



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE  
ESCUELA DE INGENIERIA

**PRE ACONDICIONAMIENTO CON EL  
USO DE DEBILITAMIENTO DINÁMICO  
CON EXPLOSIVOS EN MINERÍA POR  
CAVING**

**ISMAEL DAVID GOTTREUX VOLLET**

Tesis para optar al grado de  
Magíster en Ciencias de la Ingeniería

Profesor Supervisor:  
**RONALD GUZMÁN VENEGAS**

Santiago de Chile, (Junio, 2016)

© 2016, Ismael Gottreux



PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATOLICA DE CHILE  
ESCUELA DE INGENIERIA

# **PRE ACONDICIONAMIENTO CON EL USO DE DEBILITAMIENTO DINÁMICO CON EXPLOSIVOS EN MINERÍA POR CAVING**

**ISMAEL DAVID GOTTREUX VOLLET**

Tesis presentada a la Comisión integrada por los profesores:

**RONALD GUZMÁN VENEGAS**

**EDUARDO CÓRDOVA VERGARA**

**ÁLVARO VIDELA LEIVA**

**JUAN VIDELA WEBB**

**IGNACIO LIRA CANGUILHEM**

Para completar las exigencias del grado de  
Magíster en Ciencias de la Ingeniería

Santiago de Chile, Junio, 2016

A mis Padres y hermanos por su  
incondicional apoyo

## **AGRADECIMIENTOS**

En primer lugar, me gustaría agradecer a mi profesor guía y supervisor Ronald Guzmán por toda su ayuda, disposición y orientación durante la investigación, y por todo el tiempo dedicado a este trabajo. Además de su preocupación por mi persona y bienestar durante mi permanencia en el programa, tanto dentro como fuera de la universidad. De la misma manera, quiero agradecer a mi profesor supervisor, Eduardo Córdova por su preocupación y compromiso con el programa.

Por otro lado, me gustaría agradecer a CODELCO por el financiamiento y facilitar la información necesaria para llevar a cabo el caso de estudio. A toda la Superintendencia de Desarrollo & Innovación de la división El Teniente, en especial a Pedro González, Eduardo Córdova y Juan Cristóbal Videla por todo el apoyo entregado durante este proyecto. A las herramientas y enseñanzas entregadas por el área de tecnología de Orica Chile S.A, sin las cuales no hubiese podido llevar a cabo mi proyecto. En particular al equipo regional de Orica: Christian Guerrero, Elíseo Ríos, Alejandro Ferrada, Carlos Salas, Rodrigo Valdés, Felipe Moroni y Héctor Espinoza, y del equipo global: Peter Dare-Bryan.

Agradecer a mis padres, madre putativa, hermanos y pareja por el incondicional y constante apoyo, por las palabras de aliento que me ayudaron a completar este importante proceso.

Finalmente, mencionar a mi principal motivación para llevar a cabo este trabajo a su máxima excelencia, mi hija Emilia.

## INDICE GENERAL

	Pág.
DEDICATORIA .....	ii
AGRADECIMIENTOS .....	iii
INDICE DE TABLAS .....	ix
INDICE DE FIGURAS.....	xi
RESUMEN.....	xxii
ABSTRACT .....	xxiv
1. INTRODUCCIÓN.....	1
1.1. Presentación del estudio.....	1
1.2. Hipótesis.....	2
1.3. Objetivos .....	2
1.4. Estructura del estudio.....	2
1.4.1. Etapa 1: Estado del arte / Situación actual.....	2
1.4.2. Etapa 2: Pre acondicionamiento .....	3
1.4.3. Etapa 3: Caracterización del daño, fragmentación y hundibilidad ..	3
1.4.4. Etapa 4: Casos de estudio y aplicación de tronadura confinada .....	3
1.4.5. Etapa 5: Variables críticas y discusión .....	4
1.4.6. Etapa 6: Modelamiento numérico de tronadura y análisis.....	4
1.4.7. Etapa 7: Conclusiones y próximos desafíos .....	4
1.5. Resultados esperados .....	4
2. ESTADO DEL ARTE – MINERÍA POR CAVING.....	6
2.1. Quiebres tecnológicos y enfoque de la minería del futuro.....	6
2.2. Tendencias y futuro de minería subterránea .....	9
2.3. Métodos de explotación por Caving .....	15
2.3.1. Descripción del método .....	15
2.3.2. Evolución del Caving en términos de investigación y desarrollo..	17

2.3.3. Problemáticas asociadas al método .....	20
2.4. Desafíos y proyecciones de la minería subterránea .....	24
2.4.1. Minería profunda de altos esfuerzos .....	25
2.4.2. Minería continua .....	26
2.4.3. Desarrollo Rápido ( <i>Rapid development</i> ) .....	27
3. PRE ACONDICIONAMIENTO .....	29
3.1. Definición .....	29
3.2. Diferencia entre Pre acondicionamiento y <i>Destressing</i> .....	31
3.3. Evolución de la técnica de pre acondicionamiento .....	33
3.4. Tronadura confinada .....	35
3.5. Pre acondicionamiento con explosivos como medida de fragmentación. 37	
3.6. Pre acondicionamiento con fracturamiento hidráulico .....	39
3.7. Pre acondicionamiento mixto o intensivo .....	41
4. FRAGMENTACIÓN, DAÑO Y HUNDIBILIDAD EN MINERÍA SUBTERRÁNEA .....	43
4.1. Fragmentación .....	43
4.1.1. Fragmentación primaria .....	45
4.1.2. Fragmentación secundaria .....	50
4.2. Daño .....	57
4.2.1. Definición .....	57
4.2.2. Modo de falla en ambiente confinado .....	57
4.2.3. Modelos de daño .....	59
4.2.4. Estudios de terreno: Extensión y magnitud del daño .....	60
4.3. Hundibilidad .....	62
5. CASOS DE ESTUDIOS Y APLICACIÓN DE TRONADURA CONFINADA	66
5.1. Pre acondicionamiento en minas por Caving .....	67
5.1.1. Preacondicionamiento en División Andina Codelco .....	67
5.1.2. Preacondicionamiento en New Crest Cadia East 1 .....	68
5.1.3. Preacondicionamiento en New Crest Cadia East 2 .....	68
5.1.4. Experimentos en PA en mina El Teniente .....	69
5.1.5. Modelamiento de preacondicionamiento .....	71

6.	ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE FACTORES TÉCNICOS QUE INFLUYEN EN EL MÉTODO DE PA .....	73
6.1.	Macizo Rocoso.....	73
6.1.1.	Propiedades Dinámica de la roca.....	73
6.1.2.	Estructuras in situ .....	76
6.1.3.	Esfuerzos in situ.....	81
6.2.	Explosivo.....	84
6.2.1.	Proceso de detonación del explosivo.....	84
6.2.2.	Tipos de explosivo, energía y detonación.....	86
6.2.3.	Eficiencia y Pérdidas Energéticas en tronadura.....	88
6.2.4.	Energía de Choque.....	90
6.2.5.	Presiones de gases.....	90
6.2.6.	Energía en ambiente confinado.....	92
6.2.7.	Explosivo para pre acondicionamiento.....	93
6.3.	Diseño .....	96
6.3.1.	Uso de la técnica – PA intensivo .....	96
6.3.2.	Métodos de diseño .....	99
6.3.3.	Largo del tiro .....	102
6.3.4.	Diámetro .....	104
6.3.5.	Uso de Taco .....	105
6.3.6.	Burden y espaciamiento.....	108
6.3.7.	Cargas acopladas y desacopladas .....	109
6.3.8.	Posición de detonadores .....	109
6.3.9.	Secuencias y retardos.....	110
6.3.10.	Otros .....	114
7.	ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE FACTORES OPERATIVOS Y DE CARÁCTER TECNOLÓGICO ASOCIADOS A LA TÉCNICA .....	115
7.1.	Problemas operacionales – Desafíos técnicos.....	115
7.2.	Innovación y desarrollo tecnológico enfocado a tronadura subterránea	118
7.2.1.	Fragmentación y consecuente aumento en productividad .....	120
7.2.2.	Trabajo en ambiente de altos esfuerzos y seguridad .....	121

8.	MODELAMIENTO DE TRONADURA CONFINADA PARA DISEÑO PA123	
8.1.	Software .....	123
8.2.	Modelo: Construcción, antecedentes y restricciones .....	124
8.3.	Modelo: Post procesamiento de datos.....	126
8.4.	Métodología .....	129
8.5.	Objetivo.....	129
8.6.	Modelamiento: Proceso y Análisis.....	130
8.6.1.	Sensibilidad al diámetro según tipo explosivo .....	130
8.6.2.	Efecto del confinamiento según tipo de explosivo .....	131
8.6.3.	Efecto de los gases.....	136
8.6.4.	Efecto de la anisotropía en los esfuerzos .....	137
8.6.5.	Sensibilidad al retardo .....	138
8.6.6.	Posición de primas.....	139
8.6.7.	Interacción con FH .....	142
8.6.8.	Análisis de Burden.....	145
8.6.9.	Análisis de Cara libre.....	149
8.6.10.	Análisis de estructuras in situ .....	152
8.6.11.	Análisis de tamaño y pattern de malla.....	154
8.6.12.	Diseño propuesto .....	157
9.	CONCLUSIONES Y ESTUDIOS FUTUROS .....	165
9.1.	Respecto de la fragmentación y el daño:.....	166
9.2.	Respecto del ambiente geológico.....	167
9.3.	Respecto del explosivo:.....	168
9.4.	Respecto al diseño y sus parámetros:.....	169
9.5.	Respecto a la materialización de la técnica y su carácter operativo: .....	171
9.6.	Referente a la innovación y el desarrollo tecnológico .....	171
	BIBLIOGRAFÍA .....	174
	ANEXOS .....	196
10.	Anexo A: Riesgo sísmico, estallidos de roca y Caso estudio en DET .....	197

11.	Anexo B: precondicionamiento como medida de destressing .....	202
12.	Anexo C: daño-modo de falla en ambiente confinado .....	206
13.	Anexo D: modelos de daño.....	207
14.	Anexo E: Extensión y magnitud de los daños .....	219
15.	Anexo F: casos de estudio: PA minas de vetas estrechas .....	234
16.	Anexo G: casos de estudio: Simulaciones de estallidos de roca .....	241
17.	Anexo H: casos de estudio: destressing.....	245
18.	Anexo I: casos de estudio: destressing tuneleria .....	253
19.	Anexo J: casos de estudio: experimentos a pequeña escala .....	258
20.	Anexo K: casos de estudio: precondicionamiento en el teniente.....	262
21.	Anexo L: Modelamiento de tronadura confinada para precondicionamiento.....	263
22.	Anexo M: propiedades dinámicas de la roca .....	284
23.	Anexo N: estructuras in situ .....	288
24.	Anexo O: esfuerzos in situ.....	289
25.	Anexo P: diseño-largo del tiro.....	293
26.	Anexo Q: diseño-secuencia y retardos .....	294
27.	Anexo R: Levantamiento en terreno y proceso .....	295

## INDICE DE TABLAS

	Pág.
Tabla 1: Recopilación de antecedentes de extensión de fracturas .....	60
Tabla 2: Recopilación de antecedentes de PPV tronadura confinada .....	61
Tabla 3: Velocidad de deformación y daño asociado a diferentes procesos (Prasad 200) .....	74
Tabla 4: Parámetros de explosivos para roca competente (modificada, a partir de su original en Torrance et al, 2015) .....	95
Tabla 5: del pre acondicionamiento en términos de <b>P32</b> en mina El Teniente (Brzovic et al., 2014).....	97
Tabla 6: Recopilación de antecedentes de factor de carga (PF) de tronaduras confinadas .....	99
Tabla 7: método de diseño: índice de capacidad de destressing (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008) .....	101
Tabla 8: Rating normalizado y probabilidad de destressing asociado (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008) .....	101
Tabla 9: Outputs post prossesing .....	128
Tabla 10: Influencia de los esfuerzos en la extensión de fracturas .....	131
Tabla 11: Conclusiones generales del estudio .....	165
Tabla 12: Zona de generación de fracturas y trituramiento, modificado a partir de Vovk et al. (1973) .....	220
Tabla 13: PVV con efectos en términos de daño y fragmentación en roca competente Scandinavian bedrock ( $\rho = 2600\text{kgm}^3$ , $VP = 4800\text{ms}$ , $E = 60\text{GPa}$ ), modificado a partir de Persson (1997) .....	222
Tabla 14: Rango de extensiones de daños predichos por diferentes modelos (Iversen, et al., 2010).....	226
Tabla 15: Propiedades físicas y mecánicas de las muestras de concreto, modificadas a partir de Esen et al (2003) .....	230

