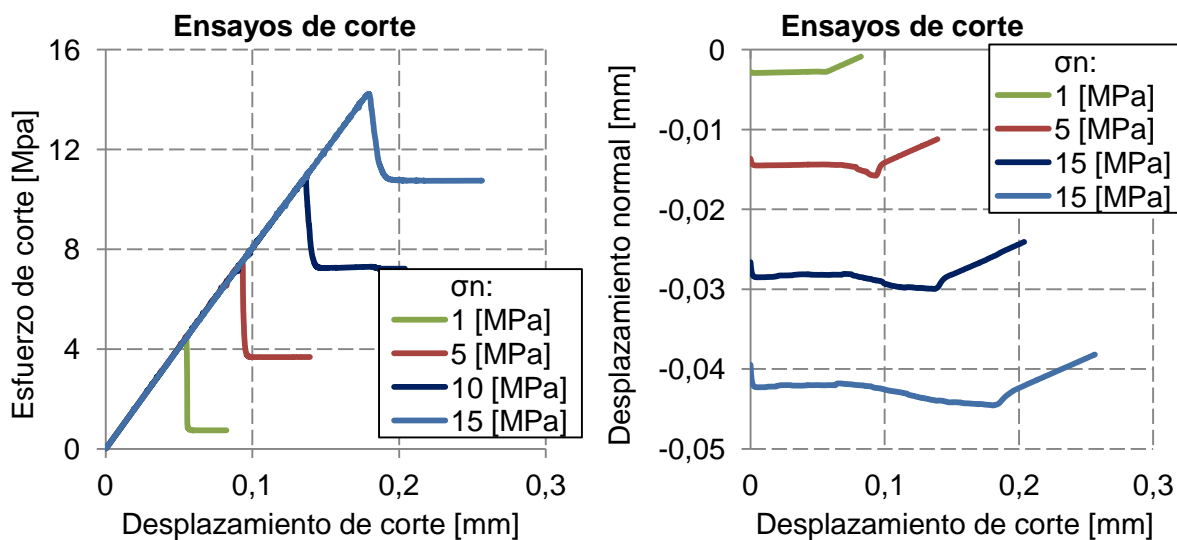


Figura 5—23: Efecto del confinamiento los ensayos de corte para muestras con resolución 24.

5.2.2 Calibración

La metodología utilizada para calibrar las vetillas es la sugerida por ITASCA (2012). Los resultados obtenidos de las simulaciones de calibración se presentan en la Tabla 5—10.

Tabla 5—10: Macro-parámetros resultantes de la calibración de las vetillas a una escala del largo promedio. Se utilizan los micro-parámetros de la Tabla 5—9.

Macro-parámetros	Anh	Bt	Cpy	Qz
Rigidez normal, k_n [GPa/m]	195,5	78,1	172,5	182,8
Rigidez de corte, k_s [GPa/m]	94,1	33,4	85,8	84,1
Ángulo de dilatancia, ψ [°]	6,5	3,2	4,3	6,0
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	-1,64	-1,21	-1,27	-4,20
Cohesión, c [MPa]	3,7	4,2	4,0	8,2
Angulo de fricción, ϕ [°]	49	26	33	48
Ángulo de fricción residual [°]	52	27	33	51

Las curvas esfuerzo–deformación para los cuatro tipos de vetilla, y las curvas es esfuerzo de corte – desplazamiento, realizadas con un confinamiento de 5 [MPa] se presentan en la Figura 5—24.

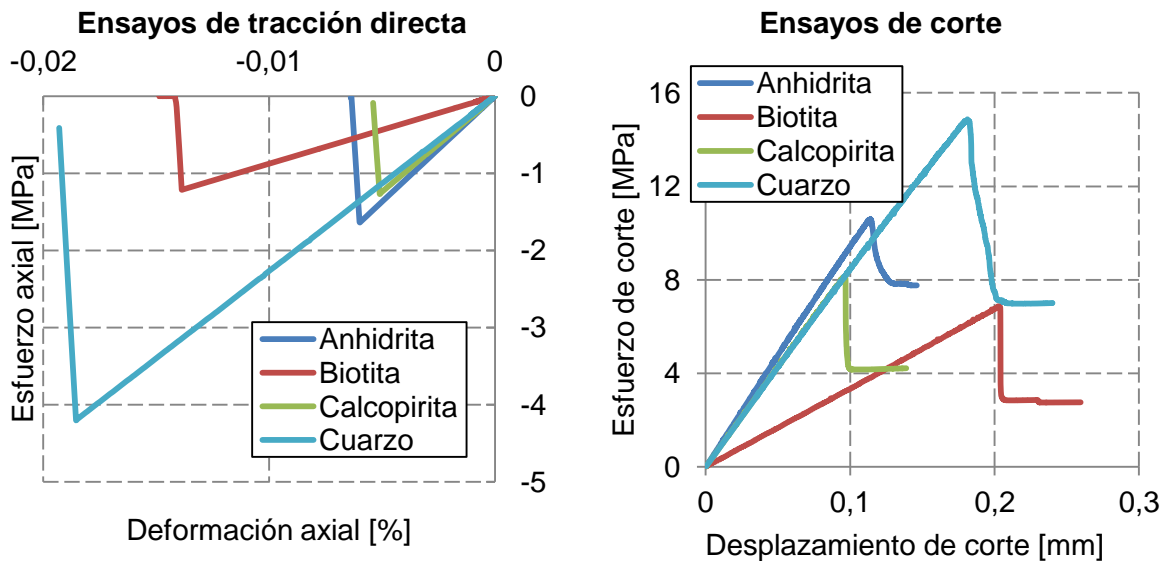


Figura 5—24: Resultados de las simulaciones de ensayos de tracción directa y de corte con confinamiento 5 [MPa] en vetillas a una escala del largo promedio.

Al comparar los macro-parámetros obtenidos con los estimados (Tabla 4—21), se tienen los siguientes errores relativos promedio de los cuatro tipos de vetillas:

- Rigidez normal, k_n : -35,8%
- Rigidez de corte, k_s : - 25,4%
- Ángulo de dilatancia, ψ : -1,6%
- Resistencia a la tracción, σ_t : 0,5%

- Cohesión, c : -21,6%
- Ángulo de fricción, ϕ : -3,3%

La Tabla 5—11 presenta los micro-parámetros del modelo SJC calibrados por Ramírez (2012) para vetillas de Anh y Cpy, que permiten reproducir el comportamiento observado en laboratorio (Flansbjer 2010). Como se observa, sólo existe información completa de la calibración de las vetillas de Cpy, debido a que no se realiza un número suficiente de ensayos en vetillas con un mayor porcentaje de Anh.

Tabla 5—11: Valores de los micro-parámetros del modelo SJC que permiten reproducir el comportamiento de ensayos de laboratorio de corte directo y de tracción directa, en vetillas de Anh y Cpy (Ramírez 2012).

Muestra	Ensayos de corte directo				
	Esfuerzo normal, σ_n [MPa]	Rigidez de corte, \bar{k}_s [GPa/m]	Cohesión, c_b [MPa]	Coefficiente de fricción, μ	Relleno
DAC3A	5	66,3	6,75	1,23	Anh (Cpy, Mo)
DAC3B	10	61	14,47	1,40	Anh (Cpy)
Promedio	—	64	10,7	1,3	Anh
DAC14A	5	400	29,0	1,00	Cpy (Anh)
DAC14B	10	500	30,9	1,28	Cpy (Bo)
Promedio	—	450	30	1,00	Cpy
Muestra	Ensayos de tracción				
	Rigidez normal, \bar{k}_n [GPa/m]	Resistencia a la tracción, σ_c [MPa]		Relleno	
DAC24	295,60	0,637		Cpy	
DAC25	155,05	0,472		Cpy	
Promedio	250	0,55		Cpy	

Al comparar la Tabla 5—9 con la Tabla 5—11 es posible observar:

- Vetillas de Anh. El valor de la rigidez de corte y el coeficiente de fricción son similares. La cohesión estimada es menor, lo que se debe fundamentalmente al efecto escala. Los micro-parámetros se calibran para un largo promedio de vetillas de 70 [mm], mientras que el trabajo de Ramírez (2012) calibra los micro-parámetros para un largo de 32 [mm].
- Vetillas de Cpy. El valor de la rigidez de corte estimada es un orden de magnitud menor a la calibración de Ramírez (2012). Esto se debe a que la metodología utilizada para estimar los micro-parámetros de rigidez (Vallejos 2011) no hace distinción en la mineralogía, si no que permite estimar valores promedios de los resultados observados en laboratorio. El valor de la resistencia a la tracción es similar, mientras que la cohesión es un orden de magnitud menor a los valores de Ramírez (2012).

La Figura 5—25 y Figura 5—26 presentan la comparación entre las curvas esfuerzo-deformación obtenidas en laboratorio y en el SRMLab con los micro-parámetros calibrados por Ramírez (2012) presentados en la Tabla 5—11.

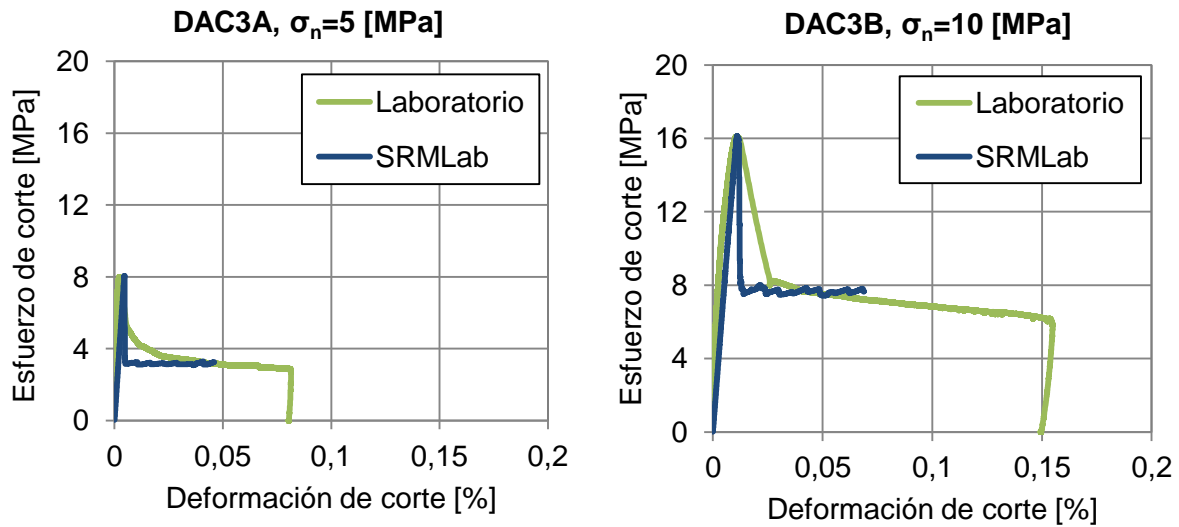


Figura 5—25: Comparación curvas esfuerzo–deformación obtenidas de ensayos de corte directo en laboratorio y en simulaciones con SRMLab. Vetillas de Anh (Ramírez 2012).

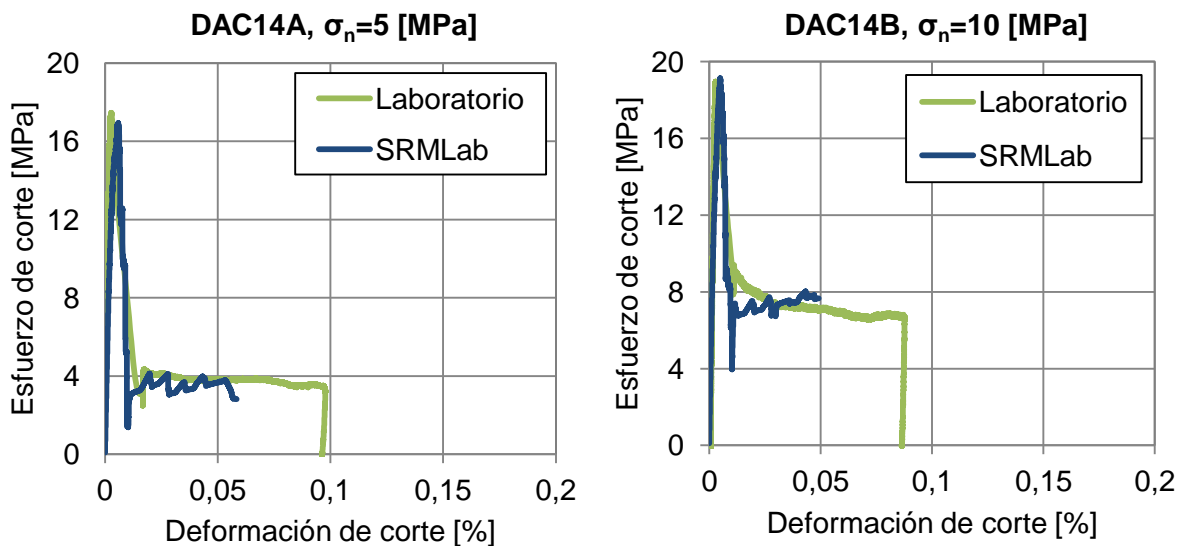


Figura 5—26: Comparación curvas esfuerzo–deformación obtenidas de ensayos de corte directo en laboratorio y en simulaciones con SRMLab. Vetillas de Cpy (Ramírez 2012).

Del análisis de sensibilidad realizado (Anexo B), es posible concluir:

1. La rigidez normal depende principalmente del micro-parámetro \bar{k}_n . Una vez que se determina este valor en ensayos de tracción, el micro-parámetro σ_c es el más influyente en la resistencia a la tracción, y el micro-parámetro \bar{k}_s es el más influyente en la rigidez de corte.
2. El ángulo de dilatancia y los ángulos de fricción *peak* y residual micro se estiman adecuadamente a partir de los valores de los macro-parámetros.
3. La cohesión se ve influenciada por la mayoría de los micro-parámetros, por lo que es recomendable calibrar este macro-parámetro cuando ya se hayan determinado los demás variando el micro-parámetro c_b .

Considerando estos resultados, y la metodología presentada en el Capítulo 3, es posible mejorar la estimación realizada. Debido a que no es posible determinar previamente si los micro-parámetros calibrados a la escala del largo promedio representan adecuadamente las vetillas presentes en una probeta, se utilizan estos resultados como punto de partida para la calibración de las muestras que incluyen DFN.

5.3 Modelo SRM

El objetivo principal del presente trabajo es realizar ensayos de compresión uniaxial, de modo de reproducir las propiedades elásticas (módulo de Young y razón de Poisson), de resistencia (umbrales de daño y valor *peak*) y modos de falla de una muestra de litología CMET con vetillas de distintas mineralogías. Se selecciona la probeta NNM21-1 para la calibración, la cual presenta un comportamiento promedio con respecto a las curvas esfuerzo-deformación de los ensayos realizados (Figura 4—9), a la mineralogía presente en las vetillas (Tabla 4—1), a los parámetros elásticos y de resistencia (Tabla 4—3), y al tamaño del bloque promedio de roca intacta (Tabla 4—7).

5.3.1 Calibración

La Figura 5—27 muestra el mapeo realizado a la probeta NNM21-1 después del ensayo (Rebolledo 2012). Esta información es una referencia para comparar las vetillas que fallan en el laboratorio con aquellas que presentan una cantidad considerable de contactos que fallan en el ensayo virtual. De la Figura 5—27 se concluye que el modo de falla de la muestra es por estructuras, observándose que la ruptura principal ocurre a lo largo de la vetilla 1 (Qz), la cual está favorablemente orientada. Otra falla importante dentro de la muestra se observa en las vetillas 2 (Anh), 4 (Qz) y 9 (Qz), las cuales rompen parcialmente.

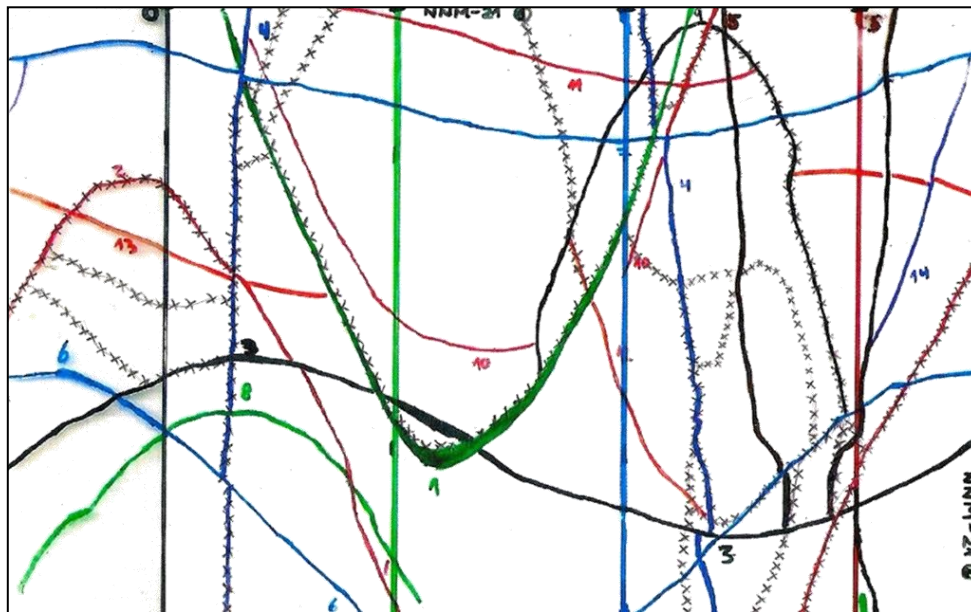


Figura 5—27: Mapeo a la probeta NNM21-1 después del ensayo (Rebolledo 2012). Las cruces indican ruptura, mientras que los colores de las vetillas son sólo referenciales. Se observa falla total en la vetilla 1 (Qz) y parcial en las vetillas 2 (Anh), 4 (Qz) y 9 (Qz).

Como se menciona en el Capítulo 2, con respecto al modelo SJC (página 27), el contacto *smooth joint* tendrá sólo los micro-parámetros de una de las discontinuidades que se intercepten en él. Por esta razón, es importante considerar el orden de inserción del DFN en la muestra. En las simulaciones de calibración y verificación, las vetillas se insertan en la muestra en función de su rigidez, es decir, se ordenan: Anh – Qz – Cpy – Bt (desde la más a la menos rígida según la Tabla 5—9).

Las intersecciones creadas entre los SJC actúan como una aspereza que puede deslizar en la última discontinuidad que se inserte al sistema, y como las partículas no pueden romperse es posible que se concentren fuerzas considerables en estas asperezas. Para evitar esta concentración de fuerzas existe una herramienta que elimina las asperezas considerando un cierto umbral (Hazzard 2012), es decir, si la magnitud de la fuerza en algún contacto es tantas veces este umbral en comparación con la fuerza promedio en el sistema, el contacto se elimina. Sólo los contactos que no son SJC pueden ser asperezas, es decir, los PB del modelo *Enhanced* BPM. Para la calibración se utiliza un valor de 10 veces el valor de la fuerza promedio (en Anexo C se muestran los resultados de un ensayo con distintos *Asperity Removal*).

5.3.1.1 Simulaciones preliminares

a) Metodología inicial – Vetillas escaladas al largo promedio

La primera simulación considera los micro-parámetros calibrados previamente de roca intacta (Tabla 5—8), cuatro tipos de vetillas (Tabla 5—9) y el DFN correspondiente a la probeta NNM21—1. Los resultados se presentan en la Figura 5—28, obteniéndose una resistencia a la compresión uniaxial de aproximadamente 10 [MPa], un valor muy por debajo del valor obtenido en laboratorio, y un comportamiento *post-peak* que muestra que a cierto nivel de deformación la muestra estalla.

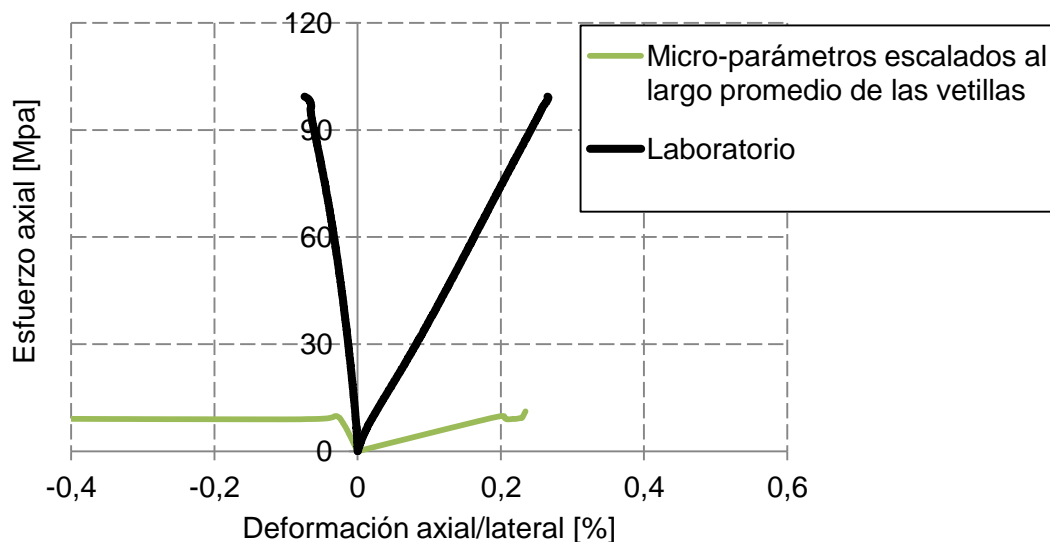


Figura 5—28: Curva esfuerzo–deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—9) en una muestra de SRM con el DFN NNM21—1.

En la Figura 5—29 se muestran los contactos que han fallado en el *peak* del ensayo. Se observa que la vetilla 2 (Anh) falla completamente por corte y tracción, mientras que el resto de las vetillas sólo presenta falla en un par de contactos. En el ensayo de laboratorio la vetilla 2 (Anh) falla parcialmente (Figura 5—27). El daño en las vetillas corresponde a falla en el 1,7% del total de los SJC, mientras que el 0,2% del daño total se debe a falla en los contactos del *Enhanced* BPM (PB). Lo anterior se debe a que la roca intacta es mucho más resistente que las vetillas dentro de la muestra.

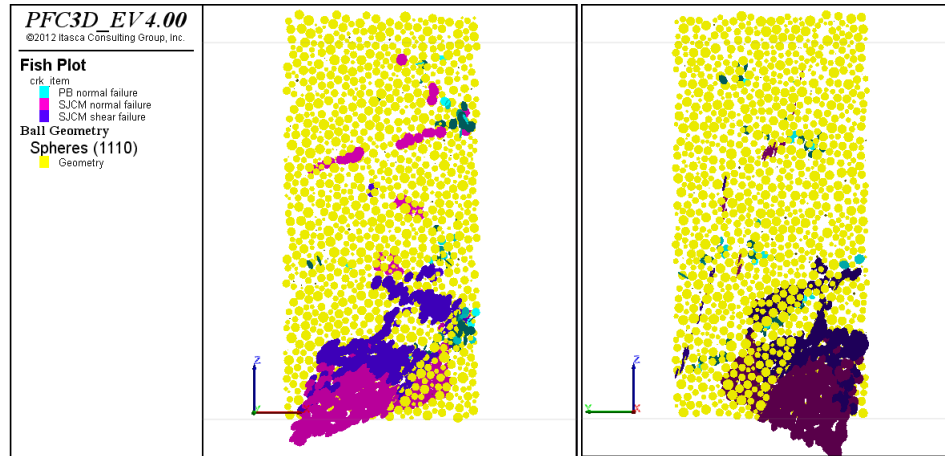


Figura 5—29: Probeta con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—9) en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1 Se indican los contactos que han fallado en el momento del *peak*.

Se realiza una nueva simulación con los mismos micro–parámetros anteriores (Tabla 5—8 y Tabla 5—9), pero sin dilatación en los SJC ($\bar{\psi} = 0^\circ$). Se obtiene como resultado que las curvas presentan comportamiento *post – peak*, por lo que se asume en las simulaciones de calibración que no existe dilatación en las vetillas.

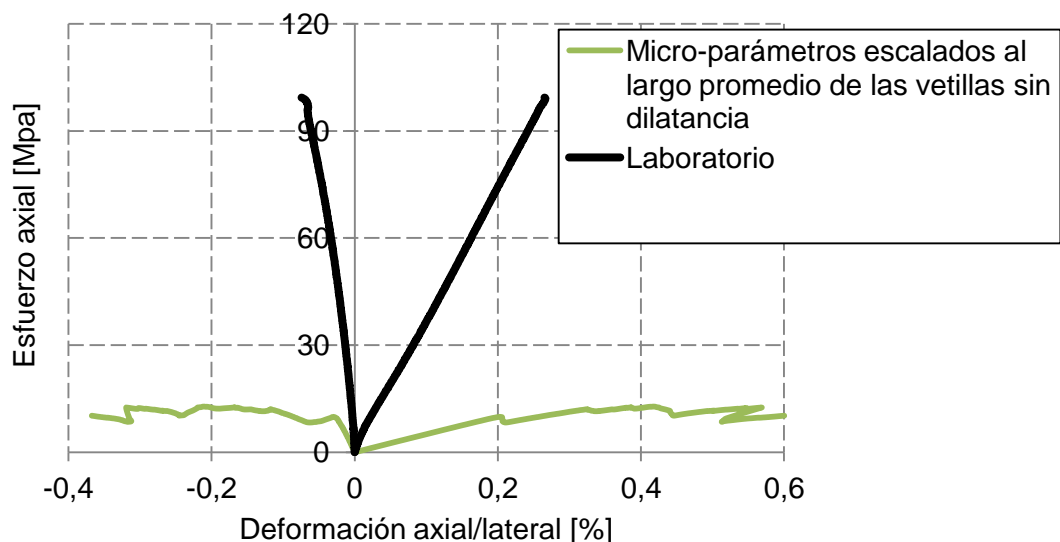


Figura 5—30: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas a una escala del largo promedio sin dilatación (Tabla 5—9) y los estimados por Ramírez (2012) (Tabla 5—11), en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1.

b) Vetillas con micro-parámetros escalados al bloque promedio de roca intacta

Se considera entonces escalar los macro-parámetros de las vetillas, según la metodología planteada, a la escala del bloque promedio de 11 [mm] de diámetro. Los micro-parámetros se presentan en la Tabla 5—12, y las curvas esfuerzo—deformación obtenidas en la Figura 5—31.

Tabla 5—12: Micro-parámetros que calibran el comportamiento de las vetillas a la escala del bloque promedio de diámetro 11 [mm], según cada clasificación (ITASCA 2012).

Micro-parámetros	Anh	Bt	Cpy	Qz
Rigidez normal, \bar{k}_n [GPa/m]	812	231	737	672
Rigidez de corte, \bar{k}_s [GPa/m]	325	93	295	269
Coefficiente de fricción, μ	1,27	0,50	0,67	1,17
Dilatancia, $\bar{\psi}$ [°]	0	0	0	0
Resistencia a la tracción, σ_c [MPa]	1,12	0,77	0,88	2,84
Cohesión, c_b [MPa]	2,9	3,6	3,5	7,9
Ángulo de fricción, ϕ_b [°]	51,8	26,5	34,0	49,4

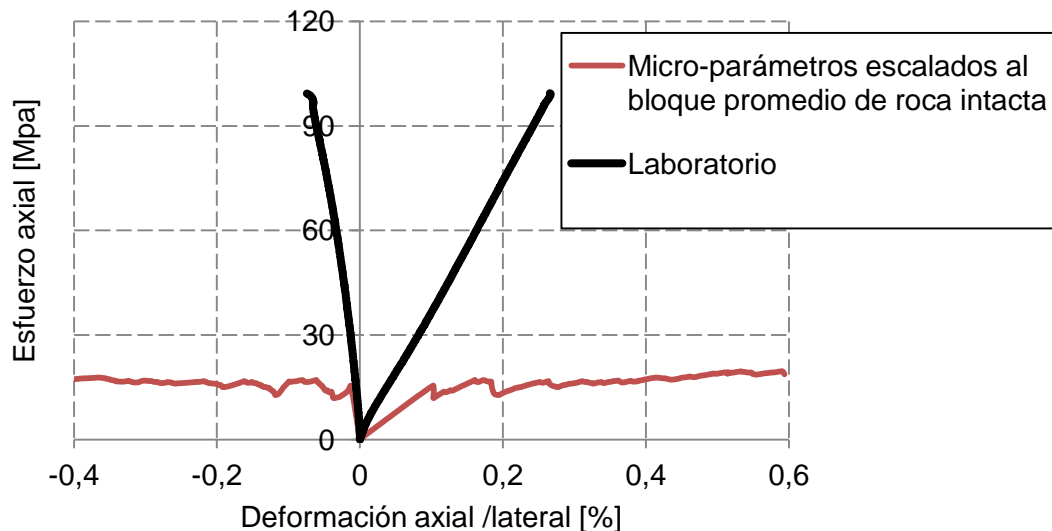


Figura 5—31: Curva esfuerzo—deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas a una escala del largo promedio (Tabla 5—9) y del bloque promedio (Tabla 5—12), en una muestra de SRM con el DFN NNM21—1.

Los macro-parámetros obtenidos de los micro-parámetros de la Tabla 5—12 se presentan en la Tabla 5—13. Los macro-parámetros se estiman a partir de la razón entre el área real y la teórica calculada con la ecuación de la Figura 5—17, en función de la resolución de cada una de las muestras (se utiliza un diámetro de 2,4 [mm] en las partículas y el diámetro promedio de 11 [mm]).