Tabla 16: Propiedades de los explosivos, modificadas a partir de Esen et al. (2003) ...	231
Tabla 17: Parámetros experimentales, modificadas a partir de Esen et al. (2003) .....	231
Tabla 18: Propiedades de los explosivos, modificadas a partir de Olsson & Bergqvist (1993).....	232
Tabla 19: Largo de fracturas de mediciones y cálculos realizados por Olsson & Bergqvist (1993) .....	233
Tabla 20: Parámetros de tronadura (Sahara, 2004).....	246
Tabla 21: Rango de parámetros de tronadura recopilados por Tang (2000) y modificados .....	247
Tabla 22: Detalles de tronaduras confinadas (Tooper, 2003) .....	255
Tabla 23: Resultados del experimento de extensión de fracturas (Changshou, 2013) ..	261
Tabla 24: Propiedades de la roca utilizada en el modelo .....	266
Tabla 25: Comparación entre resistencia a la compresión estática y dinámica con su correspondiente relación, modificada de Prasad (2000) .....	285
Tabla 26: Comparación entre resistencia a la tracción estática y dinámica según tipo de roca y autor.....	287

## INDICE DE FIGURAS

	Pág.
Figura 1: Principales tecnologías para la operación minera creadas a lo largo de la historia (Antezano, 2010).....	7
Figura 2: Road Map tecnológico Codelco El Teniente (González, 2015) .....	7
Figura 3: Ley Media en la Industria (Báez, 2012) .....	9
Figura 4: Tendencia mundial de depósitos de cobre (Moss, 2011).....	10
Figura 5: Justificación para innovar en minería subterránea (Báez, 2012).....	11
Figura 6: Tendencia de razón minería subterránea/rajo hasta el 2018 (Moss, 2011) .....	12
Figura 7: Evolución de tasas de producción diaria de grande minas subterráneas .....	13
Figura 8: Evolución de profundidad en minas subterráneas de explotación masiva .....	13
Figura 9: Block Caving con cargadores LHD, mina El Teniente, Chile (Hamrin, 1982)	16
Figura 10: Panel caving mecanizado, mina Henderson, Colorado, USA. Fuente Doepken, 1982 .....	17
Figura 11: Avances del conocimiento del proceso del caving (Castro, 2014).....	18
Figura 12: Avances del conocimiento en fragmentación (Castro, 2014).....	19
Figura 13: en el conocimiento del flujo gravitacional (Castro, 2014) .....	19
Figura 14: Problemáticas asociadas al método de explotación por <i>Caving</i> .....	20
Figura 15: Concepto de preacondicionamiento (Sougarret et al., 2004) .....	29
Figura 16: Métodos de control de efectos de daños y estallidos de roca (Mitri, 2000) ...	31
Figura 17: Impacto del <i>destressing</i> en la redistribución de esfuerzos (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008) .....	32
Figura 18: Esquema de la profundidad enterrada a escala (Chiapetta, 2009).....	36
Figura 19:a) Volumen de material quebrado por delante de la carga vs burden y b) Backbreak vs burden (Bilgin, 1991) .....	37
Figura 20: Metodología DDE en métodos por Hundimiento.....	38
Figura 21: Generación de fracturas DDE (Brzovic et al., 2014).....	38
Figura 22: Metodología de Fracturamiento Hidráulico en métodos por Hundimiento....	40

Figura 23: Generación de fracturas FH (Brzovic et al., 2014).....	41
Figura 24: Esquema de la utilización de la fracturación hidráulica y voladura de pre acondicionamiento una mina por Caving (Catalan et al, 2012).....	42
Figura 25: Ejemplo de la influencia de la migración de finos y fragmentación secundaria en distribución final de bloques en los puntos de extracción (Dorador et al., 2014).....	44
Figura 26: Diseño de UCL y fragmentación secundaria (Burgio, 2014).....	52
Figura 27: Velocidad de extracción vs % de extracción de columna de material primario (sin pre acondicionamiento).....	53
Figura 28: Velocidad de extracción vs % de extracción de columna de material primario (con pre acondicionamiento).....	53
Figura 29: Caso base y con preacondicionamiento en términos de productividad de un sector.....	54
Figura 30: Daño en viseras según KTon de mineral extraído (González, 2008).....	55
Figura 31: Diagrama conceptual de la interacción de los explosivos en un macizo rocoso (Saharan & Mitri, 2006).....	58
Figura 32: Cambio en la fragmentación debido al preacondicionamiento por Caving (Brown, 2007).....	67
Figura 33: Pruebas de pre acondicionamiento en terreno en Cadia East (Catalán, et al, 2012b).....	68
Figura 34: Diseño de preacondicionamiento (Catalán, et al, 2012b).....	69
Figura 35: Ocurrencia de colgaduras a lo largo de la evolución de la columna extraída por los puntos de extracción en los principales sectores de estudio (Brzovic et al., 2014).....	70
Figura 36: Análisis de la razón entre los tonelajes cachorreados y colgados para ambos sectores de Dacita con DDE+FH en la mina SuaPi pero con distintas mallas e intensidades de PA (Brzovic et al., 2014).....	70
Figura 37: Resistencia a la compresión vs velocidad de deformación para Solenhofen limestone, modificado de Lankford (1981).....	73

Figura 38: Ensayos UCS aplicados a roca de División El Teniente y capturados con cámara de alta velocidad .....	78
Figura 39: Impacto de la fragmentación in situ en la efectividad de la tronadura (Báez et al., 2014).....	79
Figura 40: Observaciones experimentales y en terreno de influencia de los esfuerzos en la generación de fracturas de la roca (a, b y c (Aydan, 2013) d y e (Jung et al., 2001))..	81
Figura 41: Efecto en la generación de daño, producto de los esfuerzos al aumentar la profundidad (Onederra, et al., 2013).....	83
Figura 42: Proceso de detonación del explosivo (Presión vs tiempo) .....	85
Figura 43: Presión de barrenos vs tiempo por tipo de explosivo (ANFO y Emulsión) (Sitharam).....	86
Figura 44: Ondas presentes en la detonación: En (a) efecto supersónico del explosivo (b) efecto transónico y en (c) efecto subsónico del explosivo .....	87
Figura 45: Diferencia en detonación de fracturas ANFO/Emulsión (Sitharam).....	87
Figura 46: Expansión del barrenos producto de la tronadura y variación de VoD según diámetro y confinamiento (Según Data real de terreno y recopilada en PRISM Orica)..	88
Figura 47: Patrones de fractura de dos perforaciones (pozo inferior detonó primero) con a) sin gases, b) con gases (20% se queda en el pozo y 80% en la grieta) cada ejemplo con una secuencia de 1 ms (Sellers & Napier, 2006).....	92
Figura 48: Eficiencias energéticas de tronaduras confinadas y no confinadas (Sanchidrián et al, 2006) .....	92
Figura 49: Mapeo de tipo de explosivo necesario según tipo roca y frecuencia de fracturas (Torrance et al., 2015).....	93
Figura 50: Resultados de fragmentación en un modelo DFN (Brzovic et al., 2014).....	98
Figura 51: Gráfico para diseños de tronaduras de destressing, modificado de Brummer, 2002.....	100
Figura 52: VoD vs diámetro para explosivo de PA en roca El Teniente (realizado con software PRISM de Orica).....	104
Figura 53: Parámetros de definición del taco (Dally et al., 1975) .....	107

Figura 54: Prueba UCS en resina GEOFLEX (información interna Orica Chile).....	108
Figura 55: Efecto del secuenciamiento de dos tiros en la generación de fracturas (Napier, et al, 1997).....	112
Figura 56: Desafíos técnicos e iniciativas tecnológicas asociados al proceso de P&T en minas por Caving (González, 2016).....	119
Figura 57: Tiempos de ejecución de iniciativas tecnológicas asociados al proceso de P&T en minas por Caving (González, 2016).....	120
Figura 58: Tipo de vistas que se modelan.....	123
Figura 59: Enmallado de modelo: Elementos finitos y malla de gases del modelo.....	125
Figura 60: Crack & Crush zone .....	126
Figura 61: Análisis por unidad de área .....	127
Figura 62: Análisis de desplazamiento dirección cara libre.....	128
Figura 63: Análisis de sensibilidad del diámetro de perforación según explosivo y confinamiento.....	130
Figura 64: Zona de fractura para Emulsión Vs ANFO en 5 3/4”.....	132
Figura 65: Zona de trituración para Emulsión Vs ANFO en 5 3/4” .....	132
Figura 66: Diferencia entre Explosivo emulsión y ANFO en 5 3/4” según confinamiento .....	133
Figura 67: Confinamiento vista axisimétrica .....	134
Figura 68: Análisis de fracturas según confinamiento.....	135
Figura 69: Porcentaje de elementos dañados según confinamiento.....	135
Figura 70: Visualización e influencia de los gases del ANFO según confinamiento ....	136
Figura 71: Extensión de fracturas según configuración anisotrópica de esfuerzos .....	137
Figura 72: Análisis en emulsión en 5 3/4” con diferentes niveles de anisotropía en esfuerzos .....	138
Figura 73: Análisis de sensibilidad del retardo en la interacción entre pozos .....	139
Figura 74: Acople e interacción de ondas .....	140
Figura 75: Posición de detonadores cada 8 m.....	140
Figura 76: Posición de primas largo y n° fracturas .....	141

Figura 77: Posición de primas.....	141
Figura 78: Interacción entre pozos.....	142
Figura 79: Interacción con FH largo y cantidad de fracturas.....	143
Figura 80: Interacción con FH.....	144
Figura 81: Modelamiento axisimétrico con y sin FH.....	144
Figura 82: Interacción entre tiros: Detonación simultánea 2 tiros emulsión 5 ¾” a diferentes burden (a 10MPa esfuerzos in situ).....	145
Figura 83: Extensión de fracturas según burden (5 ¾” y 10Mpa de confinamiento) ....	146
Figura 84: Interacción entre tiros: Detonación simultánea 2 tiros emulsión 5 ¾” a 13 m burden, en una condición de esfuerzos 10-60 (SigmaXX-SigmaYY).....	147
Figura 85: Interacción entre pozos burden 13 m, 5 ¾” y diferencias de 50 y 60 MPa..	147
Figura 86: Anisotropía en los esfuerzos en prueba de pre acondicionamiento en mina El Teniente (Brzovic, 2009).....	148
Figura 87: Diferencia cara libre en cielo abierto y subterráneo.....	149
Figura 88: Desplazamiento del material hacia cara libre según distancia.....	150
Figura 89: Desplazamiento del material hacia cara libre según tamaño cara libre.....	151
Figura 90: Influencia de estructuras y tipo de estructuras.....	152
Figura 91: Influencia de estructuras y tipo de estructuras.....	153
Figura 92: Fracturas con estructuras sólidas (rellenas) y huecas respectivamente.....	154
Figura 93: Malla normal distintos B x S.....	154
Figura 94: Malla normal distintos B x S con estructuras in situ.....	155
Figura 95: Malla trabada ante distintos esfuerzos in situ.....	156
Figura 96: Diseño propuesto.....	158
Figura 97: Etapas de diseño: Tronadura de canalón y fases.....	158
Figura 98: Tronadura de canalón/desplazamiento de material.....	159
Figura 99: Secuencia.....	160
Figura 100: Desplazamiento del material hacia cara libre según distancia.....	161
Figura 101: Área afectada por tronadura hacia cara libre optimizada según secuencia	161

Figura 102: Etapas de diseño: Tronadura de canalón y fases diseño cara libre optimizada .....	162
Figura 103: Desplazamiento de material en diseños de cara libre base y optimizado ...	163
Figura 104: Resultados de área afectada por tronadura en mallas de 10x10, con y sin previa cara libre.....	164
Figura 105: Daño v/s Energía para estallidos de roca en la mina El Teniente, período 1996-2012. (Landeros et al., 2014) .....	198
Figura 106: estallido de roca en mina El Teniente sector Esmeralda 22-10-2013 (Orellana & Cifuentes, 2013).....	199
Figura 107: Tiempos de detención de los puntos de extracción en la mina El Teniente sector Reservas Norte tras estallido de roca el 30-05-2005 (Bernier, 2014) .....	200
Figura 108: Producción mensual del punto 12 20Hw del sector Reservas Norte de la mina El teniente tras estallido de roca el 30-05-2005. (Bernier, 2014) .....	200
Figura 109: Relación entre el tiempo promedio de detención de los puntos de extracción afectados por un estallido de rocas y los metros lineales de daño (Bernier, 2014).....	201
Figura 110: Relación entre el número de puntos de extracción afectados por un estallido de rocas y los metros lineales de daño. Fuente: (Bernier, 2014).....	201
Figura 111: Efecto geo mecánico en tronadura de destressing (Roux et al., 1957) .....	204
Figura 112: Modelo conceptual de fracturación (Donze, et al, 1997) .....	206
Figura 113: Determinación del PPV en un punto arbitrario (Persson et al. 1993).....	208
Figura 114: PPV estimado como función de la distancia para diferentes cargas lineales en a) túneles de minería subterránea b) minería a cielo abierto. Persson et al. (1993) modificado por Rock Blasting & Engineering.....	222
Figura 115: Daños en la zona por profundidad con el aumento de diámetro de la perforación (Ouchterlony, 2003).....	223
Figura 116: Relación entre velocidad de las partículas crítica y daño para minería a cielo abierto (McKenzie y Holley, 2004) .....	224
Figura 117: Velocidad de la partícula crítica estimada para pozos de pre acondicionamiento (Catalán, et al, 2012b).....	225

Figura 118: Extensión del daño para diferentes tipos de explosivos (Brinkman, 1990) a) sección de los pozos relativos a la cara libre (izquierda) y b) el daño respecto de la distancia a la carga (a la derecha). .....	227
Figura 119: Extensión del daño desde la carga (Brinkman, 1990) .....	228
Figura 120: Extensión del daño como función del diámetro de la perforación desarrollada por Calder (copiada de (Sahara, 2004) ).....	228
Figura 121: Relación entre la velocidad de partícula crítica y el daño desarrollada por Brinkman para perforaciones de pequeño diámetro en niveles profundos de las minas de oro de Sudáfrica y dibujadas de nuevo por (Sahara, 2004).....	229
Figura 122: Zona de trituramiento ( <i>rrh</i> ) versus Índice de zona triturada (CZI) Esen et al. (2003) .....	232
Figura 123: Redistribución de esfuerzos debido al preacondicionamiento .....	234
Figura 124: Disposición de preacondicionamiento en un dique bajo altos esfuerzos (Adamas & Geysler, 1999).....	236
Figura 125: Vista en planta de pozos de preacondicionamiento previstos y reales Rorke, et al (1989) .....	237
Figura 126: Diseño de preacondicionamiento(Toper, 2003) .....	238
Figura 127: Relación entre parámetros de la fuente sísmica medidos y Kg de carga explosiva .....	240
Figura 128: Simulación de experimento en terreno de estallidos de roca a) Plano del sitio y b) Detalle de los pozos (Hagan, 2001) .....	242
Figura 129: Exploración a través de GPR mostrando fracturas inducidas por la detonación (arriba) y b) la interpretación de las fracturas (abajo) (los collares de barrenos se encuentran en el lado derecho de las figuras) Grodner 2001 .....	243
Figura 130: Daños en la pared del túnel vs PPV para el experimento de estallidos de roca .....	244
Figura 131: Diferentes aplicaciones de la técnica de destressing (Mitri, 2000) .....	245
Figura 132:a) Destressing de un pilar entre dos caserones con cambios en los esfuerzos (izquierda) y b) Configuración de las cargas (derecha) (O'Donnell Sr., 1999) .....	249

Figura 133: Configuración de barreno para crear divisiones con fracturas en el medio (. Miluka, et al, 1995) a) concepto (arriba a la izquierda) b) vista en planta (arriba a la derecha) y c) Secuenciamiento (abajo) .....	249
Figura 134: Diseño de tronadura de destressing en la mina Brunswick (Andrieux y Hadjigeorgiou, 2008) .....	252
Figura 135: Diseños de tronadura confinada en avance de túneles (Tooper, 2003) (En color naranja los pozos por detonar) a) Se observa la cara final del desarrollo b) Diferentes secciones de explosivos .....	253
Figura 136: Zona de Daños y fracturamiento que rodea a una carga confinada (Tooper, 2003) .....	254
Figura 137: Comparación de las zonas de fractura de cuatro pruebas con distintos explosivos por (Tooper, 2003) con modificaciones propias para indicar tendencias. ....	255
Figura 138: Rotación en el esfuerzo principal mayor en dos de las pruebas de (Tooper, 2003) a) Prueba 2 y b) Prueba de 3 .....	257
Figura 139: Vista en planta y sección del experimento de tronadura confinada (Yang et al., 1994).....	258
Figura 140:A) Cambio en el tiempo de viaje de onda sísmica (izquierda) y b) reducción de la velocidad de partícula crítica con la distancia para el experimento de (Yang, et al, 1994) (derecha) .....	259
Figura 141:a) Configuración de carga y b) Resultados de la tomografía sísmica para la prueba de tronadura confinada en dos direcciones diferentes (Trivino et al., 2013) .....	259
Figura 142: monitoreo de la presión de gas (Triviño, 2012).....	260
Figura 143: Alcance de la zona de extensión de fracturas según incremento en resistencia a la tracción y compresión (Changshou, 2013).....	261
Figura 144: Propiedades utilizadas para fracturas de DDE (Brzovic et al., 2014) .....	262
Figura 145: Envolvente de Mohr Coulomb con modificaciones al método de Rankine (Elfen Explicit Manual).....	263
Figura 146: Fracturamiento direccional según consideración de esfuerzos locales (Elfen Explicit Manual).....	263

Figura 147: Daño y degradación del módulo de elasticidad (Elfen Explicit Manual) ....	263
Figura 148: Detonación y consideración de gases .....	264
Figura 149: Vista axisimétrica .....	264
Figura 150: Vista en planta .....	264
Figura 151: Constrains del modelo .....	265
Figura 152: Face Loading del modelo .....	265
Figura 153: Material Region del modelo .....	266
Figura 154: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 76 mm .....	267
Figura 155: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 76 mm .....	267
Figura 156: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 102 mm .....	268
Figura 157: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 102 mm .....	268
Figura 158: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 127 mm .....	269
Figura 159: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 127 mm .....	269
Figura 160: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 146 mm .....	270
Figura 161: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 146 mm .....	270
Figura 162: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 152 mm .....	271
Figura 163: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 152 mm .....	271
Figura 164: Definición del modelo .....	272
Figura 165: Secuencia de carga de esfuerzos y detonación del explosivo.....	272
Figura 166: Sensibilidad del diámetro emulsión vs ANFO en ambiente sin esfuerzos .	273
Figura 167: Sensibilidad del diámetro emulsión vs ANFO confinado a 10 MPa.....	274
Figura 168: Explosivo emulsión en 5 ¾” a distinto confinamiento .....	275
Figura 169: Interacción entre pozos burden 10 m, 5 ¾” y diferencias de 15 y 20 MPa respectivamente.....	276
Figura 170: Anisotropia esfuerzo vertical.....	277
Figura 171: Anisotropia en el esfuerzo vertical .....	277
Figura 172: Secuencia de interacción entre primas.....	277
Figura 173: una prima en el fondo .....	278
Figura 174: Posición de detonadores cada 6 m.....	278

Figura 175: Posición de detonadores cada 10 m.....	279
Figura 176: Posición de detonadores cada 12 m.....	279
Figura 177: Posición de detonadores cada 14 m.....	280
Figura 178: Posición de detonadores cada 16 m.....	280
Figura 179: Secuencia de interacción entre pozos .....	281
Figura 180: Análisis de burden .....	282
Figura 181: Desplazamiento del material hacia cara libre según distancia 2 .....	283
Figura 182: Relación entre la resistencia a la compresión y la velocidad de deformación por Blanton (1981) y revisada por Elsevier .....	284
Figura 183: Resistencia a la tracción dinámica como función de la velocidad de deformación en roca Inada granite. Cho et al, (2003).....	286
Figura 184: Resistencia a la tracción dinámica como función de la velocidad de deformación en roca Tage tuff. Cho et al, (2003).....	286
Figura 185: Modelamiento del efecto de las estructuras en un ambiente confinado (Tooper, 1995).....	288
Figura 186: Dos ejemplos predictivos de la zona de influencia de la tronadura debido a a) $\sigma_{max}/\sigma_{min} = 4$ y un ángulo de $30^\circ$ respecto a la horizontal, y b) $\sigma_{max}=\sigma_{min}$ (Aydan, 2013) .....	289
Figura 187: Registro en terreno y modelo de zona dañada en ambiente anisotrópico (Aydan, 2013) .....	289
Figura 188: Efecto de los esfuerzos in situ en la generación de fracturas a través de un modelo numérico (Donze, et al, 1997).....	290
Figura 189: Simulación de distintos escenarios de esfuerzos in situ en un pozo de 57 mm de diámetro (Rorke y Brummer, 1990) a) Esfuerzos in situ uniformes b) Esfuerzo tensional vertical mayor .....	290
Figura 190: Efecto de los esfuerzos sobre la generación de fracturas por Schatz et al y Daehnke. Reportado en (Saharan, 2004).....	291
Figura 191: Modelamiento en Y2D del efecto de los esfuerzos in situ y diferente secuencia de iniciación en la tronadura del ring (Triviño, 2012).....	292

Figura 192: Esfuerzos in situ pre y post minería en túneles de acceso principales PNNM .....	292
Figura 193: Modelamiento con HSBM que muestra una extensión del área de influencia relativamente constante a lo largo del pozo (Onederra, et al., 2013).....	293
Figura 194: Modelamientos que muestran la interacción entre primas de un mismo pozo (Onederra, et al., 2013) .....	294
Figura 195: Preacondicionamiento por explosivo (info interna Orica) .....	295
Figura 196: Instalación de anclaje y piola de acero .....	296
Figura 197: Construcción de guirnalda .....	297
Figura 198: Izaje de guirnalda .....	297
Figura 199: Introducción de piola y guirnalda a tubo de PVC .....	298
Figura 200: Construcción de taco .....	299
Figura 201: Inyección de resina en Taco .....	299
Figura 202: Inyección de lechada en taco .....	300

## RESUMEN

Actualmente, la explotación de los denominados “*Super Caves*”<sup>1</sup>, va asociada con un plan de minería masiva subterránea, que puede involucrar un ambiente más confinado y macizos rocosos más competentes, que requieren hacer más eficiente los procesos de extracción minera y de conminución en planta, que, para el caso de minas por *Caving*, implica introducir técnicas de perforación y tronadura para pre acondicionar el macizo rocoso in situ en altura.

Este trabajo pretende evaluar y dar bases a los diseños del pre acondicionamiento (PA) con explosivos en este nuevo ambiente, ¿Cómo la existencia de las estructuras y esfuerzos determinan o interfieren en el método de pre acondicionamiento que se ocupará?, ¿Qué explosivo es más adecuado para este ambiente confinado? Además, ciertas sugerencias y recomendaciones asociadas al diseño y operación para un óptimo consumo energético y fragmentación de la roca.

Del estudio se entiende: 1) No existen métodos de diseños para PA por *Caving* propiamente tal, han sido desarrollados para tronadura de destressing a escala masiva, y sus principales indicadores son empíricos y más bien de carácter subjetivo; 2) No es fácil ser exitoso (con extensiones de fracturas del orden de 3.7 metros) con diseños que deben hacerse en función de los *layouts* de la mina (mallas grandes y bajos PF  $\approx$  0.045-0.12 Kg/m<sup>3</sup>); 3) De los modelamientos numéricos realizados, se propone un diseño de pre acondicionamiento innovador, que tiene sustento en las tronadura de bateas, en dónde, a través de una chimenea piloto, se crea una cara libre mayor (estilo "canalón") hacía la cual se direcciona la tronadura, asegurando fragmentación y resguardando el daño. 4) La importancia de la geología; las estructuras in situ, su orientación y relleno, dado que gobiernan la resistencia del macizo rocoso. Seguido de los esfuerzos in situ,

---

<sup>1</sup> Grandes operaciones subterráneas explotadas por *Caving* con una producción del orden de cientos de miles de toneladas de mineral por día, que implica grandes *footprints*, alturas de columna considerables y de alto consumo (Rubio, 2014), con un LOM (*Life of Mine*) por sobre los 20-40 años (González, 2016).

cuyo aumento disminuye la efectividad de la técnica; 5) Orientar los tiros de la forma más favorable, de acuerdo al estado tensional in-situ, para lograr mayores extensiones de fracturas e interacción entre tiros; 6) Respecto a la conceptualización del diseño, debiese hacerse con propiedades dinámicas de la roca (y no estáticas como se hace actualmente). Utilizar modelos numéricos cuyos fundamentos son orientados a la mecánica de fractura de la roca, o mejor aún, realizar campañas tomográficas a fin de capturar variables dinámicas de la roca. Dada la configuración de esfuerzos y competencia de los macizos rocosos hoy en día, no se recomienda usar mallas más grandes que 10x10 m, de preferencia trabadas; 7) Existen ciertos antecedentes de terreno, análisis en términos de planificación e iniciativas tecnológicas que avalarían el hecho de realizar un PA de una altura de tan solo un 30-40% de la altura de columna de mineral primario; 8) Hacer uso de explosivo emulsión, por su alta energía de choque, velocidad de detonación (VoD) asociado y por ser el único (bajo actuales condiciones de diseño) capaz de lograr un efecto supersónico en el macizo rocoso; 9) Respecto de los aspectos operativos, se recomienda no ser tan ambicioso e ir por métodos de implementación más sencillos para garantizar el éxito, teniendo un control de variables operativas tales como longitud y desviación de tiros, al igual que realización de tacos a través de QA/QC medidos bajo altos estándares. 10) Los riesgos implícitos asociados a la técnica son los estallidos de roca (del punto de vista de la seguridad), y la apuesta es a la disminución de colgaduras y sobre tamaños a fin de disminuir la discontinuidad operacional 11) Actualmente existen una serie de barreras (culturales / marco legal) asociadas al desarrollo tecnológico de iniciativas tales como: carguío automatizado (detonadores inalámbricos), pre carguío, uso/no uso de tacos, destressing de campo lejano (cara libre-slot borrar) que apuestan a mejorar el control del daño, disminuyendo la exposición de personas a actividades críticas (de alto riesgo) y aumentando la productividad.