Tabla 5—13: Macro-parámetros de vetillas a escala del largo promedio de cada tipo de vetilla, obtenidos con la metodología propuesta por ITASCA (2012) a partir de los micro-parámetros de la Tabla 5—12.

Macro-parámetros	Anh	Bt	Cpy	Qz
Rigidez normal, k_n [GPa/m]	1.722,4	490,4	1.564,3	1.424,5
Rigidez de corte, k_s [GPa/m]	689,0	196,2	625,7	569,8
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	2,38	1,63	1,87	6,03
Cohesión, c [MPa]	6,2	7,6	7,5	16,7

Se observan diferencias de un orden de magnitud en los macro-parámetros de rigidez con respecto a los estimadas inicialmente (Tabla 5—10). Los macro-parámetros de resistencia son dos veces mayores, obteniéndose un aumento de 7 [MPa] en la resistencia a la compresión uniaxial. A pesar de que se aumentan los micro-parámetros, aún no se obtienen resultados que reproduzcan adecuadamente las curvas observadas en laboratorio.

c) Vetillas con micro-parámetros propuestos por Ramírez (2012)

Se realiza una simulación con los micro-parámetros propuestos por Ramírez (2012). Debido a que sólo se dispone de información completa de las vetillas de Cpy, se considera que todas las vetillas tienen esa mineralogía (Tabla 5—11). Lo anterior no es del todo correcto, ya que del total de vetillas de la muestra NNM21—1, sólo una tiene más de un 50% de Cpy. Se utilizan los valores promedios de los micro-parámetros estimados para esa mineralogía (Tabla 5—11), presentándose la curva esfuerzo-deformación en la Figura 5—32.

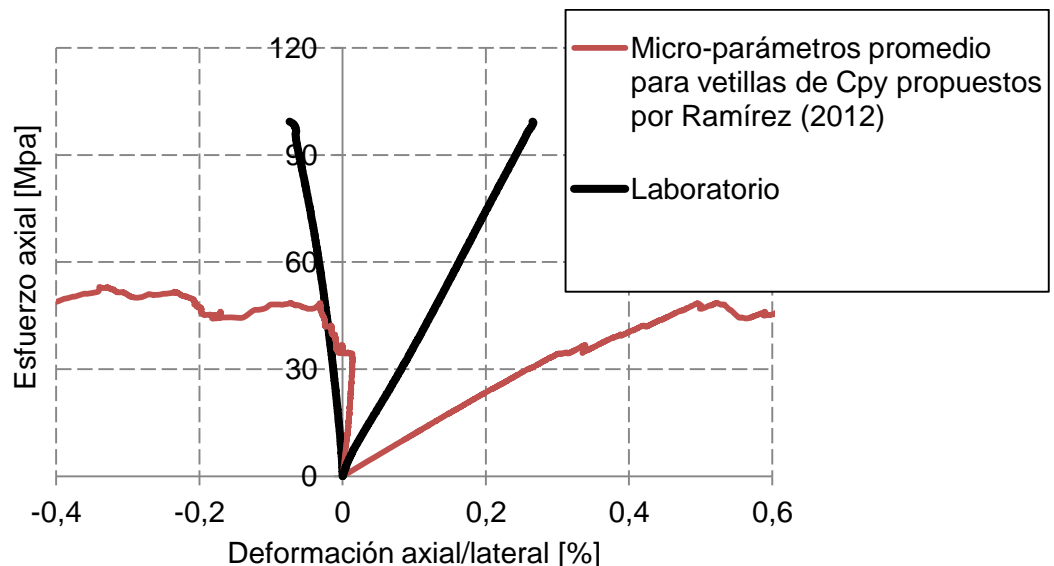


Figura 5—32: Curva esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas a una escala del largo promedio sin dilatación (Tabla 5—9) y los estimados por Ramírez (2012) (Tabla 5—11), en una muestra de SRM con el DFN NNM21—1.

5.3.1.2 Calibración final

Todas las simulaciones entregan curvas de esfuerzo–deformación con resistencias a la compresión uniaxial y módulos de Young muy por debajo de los obtenidos en el ensayo de laboratorio de la muestra NNM21–1. Dados los resultados anteriores, se dejan fijos los micro–parámetros de la roca intacta y se calibran los de las vetillas en la muestra de SRM hasta lograr reproducir el comportamiento observado en laboratorio de esta probeta. Para esto se aumentan proporcionalmente los micro–parámetros de rigideces y de resistencia, con respecto a los presentados en la Tabla 5—9. Se utilizan las siguientes constantes:

- Micro-parámetros de rigidez. Se utiliza K1 para aumentar la rigidez normal de los SJC (\bar{k}_n) y K2 para aumentar la rigidez de corte (\bar{k}_s).
- Micro-parámetros de resistencia. Se utiliza K3 para aumentar la resistencia a la tracción de los SJC (σ_c) y K4 para aumentar la cohesión (c_b).

Primero, se hacen simulaciones con K1 y K2 de modo de calibrar el módulo de Young y la razón de Poisson (Figura 5—33 y Figura 5—34). Para esto, se repiten distintos ensayos en los que se varía K2 y K1/K2.

Es posible concluir que en el caso inicial en que $K1/K2=1$ (es decir, se cumple que $\bar{k}_n/\bar{k}_s = 2,5$), el valor de la rigidez de corte (igual a K2 veces la rigidez de corte de la Tabla 5—9) tendría que ser muy elevado para representar un módulo de Young mayor a 40 [GPa] (Figura 5—33), y la rigidez normal (igual a K1 veces la rigidez normal de la Tabla 5—9) tendría que ser muy alta para obtener una razón de Poisson sobre 0,12 (Figura 5—34). Es por esto que una mejor calibración se obtiene aumentando el valor de K1/K2.

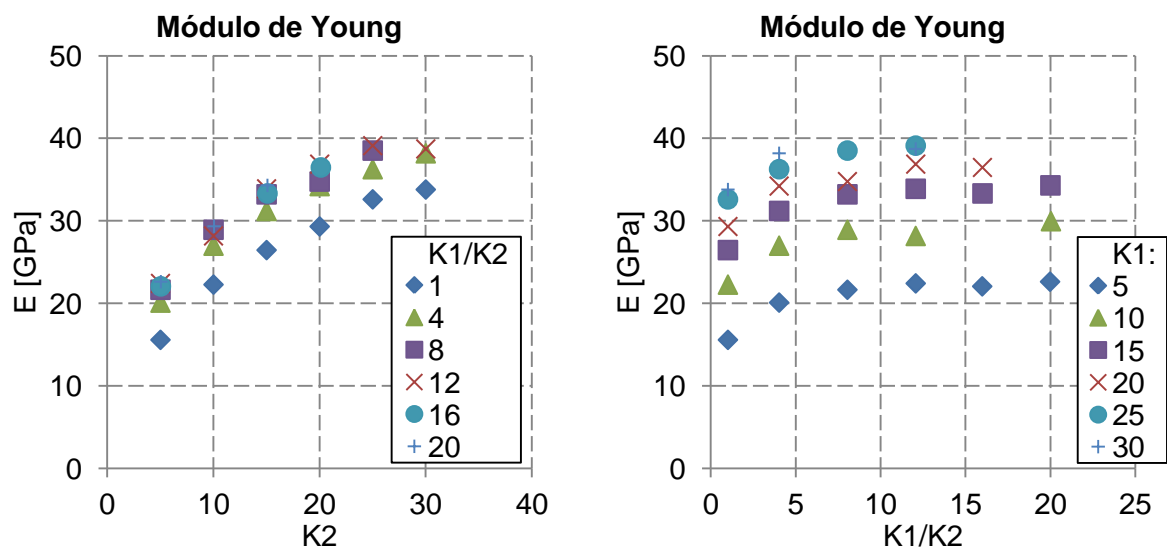


Figura 5—33: Parámetros elásticos en función de K1/K2 y K2 que aumentan los micro–parámetros \bar{k}_n y \bar{k}_s respectivamente de la Tabla 5—9. Módulo de Young en función de K1/K2 y K2.

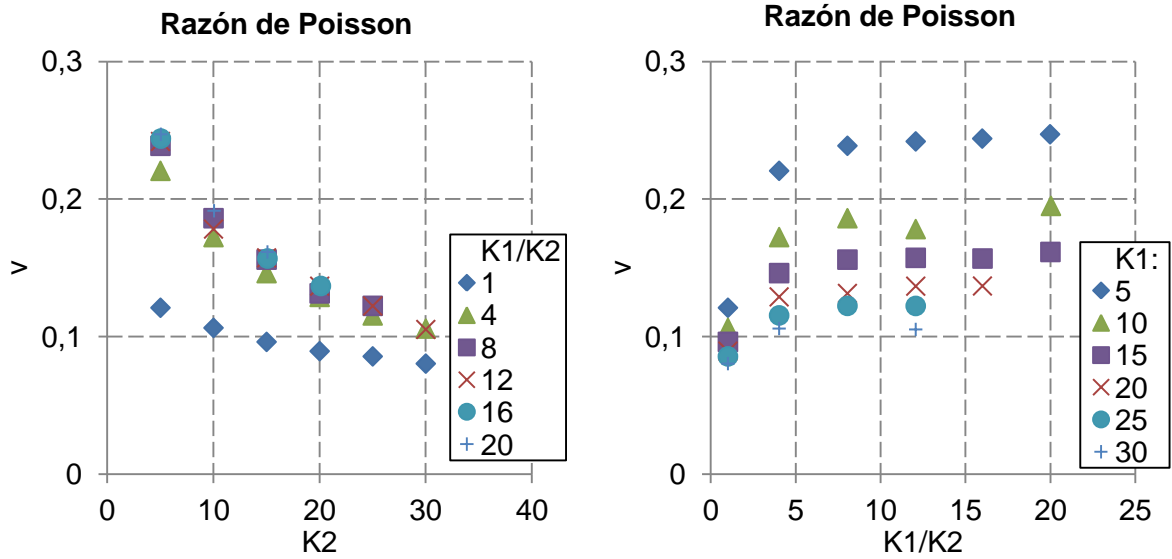


Figura 5—34: Parámetros elásticos en función de K1/K2 y K2 que aumentan los micro-parámetros \bar{k}_n y \bar{k}_s respectivamente de la Tabla 5—9. Razón de Poisson en función de K1/K2 y K2.

Se utiliza una razón K1/K2 igual a 25, con lo que es posible reproducir un módulo de Young tangencial promedio de 39 [GPa] y una razón de Poisson tangencial promedio de 0,13 con: $K1 \approx 250,6$ y $K2 \approx 25,1$.

Finalmente, se hacen simulaciones aumentando los micro-parámetros de resistencia. Los resultados de resistencia a la compresión uniaxial en función de K3 y K4 se presentan en la Figura 5—35, y en la Figura 5—36 se muestran ejemplos de curvas esfuerzo-deformación obtenidas para un K3 fijo igual a 20 y para un K4 fijo igual a 25.

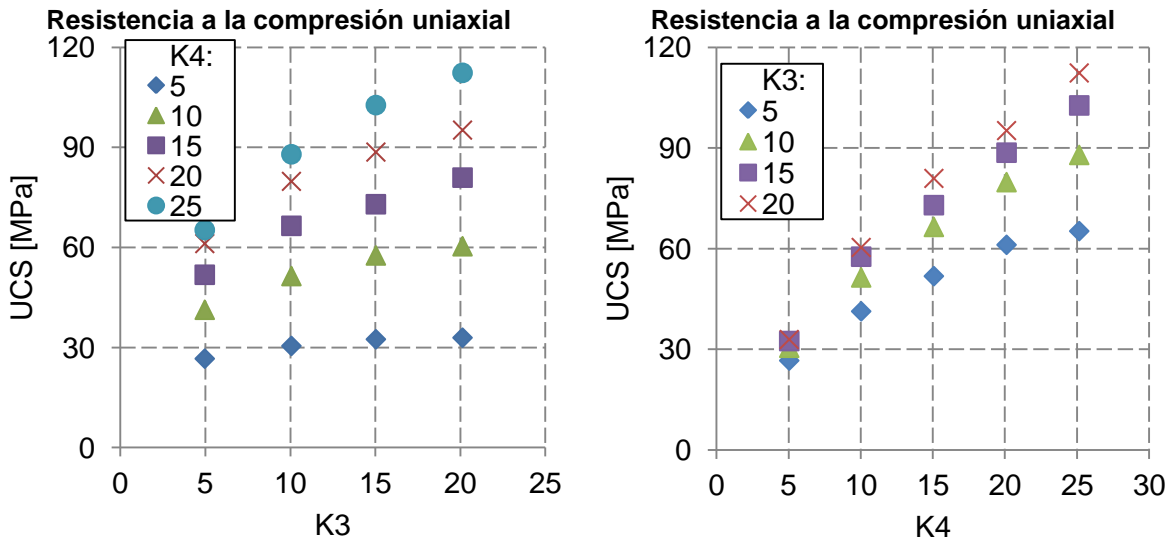


Figura 5—35: Resistencia a la compresión uniaxial en función de K3 y K4 que aumentan los micro-parámetros σ_c y c_b respectivamente de la Tabla 5—9.

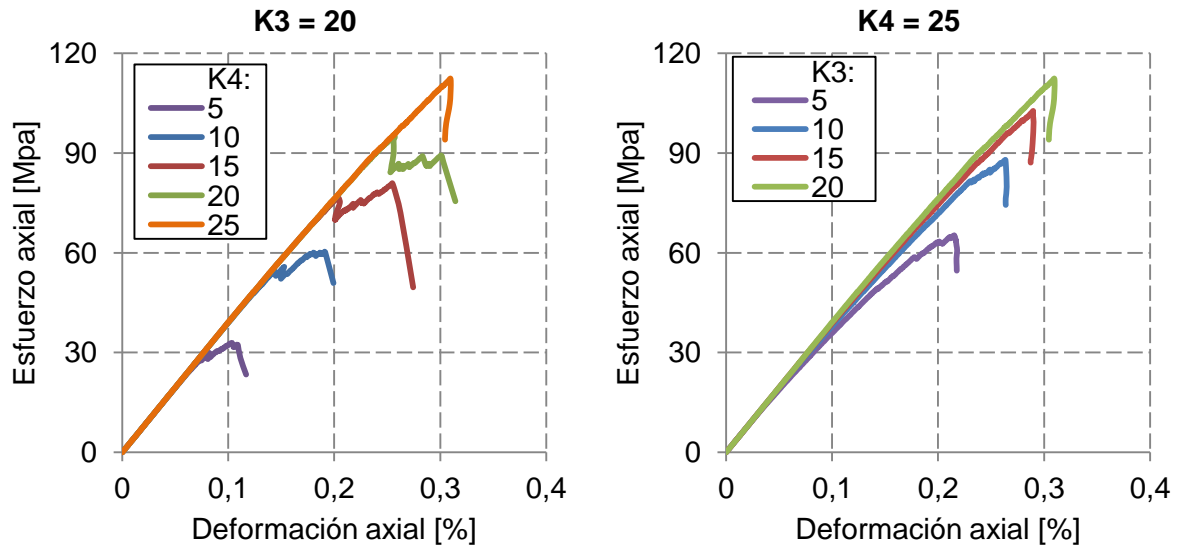


Figura 5—36: Curvas esfuerzo-deformación de ensayos de compresión uniaxial en función de K3 y K4, que aumentan los micro-parámetros σ_c y c_b respectivamente de la Tabla 5—9. Se considera K3=20 y distintos K4, y K4 = 25 y distintos K3.

De la Figura 5—36 es posible concluir que:

- Al fijar el valor de K3, todas las curvas esfuerzo–deformación tienen el mismo módulo de Young, y existe una clara diferencia en el *post-peak* y en la resistencia a la compresión uniaxial.
- Al fijar el valor de K4 y aumentar el valor K3, se tiene un menor *pre-peak softening* en la curva esfuerzo–deformación.

Se considera un $K3 \approx 20$, debido a que con este valor se obtiene una curva con menor *pre-peak softening*, de esta forma $K4 \approx 21$. Es importante señalar que el problema al ser multivariable, puede tener otras soluciones.

Los micro-parámetros calibrados se presentan en la Tabla 5—14.

Tabla 5—14: Micro-parámetros que calibran el comportamiento de las vetillas según cada clasificación y factores que aumentan proporcionalmente los micro-parámetros de la Tabla 5—9.

Micro-parámetros	K_i	Anh	Bt	Cpy	Qz
Rigidez normal, \bar{k}_n [GPa/m]	$K1 = 250,6$	37.335	13.004	33.077	34.684
Rigidez de corte, \bar{k}_s [GPa/m]	$K2 = 25,1$	1.493	520	1.323	1.387
Coefficiente de fricción, μ	–	1,27	0,50	0,67	1,17
Dilatancia, $\bar{\psi}$ [°]	–	0	0	0	0
Resistencia a la tracción, σ_c [MPa]	$K3 = 20,0$	15,4	11,0	12,1	40,1
Cohesión, c_b [MPa]	$K4 = 21,0$	41,9	53,8	50,5	116,8
Ángulo de fricción, ϕ_b [°]	–	51,8	26,5	34,0	49,4

Se observa un excelente ajuste en las curvas esfuerzo–deformación entre los resultados de laboratorio y las simulaciones de SRM (Figura 5—37). En la Tabla 5—15 se presenta un resumen con el total de contactos que fallan en el *peak*, y en la Figura 5—38 se muestra el modo de falla resultante.

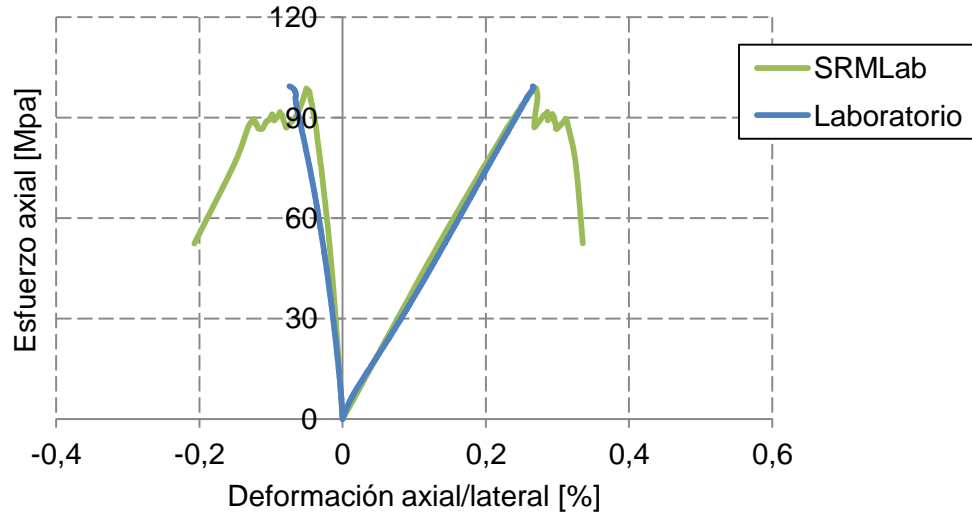
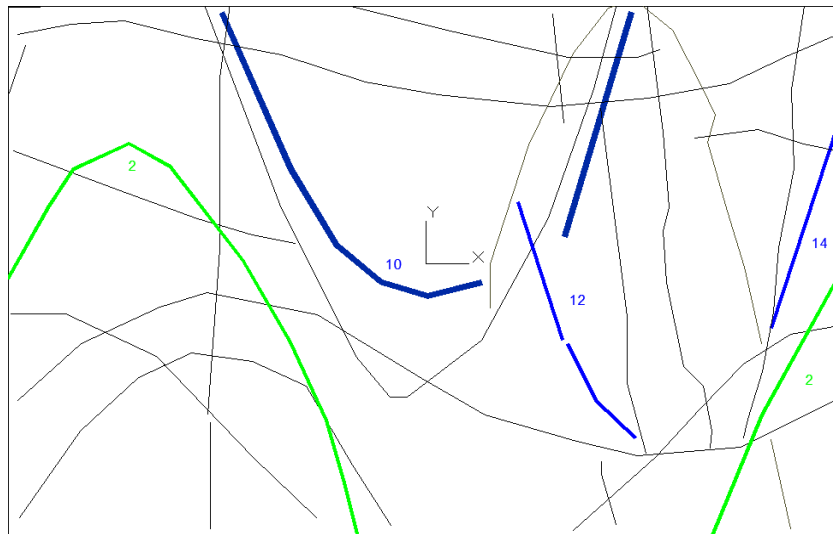


Figura 5—37: Curva esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14) en una muestra de SRM con el DFN NNM21–1.

En la Figura 5—38 y en la Tabla 5—15, se observa que la ruptura principal ocurre en la vetilla 2 (Anh), la cual falló parcialmente en el ensayo de laboratorio. Es la única vetilla que presenta falla considerable por corte (17%). Las vetillas 10, 12 y 14 presentan falla parcial (más de un 38% de los contactos).



- Falla por tracción (>15%)
- Falla por tracción y por corte (>15%)
- Falla por tracción (>40%)

Figura 5—38: Modo de falla del ensayo en SRMLab con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14) con el DFN NNM21–1.

Tabla 5—15: Número total de contactos y número por modo de falla en el *peak* del ensayo de calibración de la probeta NNM21–1.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	1.766	42	–	2	–	2
2	Anh	1.091	593	181	54	17	71
3	Qz	1.039	76	–	7	–	7
4	Qz	748	11	–	1	–	1
5	Qz	1.439	12	–	1	–	1
6	Qz	1.206	111	–	9	–	9
7	Qz	791	20	–	3	–	3
8	Qz	525	39	–	7	–	7
9	Qz	2.129	142	–	7	–	7
10	Cpy	1.617	812	–	50	–	50
11	Qz	609	7	–	1	–	1
12	Anh	654	241	5	37	1	38
13	Qz	866	40	–	5	–	5
14	Anh	1.191	469	11	39	1	40
Total		15.671	2.615	197	17	1	18

Al contrario del ensayo de laboratorio, en que falla principalmente la vetilla 1 (Qz), en el *SRMLab* falla la vetilla 10 (Cpy). Esto puede deberse a que ambas tienen una orientación favorable para la falla (70° aproximadamente), y debido a que la vetilla 10 (Cpy) tiene micro–parámetros menos resistentes que la vetilla 1 (Qz). Un parámetro que no considera el DFN es el espesor de las vetillas, la vetilla 1 (Qz) tiene un espesor típico de 1,2 [mm], mientras que la vetilla 10 (Cpy) de 0,4 [mm]. Este factor disminuye la resistencia de la vetilla, pero no se ve reflejado en el modelo SRM debido a que se utilizan los valores promedio de los micro–parámetros de resistencia para cada tipo en el SJCM.

5.3.2 Verificación

Con los micro–parámetros de la roca intacta y de las vetillas calibrados, se reproducen los ensayos de compresión uniaxial de las probetas con los DFN restantes. Las siguientes figuras presentan los resultados de estas simulaciones, incluyendo curvas de esfuerzo–deformación, porcentaje de daño por modo de falla, el mapeo realizado a las muestras de laboratorio (Rebolledo 2012) y a las muestras ensayadas en *SRMLab* en el momento en que la muestra alcanza su mayor resistencia. Se destacan las vetillas con más de un 15% de contactos que han fallado por corte, por tracción y aquellos en que hay más de un 40% de contactos que han fallado por tracción. Por otro lado, sólo se muestra la falla por vetillas y no por roca intacta en el análisis realizado a los resultados de las simulaciones en SRM.

a) Probeta: NNM04-1

La curva esfuerzo–deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—39. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

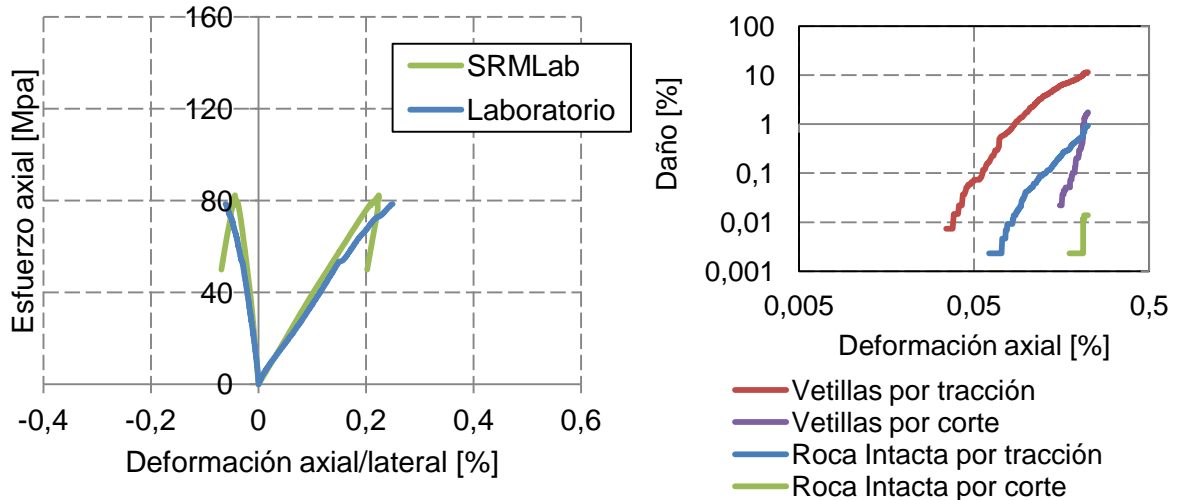


Figura 5—39: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM04-1.

La Tabla 5—16 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—16: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM04-1.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	922	67	0	7	0	7
2	Qz	1.666	92	0	6	0	6
3	Anh	1.039	338	65	33	6	39
4	Qz	1.003	19	0	2	0	2
5	Qz	954	28	0	3	0	3
6	Anh	1.380	531	127	38	9	48
7	Anh	344	172	46	50	13	63
8	Qz	2.069	151	0	7	0	7
9	Qz	664	18	0	3	0	3
10	Anh	430	83	0	19	0	19
11	Qz	793	28	0	4	0	4
12	Qz	167	1	0	1	0	1
13	Qz	1.006	23	0	2	0	2
14	Qz	480	14	0	3	0	3
15	Qz	170	7	0	4	0	4
16	Qz	599	3	0	1	0	1
Total		13.686	1.575	238	12	2	13

En la muestra de laboratorio se considera como ruptura principal la falla de la vetilla 8 (Qz), que además, se propaga por matriz (Rebolledo 2012). Esta estructura no presenta una falla importante en *SRMLab*. En el ensayo de laboratorio la vetilla 3 (Anh) no falla a pesar de estar favorablemente orientada, probablemente debido a que es discontinua, lo cual no se ve reflejado en el modelo ya que se considera como una sola vetilla. La vetilla 7 (Anh) es la que presenta un mayor porcentaje de contactos rotos, y falla también en el ensayo de laboratorio, lo cual se debe a efectos de borde debido a su ubicación (Figura 5—40).

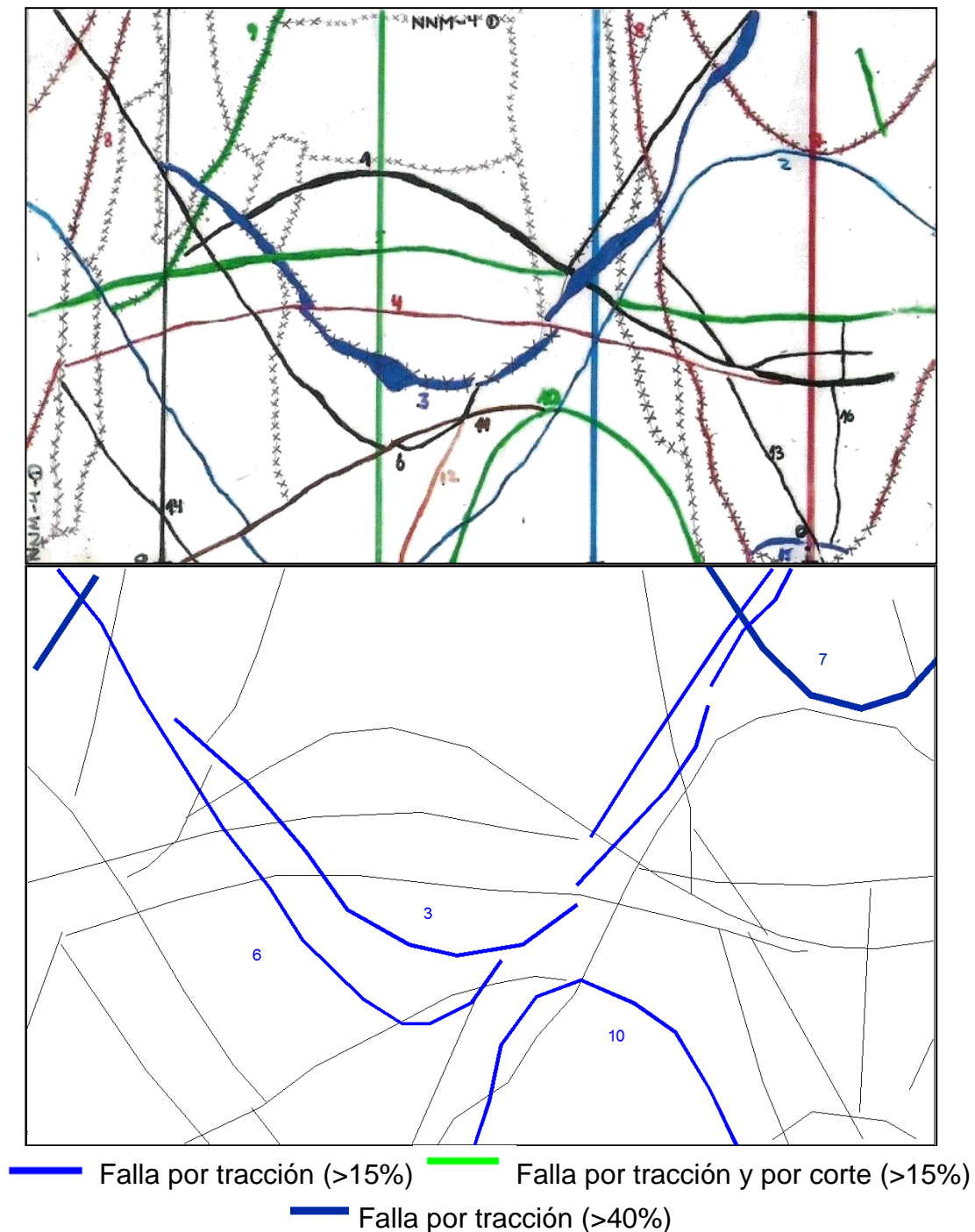


Figura 5—40: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en *SRMLab*. DFN: NNM04—1.

b) Probeta: NNM07-4

La curva esfuerzo–deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—41. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

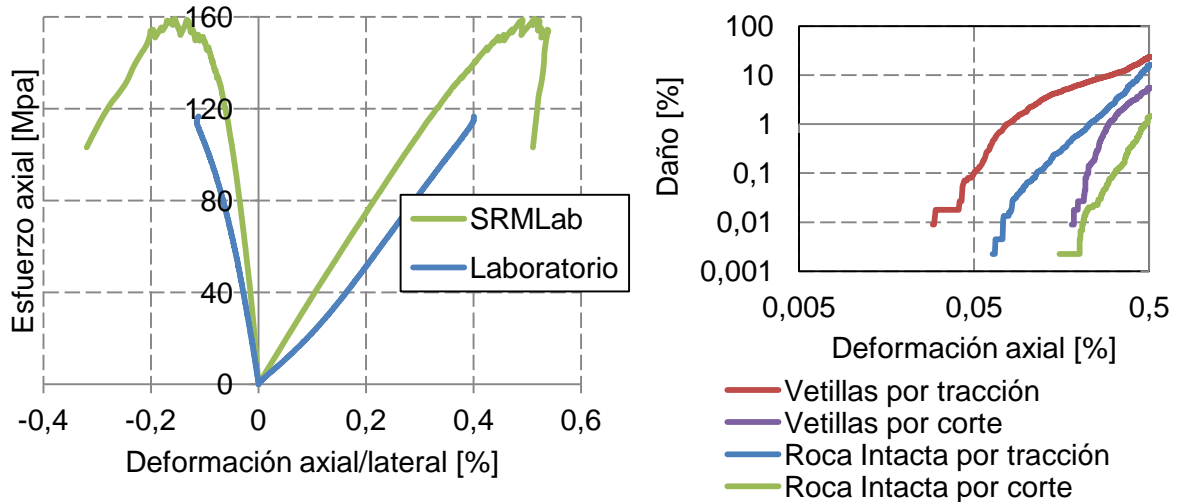


Figura 5—41: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM07-4.

La Tabla 5—17 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—17: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM 07-4.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	879	165	1	19	0	19
2	Qz	532	81	0	15	0	15
3	Qz	1.557	530	1	34	0	34
4	Anh	882	247	391	28	44	72
5	Qz	2.057	661	3	32	0	32
6	Anh	1.177	242	220	21	19	39
7	Bt	1.047	175	0	17	0	17
8	Qz	311	23	0	7	0	7
9	Qz	240	17	0	7	0	7
10	Qz	40	0	0	0	0	0
11	Qz	152	34	0	22	0	22
12	Qz	270	86	0	32	0	32
13	Qz	2.126	385	0	18	0	18
Total		11.270	2.646	616	23	5	29

La ruptura principal en el ensayo de laboratorio ocurre en la vetilla 13 (Qz). Sin embargo, es sólo falla parcial y no involucra a toda la vetilla. También falla la vetilla 5 (Qz), y se produce ruptura por matriz (Rebolledo 2012). En la simulación, además, se observa falla en la vetilla 13 (Qz) y en la 5 (Qz). En *SRMLab* la ruptura principal ocurre en la vetilla 4 (Anh), lo que no ocurre en el ensayo de laboratorio (Figura 5—42).

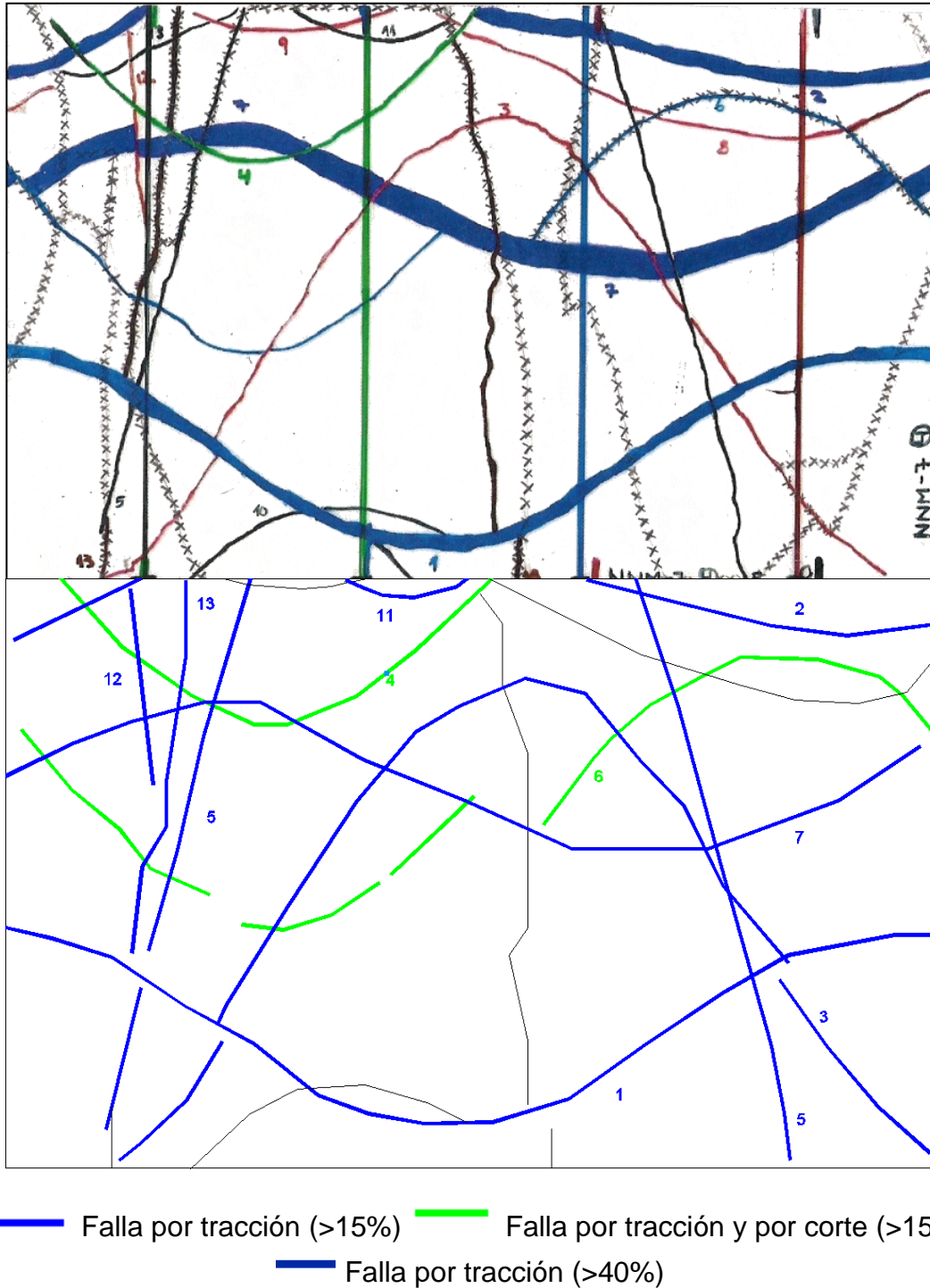


Figura 5—42: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. DFN: NNM07—4.

c) Probeta: NNM09-1

La curva esfuerzo–deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—43. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

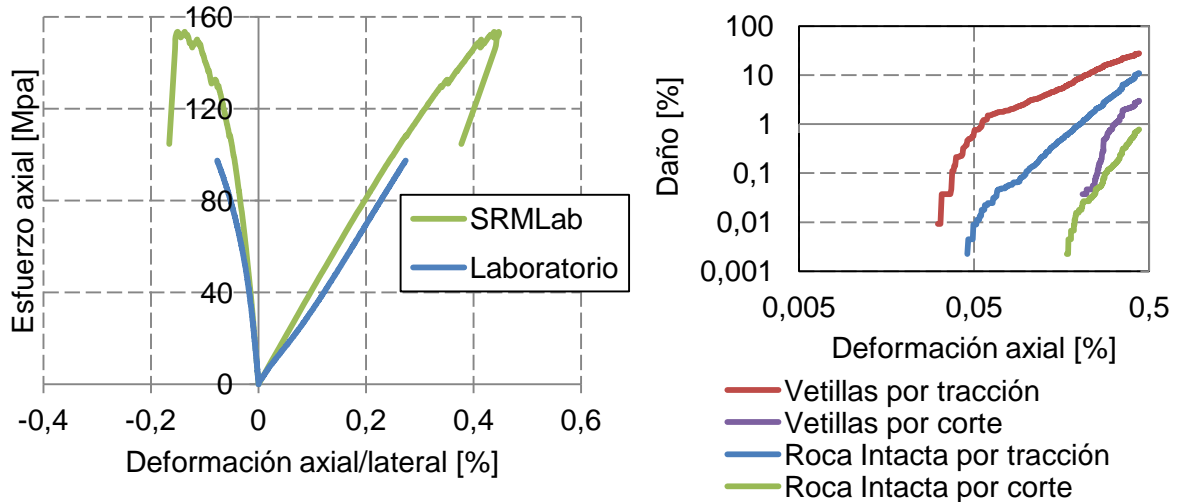


Figura 5—43: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM09-1. La Tabla 5—18 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—18: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM 09-1.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	429	41	0	10	0	10
2	Qz	1.004	201	0	20	0	20
3	Anh	952	245	195	26	20	46
4	Qz	638	104	0	16	0	16
5	Qz	435	70	0	16	0	16
6	Qz	1.040	76	0	7	0	7
7	Qz	1.384	375	0	27	0	27
8	Qz	1.199	413	11	34	1	35
9	Qz	1.037	233	0	22	0	22
10	Bt	835	387	21	46	3	49
11	Qz	213	69	0	32	0	32
12	Anh	593	475	96	80	16	96
13	Qz	743	168	0	23	0	23
14	Qz	303	120	0	40	0	40
Total		10.805	2.977	323	28	3	31

La falla principal de la muestra ocurre por matriz, con un ángulo 0° con respecto al eje vertical, y por la vetilla 7 (Qz). Además, falla parcialmente la vetilla 9 (Qz). En este caso destacan las estructuras 3 (Anh) y 12 (Anh) que no presentan falla, pero tienen altos contenidos de Anh. La 12 (Anh) probablemente no falla por no tener un ángulo con respecto al eje del esfuerzo principal máximo y la 3 (Anh) por encontrarse en la parte inferior de la muestra (Rebolledo 2012). En la simulación de SRM se observa que el daño total en la vetilla 12 (Anh) es de un 96%, y en la 3 (Anh) de un 46% (Figura 5—44).

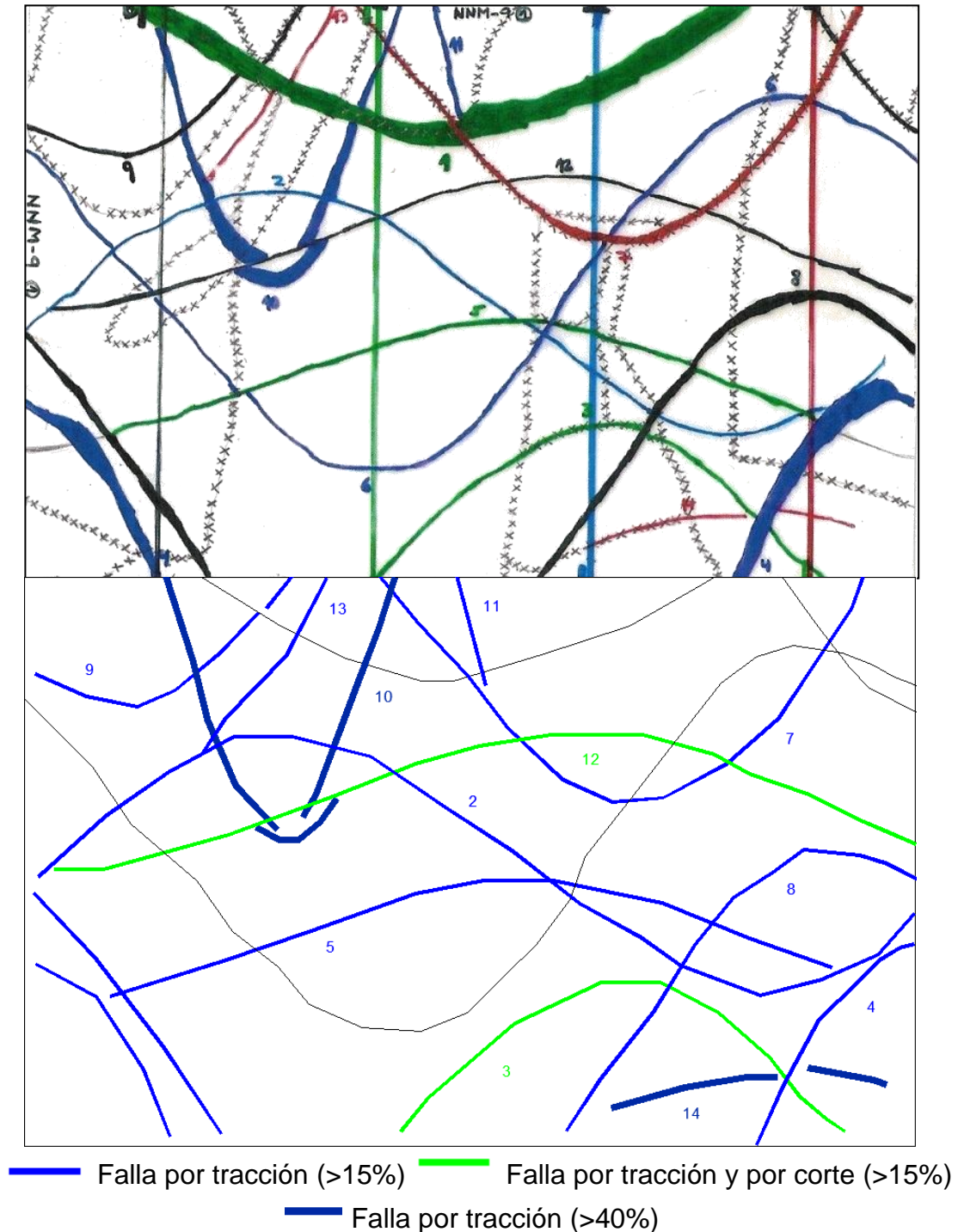


Figura 5—44: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM09-1.

d) Probeta: NNM09-4

La curva esfuerzo–deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—45. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

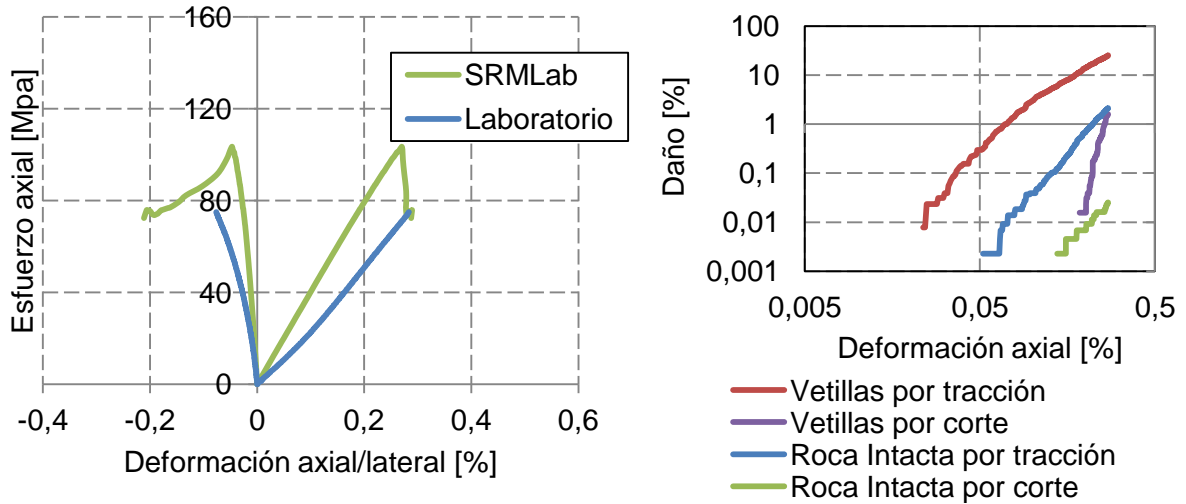


Figura 5—45: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM09-4.

La Tabla 5—19 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—19: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM09-4.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Anh	794	241	80	30	10	40
2	Qz	434	16	0	4	0	4
3	Qz	281	10	0	4	0	4
4	Cpy	324	138	0	43	0	43
5	Qz	989	77	0	8	0	8
6	Qz	82	0	0	0	0	0
7	Qz	820	77	0	9	0	9
8	Cpy	2.035	952	0	47	0	47
9	Bt	1.082	72	0	7	0	7
10	Qz	131	1	0	1	0	1
11	Anh	2.177	1.124	61	52	3	54
12	Anh	635	211	63	33	10	43
13	Anh	23	1	0	4	0	4
14	Qz	504	29	0	6	0	6
15	Qz	203	23	0	11	0	11
16	Anh	804	217	0	27	0	27
17	Qz	505	21	0	4	0	4
18	Qz	969	15	0	2	0	2
Total		12.792	3.225	204	25	2	27

La vetilla principal en la falla es la 11 (Anh), y destaca la falla parcial de la 13 (Anh). Las vetillas 4 (Cpy) y 10 (Qz), de orientación favorable fallan parcialmente, independiente de la composición mineralógica. Esto podría deberse a la ubicación que tienen en la muestra. No se observa falla por roca intacta (Rebolledo 2012). En los ensayos de SRM, se observa que las fallas principales son por las vetillas 4 (Cpy), 8 (Cpy) y 11 (Anh) (Figura 5—46).

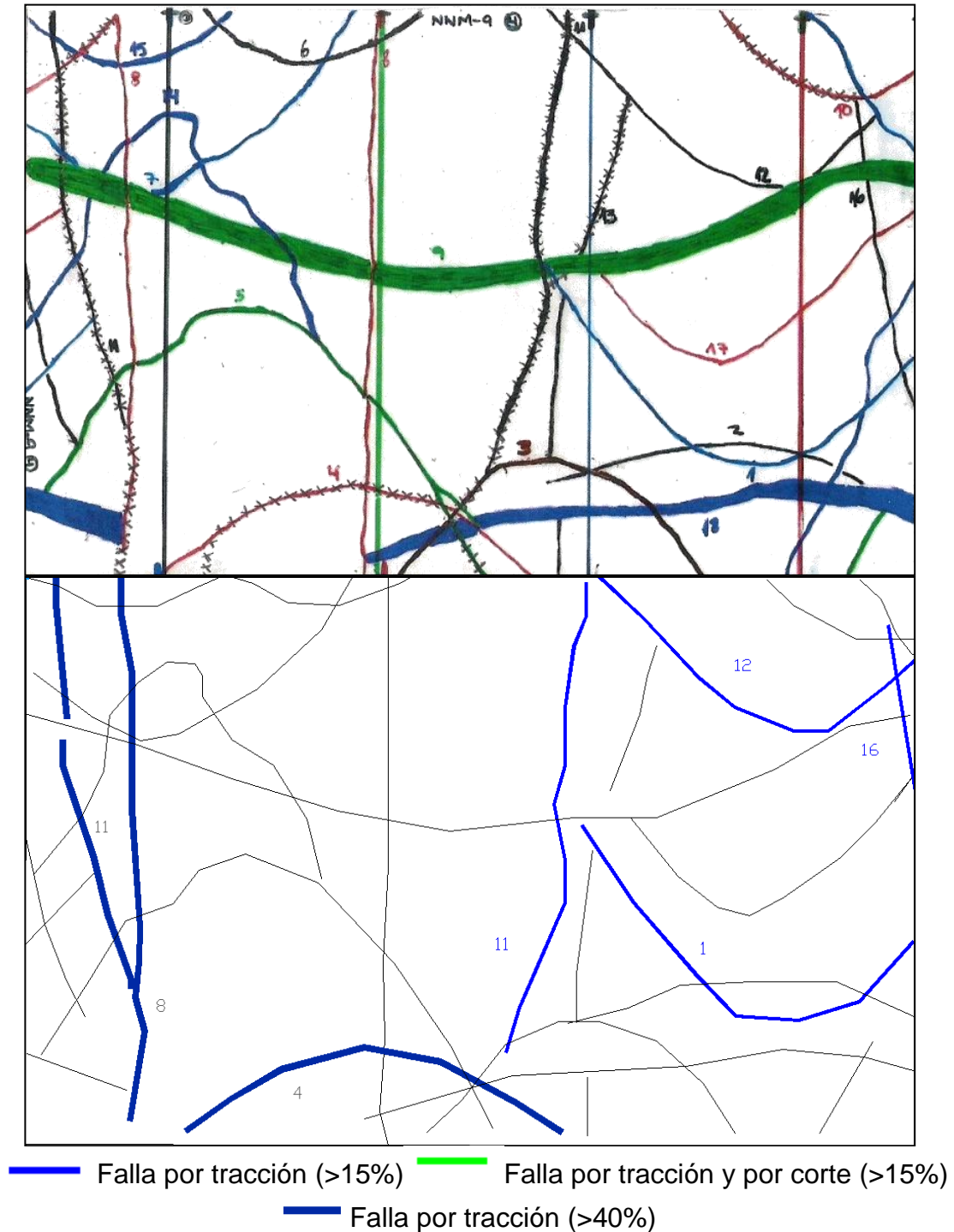


Figura 5—46: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM09—4.

e) Probeta: NNM16-1

La curva esfuerzo-deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—47. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

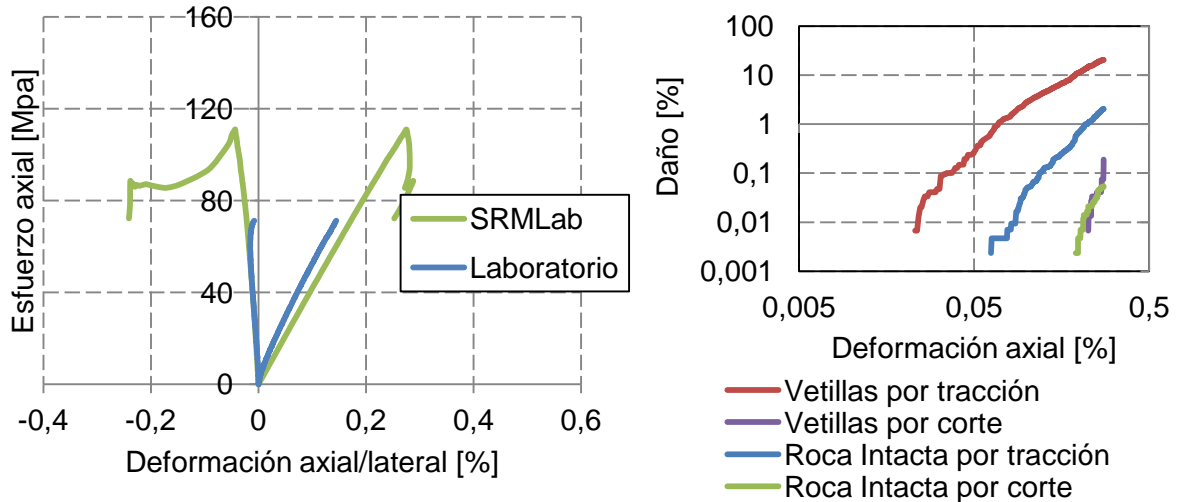


Figura 5—47: Curva esfuerzo-deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM16-1.

La Tabla 5—20 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—20: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM16-1.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Anh	769	332	25	43	3	46
2	Cpy	2.051	1.228	0	60	0	60
3a	Qz	310	1	0	0	0	0
3b	Cpy	1.563	645	0	41	0	41
4	Anh	1.441	268	3	19	0	19
5	Qz	805	84	0	10	0	10
6	Qz	894	21	0	2	0	2
7	Qz	1.001	51	0	5	0	5
8	Anh	858	266	0	31	0	31
9	Qz	236	24	0	10	0	10
10	Qz	665	14	0	2	0	2
11	Qz	743	23	0	3	0	3
12	Qz	1.539	29	0	2	0	2
13	Anh	0	0	0	0	0	0
14	Qz	399	27	0	7	0	7
15	Qz	577	27	0	5	0	5
16	Qz	958	19	0	2	0	2
Total		14.809	3.059	28	21	0	21

La vetilla 2 (Cpy), a pesar de estar favorablemente orientada y ser continua, rompe parcialmente. Destaca la ruptura a lo largo de la vetilla 3b (Cpy), de orientación subvertical. La vetilla 3a (Qz), favorablemente orientada se rompió casi totalmente (Rebolledo 2012). En el ensayo realizado en *SRMLab* destaca la falla de estructuras subverticales, siendo la más importante la de la vetilla 2 (Anh) que no falla en los ensayos de laboratorio. El daño en vetillas de Qz no es superior al 10% en ninguna de las vetillas de esta clasificación (Figura 5—48).

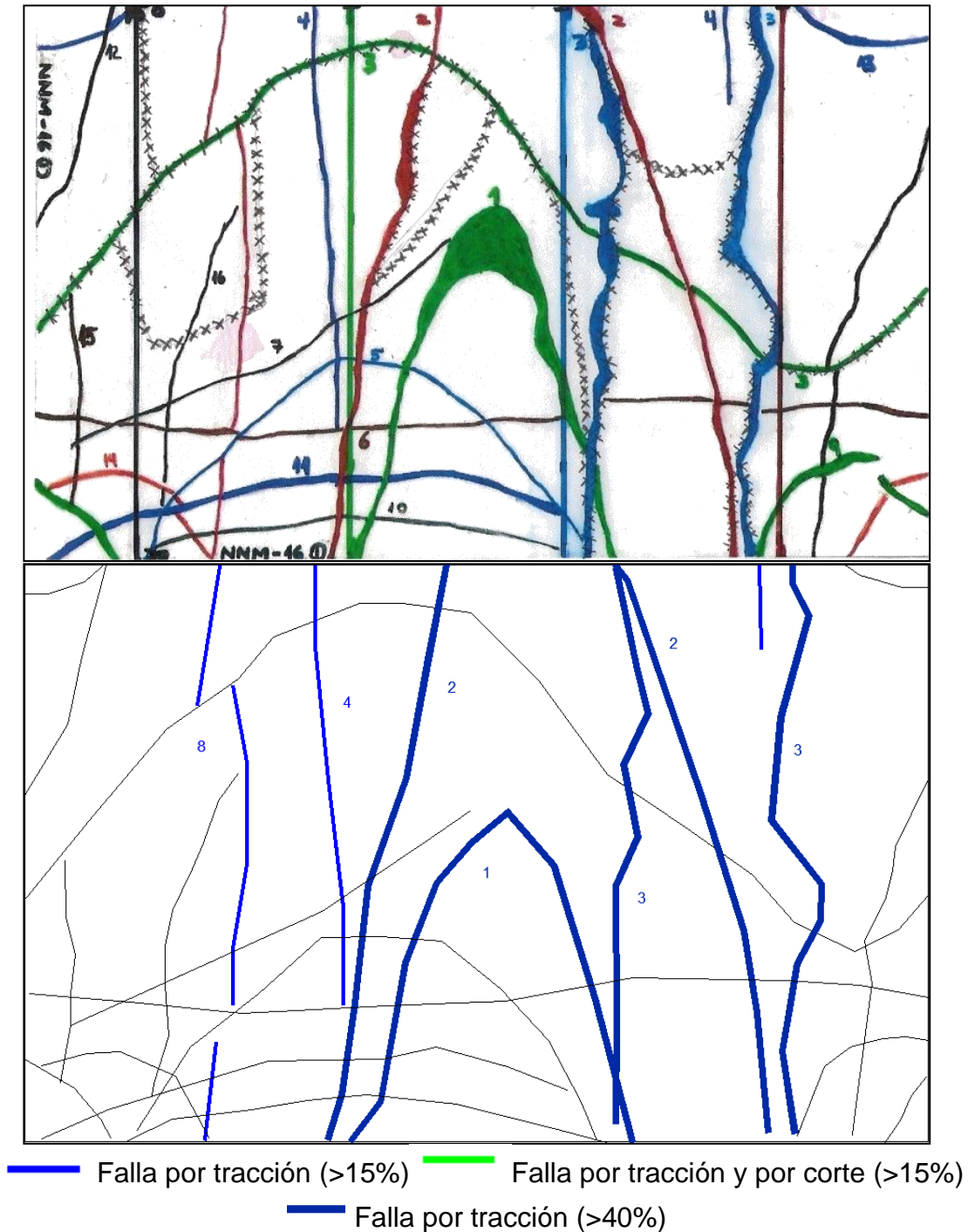


Figura 5—48: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM16-1.

f) Probeta: NNM21-3

La curva esfuerzo-deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—49. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

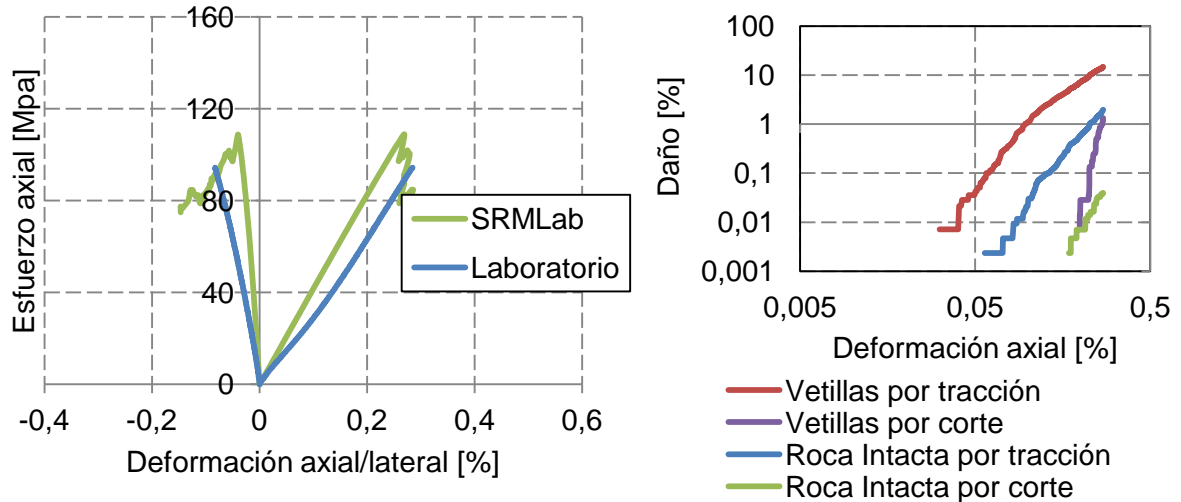


Figura 5—49: Curva esfuerzo-deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM21-3.