**Palabras Claves:** pre acondicionamiento (PA), caving, tronadura, estructuras, esfuerzos, explosivo.

## ABSTRACT

Nowadays, the exploitation of so-called “Super Caves”<sup>2</sup> is associated with a plan of deep massive mining, in a highly confined space with compact rock masses, which requires more efficient processes of mining extraction and comminution in plant. In the case of Caving Mines, this means that new drilling and blasting techniques have to be considered in order to precondition the in situ rock mass in height.

This study intends to evaluate and provide a basis for the design of pre conditioning with explosives in this new environment. How do structures and stresses impact or interfere with the pre conditioning method that will be used? Which explosive is the most appropriate in a confined environment? Additionally, this study gives suggestions and recommendations in regards to the design and operation, in order to optimize energy consumption and rock fragmentation.

From this study we understand that: 1) there are no designs methods for Caving preconditioning itself. These have been developed for massive destress blasting, and its main indicators are empirical and rather subjective in nature. 2) it is a challenge to be successful (with extensive cracks of 3.7 meters) with designs that have to be made according to the mine layouts (big patterns and low PF  $\approx$  0.045-0.12 Kg/m<sup>3</sup>); 3) By numerical modeling, it is proposed an innovative blast preconditioning design, which has sustentation on the drawbell blast design , where, through a blind hole, it is created a bigger free face to direct the blast, ensuring fragmentation and reducing damage on mine structure. 4) In situ geology is a key factor; the structures in situ, their orientation and their filling, since they control the resistance of rock mass. On top of this, the increased

---

<sup>2</sup> Large underground operations exploited by Caving with production of the order of hundreds of thousands of tons of ore per day, which involves large footprints, with considerable column height and guzzling (Rubio, 2014) with a LOM (Life of Mine) over 20-40 years (González, 2016).

of in situ stresses decrease the effectiveness of this technique; 5) shots must be adequately focused, according to the tensional state in situ, in order to achieve greater fractures extensions and interaction between the shots; 6) as far as the design conceptualization is concerned, it should be realized according to the dynamic properties of the rock (instead of its static properties, as it is the case now). Numerical models should be used, whose fundamentals are oriented towards the mechanics of rock fragmentation, or even better, tomographic campaigns should be done, in order to capture dynamic variables of the rock. Given the in situ stress configuration and rock mass properties today, it is not recommended to use meshes larger than 10x10 m (preferably 5 dice or diamond pattern) 7) There exists some field measurement, technology initiatives plus analysis in terms of planning that would support the carrying out a blast preconditioning until a height of only 30-40% of the column height of primary mineral. 8) explosive emulsion should be used, because of its high shock energy, velocity of detonation (VoD) associated and because it is the only one (as per today's design conditions) able to achieve a supersonic effect in the rock mass; 9) As far as operational aspects are concerned, it is recommended not to be too ambitious and go for easier implementation methods, in order to be successful. An excellent control of operational variables, such as longitude and deviation of shots is key, as well as blocks execution through QA/QC which meet the highest standards. 10) the implicit risks associated with the technique are the rockbursts (from the point of view of safety), and less hang ups in order to reduce operational discontinuity 11) Nowadays, It exist number of barriers associated with technological development such as automated carguío (wireless detonators), pre loading/ pre charging, use / no-use of stemming, destressing on far field (free face / Slot borrer) that are committed to improve damage control , reducing the exposure of people to critical activities (high risk) and increasing productivity.

**Key words:** preconditioning (PA), caving, blasting, structures, in situ stresses, explosives.

## 1. INTRODUCCIÓN

### 1.1. Presentación del estudio

Las operaciones explotadas por *Caving* actualmente se enfrentan a mayores desafíos, debido a la explotación de yacimientos masivos más profundos (Chitombo, 2010). En Chile, la minería llega a profundidades superiores a 1 kilómetro, con mega proyectos de explotación de cobre como Chuquicamata Subterránea (Arancibia & Flores, 2004) y el Nuevo Nivel Mina de División El Teniente (Yañez & Molina, 2004). Este es el caso actual de Codelco y un grupo de empresas mineras cuyas operaciones han evolucionado a partir de depósitos de roca secundaria a depósitos más profundos, en condiciones características de una roca primaria (Báez et al., 2014); pocas estructuras abiertas, o bien, con fisuras selladas con rellenos cohesivos, y en ambientes de altos esfuerzos, que conlleva dificultades en términos de hundibilidad, fragmentación y sismicidad. Los problemas que enfrentan estas operaciones en estas condiciones son la seguridad y también la operación, donde la estabilidad y la fragmentación juegan un rol clave y necesitan ser resueltos con el fin de asegurar la producción (Báez et al., 2014).

Para hacer frente a estas dificultades, a la fecha se ha implementado de forma exitosa la técnica de pre acondicionamiento con fracturamiento hidráulico (FH), la que ha demostrado resultados favorables en términos de respuesta sísmica (Araneda & Sougarret, 2008). Adicionalmente, se ha aplicado pre acondicionamiento con explosivos o debilitamiento dinámico con explosivos (DDE), y se han obtenido beneficios de la aplicación conjunta de ambas técnicas en términos de la magnitud y frecuencia de eventos sísmicos, flujo, colgaduras y frecuencia de sobre-tamaño en los puntos de extracción. Sin embargo, la fragmentación final no es óptima, por lo tanto, y dado que la fragmentación de la roca es uno de los factores más críticos respecto de la efectividad y desempeño de las operaciones por block *caving* (Moss, 2011 & Jakubec 2014), Codelco ha decidido investigar en pro de mejorar el entendimiento y las técnicas pre

acondicionamiento actuales para obtener una mejor fragmentación en los puntos de extracción (Castro et al., 2014).

Desde otro aspecto, una de las formas de combatir el aumento paulatino de los costos de operación por el efecto del aumento de las profundidades y seguir siendo competitivos es a través de la implementación de innovaciones tecnológicas que conlleve a una importante reducción de los costos de operación (Vives, 2005) dentro de las cuales se haya el pre-acondicionamiento (Vives, 2005).

## **1.2. Hipótesis**

El pre acondicionamiento con explosivos sirve para mejorar la fragmentación de la roca in situ.

## **1.3. Objetivos**

Proponer un diseño teórico de pre acondicionamiento con explosivos a través de un análisis a las variables críticas técnico-operacionales del método de pre acondicionamiento con explosivos, en base a una revisión exhaustiva de la aplicación de tronadura confinada desde otros ámbitos, y a través de modelamientos numéricos.

## **1.4. Estructura del estudio**

### **1.4.1. Etapa 1: Estado del arte / Situación actual**

Para hacer frente a este estudio se parte por explicar y entender el estado actual de la minería subterránea y la relevancia del uso de esta técnica en el futuro. Las principales problemáticas del método en el cual se utiliza esta técnica (*Block Caving*) e indicadores (*KPI's*<sup>3</sup>) esperados por sus usuarios (en este caso, CODELCO).

---

<sup>3</sup> Key Performance Indicators

### **1.4.2. Etapa 2: Pre acondicionamiento**

Antes de comenzar a realizar cualquier análisis, es necesario entender a cabalidad la técnica que se utilizará, su definición, orígenes, variantes, uso y evolución.

### **1.4.3. Etapa 3: Caracterización del daño, fragmentación y hundibilidad**

Se hace especial estudio de lo que se entiende por los factores de medición más críticos del proceso y cuáles son los aspectos primordiales que influyen en estos. Para ello se hace una revisión de los modelos empíricos, mecánicos y numéricos asociados. Además de casos de estudio que respalden su magnitud y alcance, para minería subterránea, y posible correlación con modelos a cielo abierto. El desafío no es menor, desde el punto de vista de producción, el objetivo principal es la fragmentación, lo cual se traduce en el mayor daño posible al macizo rocoso. Por otro lado, en los perímetros de las excavaciones, debe de existir una zona protegida, donde el objetivo es no percibir daño alguno.

### **1.4.4. Etapa 4: Casos de estudio y aplicación de tronadura confinada**

Se realiza una revisión bibliográfica de las diferentes técnicas de tronadura que existen para preacondicionar, des-estresar y desarrollar minería en ambientes confinados. Además de modelamientos y estudios de laboratorio. Lo anterior, con la intención capturar todos los hallazgos obtenidos desde otras áreas de estudio. Puedan ser éstos de éxito o fracaso, pero que tengan similitudes y cuyos resultados sean posibles extrapolar al estudio de pre acondicionamiento en nuevo ambiente geológico.

Levantamiento de información en términos de factores de carga, registro de vibraciones, y extensión de fracturas desde técnicas de tronadura que puedan considerarse como confinada: Pre acondicionamiento en minas de vetas estrechas, *destressing*, simulaciones de estallidos de roca y experimentos a pequeña escala

#### **1.4.5. Etapa 5: Variables críticas y discusión**

Una vez que se entiende bien la técnica se procede a atacar cada una de las variables críticas de este proceso, dividida en 5 categorías: las dependientes del explosivo, del diseño, del macizo rocoso, de los factores operativos y de la innovación y desarrollo tecnológico asociado a la técnica. Esto se hace a través de estudios que han hecho distintos autores, fundamentos empíricos y semi empíricos.

Para cada una de estas secciones, y variables de estudio, se realiza una discusión e interpretación de los antecedentes disponibles.

#### **1.4.6. Etapa 6: Modelamiento numérico de tronadura y análisis**

Se realizan modelamientos con módulo *Mechanistic Blasting Model* (MBM) propiedad de Orica S.A, que trabaja con el *Software* ELFEN (Rockfield Software) a fin de capturar el efecto de la tronadura ante distintos escenarios de esfuerzos, *patterns* y explosivos.

Particularmente, se realizan análisis de sensibilidad a las diferentes variables de diseño, a fin de tener una mejor caracterización, entendimiento, para finalmente proponer un diseño teórico de pre acondicionamiento con explosivos.

#### **1.4.7. Etapa 7: Conclusiones y próximos desafíos**

Se finaliza por recalcar principales hallazgos del trabajo y falencias a nivel de industria, potenciales formas de atacar los problemas emergentes y necesidades inmediatas.

### **1.5. Resultados esperados**

Respecto al entendimiento de una tronadura confinada y su uso en la variable de pre acondicionamiento con explosivos; se identificó que, para que este estudio sea de utilidad en la práctica y aplicación debía responder a las siguientes preguntas como objetivos específicos:

- ¿Cuál es el efecto y alcance de las fracturas generadas por la tronadura de preacondicionamiento sobre el macizo rocoso?
- ¿Cuál es la relevancia del ambiente geológico in situ en el método?

- ¿Qué explosivo se recomienda usar en este nuevo ambiente?
- ¿Cuáles son los parámetros de diseño más relevantes a considerar para la efectividad de la técnica?
- ¿De qué forman influyen las buenas prácticas y aspectos operacionales en la efectividad de la técnica?
- ¿Cuál es el riesgo que estoy adquiriendo con la técnica?
- ¿Cuáles son las barreras de desarrollo tecnológico?

## **2. ESTADO DEL ARTE – MINERÍA POR CAVING**

### **2.1. Quiebres tecnológicos y enfoque de la minería del futuro**

A lo largo de su historia, la industria minera ha enfrentado diversas circunstancias que la han obligado a innovar con el fin de mantener su competitividad. En este sentido, el aumento paulatino de los costos de operación por efecto del aumento de la profundidad de explotación en las faenas mineras y las consecuentes dificultades operacionales propias de los yacimientos (disminución de las leyes, aumento de la dureza de la roca, condiciones mineralógicas adversas), ha llevado a la industria minera del cobre a emprender diversas mejoras en los procesos. Una de las formas de enfrentar este problema es la implementación de innovaciones tecnológicas que conlleve a una importante reducción de los costos de operación (Vives, 2005).

Particularmente, la industria de la minería del cobre, no se caracteriza por ser una industria generadora de nuevas tecnologías, sino más bien a lo largo de su historia se ha destacado por ser adaptadora o receptora de innovaciones tecnológicas de otras industrias mineras. En sus inicios, la base tecnológica de la minería del cobre fue adaptada principalmente de la industria del hierro y carbón. En ese entonces, en el siglo XIX se crearon grandes tecnologías en las áreas de operaciones unitarias en la mina, entre las que se destacan: perforadora rotatoria manual (1885), chancador de rodillos (1832), chancador de mandíbulas (1886) y chancador giratorio (1883), como también aguas abajo en las etapas de la cadena que se realiza en la planta concentradora y fundición (Hurtado, 2011).

Un resumen de los avances en las distintas áreas a través del tiempo se ilustra a continuación en la Figura 1, y particularmente asociado a la mina El Teniente en la Figura 2.