La Tabla 5—21 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—21: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM21-3.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	1.372	125	0	9	0	9
2	Qz	804	14	0	2	0	2
3	Anh	1.771	356	4	20	0	20
4	Qz	660	49	0	7	0	7
5	Qz	2.066	147	0	7	0	7
6	Anh	951	464	90	49	9	58
7	Qz	1.083	52	0	5	0	5
8	Anh	606	275	92	45	15	61
9	Qz	2.576	105	0	4	0	4
10	Cpy	1.052	124	0	12	0	12
12	Anh	1.018	345	1	34	0	34
Total		13.959	2.056	187	15	1	16

La falla principal en la muestra ocurrió por matriz. La vetilla 12 (Anh) es una estructura que no cruza toda la muestra, y la fractura se propaga por matriz. La vetilla 6 (Anh) falla completamente, y su orientación es favorable para una menor resistencia. Destacan las vetillas 8 (Anh) y 3 (Anh) que a pesar de su mineralogía y orientación no fallan (Rebolledo 2012). En las simulaciones fallan también las vetillas 6 (Anh) y 12 (Anh), pero la 8 (Anh) es la que presenta un mayor número de contactos fallados, lo que puede deberse a su ubicación dentro de la muestra (Figura 5—50).

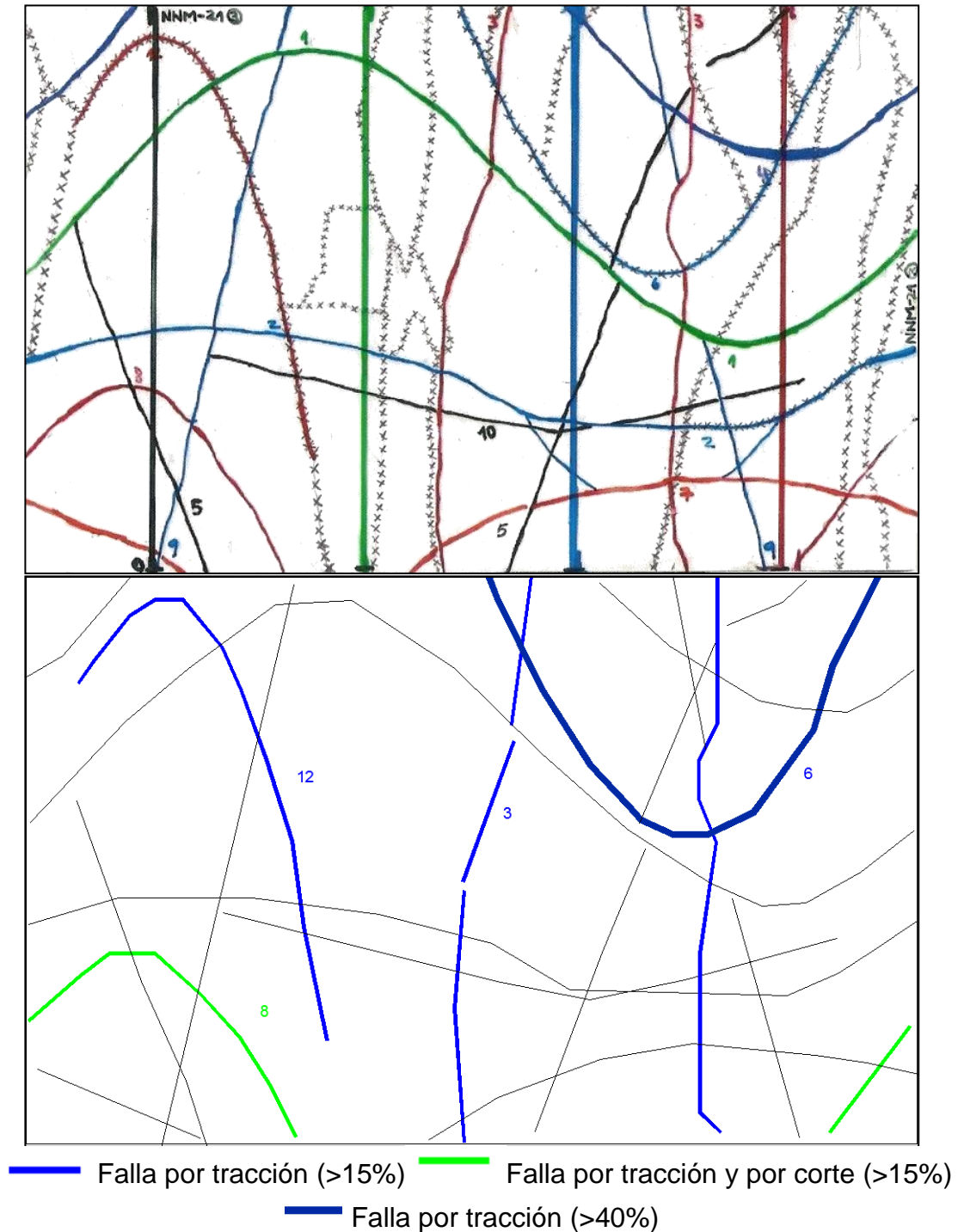


Figura 5—50: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM21-3.

g) Probeta: NNM21-4

La curva esfuerzo–deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—51. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

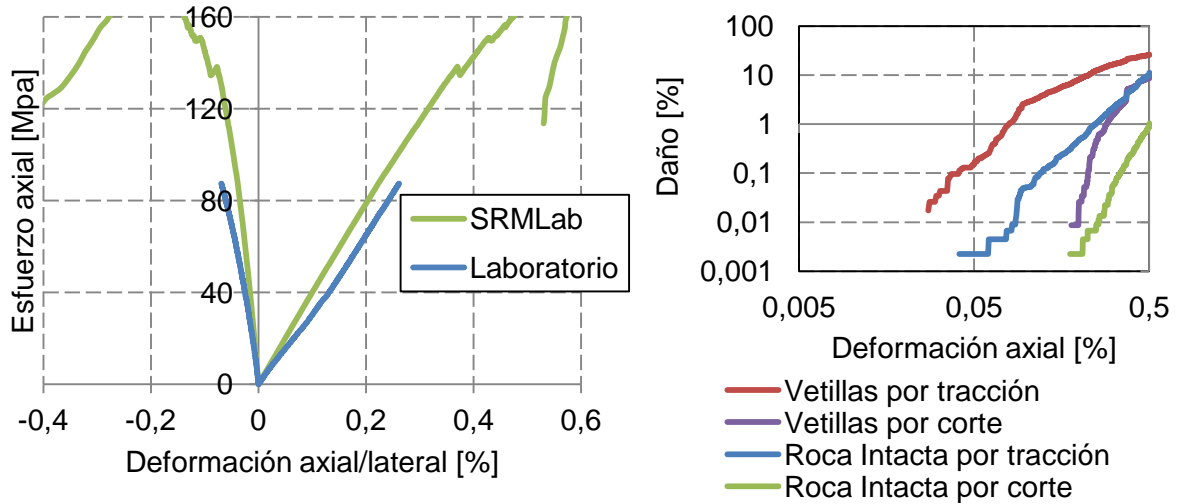


Figura 5—51: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM21-4.

La Tabla 5—22 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—22: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM21-4.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	1.251	265	0	21	0	21
2	Qz	1.817	607	6	33	0	34
3	Anh	861	155	163	18	19	37
4	Anh	1.091	398	382	36	35	71
5	Anh	990	240	182	24	18	43
6	Anh	1.139	697	415	61	36	98
7	Qz	745	189	2	25	0	26
8	Qz	1.184	281	6	24	1	24
9	Qz	1.170	170	0	15	0	15
10	Qz	331	77	1	23	0	24
11	Qz	102	7	0	7	0	7
12	Qz	570	65	0	11	0	11
13	Qz	330	120	4	36	1	38
Total		11.581	3.271	1.161	28	10	38

La ruptura principal ocurre por matriz, propagándose parcialmente a lo largo de la vetilla 10 (Qz). Destaca como resultado del ensayo la falla parcial de las estructuras, a pesar de estar favorablemente orientadas y tener rellenos blandos (Rebolledo 2012). Corresponde a la muestra que tiene un mayor número de contactos que fallan (38%), sólo 2 de las 13 vetillas muestra menos de un 15% de falla en los SJC. El daño en las vetillas de Anh presenta entre un 37% y un 98% de los contactos fallados, mientras que las de Qz tienen a lo más un 38% (Figura 5—52).

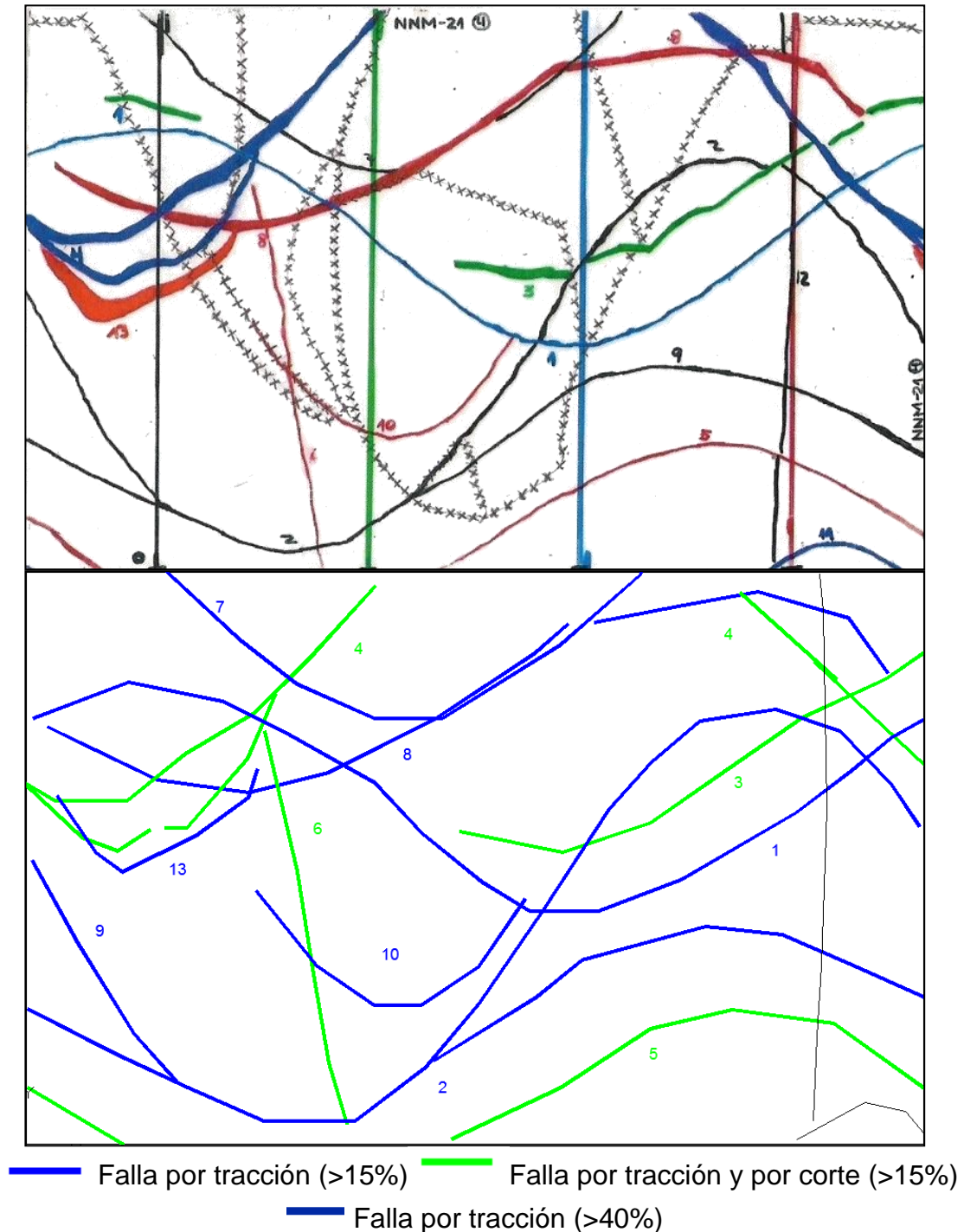


Figura 5—52: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM21—4.

h) Probeta: NNM22-1

La curva esfuerzo–deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—53. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

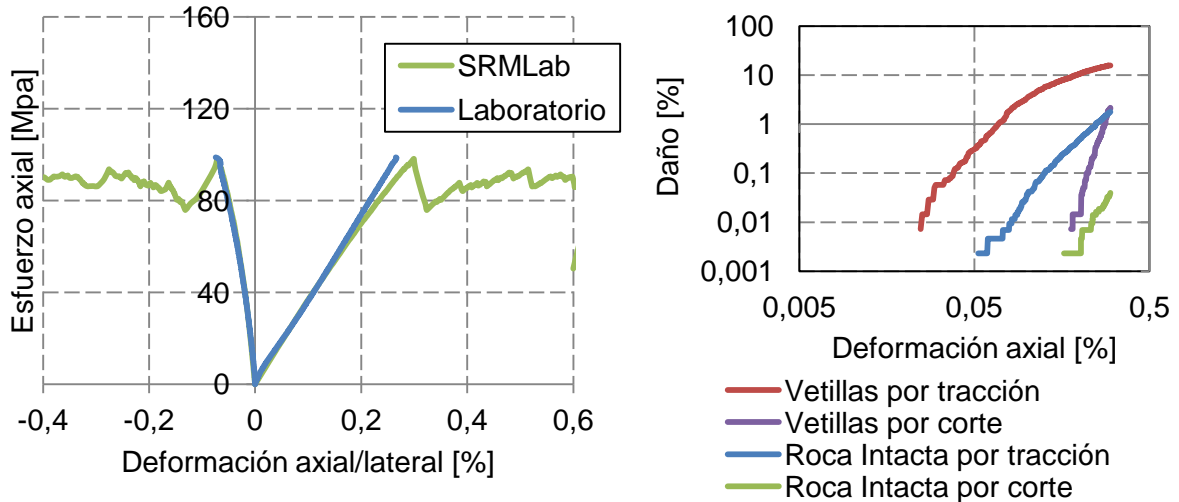


Figura 5—53: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM22-1.

La Tabla 5—23 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—23: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM22-1.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	1.282	142	0	11	0	11
2	Cpy	1.307	573	0	44	0	44
3	Qz	2.336	181	0	8	0	8
4	Qz	2.556	105	0	4	0	4
5	Qz	936	2	0	0	0	0
6	Anh	1.385	552	152	40	11	51
7	Anh	1.088	219	21	20	2	22
8	Anh	1.341	371	126	28	9	37
9	Qz	1.029	45	0	4	0	4
10	Qz	282	1	0	0	0	0
11	Qz	359	4	0	1	0	1
Total		13.901	2.195	299	16	2	18

En esta muestra las vetillas fallan sólo parcialmente. Dominan en la ruptura vetillas con contenidos mayoritarios de Qz y fractura por matriz de roca intacta. No hay falla clara en las estructuras (Rebolledo 2012). En los ensayos con SRM fallan principalmente las vetillas 2 (Cpy) y 6 (Anh). El daño en las vetillas de Qz es menor al 11% (Figura 5—54).

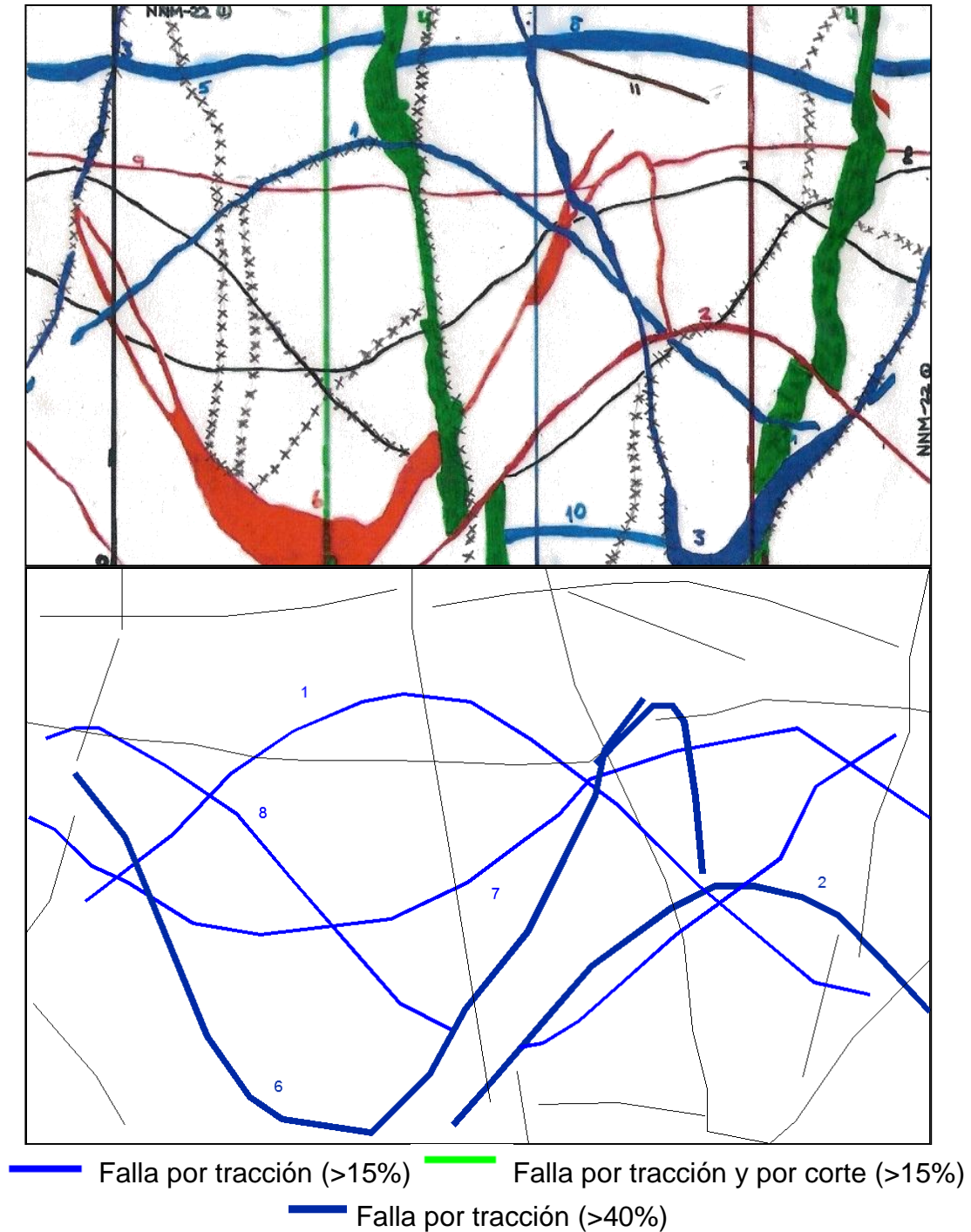


Figura 5—54: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. Muestra NNM22-1.

i) Probeta: NNM22-2

La curva esfuerzo–deformación obtenida, junto con la de laboratorio, se muestra en la Figura 5—55. Además, se incluye la evolución del daño en los contactos en función de la deformación axial.

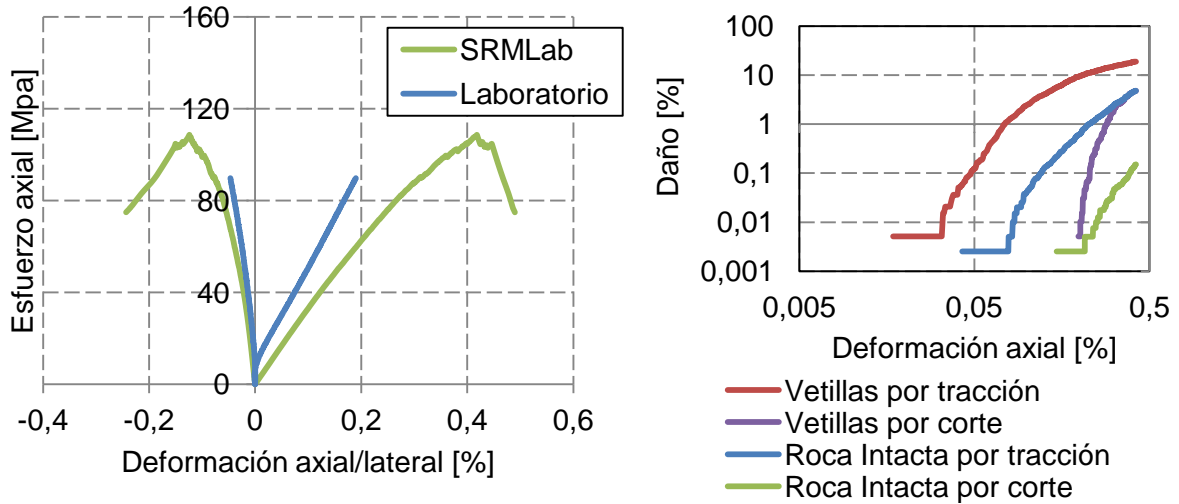


Figura 5—55: Curva esfuerzo–deformación y porcentaje de daño por modo de falla. DFN: NNM22-2.

La Tabla 5—24 muestra el daño en los contactos de las vetillas en el *peak*.

Tabla 5—24: Número de SJC que fallan por tracción y por corte. DFN: NNM22-2.

Vetilla		Número de <i>smooth joints</i>			Daño [%]		
		Total	Falla por tracción	Falla por corte	Tracción	Corte	Total
1	Qz	1.177	149	0	13	0	13
2	Qz	2.293	216	0	9	0	9
3	Cpy	335	194	0	58	0	58
4	Qz	306	31	0	10	0	10
5	Qz	2.194	266	0	12	0	12
6	Qz	884	115	0	13	0	13
7	Qz	649	55	0	8	0	8
8	Qz	2.247	187	0	8	0	8
9	Qz	1.005	47	0	5	0	5
10	Qz	472	24	0	5	0	5
11	Cpy	1.168	313	2	27	0	27
12	Qz	878	101	0	12	0	12
13	Anh	1.168	399	320	34	27	62
14	Anh	297	112	13	38	4	42
15	Anh	937	521	55	56	6	61
16	Anh	1.209	394	264	33	22	54
17	Anh	1.261	397	277	31	22	53
18	Qz	958	156	0	16	0	16
Total		19.438	3.677	931	19	5	24

La fractura principal ocurre por la vetilla 5 (Qz) y la 15 (Anh), mientras que la vetilla 2 (Qz) falla parcialmente (Rebolledo 2012). En las simulaciones las vetillas con mayor porcentaje de daño son la vetilla 3 (Cpy), 13 (Anh) y 15 (Anh). En el ensayo realizado en el laboratorio las vetillas 3 (Cpy) y 13 (Anh) no muestran falla. La vetilla 18 (Qz) es la que presenta un mayor porcentaje de daño en vetillas de Qz con un 16%, pero no falla en el ensayo de laboratorio (Figura 5—54).

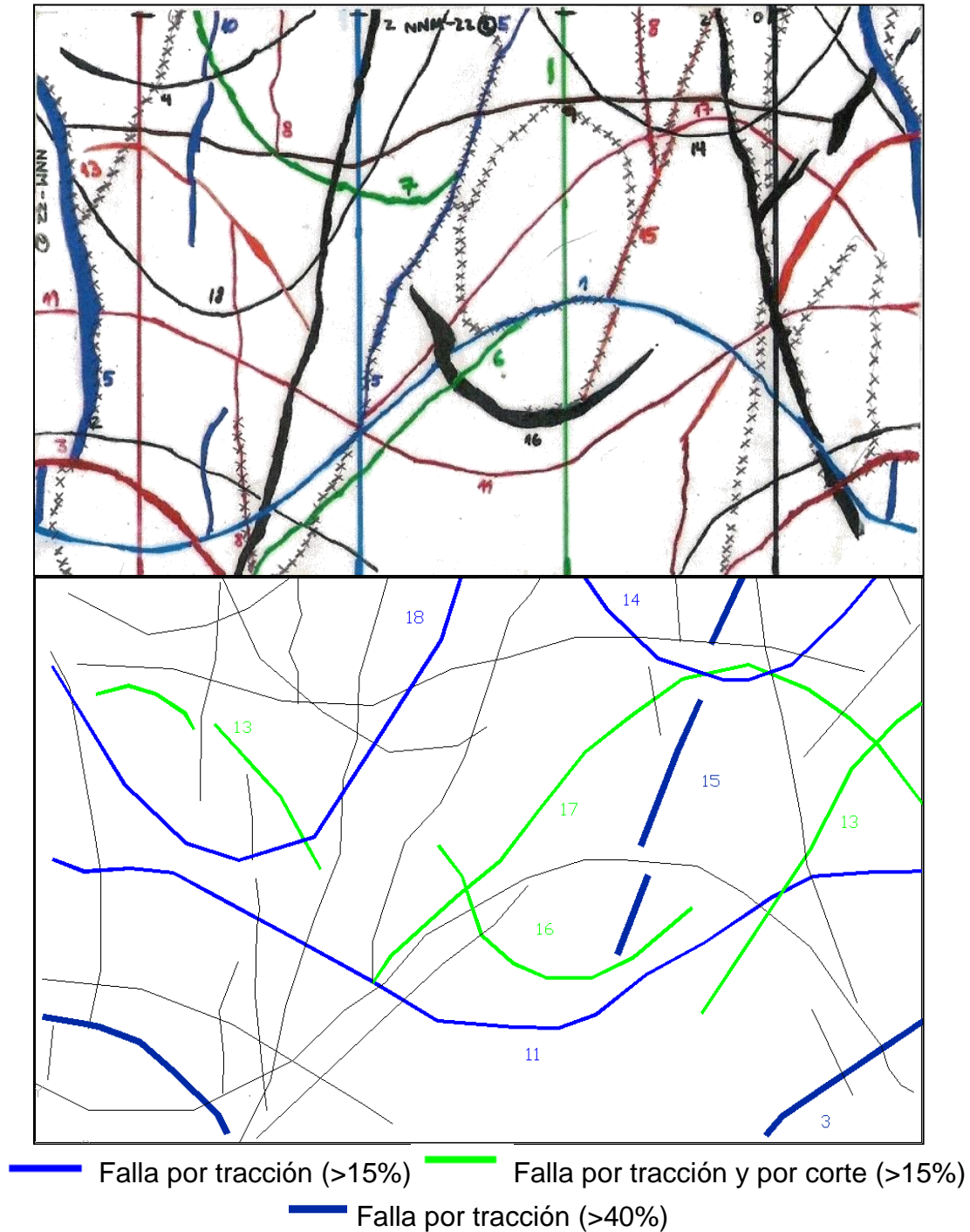


Figura 5—56: Mapeo de las vetillas en el ensayo de laboratorio y en SRMLab. DFN: NNM22—2.

Se observa en general que para las probetas NNM04-1 (Figura 5—39), NNM21-3 (Figura 5—49) y NNM22-1 (Figura 5—53) el modelo SRM provee buen ajuste a los de laboratorio. Las simulaciones de las muestras NNM09-4 (Figura 5—45), NNM16-1 (Figura 5—47) y NNM22-2 (Figura 5—55) presentan un ajuste aceptable a los de laboratorio. Por último, las simulaciones con DFN NNM07-4 (Figura 5—41), NNM09-1 (Figura 5—43) y NNM21-4 (Figura 5—51) presentan resistencias bastante mayores a las de laboratorio.

La Tabla 5—25 muestra resultados de los parámetros elásticos y de resistencia obtenidos de las simulaciones, y las estadísticas básicas.

Tabla 5—25: Comparación de parámetros elásticos y de resistencia obtenidos de las simulaciones en SRMLab y ensayos de laboratorio.

Probeta	Módulo de Young [GPa]		Razón de Poisson		UCS [MPa]	
	Ensayo Lab.	SRMLab	Ensayo Lab.	SRMLab	Ensayo Lab.	SRMLab
NNM04-1	34	39	0,23	0,14	79	82
NNM07-4	28	38	0,22	0,13	117	159
NNM09-1	36	41	0,22	0,14	98	154
NNM09-4	27	40	0,25	0,11	75	104
NNM16-1	44	41	0,16	0,11	71	111
NNM21-1	38	38	0,15	0,12	99	99
NNM21-3	36	41	0,26	0,11	94	109
NNM21-4	31	39	0,24	0,15	103	167
NNM22-1	36	37	0,24	0,16	99	98
NNM22-2	42	32	0,23	0,15	90	109
Promedio	35	39	0,22	0,13	93	119
Desv. Est.	5	3	0,04	0,02	14	29
Mínimo	27	32	0,15	0,11	71	82
Máximo	44	41	0,26	0,16	117	167

La resistencia a la compresión uniaxial, presenta una mayor desviación estándar en las simulaciones numéricas con relación a los ensayos de laboratorio. Se observa lo contrario en los parámetros elásticos, observándose una baja desviación estándar, por lo que estos no se ven considerablemente afectados por el cambio en el arreglo estructural.

La Figura 5—57 muestra correlaciones obtenidas con los parámetros de resistencia a la compresión uniaxial, módulo de Young y razón de Poisson. Se observa que el parámetro mejor representado es el del módulo de Young, mientras en todas las muestras el UCS es igual o mayor al resultado obtenido en laboratorio, y la razón de Poisson es menor.

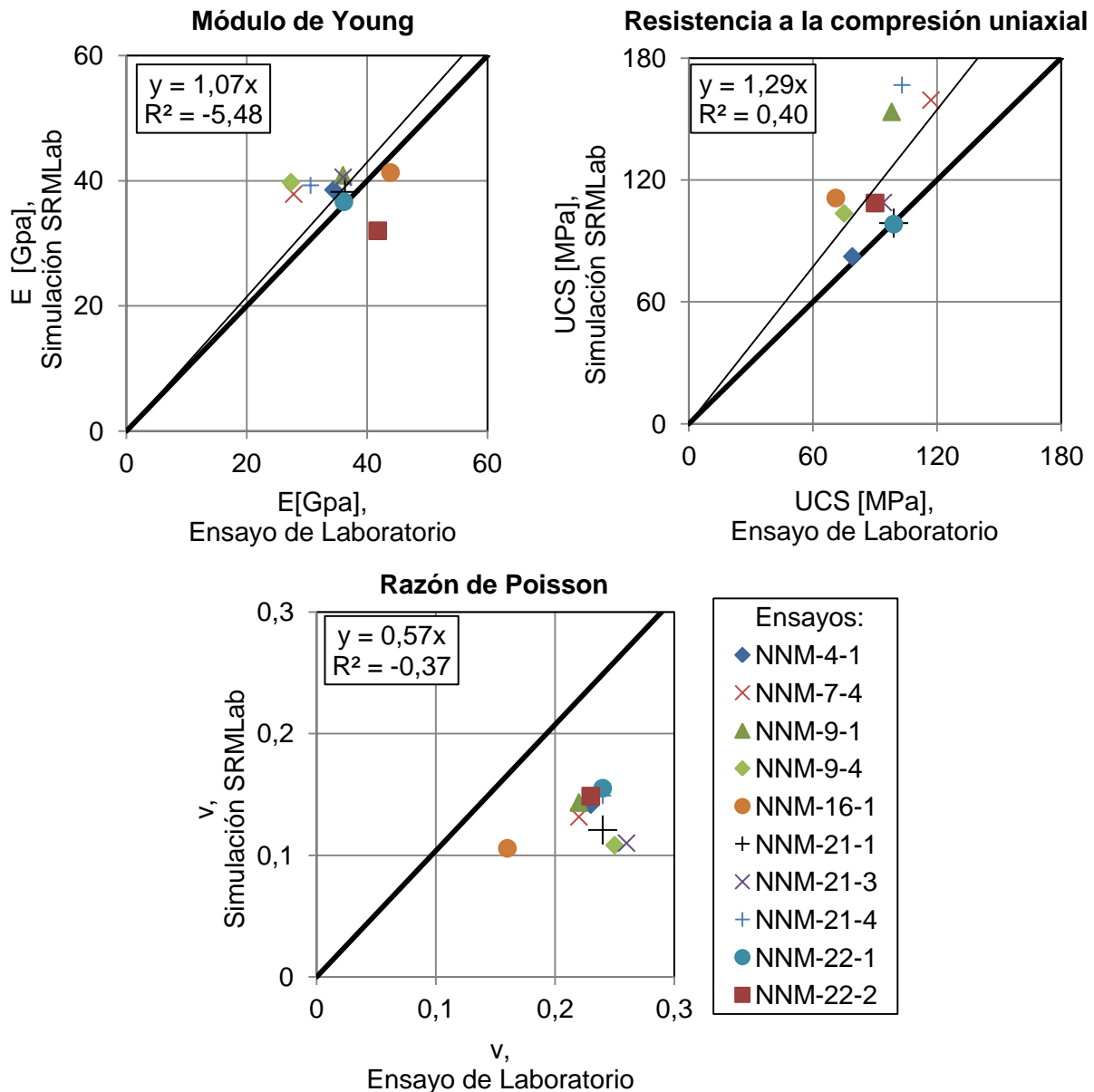


Figura 5—57: Correlaciones entre los valores obtenidos de los ensayos de laboratorio y los resultados obtenidos de las simulaciones en SRMLab, del módulo de Young, resistencia a la compresión uniaxial y razón de Poisson.

Los errores asociados a estos parámetros son:

- Módulo de Young. Se obtiene en promedio un error relativo del 19%, y una desviación máxima absoluta con respecto al promedio de 6,7 [GPa].
- Razón de Poisson. En promedio el error relativo es del 42%, y una desviación máxima absoluta con respecto al promedio de 0,05.
- Resistencia a la compresión uniaxial. En promedio el error relativo es del 29%, y una desviación máxima absoluta con respecto al promedio de 36,9 [MPa].

Una de las ventajas del uso de modelos discretos, es que son capaces de representar el daño dentro de la muestra. En la Tabla 5—26 se presenta la comparación entre de los umbrales de daño, concluyéndose que el SRMLab subestima el umbral de iniciación

de grietas y sobreestima el umbral de daño. Este resultado se debe a la representación de la roca intacta, ya que se observa la misma tendencia en los ensayos realizados sólo con el modelo *Enhanced BPM* (Tabla 5—2).

Destaca la alta desviación estándar que presenta el umbral de daño en simulaciones numéricas en comparación a los ensayos de laboratorio. El rango de valores obtenidos de las simulaciones numéricas, incluye valores mayores a los observados en laboratorio. El mínimo valor obtenido de las simulaciones (82 [MPa]) es considerablemente mayor al máximo valor estimado del laboratorio (47 [MPa]).

Tabla 5—26: Comparación de umbrales de daño obtenidos de las simulaciones en SRMLab y ensayos de laboratorio.

Probeta	Umbral de daño, σ_{cd} [MPa]		Umbral de iniciación de grietas, σ_{ci} [MPa]	
	Ensayo Lab.	SRMLab	Ensayo Lab.	SRMLab
NNM04–1	63	82	37	13
NNM07–4	93	151	47	11
NNM09–1	78	132	36	13
NNM09–4	60	104	30	9
NNM16–1	57	111	46	9
NNM21–1	79	98	40	13
NNM21–3	76	109	40	13
NNM21–4	83	138	40	11
NNM22–1	79	98	40	9
NNM22–2	72	109	42	5
Promedio	39,8	113,2	17,3	10,6
Desv. Est.	4,9	21,0	3,7	2,4
Mínimo	30	82,3	13	5,5
Máximo	47	151,4	25	13,3

En la Figura 5—58 se presenta la correlación obtenida entre los ensayos de laboratorio y el modelamiento numérico.

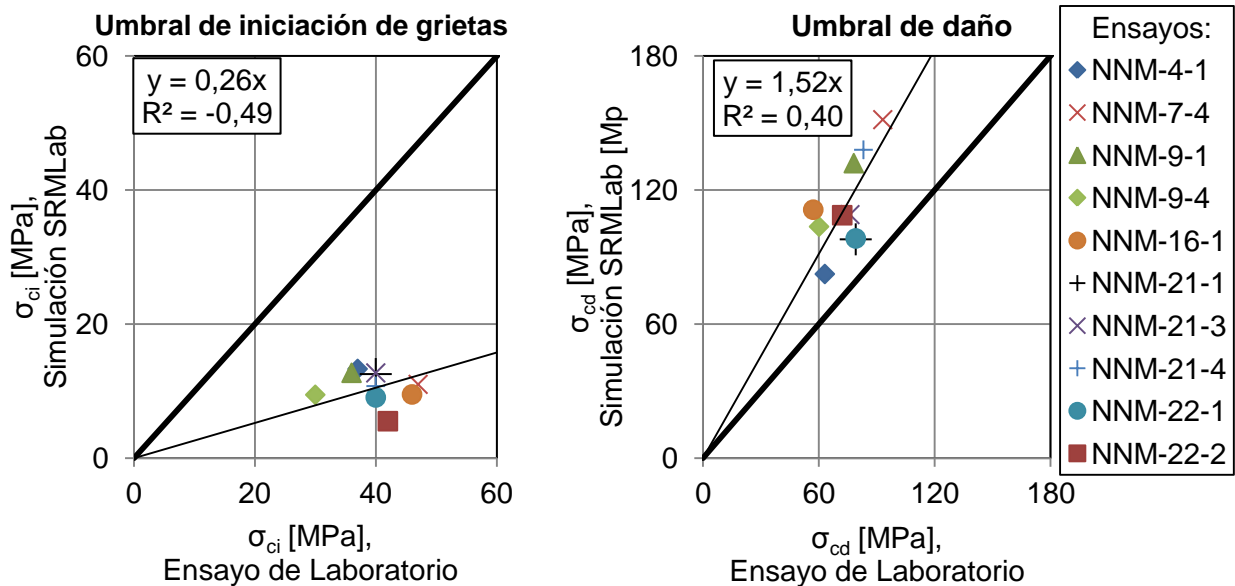


Figura 5—58: Correlaciones entre los valores obtenidos de los ensayos de laboratorio y los resultados obtenidos de las simulaciones en SRMLab, del umbral de iniciación de grietas y umbral de daño.

Los errores asociados a estos parámetros son:

- Umbral de daño. Se obtiene en promedio un error relativo del 54%, y una desviación máxima absoluta con respecto al promedio de 19,2 [MPa].
- Umbral de iniciación de grietas. En promedio el error relativo es del 29%, y una desviación máxima absoluta con respecto al promedio de 7,4 [MPa].

Por otro lado, las muestras que menos son representadas por el modelo SRM (NNM07–4, NNM09–1 y NNM21–4) presentan daño por corte en los contactos que representan el modelo *Enhanced* BPM (cerca de un 1%), al contrario del resto de las muestras que presentan menos de un 0,1% de daño por corte en la roca intacta. Al analizar el daño en las vetillas, las muestras mejor representadas tienen un daño entre un 13 – 18% en los SJC, las que presentan un ajuste aceptable entre 21 – 27%, y las peor representadas entre 29 – 38%.

En resumen, el modo de falla observado es debido a tracción en los contactos de las vetillas, existiendo un mayor número de contactos que fallan en las vetillas de Anh en comparación al resto. La Tabla 5—27 presenta el resumen de porcentaje de contactos que fallan por corte y tracción, PB en el caso de la roca intacta y SJC en el caso de las vetillas.

La diferencia del daño observado en el *peak* es considerable entre todas las probetas. En promedio se tiene un daño total igual al 29,7% con una desviación de 13,7%. El daño total se encuentra entre 14,2% y 55,0%, debiéndose exclusivamente al arreglo estructural que existe dentro de las probetas.

Tabla 5—27: Porcentaje de daño por modo de falla en roca intacta y en vetillas.

Probeta	Roca intacta			Vetillas		
	Falla por tracción [%]	Falla por corte [%]	Total [%]	Falla por tracción [%]	Falla por corte [%]	Total [%]
NNM04-1	0,9	0,0	0,9	11,5	1,7	13,2
NNM07-4	16,1	1,5	17,5	23,6	5,5	29,1
NNM09-1	10,9	0,8	11,7	27,6	3,0	30,6
NNM09-4	2,1	0,0	2,1	25,2	1,6	26,8
NNM16-1	2,1	0,1	2,1	20,7	0,2	20,8
NNM21-1	2,5	0,0	2,5	16,7	1,3	17,9
NNM21-3	2,0	0,0	2,0	14,7	1,3	16,1
NNM21-4	15,0	1,5	16,5	28,4	10,1	38,5
NNM22-1	1,8	0,0	1,8	15,8	2,2	17,9
NNM22-2	4,8	0,2	5,0	18,9	4,8	23,7
Promedio	5,8	0,4	6,2	20,3	3,2	23,5
Desv. Est.	5,9	0,6	6,5	5,8	2,9	7,8
Mínimo	0,9	0,0	0,9	11,5	0,2	13,2
Máximo	16,1	1,5	17,5	28,4	10,1	38,5

Se realiza un análisis de sensibilidad con los micro-parámetros calibrados de la Tabla 5—14. Se estudia el efecto del uso de *pbricks* y el uso de distintos números de semilla en la construcción de la muestra. Además, se estudia el efecto de la utilización de otros arreglos estructurales, se utiliza el mismo DFN pero considerando un distinto orden de inserción y dos DFN simplificados. Los resultados se presentan en el Anexo C.

5.4 Discusiones y conclusiones

- 1) Modelamiento numérico. La precisión de todas las predicciones hechas con un modelo numérico está estrictamente limitada a la variabilidad natural de los materiales geológicos. A pesar de esto se debe destacar que la importancia del modelamiento recae en su capacidad de ayudar a comprender un comportamiento, más que ayudar a mejorar las predicciones que se puedan hacer de un valor en particular. El uso de herramientas numéricas permite obtener mejores predicciones en comparación a los métodos empíricos, pero aun así es mucho más importante que el modelo tenga la capacidad de mejorar los criterios ingenieriles que se utilizan en etapas de diseño (Barbour and Krahn 2004).
En este caso se obtienen resultados aceptables en la calibración de todos los modelos, pudiendo observarse que en algunos casos la herramienta es capaz de predecir curvas de esfuerzo-deformación. Además, se obtienen resultados de la calibración del modelo SRM que pueden ser útiles para ajustar leyes de escalamiento que representen de mejor forma las propiedades de las vetillas. Por último, la metodología utilizada para la calibración del modelo, junto con los análisis de sensibilidad incluidos en los anexos, permiten aportar al entendimiento de todos los parámetros involucrados en el modelo SRM.
- 2) Limitaciones de los modelos que componen una muestra SRM:
 - *Enhanced BPM*: Se observa el fenómeno de *pre-peak softening*, que no ocurre en ensayos de laboratorio. Este comportamiento se observa también en las muestras de SRM, a pesar de que se ajustan los micro-parámetros con el fin de minimizar este efecto. El modelo no permite ajustar la curva esfuerzo-deformación lateral (que es la que define la razón de Poisson) manteniendo un comportamiento frágil al mismo tiempo (Figura 5—3). El macro-parámetro de la razón de Poisson no se calibra por ser el menos crítico, debido a que es controlado en gran medida por la deformación de las vetillas en las muestras en que se incluye el DFN.
 - Modelo SJC: La rigidez normal es la misma para trayectorias de esfuerzos de compresión y de tracción. No existe ninguna dependencia de las rigideces con el confinamiento, al contrario de lo observado en laboratorio.
- 3) Metodología de calibración. Es recomendable usar como punto de partida los resultados obtenidos del análisis de sensibilidad (Anexos A y B) y la calibración sugerida por ITASCA (2012) para el SJCM, y luego realizar iteraciones variando los micro-parámetros hasta encontrar el comportamiento esperado utilizando las metodologías presentadas en el Capítulo 3. Con respecto a la calibración sugerida para el modelo SJC, es recomendable seguir realizando estudios de modo de disminuir los errores asociados.
- 4) Comparación entre los micro-parámetros obtenidos para el modelo SJC. La Tabla 5—28 muestra un resumen, en donde se incluyen para las vetillas de Anh y Cpy los micro-parámetros propuestos por Ramírez (2012), los calibrados a la escala del bloque y del largo promedio, y los calibrados para reproducir la curva esfuerzo-deformación de la probeta NNM21—1.

Tabla 5—28: Comparación de micro-parámetros calibrados para el modelo SJC estimados para el largo promedio de las vetillas (Tabla 5—9), el tamaño del bloque promedio (Tabla 5—12), por Ramírez (2012) (Tabla 5—11) y calibrados para reproducir el comportamiento de la muestra NNM21-1 (Tabla 5—14) para vetillas de Anh y Cpy.

Micro-parámetros	Anhidrita				Calcopirita			
	Largo Promedio	Ramírez (2012)	Bloque Promedio	Calibración muestra NNM21-1	Largo Promedio	Ramírez (2012)	Bloque Promedio	Calibración muestra NNM21-1
Rigidez normal, \bar{k}_n [GPa/m]	149	–	789	37.335	132	155 – 296	717	33.077
Rigidez de corte, \bar{k}_s [GPa/m]	60	61 – 66,3	316	1.493	53	400 – 500	287	1.323
Coefficiente de fricción, μ	1,27	1,23 – 1,40	1,27	1,27	0,67	1,00 – 1,28	0,67	0,67
Dilatancia, $\bar{\psi}$ [°]	6,5	–	6,5	0	4,3	–	4,3	0
Resistencia a la tracción, σ_c [MPa]	0,77	–	1,11	15,4	0,60	0,47 – 0,64	0,88	12,1
Cohesión, c_b [MPa]	2	6,75 – 14,47	2,9	41,9	2,4	29,0 – 30,9	3,5	50,5
Ángulo de fricción, ϕ_b [°]	51,8	0	51,8	51,8	34,0	0	34,0	34,0

- Los resultados de Ramírez (2012) consideran un \bar{k}_s (Anh) < \bar{k}_s (Cpy), debido a que se calibran los macro-parámetros en vetillas con largos diferentes. Además, los micro-parámetros escalados al tamaño del bloque y al largo promedio, se ven influenciados por los espesores de las vetillas (Tabla 4—11).
- Se debe notar que Ramírez (2012) asume $\phi_b = 0^\circ$, por lo que si la resistencia *peak* depende del confinamiento, entonces existirá un micro-parámetro de cohesión para cada confinamiento con tal de replicar la resistencia *peak*. En cambio, al usar un ángulo de fricción, se asume que la resistencia debido a la cohesión y a la fricción son movilizadas simultáneamente con la deformación. Por lo tanto, son criterios que representan distintos comportamientos.

5) Macro-parámetros resultantes de la calibración de la probeta NNM21-1. Con la metodología utilizada para estimar los micro-parámetros a partir de los macro-parámetros de las vetillas (ITASCA 2012), se realiza un back análisis de modo de determinar las características que junto con las leyes de escalamiento utilizadas permiten describir las propiedades de las vetillas de las muestras ensayadas. Los macro-parámetros obtenidos de los micro-parámetros de la Tabla 5—14 se presentan en la Tabla 5—29.

Tabla 5—29: Macro-parámetros de vetillas a escala del largo promedio de cada tipo de vetilla, obtenidos con la metodología propuesta por ITASCA (2012) a partir de los micro-parámetros de la Tabla 5—14.

Macro-parámetros	Anh	Bt	Cpy	Qz
Rigidez normal, k_n [GPa/m]	79.238	27.559	70.206	73.567
Rigidez de corte, k_s [GPa/m]	3.170	1.102	2.808	2.943
Resistencia a la tracción, σ_t [MPa]	32,68	23,31	25,68	85,05
Cohesión, c [MPa]	88,9	114,0	107,2	247,7

Al comparar los macro–parámetros obtenidos con los estimados inicialmente, se concluye que:

- Rigidez de corte: Inicialmente se estima con el largo y espesor promedio de cada tipo de vetillas (Tabla 4—11), y un confinamiento de 5 [MPa] utilizando el siguiente modelo:

$$k_s = 1.806(L)^{-0,9}(\sigma_n)^{0,9}(P)^{1,0}$$

Se utiliza un $\sigma_n = 5$ [MPa] debido a que los ensayos de laboratorio se realizan con ese confinamiento. Al utilizar los valores obtenidos de rigidez de corte, para los mismos largos y espesores, se obtiene que con un confinamiento de 180 [MPa] es posible obtener los valores de rigedeces de la Tabla 5—29.

La Figura 5—59 muestra la comparación entre los valores estimados inicialmente y los resultados obtenidos de la calibración. Se indican los confinamientos calculados para el espesor promedio 1,4 [mm].

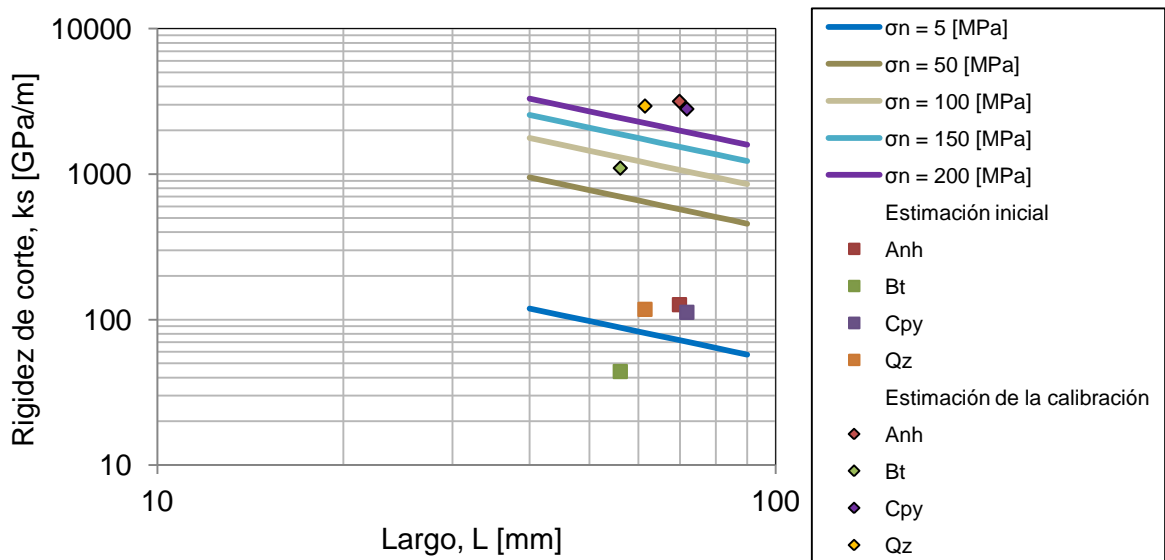


Figura 5—59: Resultado del escalamiento de la rigidez de corte con el modelo propuesto anteriormente (Vallejos 2011), utilizando el espesor promedio de 1,4 [mm] y considerando distintos confinamientos. Se presentan los valores estimados inicialmente y los resultantes de la calibración.

- Rigidez normal. Debido a que no existen ensayos de laboratorio que permitan estimar este valor, se considera inicialmente que el relleno se comporta como un material lineal elástico, por lo que $k_n = 2,5k_s$. El macro–parámetro obtenido es igual a 25 veces la rigidez de corte, por lo tanto, el supuesto inicial con respecto al relleno no es del todo correcto.
- Resistencia a la tracción. Se estima inicialmente como la quinceava parte del valor de la resistencia a la compresión uniaxial. De la calibración se obtiene que $UCS = 15,7\sigma_t$.

- Cohesión. Se utiliza una ley de escalamiento del tipo $c = c_o(L)^{-k}$, en donde L corresponde al largo promedio en [mm]. Si se asume que los valores c_o ajustados de laboratorio y los valores del macro-parámetro c obtenidos de la calibración (Tabla 5—29) son correctos, el largo promedio se estima como:

$$L = \left(\frac{c_o}{c}\right)^{\frac{1}{k}}$$

- La tendencia propuesta considera un $k = 0,2$, por lo que $L = 1,58e-5$ [mm]. Este valor es demasiado bajo en comparación a los valores de los largos promedio, que van de 56 [mm] a 72 [mm].
- Si se utiliza un $k = 0,5$, tal como lo plantea Karzulovic (2001), el largo promedio de la vetilla estimado es $L = 0,012$ [mm].
- En el caso más extremo de utilizar un $k = 0,9$, que representa a una roca muy alterada, el largo al cual se debería escalar es $L = 0,08$ [mm].

La Figura 5—60 muestra la comparación entre los valores estimados inicialmente y los resultados obtenidos de la calibración.

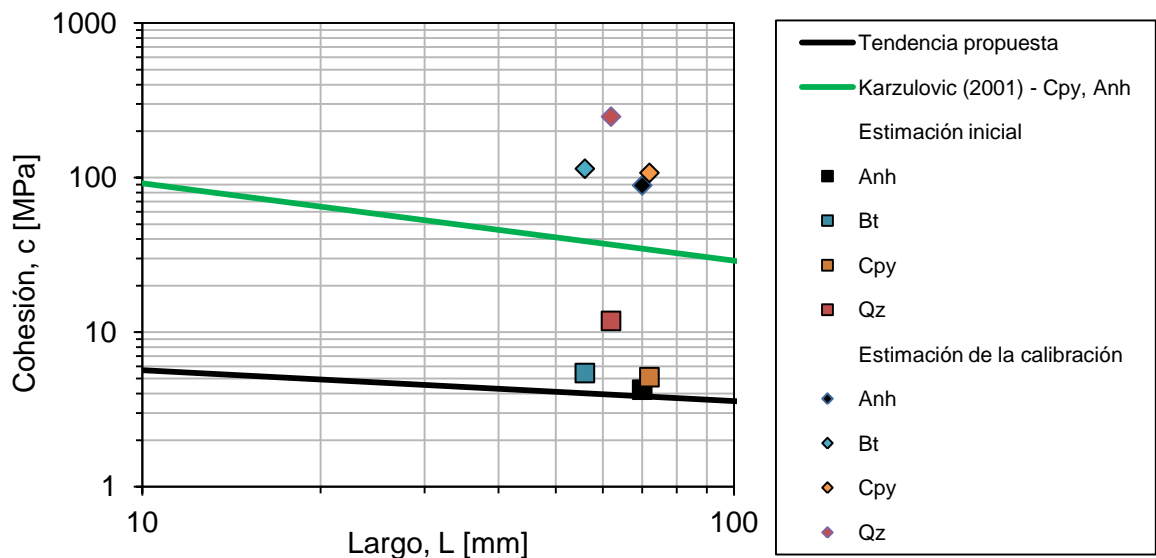


Figura 5—60: Ley de escalamiento utilizada ($k = 0,2$), y ley propuesta por Karzulovic (2001) para vetillas de Cpy – Anh ($k = 0,5$). Se presentan los valores estimados inicialmente y los resultantes de la calibración.

- 6) Resultados obtenidos. Las discrepancias entre las simulaciones del SRM y los ensayos de laboratorio se deben principalmente al arreglo estructural representado por el DFN. Se obtienen de las simulaciones de verificación resistencias a la compresión uniaxial y módulos de Young mayores a los observados en laboratorio (Figura 5—57). Los umbrales de daño estimados son los macro-parámetros peor estimados (Figura 5—58), el SRM subestima el umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}) y sobreestima el de daño (σ_{cd}).

6 CONCLUSIONES

La técnica de modelamiento numérico SRM, aplicada en este trabajo a una escala que involucra volúmenes de roca del orden de 10^{-4} [m³], representa adecuadamente el comportamiento de muestras de litología CMET (mina El Teniente) con vetillas, sometidas a ensayos de compresión uniaxial. No obstante, aún no se determinan claramente sus limitaciones, ni se han realizado estudios de su capacidad de cuantificar completamente el comportamiento de macizos rocosos o probetas a escalas de laboratorio. Si bien se calibra el modelo SRM para la litología CMET, es necesario cambiar la metodología analítica–empírica planteada en un principio para determinar los micro–parámetros de roca intacta y vetillas con el fin de ajustar las curvas esfuerzo–deformación.

Las curvas esfuerzo–deformación obtenidas de las simulaciones con los resultados de la metodología planteada inicialmente, se encuentran muy por debajo de las curvas de laboratorio, permitiendo concluir que los micro–parámetros debían ser calibrados nuevamente. Debido a los considerables tiempos de simulación, se decide ajustar los micro–parámetros de vetillas a un solo DFN representativo de las diez probetas. Esto permite concluir que la herramienta numérica SRM entrega resultados a escala de laboratorio que se ajustan adecuadamente en seis de los nueve casos de verificación.