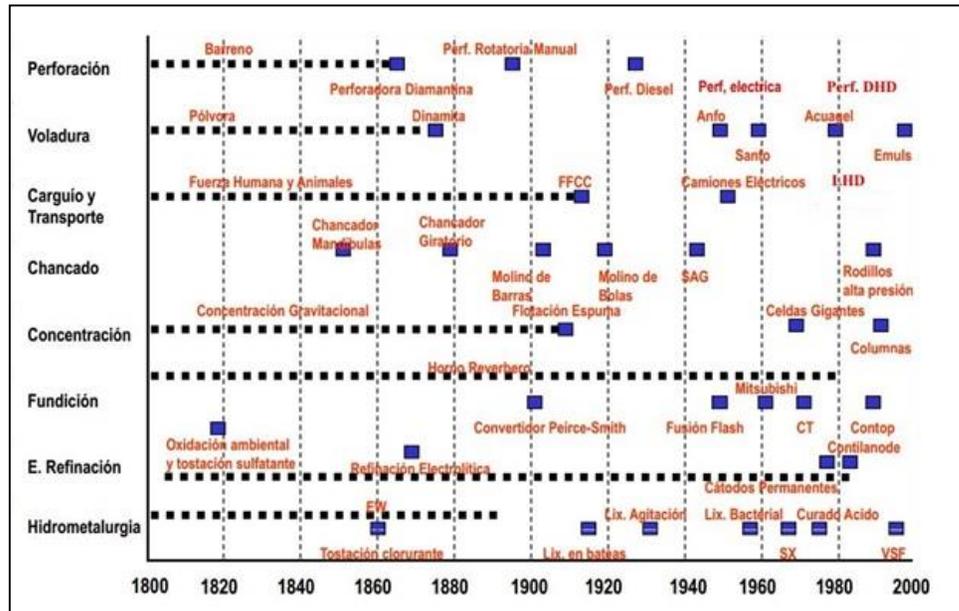


Figura 1: Principales tecnologías para la operación minera creadas a lo largo de la historia (Antezano, 2010)

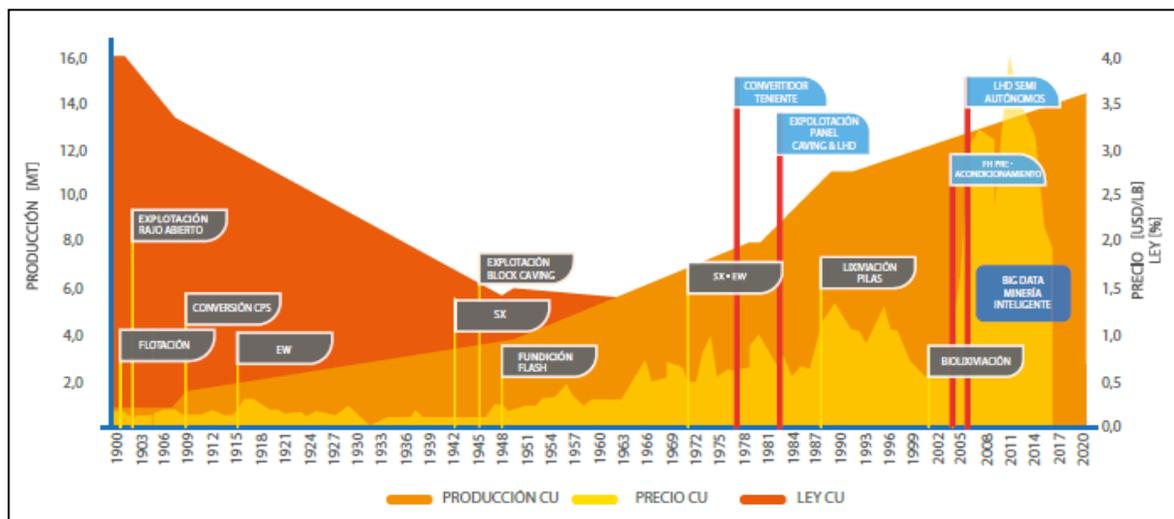


Figura 2: Road Map tecnológico Codelco El Teniente (González, 2015)

Algunas conclusiones al respecto son el hecho que en las áreas de los procesos de la mina, particularmente en la operación unitaria de perforación, el tiempo promedio transcurrido entre cada cambio tecnológico es de aproximadamente 40 años. Para el caso particular de la operación de tronadura existe un *gap* de 70 años entre la dinamita y el

ANFO, pero posteriormente los avances se realizan en un tiempo promedio de 15 años. Finalmente, esta estadística es peor para el caso del carguío y transporte con 30 años entre cada salto tecnológico.

Hoy en día, el principal motivo que impulsa la adaptación y desarrollo de tecnologías en la minería del cobre, es la drástica disminución de las leyes de los yacimientos. En principio estos tenían leyes por sobre el 4%, llegando a valores de 2%, e incluso en algunos casos bajaron a menos de 1%. Como consecuencia de lo anterior, emergió la adaptación y desarrollo de importantes quiebres tecnológicos tales como: flotación de minerales, explotación a cielo abierto, conversión *CPS*, fundición *FLASH*, método *Block Caving*, Electro-obtención/extracción por solventes, Lixiviación en pilas *on-off* y Pre-acondicionamiento (Vives, 2005).

Una nueva ola de tecnología e innovación se necesitará en el futuro, ya que el rubro minero está obligado a encontrar maneras de conseguir más con menos. La innovación siempre ha sido un factor clave de éxito de la industria, mejorando la eficiencia a través de la exploración, extracción y procesamiento. Su importancia será especialmente relevante en los próximos años debido a una tendencia negativa de los precios de los productos básicos, un aumento en los costos de producción, sumado esto a una combinación de desafíos que ponen en peligro la rentabilidad futura del sector.

Las mejoras de productividad no se obtendrán manteniendo una mirada tradicional centrada en mover más material; la minería fue una industria que se mostró reacia a los cambios e innovación tecnológica producto de las grandes rentabilidades obtenidas a la fecha sin necesidad de cambio. Sin embargo, se ha llegado a un punto donde el ser empírico ya no es suficiente y se requiere cambios que pueden ser estructurales o de quiebre.

El período transcurrido desde el año 2003 hasta el 2012 vio un notable crecimiento en los minerales de las materias primas de los mercados globales que no experimentó el

medio siglo pasado (Foxley & Sossdorf, 2011), en términos de desarrollo tecnológico, en este período se insertó en CODELCO el pre acondicionamiento con fracturamiento hidráulico (FH). El alza de los precios provocó una aceleración de las empresas mineras a construir una nueva capacidad de producción, invirtiendo fuertemente en capital. Esto ha dado lugar a ineficiencias que ahora están arraigadas estructuralmente en las operaciones mineras impidiendo lograr mejores productividades. Las ganancias de las cuarenta mayores compañías mineras del mundo cayeron un 49% en 2012, mientras que los gastos aumentaron un 9%, lo que indica una necesidad urgente de abordar los problemas en la producción que han sido pasados por alto (The world Bank, 2010)

## 2.2. Tendencias y futuro de minería subterránea

Tal como lo anticipaba Allan Moss<sup>4</sup> el año 2011, el contexto mundial en el rubro minero muestra que la evolución de los yacimientos a ser explotados en los próximos años presenta dos tendencias preocupantes para el negocio:

- 1) La disminución de las leyes del mineral: a mediados de la década de 1800 las leyes de cobre eran superiores al 10% en minas de cobre a nivel mundial. Actualmente, las operaciones mineras en Chile cuentan con leyes de mineral de cobre de menos del 1%. Según los pronósticos, las calificaciones globales de mineral de cobre pueden caer a un 0.55% posterior al 2012 y llegar a un 0,16% en el 2088 (Guirco et al., 2009)

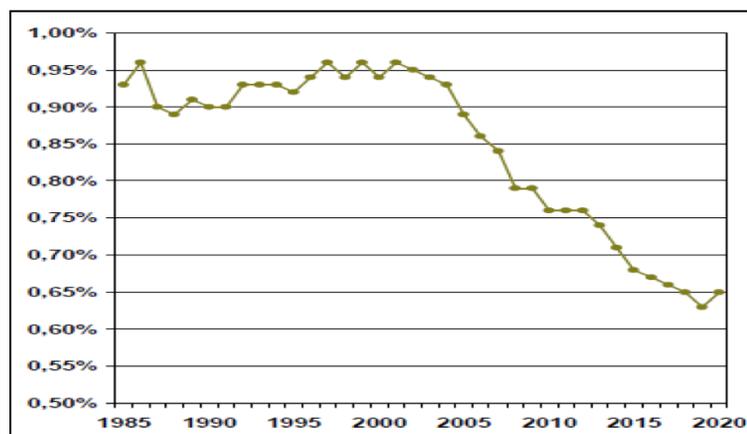


Figura 3: Ley Media en la Industria (Báez, 2012)

<sup>4</sup> Gerente General Rio Tinto Copper 2011.

2) Depósitos más profundos y minerales complejos: la minería ahora llega regularmente a profundidades superiores a 1 kilómetro, con mega proyectos de explotación de cobre en Chile como Chuquicamata Subterránea (Arancibia & Flores, 2004) y Nuevo Nivel Mina El Teniente (Yañez & Molina, 2004). Por otra parte, los ingenieros de minas ya no lidian con depósitos de sencilla mineralogía y roca secundaria de fácil fragmentación y menor granulometría; se ven obligados a hacer frente a roca primaria donde es más difícil conseguir un tamaño menor y adecuado para su transporte, exigiendo mayor robustez en los diseños de mallas de explotación y métodos.

Al observar como ejemplo los depósitos de cobre, el escenario concuerda totalmente con lo expuesto anteriormente y se representa en la Figura 4.

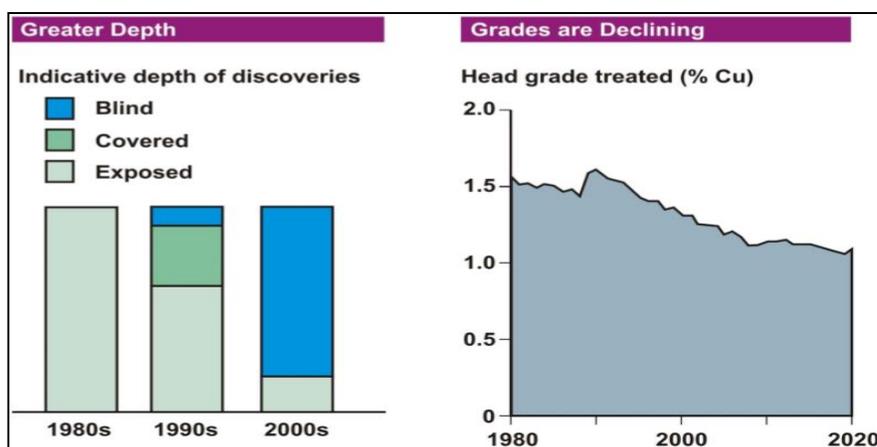


Figura 4: Tendencia mundial de depósitos de cobre (Moss, 2011)

La pregunta a realizarse es ¿Por qué innovar en minería subterránea? Pregunta que tiene su principal respuesta en el aumento del consumo y el mayor costo asociado a los proyectos que hacen inviable su rentabilidad. Un ejemplo de esto en la Figura 5.

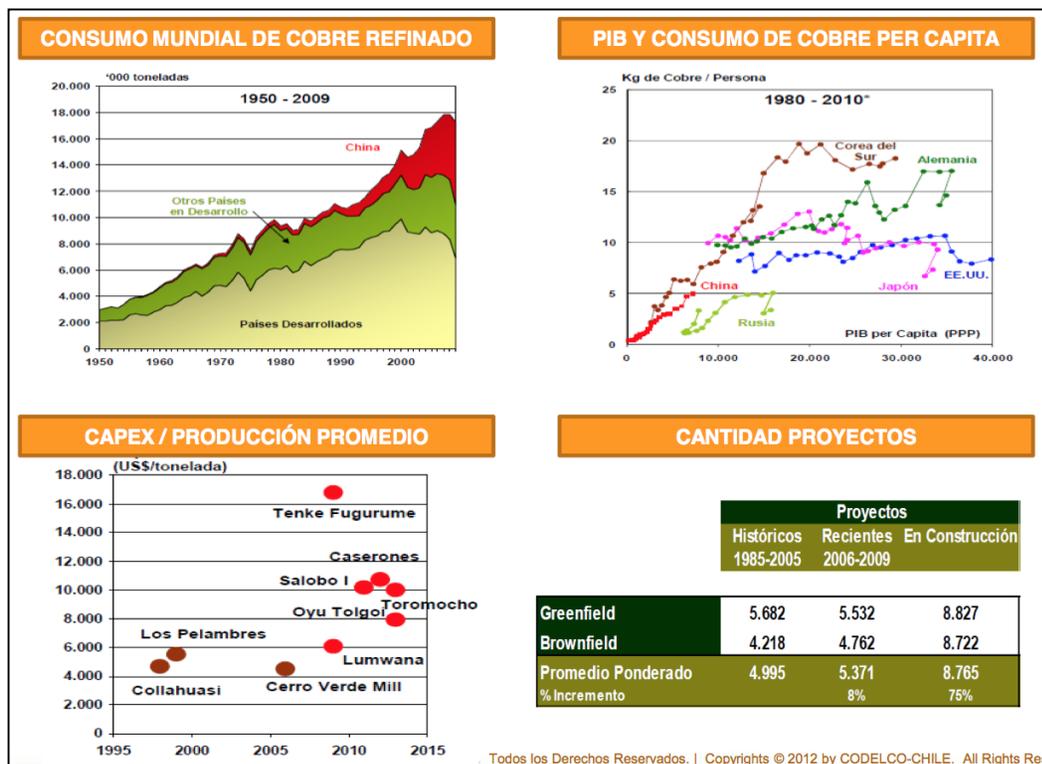


Figura 5: Justificación para innovar en minería subterránea (Báez, 2012)

Sumado a las tendencias esperadas en los próximos años, el contexto de la industria minera actual presenta otra derivada; si en la actualidad la cantidad de operaciones mineras que operan por rajo es considerablemente mayor a la operada por minería subterránea, esta razón puede cambiar sustancialmente y tender a una proporción similar en los próximos años.