Las simulaciones realizadas en la etapa de verificación del modelo indican que el arreglo estructural, caracterizado por geometría de las vetillas, influye significativamente en los resultados obtenidos, ya que la única diferencia entre los ensayos de verificación es el DFN. Por esta razón, se deben incluir todas las vetillas mapeadas en la probeta, ya que cada una de ellas tiene un efecto distinto en el sistema.

Debido a que el SRM es aún una técnica que se está desarrollando, existen muchos puntos en los que se debe seguir investigando. La siguiente sección presenta algunas sugerencias que pueden servir de recomendación para posteriores estudios que contribuyan a la validación del modelo a escala de laboratorio.

6.1 Recomendaciones y trabajos futuros

1. En el caso de los ensayos de laboratorio es importante conocer el procedimiento utilizado durante su realización, con tal de aplicar criterios aceptables de filtración de datos en el caso que sea necesario (como por ejemplo, en la Figura 4—8 en que se presentan curvas inconsistentes en dos rosetas de *strain gauges*).
2. Realizar ensayos de laboratorio que incluyan un mayor número de vetillas con espesores sobre 2 [mm], ya que éstas son las más importantes en el proceso de hundimiento (Brzovic and Villaescusa 2007). Además, se caracterizan por tener propiedades de resistencia menores a las que tienen un espesor menor a 2 [mm].
3. Calibrar un modelo con errores relativos bajos no es suficiente si se busca representar un valor que tiene una alta variabilidad. Por esto es importante, utilizar leyes de escalamiento que representen el comportamiento de los materiales que se utilizaran en el modelamiento numérico.

- En el caso de la roca intacta, es recomendable realizar ensayos en escalas que al menos se aproximen a los diámetros equivalentes con los que se está trabajando.
 - Las leyes utilizadas para escalar los macro-parámetros de las vetillas, consideran rangos de largos y confinamientos que no coinciden con los valores estimados a partir de los resultados de la calibración (Tabla 5—29). Los altos micro-parámetros obtenidos permiten establecer nuevas guías con respecto al escalamiento de las propiedades de las vetillas. Se recomienda que con estas nuevas leyes de escalamiento se reproduzca el comportamiento a escala de macizo rocoso de la unidad litológica CMET.
4. Para los modelos de roca intacta y de vetillas, es recomendable seguir realizando estudios de modo de mejorar la representación de su comportamiento.
 - Modelo de roca intacta (*Enhanced* BPM). Una forma de no utilizar directamente los datos escalados de laboratorio, sería incorporar a PFC^{3D} el efecto del escalamiento. Además, es recomendable utilizar otros modelos (por ejemplo, el de *clumps*) para comparar cual representa mejor el comportamiento de una roca frágil al incluir un DFN.
 - Modelo de vetillas (SJC). Es importante estudiar la influencia del confinamiento en la respuesta observada ($\phi_b = 0^\circ$ o $\phi_b \neq 0^\circ$), y determinar como representar distintos comportamientos *post-peak* (frágil o *strain softening*).
 5. Todas las simulaciones se realizan en muestras con la mínima resolución recomendada, de modo de minimizar los tiempos de simulación. Lo anterior tiene como consecuencia que las partículas tienen un diámetro mayor al del espesor promedio de las vetillas. En el Anexo C se reproducen los micro-parámetros calibrados con distinto tamaño de partícula, variando así la resolución del bloque promedio, observándose que a partir de una resolución de 6 partículas en el diámetro las curvas no varían significativamente. En base a esto, es recomendable recalibrar los micro-parámetros de las vetillas, y reproducir las simulaciones de calibración y verificación con mayores resoluciones. Además, se debe incorporar en posteriores estudios el uso de dilatación en muestras con DFN.
 6. El orden de inserción del DFN tiene un efecto importante en los resultados obtenidos (Anexo C). Para futuras simulaciones de validación, es recomendable utilizar el orden sugerido por la geología de la muestra, de modo de determinar si es aceptable insertar desde las vetillas más rígida a las menos rígidas.
 7. La curva calibrada tiene un *post-peak* equivalente al de una roca con comportamiento frágil (Figura 5—37). En las simulaciones de verificación se obtienen curvas con comportamientos *post-peak* dúctiles (como por ejemplo, la Figura 5—51), por lo que es recomendable determinar cuáles son los micro-parámetros que influyen en este comportamiento. Una opción es calibrar una de las muestras que más se aleja al comportamiento esperado, y determinar la influencia de los nuevos micro-parámetros en las otras muestras.

8. Se debe utilizar una forma alternativa de calibrar el modelo al comportamiento de las probetas de laboratorio. Es necesario simular varios DFN de manera de ajustar los micro-parámetros y validar los resultados con las restantes. Esto tiene la desventaja de que es necesario realizar un mayor número de simulaciones para lograr la calibración, pero la ventaja de representar mejor un mayor número de muestras.
9. Realizar verificaciones a otras escalas (100 y 150 [mm]), con los mismos micro-parámetros aportaría a la validación de esta técnica, de modo de verificar la existencia de efecto escala. Otra opción de validación, es realizar ensayos a escala de pilares incluyendo los modos de falla.
10. Realizar simulaciones de verificación en la misma escala de 50 [mm], de modo de hacer un análisis estadístico que permita cuantificar la importancia de las orientaciones de las vetillas dentro de las muestras.

REFERENCIAS

BANDIS, S. C. Experimental studies of scale effects on shear strength, and deformation of rock joints. PhD Thesis, The University of Leed, 1980.

BANDIS, S. C., A. C. LUMSDEN AND N. R. BARTON Fundamentals of rock joint deformation. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 12// 1983, 20(6), 249-268.

BARBOUR, S. L. AND J. KRAHN Numerical Modelling - Prediction or Process? Geotechnical news, 2004, 22(4), 44-51.

BARTON, N. AND S. BANDIS Effects of block size on the shear behavior of jointed rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 6// 1983, 20(3), A69.

BARTON, N. AND V. CHOUBEY Shear strength of rock joints in theory and practice. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 6// 1978, 15(3), 51.

BASAURE, K. Informe interno División El Teniente, Proyecto APIT10E202: Resultados de ensayos de compresión uniaxial (Probetas de 50 [mm] diámetro) - 17 y 22 nov. 2011. 2011.

BIENIAWSKI, Z. T. Determining rock mass deformability: experience from case histories. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts, 10// 1978, 15(5), 237-247.

BIENIAWSKI, Z. T. *Rock mechanics design in mining and tunneling*. Edtion ed. Rotterdam: A.A. Balkema, 1984. 272 p.

BOARD, M. AND M. PIERCE A Review of Recent Experience in Modeling of Caving. Int Workshop on Numer Modelling for Underground Mine Excavation Design (NIOSH), 43rd US Rock Mech Symp, 2009.

BRZOVIC, A. Characterisation of primary copper ore for block caving at the El Teniente mine, Chile. PhD Thesis, Curtin University of Technology, 2010.

BRZOVIC, A. Consolidación del modelo geotécnico para el proceso productivo de la roca primaria, Mina El Teniente. API T10E202, Codelco Chile División El Teniente, GRMD-Superintendencia Geología. Informe interno. 2013.

BRZOVIC, A. AND E. VILLAESCUSA Rock mass characterization and assessment of block-forming geological discontinuities during caving of primary copper ore at the El Teniente mine, Chile. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 6// 2007, 44(4), 565-583.

CAI, M., P. K. KAISER, Y. TASAKA, T. MAEJIMA, et al. Generalized crack initiation and crack damage stress thresholds of brittle rock masses near underground excavations. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 7// 2004, 41(5), 833-847.

CHITOMBO, G. Cave mining: 16 years after Laubscher's 1994 paper 'Cave mining – state of the art'. Proceedings of the Second International Symposium on Block Caving and Sublevel Caving, 2010, 119, 132-141.

CHO, N. Discrete element modeling of rock: Pre-Peak fracturing and Dilation. PhD thesis, University of Alberta, 2008.

CHO, N., C. D. MARTIN AND D. C. SEGO A clumped particle model for rock. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 10// 2007, 44(7), 997-1010.

CUNDALL, P. A Computer Model for Simulating Progressive Large Scale Movements in Blocky Rock Systems. Proc. Symp of the International Society for Rock Mech. Paper No. II-8., 1971, 1.

CUNDALL, P. AND R. HART Numerical modelling of discontinua. Engineering Computations, 1992, 9(2), 101 - 113.

CUNDALL, P., M. PIERCE AND D. MAS IVARS Quantifying the Size Effect of Rock Mass Strength. SHIRMS, 2008, 2, 3-15.

CUNDALL, P. AND O. STRACK A discrete numerical model for granular assemblies. Géotechnique, 1979, 29(1), 47 –65.

DE LOS SANTOS, C. Efecto de la mineralogía, alteración y geometría en la resistencia mecánica de las vetillas, mina El Teniente. Memoria para optar al título de geólogo. Universidad de Concepción, 2011.

DIEDERICHS, M. Inestability of hard rock masses, the role of tensile damage and relaxation. PhD Thesis, University of Waterloo, 2000.

DITTES, M. AND J. LABUZ Field and Laboratory Testing of St. Peter Sandstone. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2002, 128(5), 372-380.

DUPLANCIC, P. AND B. BRADY Characterization of caving mechanisms by analysis of seismicity and rock stress. Proceedings 9th International Congress on Rock Mechanics, 1999, 2, 1049-1053.

ELMO, D. Evaluation of a hybrid FEM/DEM approach for determination of rock mass strength using a combination of discontinuity mapping and fracture mechanics modelling, with particular emphasis on modelling of jointed pillar. PhD Thesis, University of Exeter, 2006.

ELMO, D. Course: Introduction to Fracman - Fractured Rock Analysis & Modelling for Geotechnical Applications. In., 2011.

FAKHIMI, A. AND T. VILLEGAS Application of Dimensional Analysis in Calibration of a Discrete Element Model for Rock Deformation and Fracture. Rock Mech Rock Engineering, 2007, 40(2), 193–211.

- FARDIN, N. The effect of scale on the morphology, mechanics and transmissivity of single rock fractures. *PhD Thesis, Royal Inst Tech (KTH)*, 2003.
- FLANSBJER, M. Informe interno División El Teniente, Proyecto APIT10E202: Direct shear and tensile tests of unbroken rock joints. 2010.
- GERCEK, H. Poisson's ratio values for rocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 1// 2007, 44(1), 1-13.
- HADJIGEORGIOU, J. Where do the data come from? *Mining Technology*, 2012, 121(4), 236-247.
- HAZZARD, J. SRMLab User's Guide prepared for MMTII Sponsors. 2012.
- HOEK, E. *Fundamentals of Slope Design*. Slope Stability 2009, Santiago, Chile, 2009.
- HOEK, E. AND E. BROWN *Underground Excavations in Rock*. Edtion ed. London, 1980. 527 p.
- HOEK, E. AND E. T. BROWN Practical estimates of rock mass strength. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 12// 1997, 34(8), 1165-1186.
- HOEK, E. AND D. MARTIN. *Synthetic Rock Mass Review*. 2010.
- HUDSON, J. AND J. HARRISON *Engineering rock mechanics*. edited by ELSEVIER. Edtion ed. Oxford, 1997.
- ISRM *Suggested method for rock characterisation, testing and monitoring*. edited by E.T. BROWN. Edtion ed.: Pergamon Press, 1981.
- ITASCA. PFC3D (Particle Flow Code en 3 dimensiones). Versión 4.0. Minneapolis.: 2008.
- ITASCA. Appendix C - Vein calibration. 2012.
- JIA, L., M. CHEN, W. ZHANG, T. XU, et al. Experimental study and numerical modeling of brittle fracture of carbonate rock under uniaxial compression. *Mechanics Research Communications*, 6// 2013, 50(0), 58-62.
- JING, L. A review of techniques, advances and outstanding issues in numerical modelling for rock mechanics and rock engineering. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 4// 2003, 40(3), 283-353.
- JOHNSTON, J. AND K. MCCAFFREY Fractal geometries of vein systems and the variation of scaling relationships with mechanism. *Journal of Structural Geology*, 1996, 349-358.
- KARZULOVIC, A. *Propiedades geomecánicas de estructuras de roca primaria*. 2001.

KRAJCINOVIC, D. *Damage Mechanics*. Edtion ed. North-Holland, Amsterdam, The Netherlands., 1996.

LAUBSCHER, D. Cave Mining - the state of the art. *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, 1994, 279-293.

LORIG, L. Using numbers from geology. *Proc 11th Congress of the Int Society for Rock Mech*, 2007, 1369-1377.

MARAMBIO, F., J. PEREIRA AND A. RUSSO. Caracterización de las propiedades geotecnica de las "Andesitas de la Mina" Yacimiento el Teniente, Chile Central. In *IX Congreso Geológico Chile*. Puerto Varas: Actas, Vol 1, 2000, p. 279 - 282.

MARTIN, D. Comunicación personal con Diego Mas Ivars. In., 2012.

MAS IVARS, D. Bonded Particle Model for jointed rock mass. PhD Thesis, Royal Institute of Technology (KTH), 2010.

MAS IVARS, D. Synthetic Rock Mass testing with PFC3D. Handbook and Workshop. In., 2011.

MAS IVARS, D., D. POTYONDY, M. PIERCE AND P. CUNDALL The Smooth-Joint Contact Model (Abstract). *Proc. WCCM8 - ECCOMAS*. Paper No. a2735., 2008.

PARK, J.-W. AND J.-J. SONG Numerical simulation of a direct shear test on a rock joint using a bonded-particle model. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 12// 2009, 46(8), 1315-1328.

PEREIRA, J. AND A. RUSSO. Estudio De Propiedades Geotécnicas Proyectos Diablo Regimiento Y Pipa Norte. Evaluación Preliminar Propiedades Geotécnicas De La Mina Roca Intacta – Macizo Rocoso. . 2000.

POTYONDY, D. O. Parallel-bond refinements to match macroproperties of hard rock. *Proceedings, 2nd International FLAC/DEM Symposium*, 2011, 459-465.

POTYONDY, D. O. AND P. A. CUNDALL A bonded-particle model for rock. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 12// 2004, 41(8), 1329-1364.

RAMÍREZ, F. Simulación del comportamiento geomecánico de las vetillas del Yacimiento El Teniente mediante PFC3D. Memoria para optar al título de geólogo. Universidad de Chile, 2012.

REBOLLEDO, S. Informe interno División El Teniente, Proyecto APIT10E202: Descripción geológica de probetas pre y post ensayos (Probetas de 50 [mm] diámetro). 2012.

REYES-MONTES, J., W. PETTITT AND R. YOUNG Validation of a synthetic rock mass model using excavation induced microseismicity. *Proc. 1st Canada-U.S. Rock Mech Symp*, 2007, 1, 365-436.

SAINSBURY, B. Sensitivities in the numerical assessment of cave propagation. Proceedings, Second International Symposium on Block and Sublevel Caving, 2010, 523-535.

SAINSBURY, B., M. PIERCE AND D. MAS IVARS Analysis of Caving Behaviour Using a Synthetic Rock Mass — Ubiquitous Joint Rock Mass Modelling Technique. Proc. 1st SHIRMS, 2008a, 1, 243 - 253.

SAINSBURY, B., M. PIERCE AND D. MAS IVARS Simulation of rock mass strength anisotropy and scale effects using a Ubiquitous Joint Rock Mass (UJRM) model. Proc. 1st Int FLAC/DEM Symp Numer Modelling, Paper 06-02, 2008b, 241-250.

SAINSBURY, B., D. SAINSBURY AND M. PIERCE A Historical Review of the Development of Numerical Cave Propagation Simulations. Proc. 2nd Int FLAC/DEM Symp Numer Modelling, Paper 02-01, 2011.

SKEWES, M., A. AREVALO, R. FLOODY, R. ZUÑIGA, et al. The giant El Teniente Breccia Deposits: Hypogene Copper Distribution And Emplacement Society Of Economic Geologists . Special Publication 9, 2002.

TRUEMAN, R. AND C. MAWDESLEY Predicting cave initiation and propagation. CIM Bulletin, 2003, 54.

VALLEJOS, J. Informe interno División El Teniente, Proyecto APIT10E202: Synthetic Rock Mass (SRM) Fragmentation Analysis. 2011.

VERMILYE, J. AND C. SCHOLZ Relation between vein length and aperture. Journal of Structural Geology, 1995, 423-434.

VYAZMENSKY, A., D. ELMO, D. STEAD AND J. RANCE Combined finite-discrete element modeling of surface subsidence associated with block caving mining. Proceedings of 1st Canada-U.S. Rock Mechanics Symposium, 2007, 467-475.

WANG, Y. AND F. TONON Modeling Lac du Bonnet granite using a discrete element model. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 10// 2009, 46(7), 1124-1135.

YOON, J. Application of experimental design and optimization to PFC model calibration in uniaxial compression simulation. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 9// 2007, 44(6), 871-889.

YOSHINAKA, R., M. OSADA, H. PARK, T. SASAKI, et al. Practical determination of mechanical design parameters of intact rock considering scale effect. Engineering Geology, 2/1/ 2008, 96(3-4), 173-186.

ZHANG, L. AND H. H. EINSTEIN Estimating the intensity of rock discontinuities. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 7/1/ 2000, 37(5), 819-837.

ANEXO A ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO *ENHANCED* BPM

Con el objetivo de determinar la influencia de cada uno de los micro-parámetros que definen al modelo *Enhanced* BPM en el comportamiento de la roca sintética, se realizan ensayos de tracción, compresión uniaxial y compresión triaxial a distintas escalas, resoluciones y con distintos números de semilla. Para esto, se utilizan los mismos supuestos que los utilizados en el Capítulo 5 para la calibración del modelo *Enhanced* BPM (página 86).

A.1 Ensayos de compresión uniaxial**a) Macro-parámetros elásticos**

Con respecto a los macro-parámetros elásticos, a partir de 482 ensayos de compresión uniaxial, se concluye que los micro-parámetros más influyentes son los presentados en la Tabla A—1.

Tabla A—1: Estadísticas básicas de los micro-parámetros más influyentes de las simulaciones realizadas para estimar los macro-parámetros elásticos en ensayos de compresión uniaxial en roca intacta.

482 ensayos	Micro-parámetros			Macro-parámetros	
	Resolución	\bar{E}_c [GPa]	k^n/k^s	E [GPa]	ν
Promedio	17,03	127,32	3,57	54,17	0,18
Desv. Estándar	2,82	43,61	1,84	15,44	0,07
Mínimo	6,07	25,00	1,00	12,61	0,04
Máximo	20,00	216,00	6,00	110,84	0,27

Estos valores coinciden con los parámetros con los que se ajusta el modelo de un estudio anterior en ensayos de compresión uniaxial con elementos discretos (Wang and Tonon 2009). Es esperable que existan diferencias con los parámetros ajustados, debido principalmente a que el modelo de roca intacta que se utiliza en el ajuste es distinto al utilizado en este análisis de sensibilidad (el modelo *Enhanced* BPM, que no considera la influencia de la transferencia del momento en el criterio de falla). Los modelos propuestos para los parámetros elásticos son:

$$E = 2,43 * \bar{E}_c * \left(\frac{0,21 + 1,21/k_{rat}}{1 + 1,74/k_{rat}} \right) \quad \nu = 0,96 * \left(\frac{0,39 - 0,10/k_{rat}}{1 + 4,84/k_{rat}} \right)$$

Los resultados de las simulaciones se presentan en la Figura A—1 y Figura A—2. Se observa que el módulo de Young de los contactos (\bar{E}_c) es el micro-parámetro con un mejor ajuste ($R^2 = 0,27$) en relación al módulo de Young (E). De los resultados obtenidos de las simulaciones se concluye que el único micro-parámetro que controla la razón de Poisson (ν) es la razón entre las rigideces normal y de corte de los *bonds* (k^n/k^s). La correlación entre ambos parámetros queda definida por un $R^2 = 0,86$.

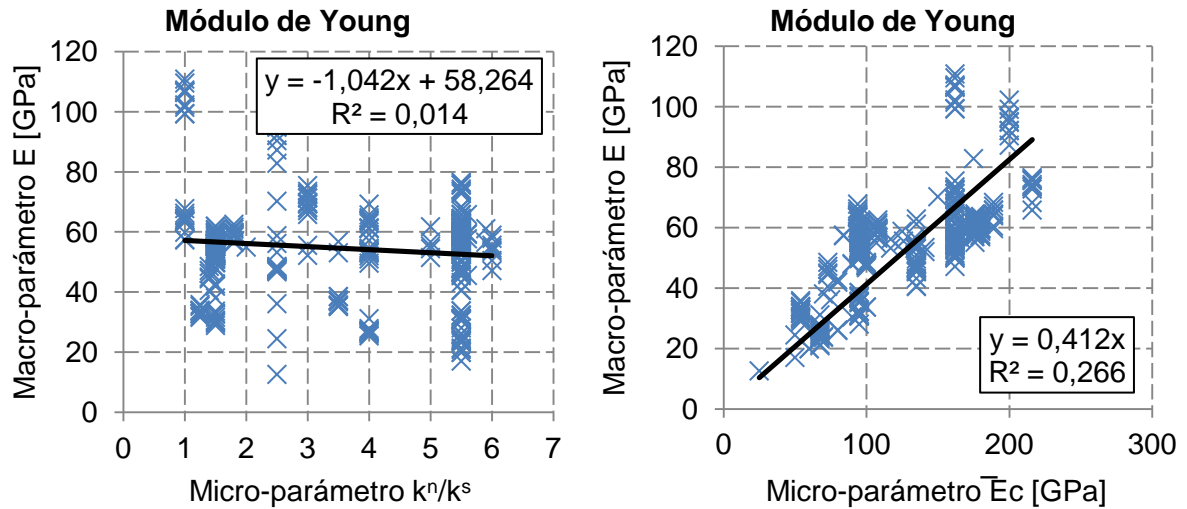


Figura A—1: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Módulo de Young en función de k^n/k^s y \bar{E}_c .

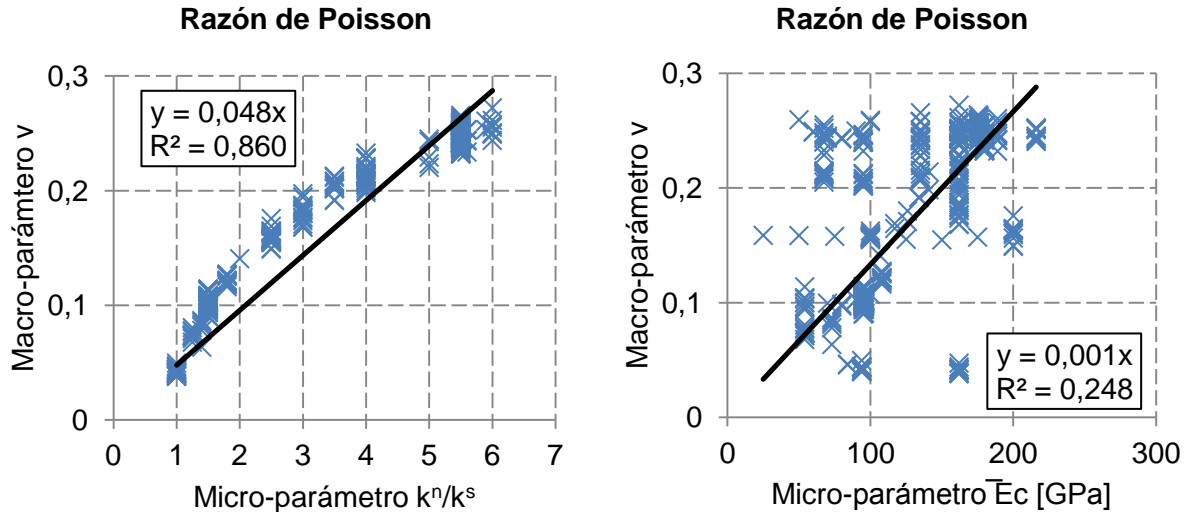


Figura A—2: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Razón de Poisson en función de k^n/k^s y \bar{E}_c .

La Figura A—3 muestra los valores de módulo de Young y razón de Poisson estimados en función de los simulados. Se utilizan los modelos propuestos por Wang y Tonon (2009), pero se ajustan los parámetros con los datos obtenidos de las simulaciones. Los macro-parámetros elásticos de rocas duras se caracterizan por los siguientes valores:

- Módulos de Young, entre 25 – 70 [GPa] (Yoon 2007), este rango está incluido en el rango obtenido en las simulaciones.
- Razón de Poisson, entre 0,1 y 0,4 (Gercek 2007), este rango no se puede representar en el modelo *Enhanced* BPM, obteniéndose un máximo de 0,27.

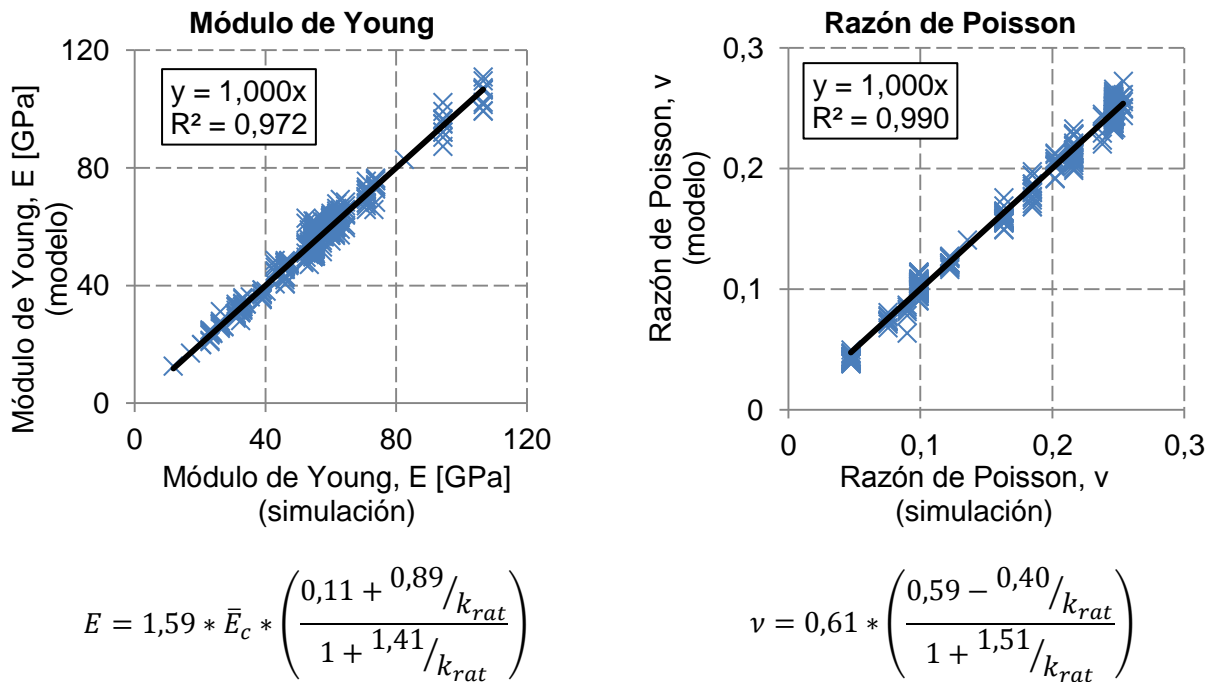


Figura A—3: Modelo ajustado para el módulo de Young y la razón de Poisson de la roca intacta.

b) Macro-parámetro de resistencia

De un total de 550 ensayos de compresión uniaxial, se concluye que los micro-parámetros más influyentes en la resistencia a la compresión uniaxial son los presentados en la Tabla A—2, en donde se incluyen las estadísticas básicas. La diferencia en el número de simulaciones con respecto a las realizadas para estimar los parámetros elásticos se debe a que se eliminan los resultados repetidos (con mismos macro-parámetros elásticos y distintos valores *peak*).

Tabla A—2: Estadísticas básicas de los micro-parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la resistencia en ensayos de compresión uniaxial en roca intacta.

550 ensayos	Micro-parámetros						Macro-parámetro
	Resolución	E_c [GPa]	$\bar{\sigma}_c$ [MPa]	\bar{c} [MPa]	\bar{E}_c [GPa]	k^n/k^s	UCS [MPa]
Promedio	17,11	99,36	55,17	139,51	128,88	3,68	158,77
Desv. Estándar	2,76	76,40	18,76	78,64	43,32	1,83	75,13
Mínimo	6,07	1,00	5,00	20,00	25,00	1,00	39,07
Máximo	20,00	600,00	100,00	312,00	216,00	6,00	333,27

Los resultados de las simulaciones se presentan en la Figura A—4 y Figura A—5. La Figura A—4 muestra la resistencia a la compresión uniaxial (UCS) en función a la cohesión de los contactos (\bar{c}) obteniéndose un $R^2 = 0,85$. Se concluye que éste corresponde al micro-parámetro más influyente.