En la Figura 6 se muestra la tendencia que se pronostica para el año 2018 (Moss, 2011). La realidad de un gran porcentaje de las operaciones mineras de rajo es que cuentan con mayores reservas a las consideradas en el proyecto original, pero debido a la profundidad y aumento de la razón entre el material estéril y mineral no es factible explotarlas. Por lo tanto, caen en tomar la decisión del proceso de cierre o estudiar la posibilidad de una transición de operación a cielo abierto a algún método de explotación subterráneo.

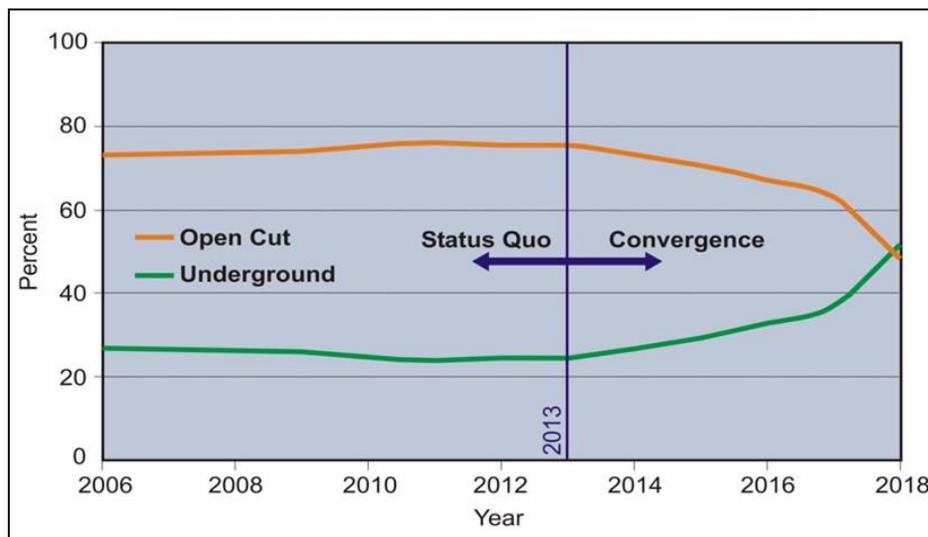


Figura 6: Tendencia de razón minería subterránea/rajo hasta el 2018 (Moss, 2011)

El pasado y reciente crecimiento de la industria minera en Chile fue impulsado principalmente por un aumento de los precios. Los costos laborales en Chile aumentaron y se asemejaron con los costos laborales en los EE.UU. y Canadá, sin embargo la productividad no creció en línea con este aumento. Cuestiones tales como la disminución de las leyes del mineral y el acceso a recursos energéticos e hídricos han sido las principales causas y de particular importancia para el rubro.

Por cierto, el panorama deja de ser alentador cuando el objetivo de la industria se proyecta a duplicar la actual producción de mineral. La idea de aumentar la productividad se ve subordinada ante los altos y bien establecidos estándares de seguridad, generando limitantes y aumentos en los tiempos de espera en procesos sólo por el concepto de obtener una operación segura. Como consecuencia, surge la visión de automatizar y robustecer los procesos con el fin de mitigar lo anterior. Momento en que la innovación se transforma en la óptima herramienta para lograr una utilización eficiente de la tecnología en cada área.

Se evalúa la producción objetivo y la profundidad estimada para cada proyecto. Los resultados de esta primera evaluación exploratoria se resumen en las Figura 7y Figura 8 a continuación.

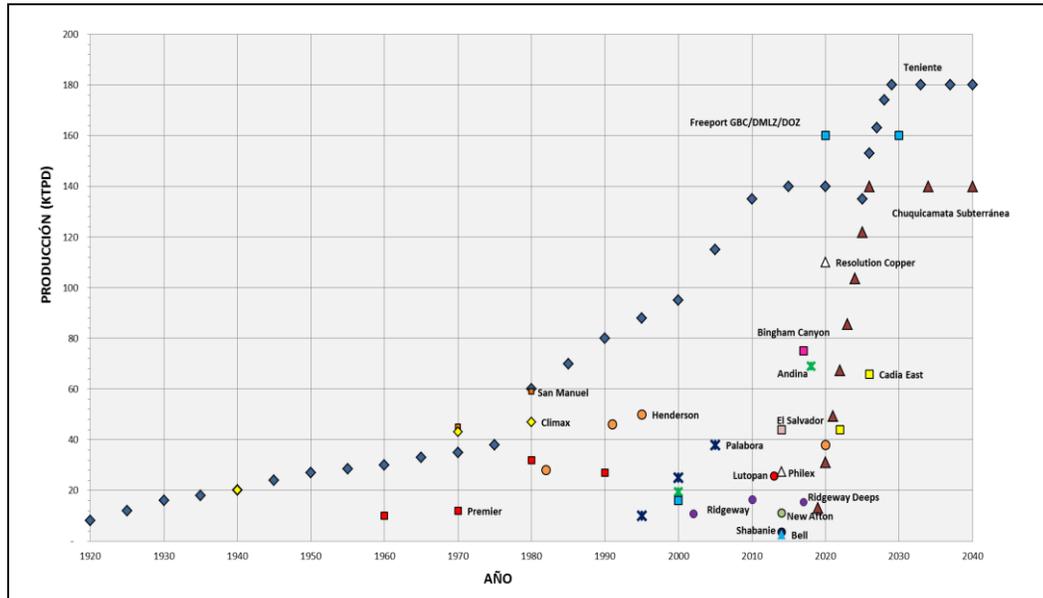


Figura 7: Evolución de tasas de producción diaria de grande minas subterráneas (Actualizado de Brown 2003 y modificado por Labbé 2015)

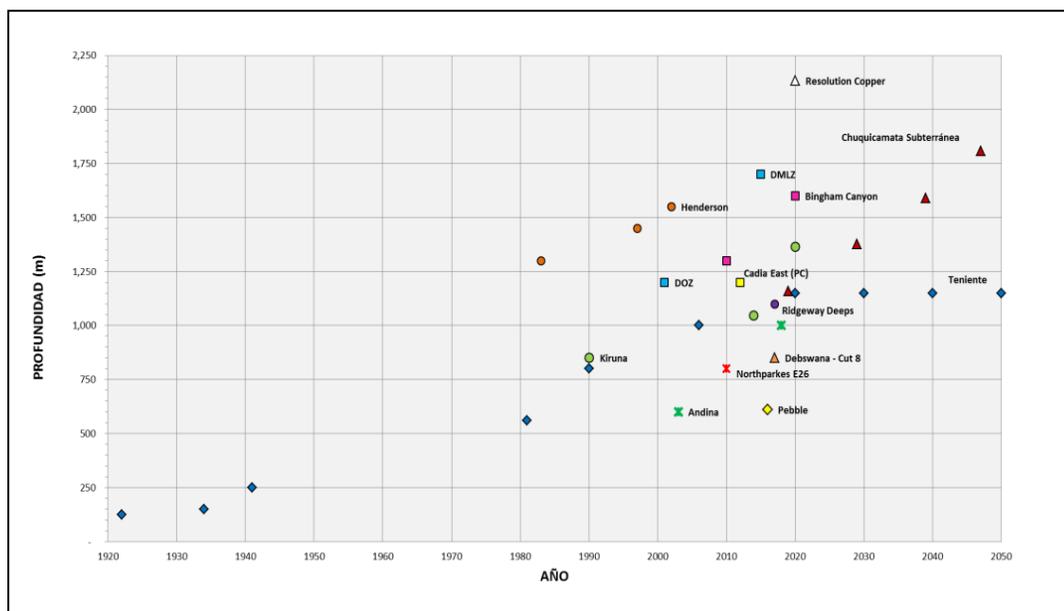


Figura 8: Evolución de profundidad en minas subterráneas de explotación masiva (Actualizado de Brown 2003 y modificado por Labbé 2015)

El análisis muestra que los proyectos futuros en Chile, en particular Nuevo Nivel Mina de División El Teniente (Yañez & Molina, 2004) y Chuquicamata Subterráneo de División Chuquicamata (Arancibia & Flores, 2004), presentan una determinada posición, liderando proyecciones de producción como profundidad, lo cual indica una apuesta ambiciosa y desafiante por parte de ellos.

Por un lado, División Chuquicamata alcanza el segundo lugar en este listado de proyectos para el caso de la profundidad con casi 2000 metros (sólo es superado por Resolution Copper (Marsh et al., 2010) que supera esta cifra).

Para el caso de División El Teniente, lidera la producción esperada alcanzando las 180.000 toneladas de mineral por día seguido de Freeport con los proyectos de Grasberg Block Cave, Deep Mill Level Zone y Deep Ore Zone (Flores, 2014)

Por lo tanto, la operación subterránea futura en Chile hace frente a estos dos metas ambiciosas como lo son la “mega-productividad” asociada a los denominados “*Super Caves*” y profundidades que hace un par décadas atrás era impensable o simplemente considerado como inviable.

En particular, las altas tasas de productividad implican algunos desafíos tecnológicos como:

- Aumento de capacidad productiva de sistemas de manejo de materiales.
- Área abierta requerida para aumentar la producción.
- Mayor cantidad de área a ser desarrollada por año.

Por otro lado, la profundidad trae asociado los siguientes desafíos:

- Transporte de mineral/marina
- Desarrollo de labores en condiciones de altos esfuerzos; requerimientos de sistemas/técnicas de soporte y construcción adecuados (pre acondicionamiento).
- Temperatura.
- Transporte de usuarios a la mina subterránea.

### **2.3. Métodos de explotación por Caving**

#### **2.3.1. Descripción del método**

##### **Historia**

A fines del siglo XIX, el método de explotación de Block Caving fue desarrollado en las minas de hierro de Menominee Ranges. A comienzos de siglo XX, se aplicó este método de explotación en las minas de cobre ubicadas en el Oeste de Estados Unidos. Durante el año 1940, la mina El Teniente introduce este método a sus operaciones. Sin embargo, en el año 1982, se implementó en este yacimiento una variante evolucionada, denominada Panel Caving, a consecuencia del aumento de la dureza de la roca del yacimiento, por efecto de su profundización. Posteriormente, esta variante sufre modificaciones a fin de controlar los fenómenos de “estallidos de rocas”, surgiendo con esto el Panel Caving con hundimiento previo y hundimiento avanzado (Brown, 2003)

##### **Block Caving**

El método de explotación subterráneo block *Caving* (Figura 9) consiste en socavar completamente la base de un cuerpo mineralizado o de un bloque aproximadamente equidimensional de mineral para iniciar un proceso de hundimiento. El nivel de socavación es progresivamente minado y el mineral quebrado es extraído para generar una cavidad que permita el desplazamiento del material desprendido producto del hundimiento. A medida que el mineral es extraído, el hundimiento se propaga

verticalmente a través del cuerpo mineralizado (o bloque) hasta que la roca superior también se quiebra dando lugar a un cráter de subsidencia en superficie (Brown, 2002).

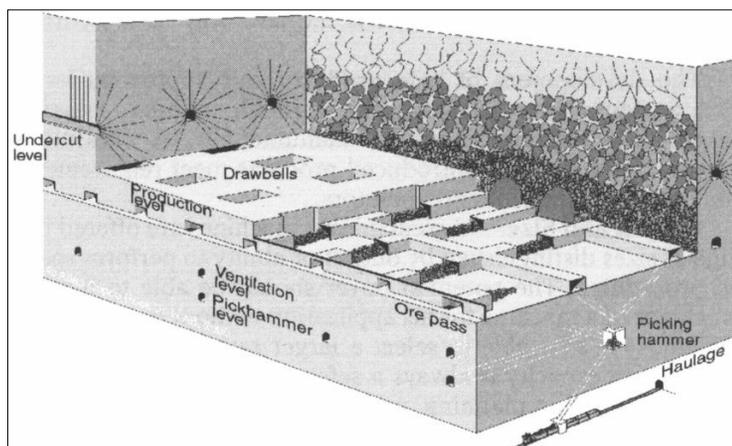


Figura 9: Block Caving con cargadores LHD, mina El Teniente, Chile (Hamrin, 1982)

### Panel Caving

El método panel caving (Figura 10) o hundimiento por paneles, es la evolución del block caving que nace como respuesta al ingreso de mineral de mayor dureza y fragmentación gruesa (material primario) a la exploración (Arce, 2002). En el panel *caving*, en una primera instancia el cuerpo mineralizado no es socavado completamente. En lugar de eso, un panel o franja del cuerpo es socavada, permitiendo su hundimiento. Sucesivamente se incorporan los demás paneles (incorporación de área) para permitir el hundimiento del macizo rocoso, logrando un ángulo de quiebre constante a la dirección de avance de la socavación (Brown, 2002)

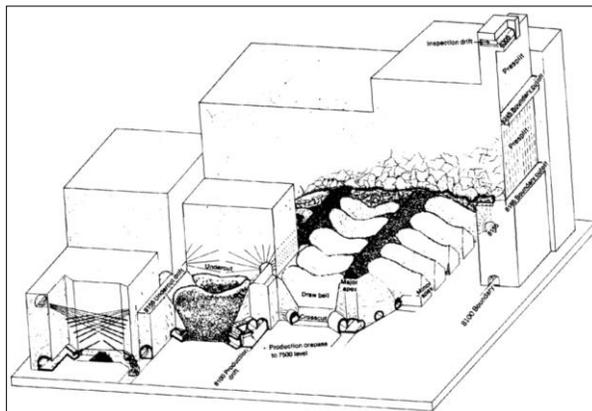


Figura 10: Panel caving mecanizado, mina Henderson, Colorado, USA. Fuente Doepken, 1982

Tanto para el *block caving* como para el *panel caving*, el diseño minero incluye: Nivel de Hundimiento o Socavación (UCL<sup>5</sup>), en donde se realizan las labores y tronaduras de socavación; Nivel de Producción (NP), en donde equipos LHD extraen el mineral desde los puntos de extracción; Sub-Nivel de Ventilación (SNV), que permite el flujo de aire requerido por los equipos y las personas para una operación segura; y un Nivel de Transporte (NT), que puede ser intermedio en caso de transportar el mineral a un siguiente nivel, o principal, en caso de llevar el mineral a una planta de procesamiento.

### 2.3.2. Evolución del Caving en términos de investigación y desarrollo

En el *time-line* indicado en la Figura 11 se muestra de que forma el método de *Caving* ha evolucionado en temas de investigación y desarrollo. Se destaca que los últimos avances han sido realizados en la creación de modelos y software que puedan representar el comportamiento del *caving* lo más cercano a la realidad.

---

<sup>5</sup> *Undercut level.*

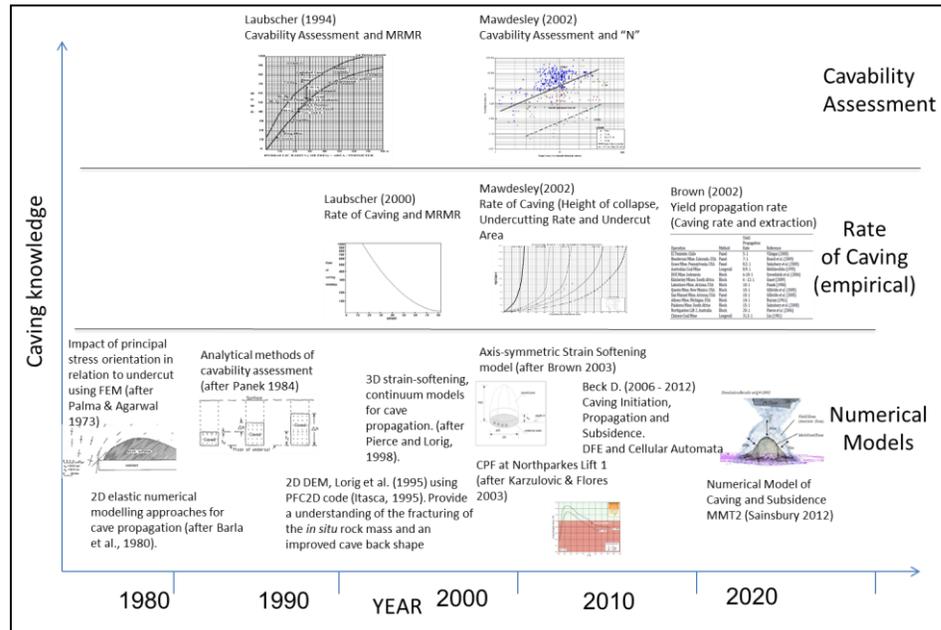


Figura 11: Avances del conocimiento del proceso del caving (Castro, 2014)

En lo que respecta una de nuestras líneas de estudio; la fragmentación y el flujo gravitacional (su relación con fragmentación secundaria) se observa que los avances en la última década han sido logrados de la mano de la industria mediante pruebas a nivel mina y de la investigación con la creación de modelos numéricos y físicos a escala de laboratorio (Figura 12 y Figura 13)

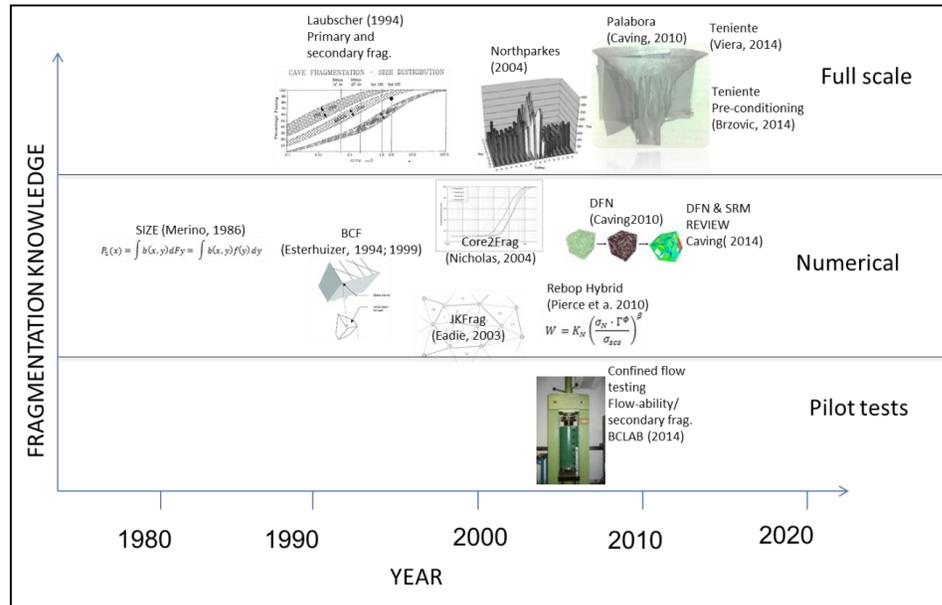


Figura 12: Avances del conocimiento en fragmentación (Castro, 2014)

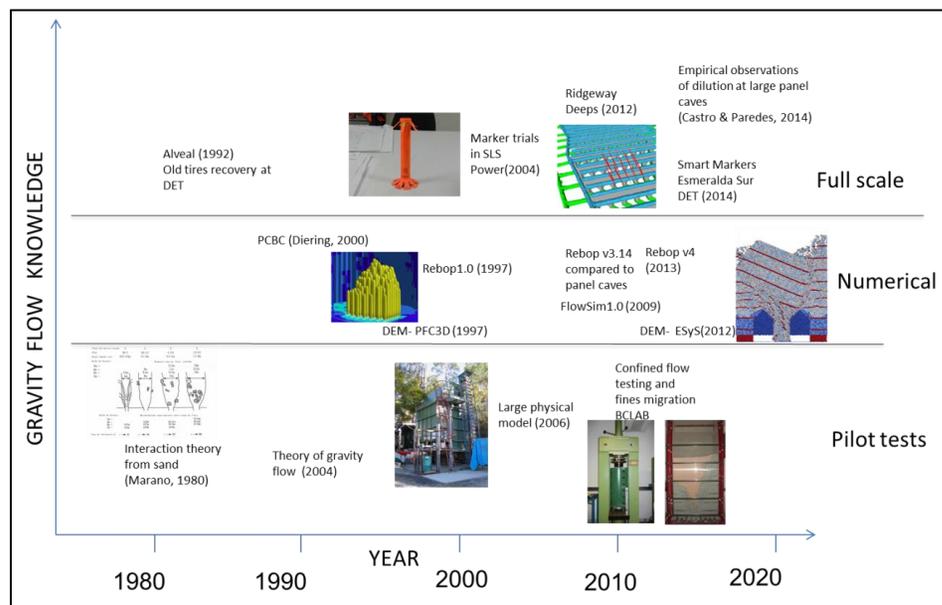


Figura 13: en el conocimiento del flujo gravitacional (Castro, 2014)

El desglose de cada una de las actividades, su estudio, fundamentos, variables y conocimiento son la clave para una óptima planificación de una mina de block/panel *Caving*. Avances en conceptos como radio hidráulico, ritmo de propagación, dirección

de avance, ángulo de subsidencia, sólo por mencionar algunos, para el caso del *Caving*. Mayor entendimiento de la distribución del tamaño de partícula en función del tiraje y frecuencia de colgadura para el caso de la fragmentación. Además, los avances en términos de flujo gravitacional de mineral han permitido entender los conceptos de zonas de interacción de elipsoides de flujo, recuperación primaria, entrada de dilución, riesgo de estallido de roca, entrada de barro, ritmo y ángulo del tiraje. Estos estudios han aportado al mejoramiento incremental en la gestión del cómo llevar a cabo el proceso de extracción, asegurando cumplir las metas de productividad y seguridad en la operación. Aún así, existen grandes carencias en cuanto al *know-how* de ciertos procesos o implementación en terreno de metodologías que se piensa suplantar.

### 2.3.3. Problemáticas asociadas al método

Asociadas al método de *Caving*, existen diferentes interferencias, que se asocian a fenomenologías específicas, y que tienen riesgos potenciales y/o inminentes por su ocurrencia (Campo de esfuerzos) o por su operación y/o actividades que implican su manejo (Grado de fragmentación y Humedad). El detalle de esto en la Figura 14.

Fenomenología	Interferencias Operativas
Grado de Fragmentación	Colgaduras
	Sobretamaño
Humedad	Barro
	Enllampamientos
Campo de esfuerzos	Inestabilidades ( <i>Rockburst</i> )
	Colapsos

Figura 14: Problemáticas asociadas al método de explotación por *Caving*

#### Grado de Fragmentación

Desde el punto de vista operativo, y como consecuencia directa de una mala fragmentación ocurren las colgaduras y sobre tamaños.

### Colgadura

Una colgadura a nivel de puntos de extracción se refiere a la formación de un arco estable de rocas de mineral o bloques que se atascan en lo alto de la columna de mineral, que impide el libre flujo gravitacional, dejando inoperante el o los puntos de extracción afectados (Troncoso, 2006)

Estas colgaduras impiden el libre paso del material imposibilitando la extracción. Lo que obliga a exponer trabajadores a actividades de alto potencial de riesgo como lo es el descuelgue de zanjas.

### Sobretamaño

Otro tipo de interferencia a nivel de puntos de extracción es el sobretamaño, entendiéndose como la aparición de colpas (rocas de un tamaño superior al manejable por equipos de carguío LHD o parrilas, 2 y 1 m<sup>3</sup> respectivamente para el caso de DET) en los puntos de extracción, interrumpiendo el carguío de material. La reducción de sobre tamaños se puede realizar a través de: Cargas superficiales (conos APD, parches, cargas huecas), Cahorreo y martillo rompedor, picador o demoledor.

## **Campo de esfuerzos**

### Concepto: Sismicidad inducida en minería

Las excavaciones mineras inducen deformaciones elásticas e inelásticas dentro del macizo rocoso circundante. Con esto, la energía potencial acumulada en el macizo podría ser liberada de manera gradual o repentina durante el proceso de deformación inelástica (Mendecki, 1999). Dado lo anterior, la sismicidad inducida es la respuesta del macizo rocoso al proceso minero. La minería (socavación, extracción, desarrollos) perturba al macizo, sacándolo de su estado de equilibrio mecánico. El macizo libera

energía produciendo fracturas o quiebres que emiten ondas elásticas, como un proceso de re-equilibrio (Cornejo, 2013)

Paralelamente, un evento sísmico es una onda de esfuerzo transitorio causada por falla o fractura en el macizo rocoso. La amplitud y frecuencia de estas ondas sísmicas dependen en general del esfuerzo y el estado tensional general de la roca, el tamaño de la fuente sísmica radiante, la magnitud y la velocidad a la que la roca se deforma durante el proceso de fracturación (Shearer, 2009). Para caracterizar cuantitativamente un evento sísmico se requiere conocer su tiempo de ocurrencia, ubicación, energía liberada y momento sísmico (Cornejo, 2013). Este último parámetro es ampliamente aceptado como la mejor forma de estimar el tamaño de la ruptura asociada a un evento.