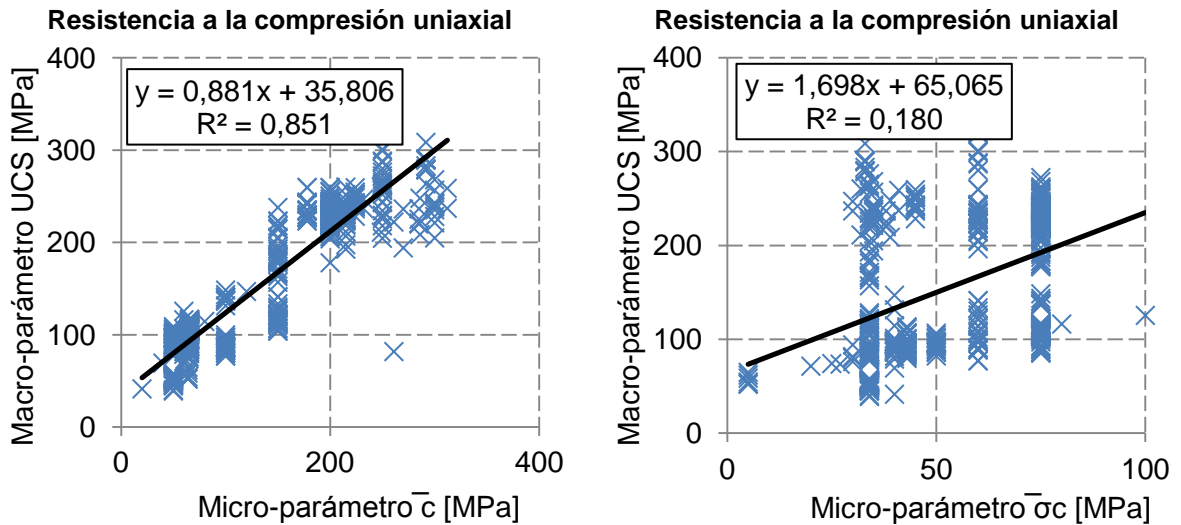


Figura A—4: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Resistencia a la compresión uniaxial en función de \bar{c} y $\bar{\sigma}_c$.

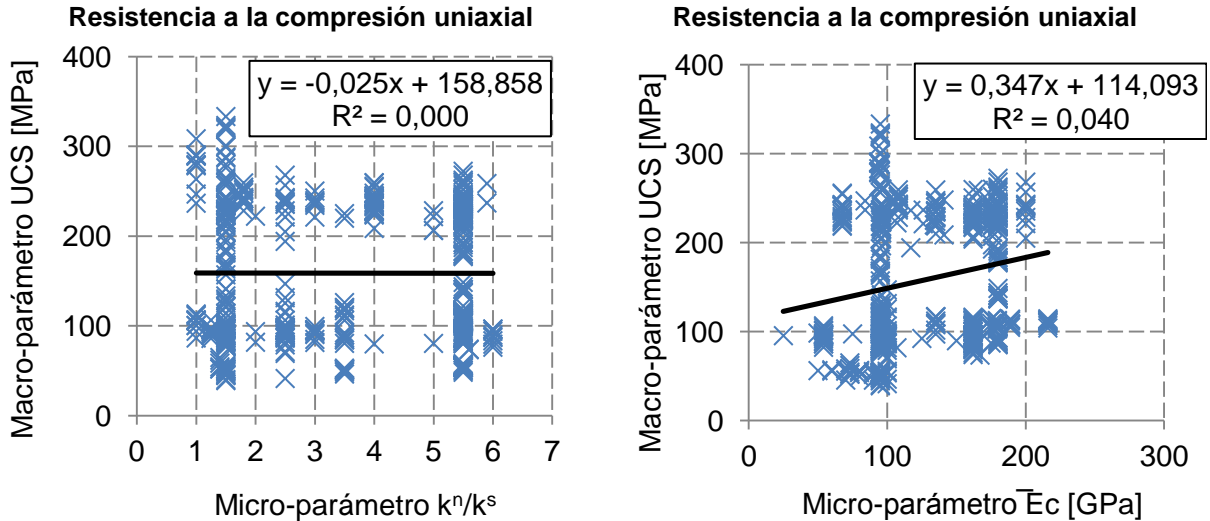
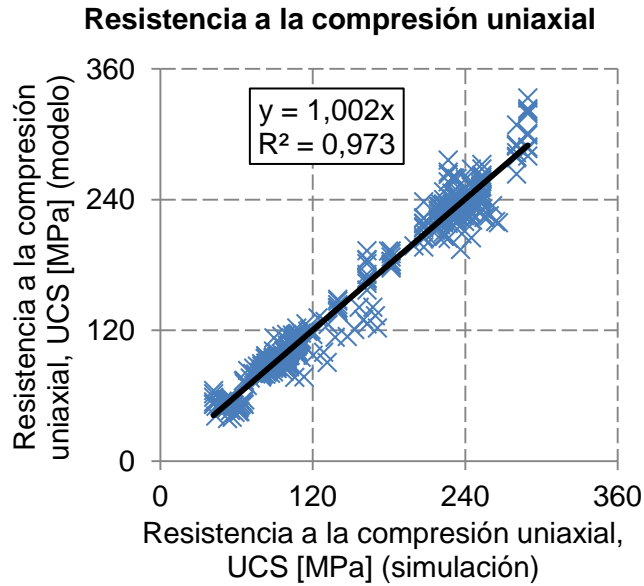


Figura A—5: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Resistencia a la compresión uniaxial en función de k^n/k^s y \bar{E}_c .

El modelo ajustado para la compresión uniaxial se presenta en la Figura A—6. En la Figura A—7 se presentan distintas clasificaciones de roca en función de la resistencia a la compresión uniaxial (Bieniawski 1984). Según la clasificación de Bieniawski (1973) las rocas de resistencia media a alta tienen resistencias entre 50 y 200 [MPa], rango que puede ser representado por el modelo.



$$UCS = 2,0 * (E_{ball}^{0,10}) * (k_{rat}^{-0,15}) * (\bar{\sigma}_c^{0,43}) * (c^{0,65}) * (E_c^{-0,16})$$

Figura A—6: Modelo ajustado para la resistencia a la compresión uniaxial de la roca intacta.

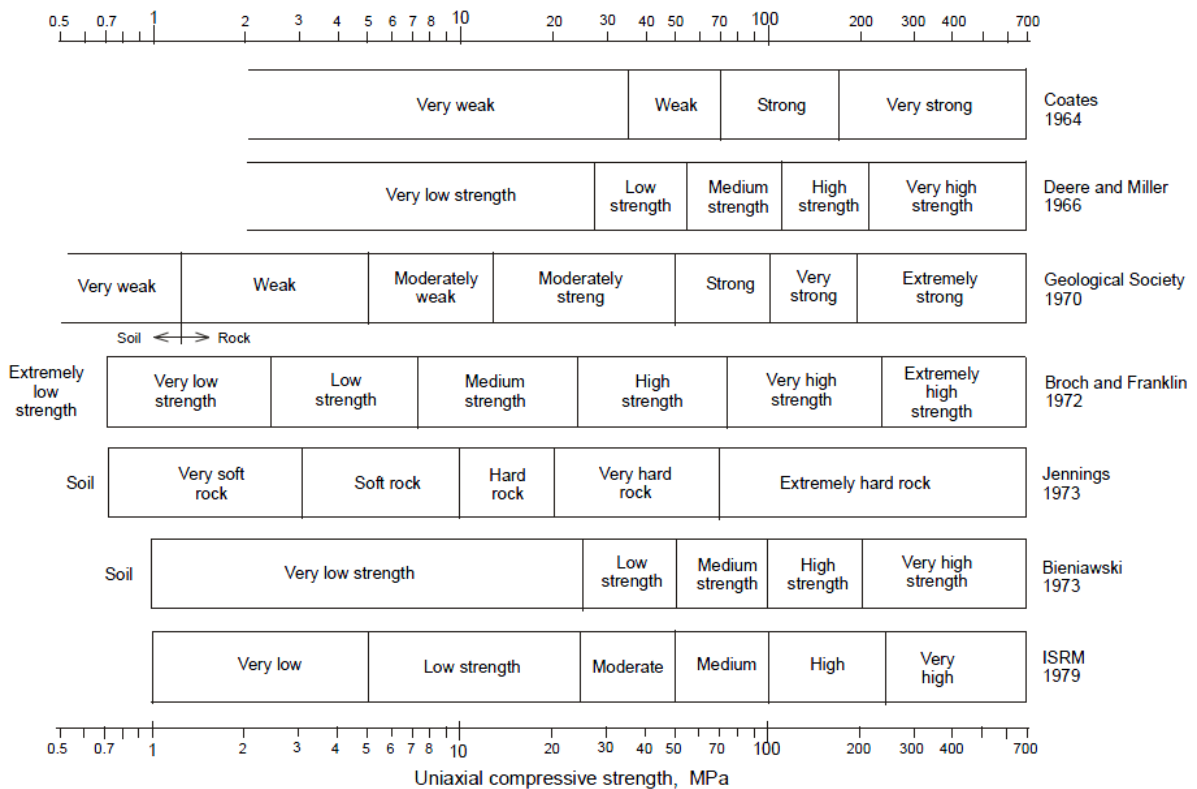


Figura A—7: Clasificaciones de resistencia a la compresión uniaxial de roca intacta (Bieniawski 1984).

c) Macro-parámetros de daño

Para los macro-parámetros de daño no se ajusta ningún modelo, pero si se identifican los micro-parámetros que más influyen en su comportamiento. El micro-parámetro más importante en el comportamiento del umbral de daño es la cohesión, al igual que para el umbral de iniciación de grietas (Figura A—8).

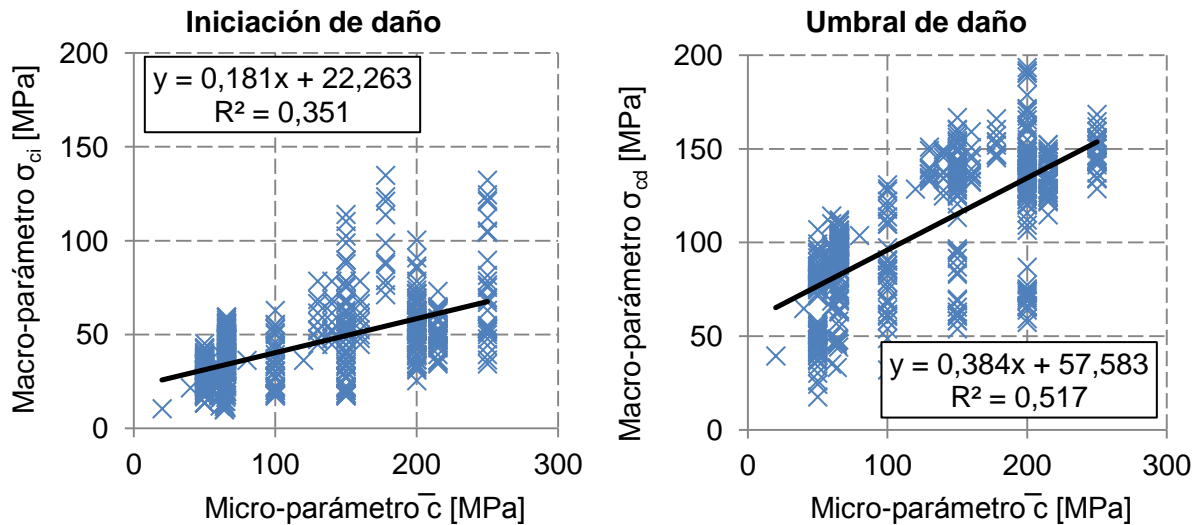


Figura A—8: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Influencia de la cohesión en el umbral de iniciación de grietas (σ_{ci}), y en el de iniciación de daño (σ_{cd}).

En un ensayo de compresión uniaxial, la iniciación de grietas (σ_{ci}) se debe principalmente a la falla por tracción, por lo que la iniciación por corte debería ser un valor cercano al *peak*. La iniciación de grietas por tensión depende principalmente de la razón entre las rigideces normal y de corte (k^n/k^s), y de la resistencia a la tracción de los contactos ($\bar{\sigma}_c$), tal como se presenta en la Figura A—9.

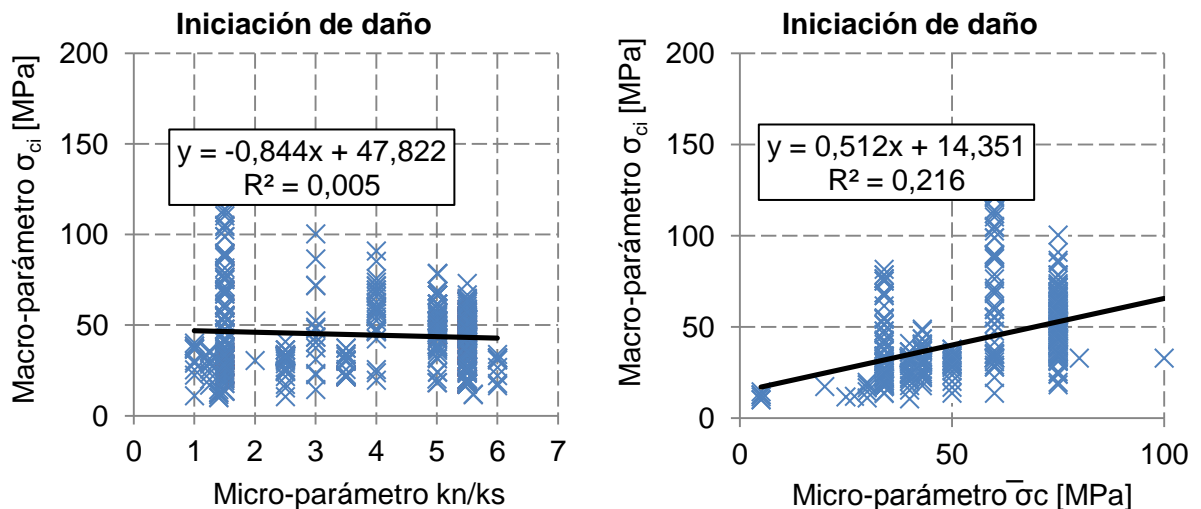


Figura A—9: Resultados de ensayos de compresión uniaxial en roca intacta. Umbral de iniciación de daño en función de los micro-parámetros k^n/k^s y $\bar{\sigma}_c$.

A.2 Ensayos de tracción

De un total de 300 ensayos de tracción, se concluye que los micro-parámetros más influyentes en la resistencia a la tracción son los presentados en la Tabla A—3, en donde se incluye la media, desviación estándar, mínimos y máximos.

Tabla A—3: Estadísticas básicas de los micro-parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la resistencia en ensayos de tracción directa en roca intacta.

300 ensayos	Micro-parámetros			Macro-parámetro
	Resolución	$\bar{\sigma}_c$ [MPa]	k^n/k^s	σ_t [MPa]
Promedio	17,09	56,05	3,57	-22,01
Desv. Estándar	2,70	17,87	1,89	6,69
Mínimo	10,00	20,00	1,00	-39,72
Máximo	20,00	100,00	5,90	-8,13

Los resultados de las simulaciones se presentan en la Figura A—10. Se observa que el macro-parámetro de resistencia a la tracción (σ_t) en función del micro-parámetro de resistencia a la tracción de los contactos ($\bar{\sigma}_c$) tienen el mayor coeficiente de correlación.

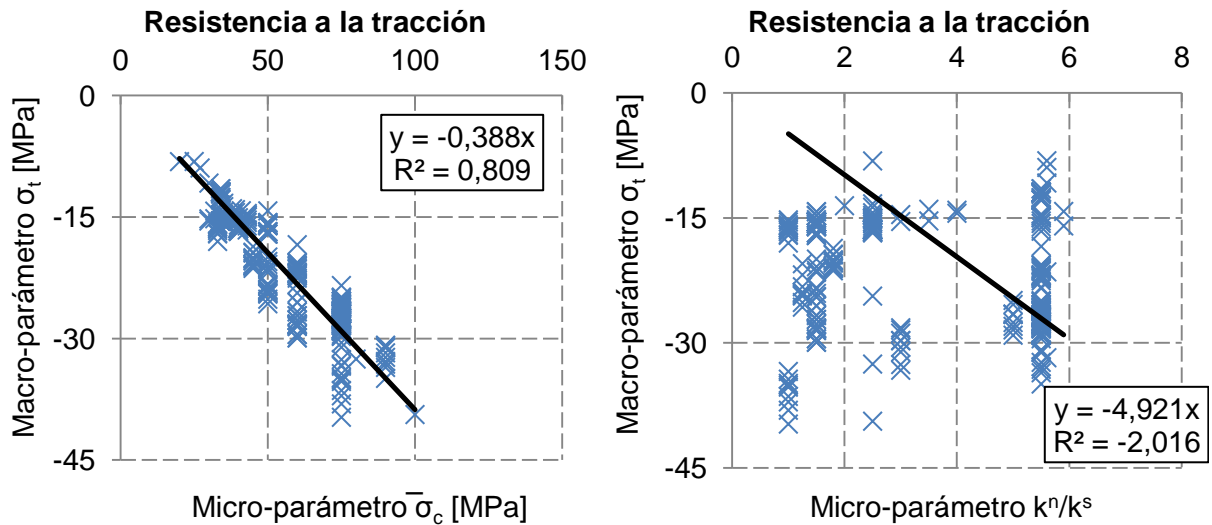


Figura A—10: Resultados de ensayos de tracción directa en roca intacta. Resistencia a la tracción en función del micro-parámetro $\bar{\sigma}_c$ y k^n/k^s .

Se utiliza un modelo como el ajustado anteriormente para el módulo de Young (Figura A—3), se obtienen los parámetros ajustados que se presentan en la Figura A—11. Los valores obtenidos son muy altos en comparación con los resultados de resistencia a la tracción en las litologías de Teniente, que se caracterizan por tener resistencias a la tracción entre 2 y 8 [MPa]. Estos valores se obtienen a partir de la correlación de la Figura 4—20 y la recopilación de datos de de los Santos (2011).

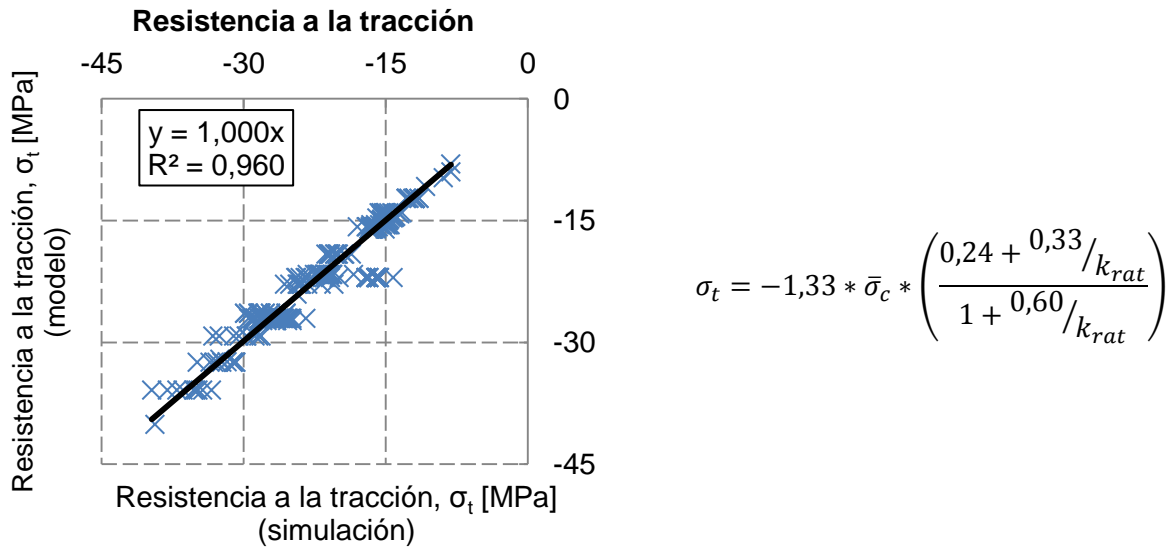


Figura A—11: Modelo ajustado para la resistencia a tracción de la roca intacta.

A.3 Ensayos de compresión triaxial

Se realizan 202 ensayos de compresión triaxial con distintos confinamientos (entre 10 y 30 [MPa]). A partir de estos resultados se obtiene el ángulo de fricción en función de la cohesión (\bar{c}) y de la resistencia a la tracción de los contactos ($\bar{\sigma}_c$), que son los micro-parámetros más influyentes en su comportamiento (Figura A—12). En la Tabla A—4 se muestran las estadísticas básicas de los micro-parámetros que se utilizan, y de los resultados obtenidos.

Tabla A—4: Estadísticas básicas de los micro-parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar el ángulo de fricción en ensayos de compresión triaxial en roca intacta.

202 ensayos	Micro-parámetros			Macro-parámetros
	Resolución	$\bar{\sigma}_c$ [MPa]	c [MPa]	ϕ [°]
Promedio	16,7	45,5	247,9	40,3
Desv. Estándar	1,8	14,2	45,0	4,0
Mínimo	15,1	30,0	178,0	32,7
Máximo	20,0	75,0	312,0	53,4

El uso de una resolución sobre 15 se debe a una limitación del programa, por lo que probablemente los resultados no son representativos para resoluciones menores.

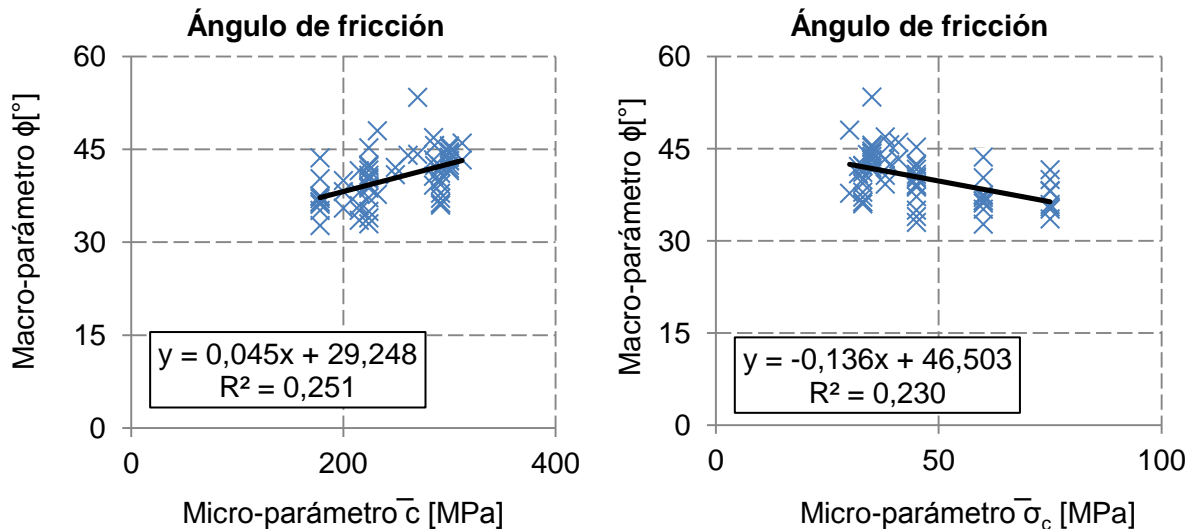


Figura A—12: Resultados de ensayos de compresión triaxial en roca intacta. Ángulo de fricción en función del micro-parámetro \bar{c} y $\bar{\sigma}_c$.

ANEXO B ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL SJCM

Con el objetivo de determinar la influencia de cada uno de los micro-parámetros que definen al modelo SJC, se realizan simulaciones de ensayos de tracción directa y corte directo a distintas escalas y resoluciones. Para esto, se utilizan los mismos supuestos que los utilizados en la calibración del modelo SJC, es decir, considerar vetillas cerradas con $M=3$, y que el ángulo de fricción residual es igual al *peak*.

B.1 Ensayos de tracción

A partir de 111 ensayos de tracción directa, se concluye que los micro-parámetros más influyentes en la resistencia a la tracción y en la rigidez normal son los presentados en la Tabla B—1, en donde se incluyen las estadísticas básicas. Las muestras ensayadas tienen diámetros entre 11 y 80 [mm], con una media de 45 [mm] y una desviación estándar de 28 [mm]. El diámetro promedio de las partículas es igual a 2,8 [mm] dentro del rango 0,7[mm] — 5[mm].

Tabla B—1: Estadísticas básicas de los micro-parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la resistencia en ensayos de tracción directa en vetillas.

111 ensayos	Micro-parámetros			Macro-parámetros	
	Resolución	\bar{k}_n [GPa/m]	σ_c [MPa]	k_n [GPa/m]	σ_t [MPa]
Promedio	17,26	228,61	0,63	251,10	-1,32
Desv. Estándar	4,81	59,04	0,87	126,21	1,86
Mínimo	12,50	360,00	0,35	304,36	-7,01
Máximo	35,00	500,00	3,30	664,54	-0,67

Los resultados de las simulaciones se presentan en la Figura B—1 y Figura B—2.

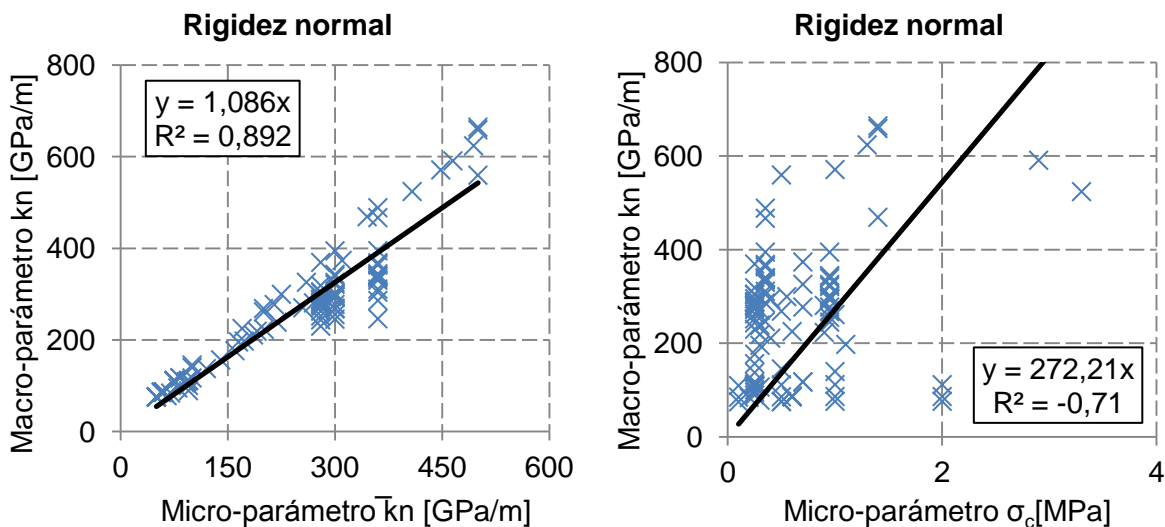


Figura B—1: Resultados de ensayos de tracción directa en vetillas. Rigidez de corte en función del micro-parámetro \bar{k}_n y σ_c .

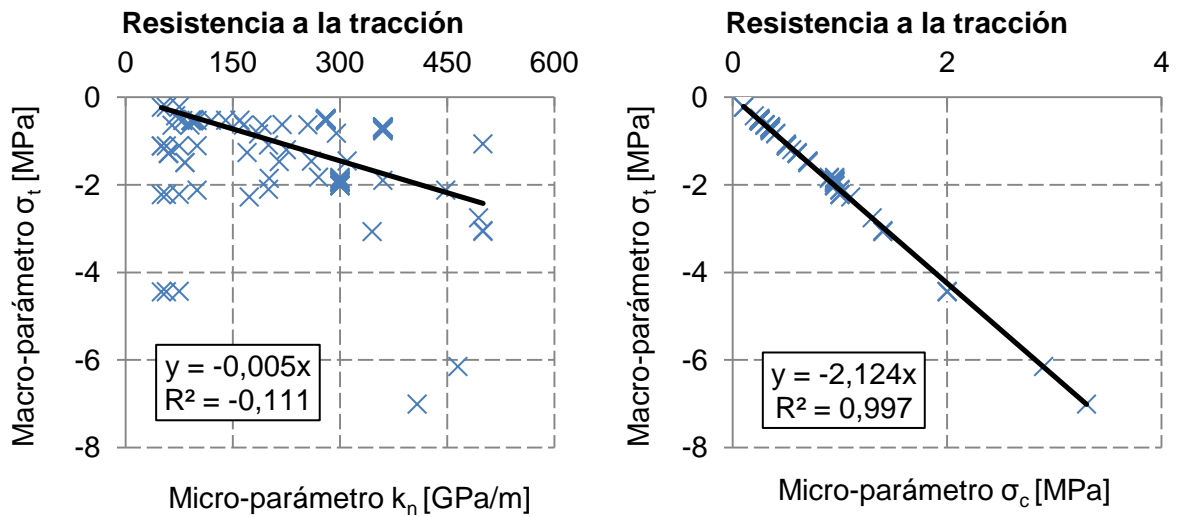


Figura B—2: Resultados de ensayos de tracción directa en vetillas. Resistencia a la tracción en función del micro-parámetro \bar{k}_n y σ_c .

En base a las correlaciones, se concluye que el principal micro-parámetro que determina la rigidez normal es \bar{k}_n , y el que determina la resistencia a la tracción es σ_c . El resto de los micro-parámetros no muestra ningún efecto evidente en las simulaciones realizadas, por lo que es recomendable realizar una mayor cantidad de ensayos. La variabilidad se debe principalmente al cambio de resolución en las muestras.

B.2 Ensayos de corte

a) Comportamiento *peak*

1) Rigidez de corte. De un total de 16 ensayos de corte con confinamiento de 5 [MPa], se concluye que los micro-parámetros más influyentes en la rigidez de corte son los presentados en la Tabla B—2, en donde se incluyen las estadísticas básicas. Las muestras ensayadas tienen diámetros entre 56 y 70 [mm], con una media de 65 y una desviación estándar de 7 [mm]. Se utiliza un tamaño de partícula de 4 [mm] (diámetro promedio).

Tabla B—2: Estadísticas básicas de los micro-parámetros más influyentes en las simulaciones realizadas para estimar la rigidez en ensayos de corte en vetillas.

16 ensayos	Micro-parámetros			Macro-parámetro
	Resolución	\bar{k}_n [GPa/m]	\bar{k}_s [GPa/m]	k_s [GPa/m]
Promedio	16,25	1.016,13	336,00	435,27
Desv. Estándar	1,71	734,87	223,94	267,22
Mínimo	14,00	141,00	56,00	85,09
Máximo	18,00	2.100,00	653,00	791,31

Los resultados de las simulaciones se presentan en la Figura B—3. Se observa que la rigidez de corte (\bar{k}_s) es el micro-parámetro con el mayor coeficiente de correlación ($R^2=0,95$) con el macro-parámetro de rigidez de corte (k_s).

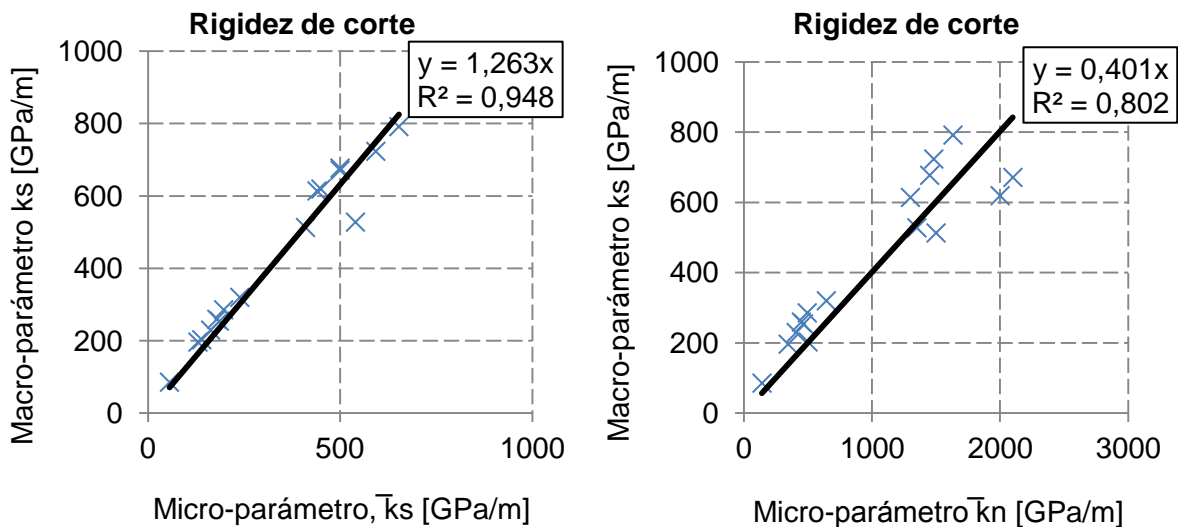


Figura B—3: Resultados de ensayos de corte en vetillas. Rigidez de corte en función del micro-parámetro \bar{k}_n y \bar{k}_s .

El micro-parámetro de rigidez normal del SJC también tiene un efecto en la rigidez de corte, por lo que se propone un modelo cuyo ajuste se presenta en la Figura B—4. Es recomendable realizar una mayor cantidad de ensayos para obtener un mejor ajuste.

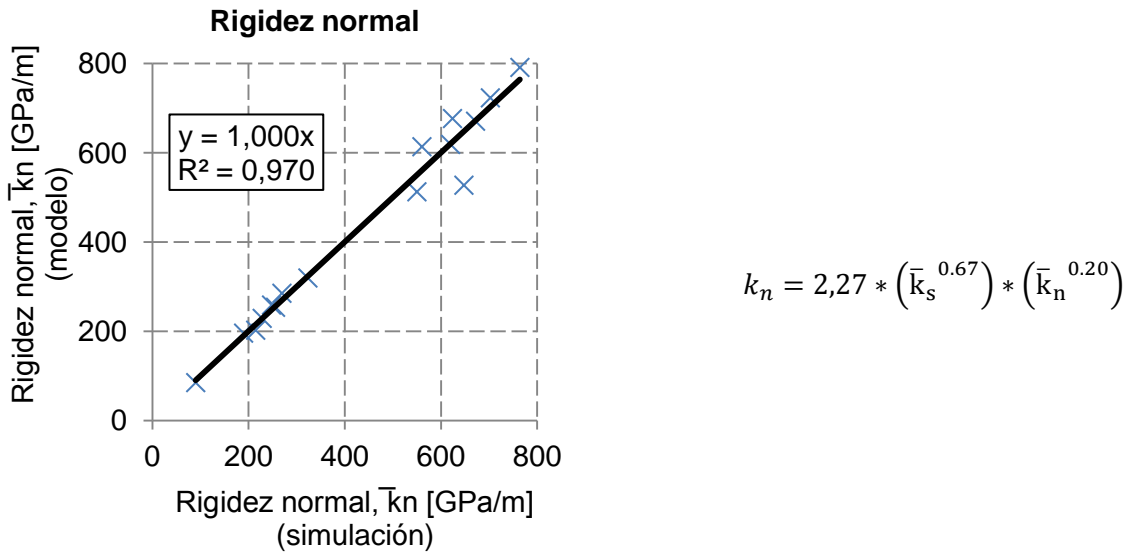


Figura B—4: Modelo ajustado para la rigidez de corte en ensayos con un confinamiento de 5 [MPa].

- 2) Ángulo de fricción. No depende ni de la escala ni de la resolución. Se realizan 42 ensayos de corte con distintos confinamientos normales y resoluciones. La Figura B—5 muestra los resultados obtenidos para los ángulos de fricción, obteniéndose que $\phi = \phi_b$ (el macro-parámetro es aproximadamente igual al micro-parámetro).

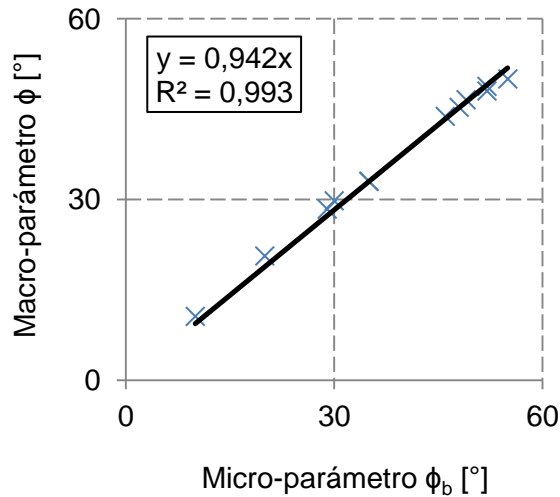


Figura B—5: Comportamiento *peak* en resultados de ensayos de corte en vetillas. Macro-parámetro ϕ en función del micro-parámetro ϕ_b .

b) Comportamiento *post-peak*

Los micro-parámetros que definen el comportamiento *post-peak* de las vetillas son la resistencia residual y la dilatancia, las cuales se definen a partir del coeficiente de fricción (μ) y la dilatancia de los contactos ($\bar{\psi}$).

- 1) Resistencia residual. En la Figura B—6 se muestran los resultados obtenidos de 72 ensayos de corte, con distintos micro-parámetros. La resistencia residual depende

del coeficiente de fricción de los SJC (μ). En la Figura B—6a se observa una relación lineal entre el micro-parámetro μ y el esfuerzo residual, en donde la pendiente es igual al esfuerzo normal efectivo aplicado a la muestra durante el ensayo. En la Figura B—6b se muestra el coeficiente de fricción de los SJC (μ), que determina directamente con el ángulo de fricción residual de la muestra.

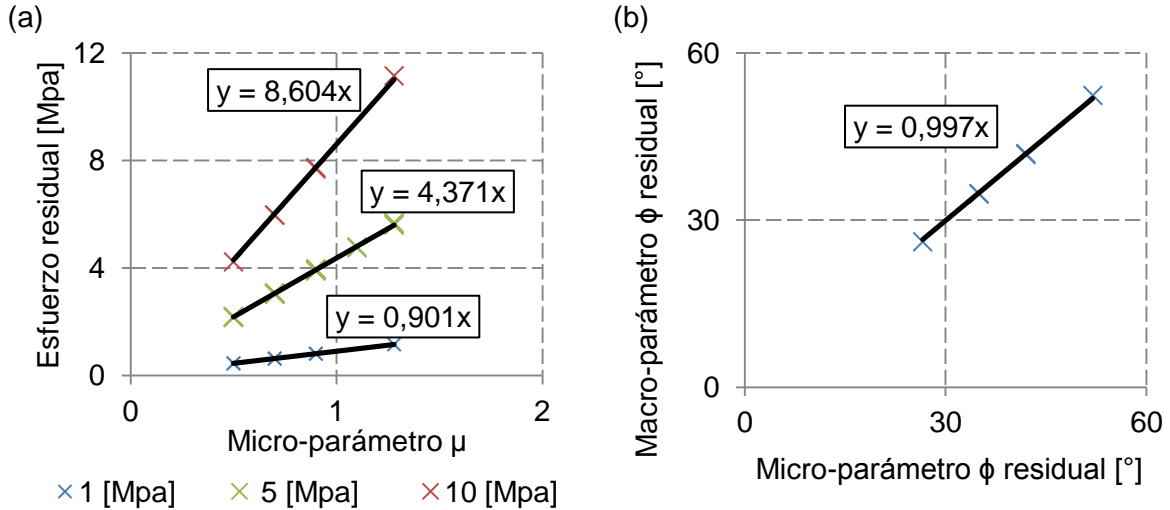


Figura B—6: Comportamiento *post-peak* en resultados de ensayos de corte en vetillas. (a) Resistencia residual en función del micro-parámetro μ y (b) macro-parámetro ángulo de fricción residual en función del micro-parámetro $\phi = \tan^{-1}(\mu)$.

2) Dilatancia. La Figura B—7a presenta dos curvas de desplazamiento normal en función del desplazamiento de corte con distintos micro-parámetros y el mismo ángulo de dilatancia ($\bar{\psi}$). La Figura B—7b muestra los resultados de distintos ensayos, concluyéndose que el ángulo de dilatancia que se observa es igual a la dilatancia de los SJC ($\psi = \bar{\psi}$).

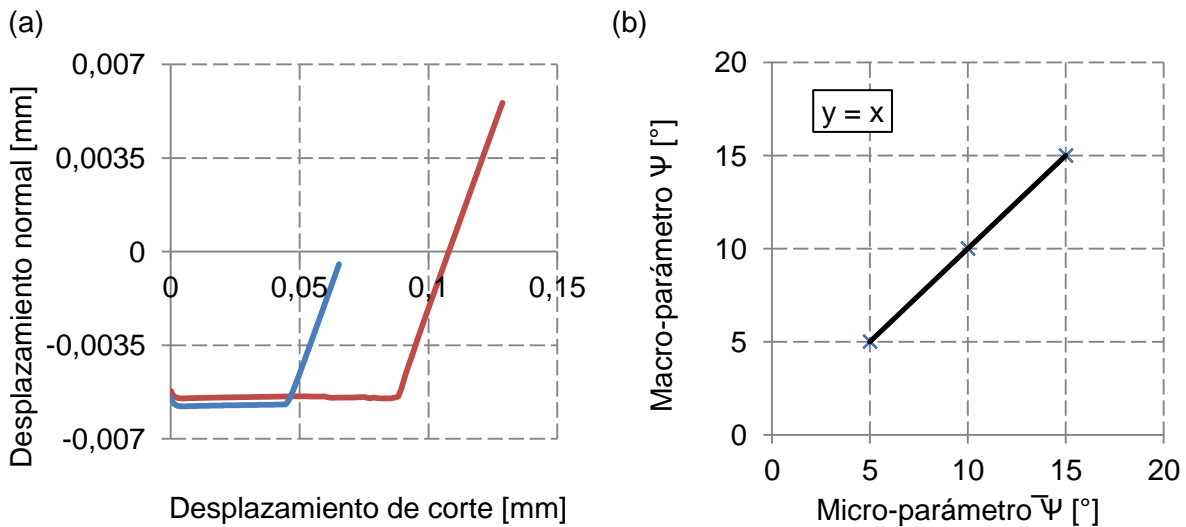


Figura B—7: Comportamiento *post peak* en resultados de ensayos de corte en vetillas. (a) Curva de desplazamiento normal en función del desplazamiento de corte de dos ensayos con el mismo micro-parámetro $\bar{\psi}$ y (b) macro-parámetro ψ en función del micro-parámetro $\bar{\psi}$.

ANEXO C ANÁLISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO SRM

Se realiza un estudio de sensibilidad con los micro-parámetros de roca intacta (Tabla 5—8) y de vetillas (Tabla 5—13) calibrados para el DFN21—1. El objetivo es determinar la influencia en los resultados del empaquetamiento de la muestra, de la resolución del bloque promedio, y de cambiar el orden de inserción en el DFN.

C.1 Generación de la muestra

a) Influencia del *seed number* y del uso de *pbricks*

La roca intacta se calibra para el comportamiento promedio de 10 realizaciones debido al efecto en el empaquetamiento de la muestra que tiene el uso del *seed number*. Por otro lado, las muestras se crean utilizando *pbricks* con tal de disminuir los tiempos de simulación al generarse simetrías dentro de la muestra. Por esta razón, se reproducen los micro-parámetros calibrados considerando en la creación de la muestra el uso de *pbricks* con diez números de semilla distintos, y un caso en el que no se utilizan *pbricks*. Los resultados se presentan en la Tabla C—1.

Tabla C—1: Parámetros elásticos, de resistencia y umbrales de daño obtenidos de las simulaciones con distinto número de semilla.

Numero de semilla	Módulo de Young, E [GPa]	Razón de Poisson, ν	UCS [MPa]	Umbral de daño, σ_{cd} [MPa]	Umbral iniciación de grietas, σ_{ci} [MPa]
100	38,2	0,12	97,2	91,4	13,9
200	38,5	0,12	99,0	92,9	12,5
300	38,3	0,12	102,1	90,7	12,3
400	38,9	0,12	104,3	91,4	16,0
500	38,2	0,12	98,8	87,7	12,5
600	38,9	0,13	99,1	89,8	14,1
700	39,1	0,12	106,1	95,1	15,3
800	38,5	0,12	98,3	90,9	12,8
900	38,4	0,12	98,2	93,1	18,7
1000	38,9	0,12	97,4	86,8	14,3
Promedio	38,6	0,12	100,0	91,0	14,2
Desv. Est.	0,3	0,002	3,1	2,5	2,0
Mínimo	38,2	0,12	97,2	86,8	12,3
Máximo	39,1	0,13	106,1	95,1	18,7
Sin pbricks	39,0	0,12	107,9	91,3	12,9

ANEXO C ANALISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO SRM

Se obtiene un promedio de 100 [MPa] en la resistencia a la compresión uniaxial y una desviación estándar de 3,1 [MPa]. La desviación estándar en el resto de los parámetros es relativamente baja. Por otro lado, es posible apreciar que la única simulación que se realiza sin *pbricks* tiene una resistencia a la compresión uniaxial mayor al máximo de las diez simulaciones con *pbricks*. Las curvas esfuerzo–deformación se presentan en la Figura C—1 y la Figura C—2.

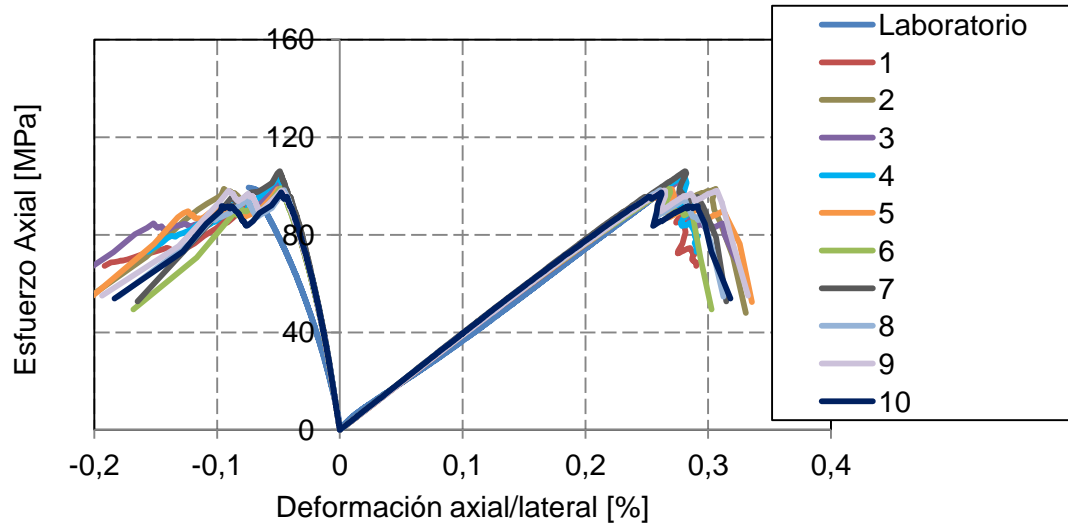


Figura C—1: Curvas esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), y el DFN NNM21–1. Se construyen muestras con distinto número de semilla.

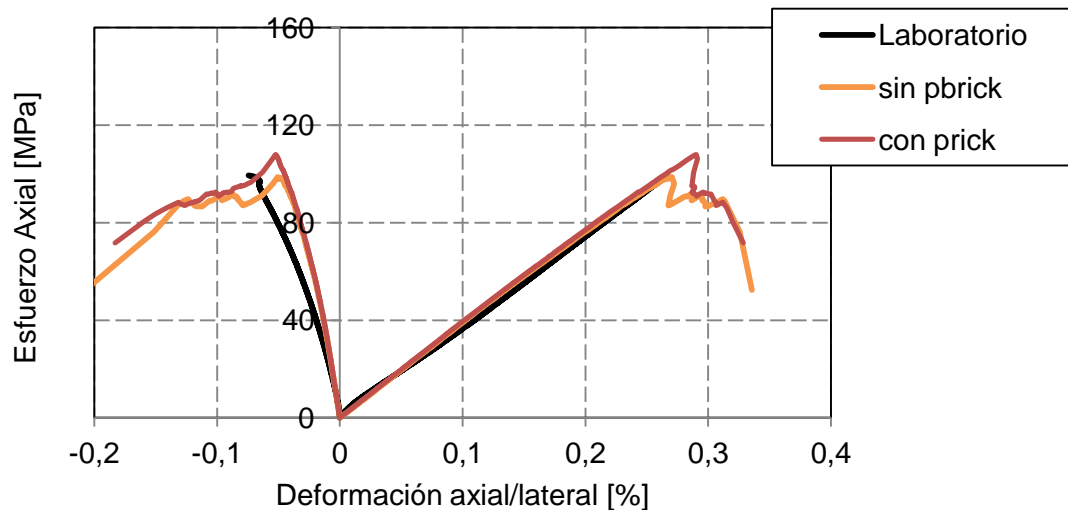


Figura C—2: Curvas esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), y el DFN NNM21–1. Se construyen muestras con y sin *pbricks*.

b) Influencia de la resolución

La resolución del bloque promedio es igual a la mínima resolución posible, es decir, 6 partículas. Al considerar las esferas de medición que sólo cubren el 75% del diámetro, se tiene que los micro-parámetros se calibran para una resolución de aproximadamente 4,4 partículas en el diámetro de la probeta. La Figura C—3 presenta el resultado de la reproducción de los parámetros calibrados considerando un cambio en el diámetro de partícula. En la figura, se presenta la resolución que corresponde al tamaño del bloque promedio dividido por el nuevo tamaño de partícula.

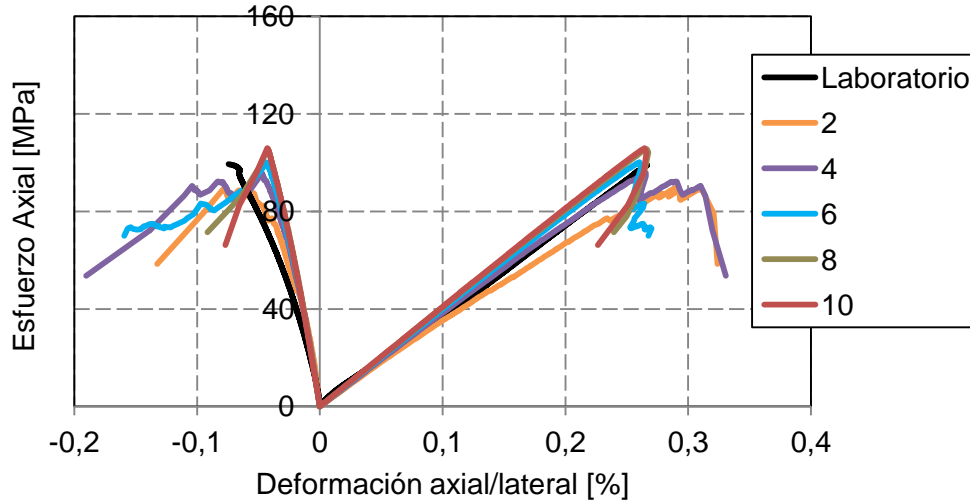


Figura C—3: Curvas esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), y el DFN NNM21–1. Se construyen muestras con distinta resolución.

C.2 Influencia del modelo DFN

a) Orden de inserción del DFN

Se reproducen los micro-parámetros calibrados, pero considerando todas las combinaciones posibles en el orden de inserción del DFN. La calibración se realiza con la combinación Anh - Qz - Cpy. Los resultados se presentan en la Figura C—4, observándose sólo un efecto en la resistencia de las curvas esfuerzo-deformación.

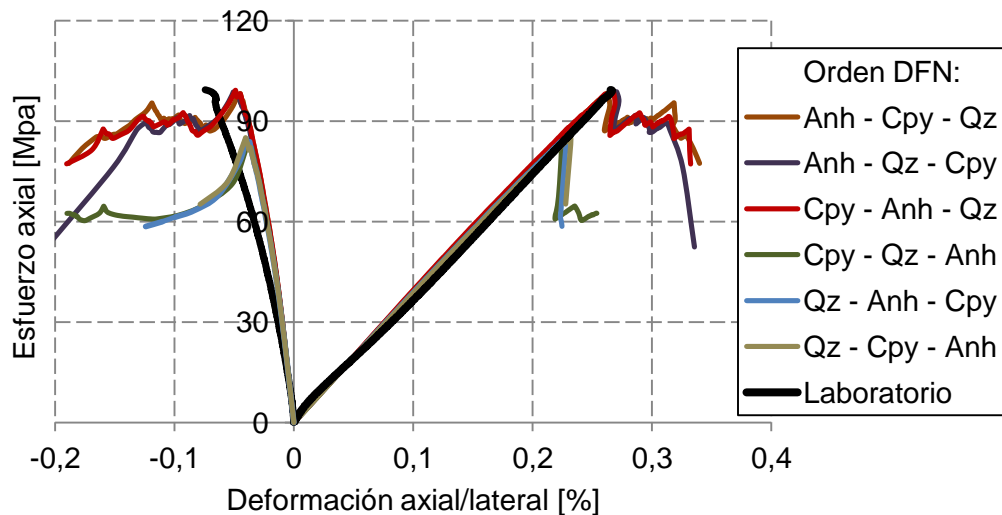


Figura C—4: Curvas esfuerzo-deformación con los micro-parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14), con distinto orden en la inserción del DFN NNM21—1.

La única vetilla de Cpy presente en la muestra no influye significativamente en la resistencia que ésta alcanza. Se observan curvas similares en los casos en que se insertan primero las vetillas de Qz y luego las de Anh con una resistencia a la compresión uniaxial promedio de 84 [MPa], mientras que en las que se insertan primero las de Anh y luego las de Qz tienen un valor promedio de 99 [MPa].

b) Efecto del uso de un DFN simplificado

Se considera la posibilidad de eliminar las vetillas que no fallan dentro de la muestra de *SRMLab*, y las que no fallan en el ensayo de laboratorio. La Figura C—5 muestra los resultados de considerar en un caso sólo las vetillas 2 (Anh), 12 (Anh), 14 (Anh) y 10 (Cpy), que corresponden a las vetillas que fallan en el *SRMLab*, y las vetillas 2 (Anh), 1 (Qz), 4 (Qz) y 9 (Qz), que son las que fallan en laboratorio.

Existe una clara diferencia en los resultados obtenidos de estas simulaciones, en relación a los resultados obtenidos de la calibración, pudiendo concluirse que todas las vetillas influyen en el resultado final. Por otro lado, no existe una clara diferencia entre ambos casos ensayados, lo que se debe a que las vetillas de Anh tienen parámetros tan altos como las de Qz.

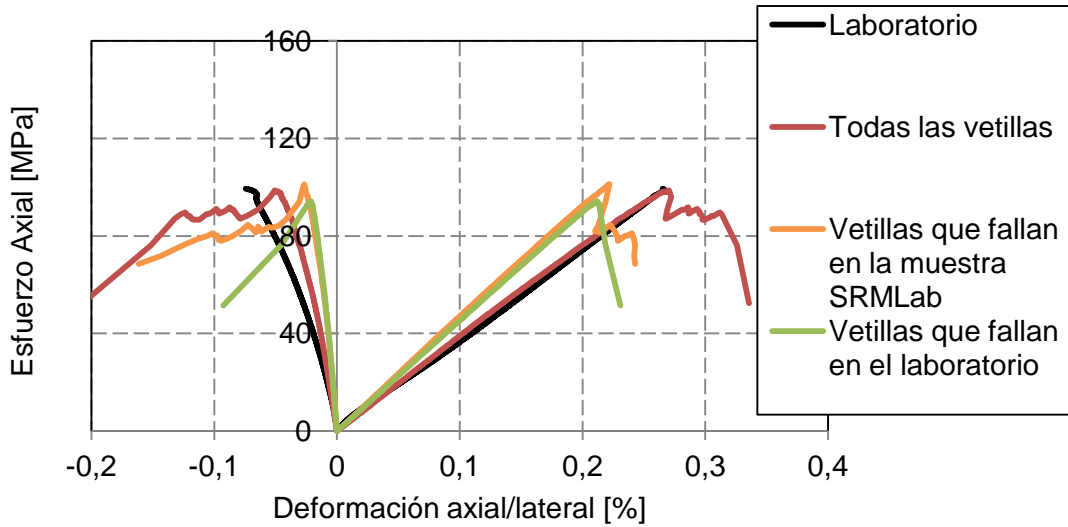


Figura C—5: Curvas esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—13), considerando solamente las vetillas que fallan en el ensayo de laboratorio y las que fallan en la simulación en SRMLab. Se utiliza el DFN NNM21–1.

c) Efecto del parámetro *Asperity Removal*

Con tal de cuantificar los efectos del umbral de remoción de asperezas (*Asperity Removal*), se repite la simulación de calibración sin umbral de remoción de asperezas, y con umbrales de 10 y 50 veces la fuerza promedio. Los resultados se presentan en la Figura C—6, observándose sólo una diferencia poco significativa en el comportamiento *post – peak*.

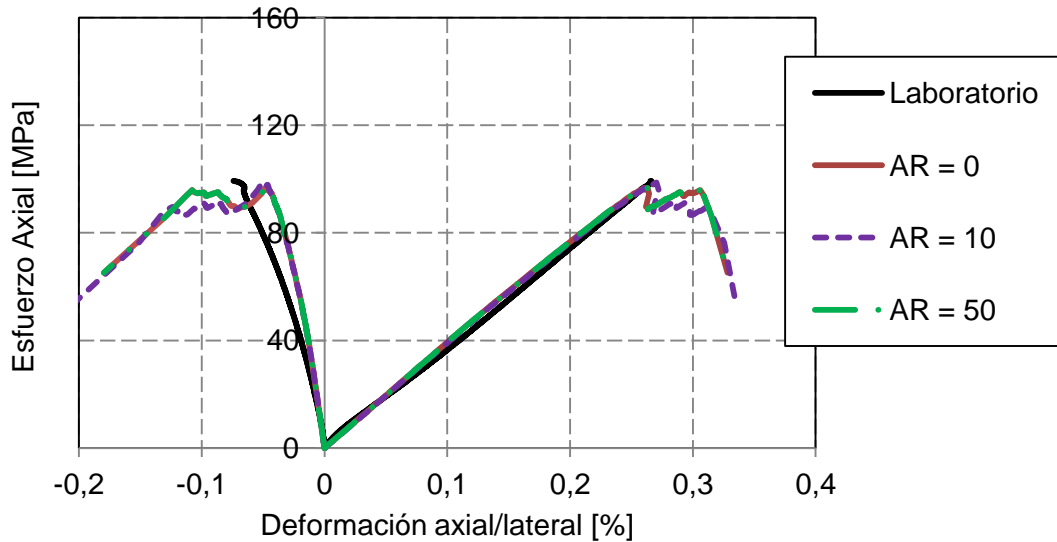


Figura C—6: Curvas esfuerzo–deformación con los micro–parámetros calibrados de roca intacta (Tabla 5—8) y vetillas (Tabla 5—14), con distintos umbrales de remoción de asperezas (DFN NNM21–1).

ANEXO C ANALISIS DE SENSIBILIDAD DEL MODELO SRM

En el caso de trabajar con miles de discontinuidades, es recomendable cuantificar el efecto que tiene este umbral en los resultados, debido a que la reducción del número de asperezas puede generar un aumento en la resistencia de la muestra.