Además de los parámetros mencionados, es posible describir el tamaño de un evento sísmico por medio de una escala de magnitud, la cual en un principio dependía de la amplitud de las ondas generadas por el evento (Richter, 1958), pero luego ésta evoluciona a una escala en función del momento sísmico (Hanks & Kanamori, 1979).

### Colapsos

Una explotación minera por métodos de hundimiento genera una gran redistribución de esfuerzos al interior del macizo rocoso, debido a que en general, el material fragmentado no puede transmitir esfuerzos. Por tal motivo, la infraestructura minera debe diseñarse de manera tal de poder resistir la condición de esfuerzos a que está sometida de manera de evitar inconvenientes dado que los grandes volúmenes de roca involucrados en el hundimiento por paneles producen esfuerzos inducidos de gran magnitud. En este aspecto, la adecuada fortificación de las componentes del sistema minero es vital pues soporta las deformaciones resultantes de la pérdida de la condición de equilibrio en el macizo rocoso una vez que este ha sido intervenido por alguna excavación subterránea. Sin embargo lo anterior, eventualmente la infraestructura minera no es capaz de resistir la condición de esfuerzos imperante, generándose deformaciones importantes en las excavaciones o inestabilidades puntuales que hacen imposible la utilización del sector por motivos de seguridad. En un caso extremo, la roca alcanza sus límites máximos de

deformación y colapsa bajo su propio peso. Ambas situaciones anteriores (inestabilidad y colapsos) se traducen puntualmente en el nivel de producción en la inutilización de puntos, es decir, en interferencias operativas, que no son de rápida solución.

Más detalles sobre riesgo sísmico adquirido y caso de estudio en DET en Anexo A: Riesgo sísmico, estallidos de roca y Caso estudio en

## **Humedad**

### Barro

Las interferencias operativas por barro se deben a la aparición de un flujo violento de este material a través del punto de extracción. Este evento es producto de la infiltración de aguas desde la superficie o por napas subterráneas, a través del material fragmentado propio de una explotación por Caving. Su magnitud es altamente variable, así como también su impacto en la productividad del sistema. Por un lado, flujos menores de barro a través de puntos de extracción no implican su paralización, debido a que si bien resulta una práctica peligrosa, puede accederse al punto en el equipo LHD y retirar mineral utilizando extracción controlada. En otras ocasiones, el flujo de material es de tal magnitud, que se hace imperativo cerrar cruzados de producción completos por razones de seguridad.

El impacto del mal manejo del barro puede ser a las personas, equipos, producción y/o pérdida de oferta minera debido al potencial riesgo de bombeo o escurrimiento que implica (calificado según rango de humedad que tenga el material). Riesgo que hace inminente un escurrimiento de mineral húmedo sobre la cabina del operador LHD, pudiendo producirle (en el peor de los casos) la muerte. Por ello la importancia de teleoperar dichos procesos y eliminar exposición de personas a actividades críticas.

Por su naturaleza, los eventos de barro ocurren esporádicamente en el tiempo, aumentando su frecuencia en épocas de deshielo, para faenas situadas en la alta

cordillera. Asimismo, un punto de extracción afectado por esta interferencia debe esperar el cese, la disminución natural del flujo de material o bien que el barro se seque para volver a realizar extracción de mineral.

#### Enllampamientos (compactación de mineral fino)

Los enllampamientos son otro tipo de interferencia operacional que se detecta a nivel de puntos de extracción. Se produce por la compactación del material fino, que junto a la presencia de agua y bajas temperaturas genera un aglomerado de material que imposibilita el carguío de material, requiriéndose reducción secundaria para su reparación.

### **2.4. Desafíos y proyecciones de la minería subterránea**

El principal problema que enfrenta el futuro de la minería subterránea es el aumento de profundidad que trae consigo una serie de dificultades y necesidades, colocándola en un escenario de “minería profunda”.

Debido a la profundidad de los yacimientos surgen problemas que deben ser evaluados y superados, como por ejemplo: malas estimaciones de las reservas, el acceso al yacimiento, una roca más dura, con menor cantidad de estructuras abiertas, por ende, fragmentación más gruesa, esfuerzos mayores en el macizo rocoso, ambiente de trabajo intenso (ventilación, temperatura y humedad), una mayor demanda de energía, distancias más largas para transporte de material a la superficie y eficiencia en horas de trabajo debido al transporte del personal desde y hacia la superficie.

Es claro que el futuro predominantemente se asocia con la explotación de yacimientos de menor calidad. Los costos operacionales de explotación minera de hundimiento han ido en aumento en los últimos años con el uso de las prácticas actuales y se estiman en un rango de 7 USD por tonelada hasta 12 USD.

La minería masiva subterránea continuará experimentando una demanda de mayor productividad (Ji-qiang et al., 2003). Esto se ve agravado por la explotación de yacimientos de menor ley promedio. Con el fin de ser económicamente rentable en estas condiciones, se requerirán del doble de la actual productividad.

Es posible concluir que los problemas de profundidad requerirán de soluciones de ingeniería con el fin de ser capaces de extraer en estas nuevas condiciones adversas (descritas anteriormente) no experimentadas en la operación actual.

Para proyectos futuros con depósitos de menor ley, será necesario el desarrollo y aplicación de tecnologías, con el fin de garantizar que operacionalmente, la minería de *Caving* sigue siendo de bajos costos. De otro modo, los depósitos de baja ley serán consideradas poco rentables utilizando prácticas operativas actuales.

Los niveles de productividad esperados sólo se podrán lograr mediante la aplicación de nuevas tecnologías con sistemas de producción continua y automatizada optimizando los tiempos y rendimientos de turnos en la operación. Para lograr dichos niveles de producción es necesario estudiar tres líneas o tendencia de la actualidad: Minería profunda de altos esfuerzos, minería continua y rapid development.

#### **2.4.1. Minería profunda de altos esfuerzos**

Con la profundización de los yacimientos, existe una masa de roca mayor por sobre el sitio dónde se realiza minería, además de la inherente actividad sísmica y movimientos tectónicos/telúricos de nuestro país. Lo cual se traduce en mayores compresiones de la roca, tanto vertical, como horizontalmente, que crean un ambiente de alto confinamiento, escasez de estructuras abiertas y por ende macizos más competentes. En estos ambientes, denominados “de altos esfuerzos” y que además cambian de orientación, se generan 3 grandes complicaciones:

- Inestabilidad
- Grandes deformaciones y desplazamientos
- Estados de deformaciones complejos o sostenibilidad del diseño

Lo que desencadena problemas tales como estallidos de roca, eventos sísmicos de magnitudes elevadas, desprendimientos de caja, techo o piso de túneles y problemas con agrietamiento de perforaciones, sólo por mencionar algunos.

#### **2.4.2. Minería continua**

En respuesta a los desafíos planteados por el aumento de costos, derivados de las características de la roca primaria, la baja de leyes, los requerimientos de sustentabilidad y la mayor preocupación por mejorar los estándares de seguridad y salud ocupacional de los operadores, surge la visión de proporcionar a CODELCO de un método de explotación que responda a estos requerimientos y que, además, mejore las expectativas económicas de las minas subterráneas explotadas por hundimiento. Su concepto fundamental es la extracción sin detención, simultánea y automatizada desde todos los puntos de extracción activos en un bloque.

“El concepto de minería continua en nuestro caso se refiere a que cortamos la base del bloque y que hemos mejorado la granulometría, de manera que hay un flujo continuo desde el hundimiento hasta el pique de traspaso que va hacia la planta de chancado. Nuestras expectativas son que el sistema pueda reducir en un 20% los costos y mejorar la productividad en torno al 50%, eliminando el riesgo y provocando mejoras sustantivas en la mantención”, afirma Fidel Báez<sup>6</sup>.

Bajo esta nueva condición de la roca, combinada con la operación simultánea de los puntos de extracción y los sistemas de acarreo estacionarios, se espera un aumento significativo de la velocidad media de extracción, llegando a duplicar o triplicar los valores que se obtienen con sistemas tradicionales. Esto impactará significativamente en la productividad de los activos y las personas.

---

<sup>6</sup> Gerente de tecnología & innovación de CODELCO

Para el óptimo funcionamiento de esta tecnología, se requiere que ocurran una serie de aplicaciones, dentro de las cuales destacan:

- Aplicación de técnicas de pre acondicionamiento intensivo, que mejoren la fragmentación y por sobre todo el *top size* de modo que no ocurra discontinuidad en el proceso.
- Extracción simultánea desde diferentes puntos de extracción lo que permite alcanzar altas velocidades de extracción.
- Uso de configuraciones mineras más estables.
- Sistema *full* automatizable y telecomandado.
- Simplificación de la planificación de construcción y operación.

#### **2.4.3. Desarrollo Rápido (*Rapid development*)**

Para el desarrollo de las minas de Caving, es fundamental el acceso al yacimiento y sus diferentes sectores por explotar de forma rápida. En algunos casos, la zona mineralizada está a más de 1500 m debajo de la superficie, y la excavación de pozos o descensos es típicamente una ruta crítica dentro de la programación del proyecto. El ahorro de tiempo en estas actividades puede aumentar significativamente el valor presente neto del proyecto minero.

La habilidad de acceder a los distintos sectores extractivos de un yacimiento eficiente y eficaz es fundamental para el éxito de la industria minera subterránea. El ciclo de desarrollo no ha seguido el ritmo de las innovaciones que se encuentran en otras etapas claves del proceso de minería, a pesar de la introducción de los potentes y eficientes equipos nuevos. Hoy en día, las tasas de avance están en mínimos históricos, en la actualidad en menos de 4 m /día (frente) vs. 12 m/día (frente) que se alcanzaban hace 25 años.

Actualmente, los 5 pasos del ciclo de desarrollo están separados, son ejecutados secuencialmente y cada uno requiere de equipos específicos. El proceso consta de

muchos tiempos perdidos, dejando accesos inactivos para extraer material durante períodos significativos, lo cual es sustancial en términos de costos.

En este sentido, el proyecto de *Rapid Development* consta de 3 ideas de investigación independientes a desarrollar dentro de las faenas mineras en operación. Esta investigación tiene el potencial de provocar un cambio radical en innovación mediante la integración de los pasos de maquinaria y procesos necesarios para acceder a los cuerpos minerales, con el objetivo de aumentar drásticamente el tiempo de acceso al mineral. Estos son:

1. Desarrollo de un *dosel*<sup>7</sup> avanzado diseñado para resistir caídas de material, permitiendo actividades paralelas a través de la integración de los procesos de fortificación y perforación
2. Configuración que permita utilizar *Jumbo* para cargar pozos de avance sin interrupción del trabajo ejecutado por el *bolter*<sup>8</sup>
3. Desarrollo de una máquina de mucking<sup>9</sup>, donde la remoción de material se realice de forma continua y el tiempo total de extracción de material se vea reducido

Estas tres tendencias, minería profunda de altos esfuerzos, minería continua y *rapid development*, son relevantes del punto de vista de nuestro estudio, por ser dependientes de la optimización de diseños y uso de tronadura confinada, ambientes de altos esfuerzos, control del daño en labores, la mejora en fragmentación y desafíos técnicos operativos.

---

<sup>7</sup> Infraestructura de acero que se ajusta a los tamaños de la galería y permite que el equipo trabaje sin tener techo y cajas previamente fortificadas

<sup>8</sup> Equipo capaz de colocar malla y pernos para fortificación en una misma actividad

<sup>9</sup> Término minero que se refiere al transporte de material quebrado al sistema de acarreo

### 3. PRE ACONDICIONAMIENTO

#### 3.1. Definición

El macizo rocoso primario, incluye una amplia variedad de materiales los cuales se caracterizan esencialmente por su alta competencia y prácticamente la inexistencia de discontinuidades abiertas; no obstante este material presenta un intenso vetilleo con rellenos de Yeso, Anhidrita, y otros, en general de menor resistencia, lo que le da un carácter masivo. La idea de Pre Acondicionamiento se refiere esencialmente a tratar este material rocoso en forma previa a su explotación minera y bajo las condiciones naturales de confinamiento, mediante algún proceso apropiado, con el fin de crear nuevas fracturas, provocar la movilización de su arquetipo estructural preexistente que está sellado, y favorecer la propagación de sus rasgos menores o micro-cavidades, o bien, crear en forma explícita un conjunto de fracturas que le dé las características deseadas para su explotación y manejo posterior. En definitiva inducir un debilitamiento masivo de todo el material primario de interés. Este concepto se muestra en la Figura 15.

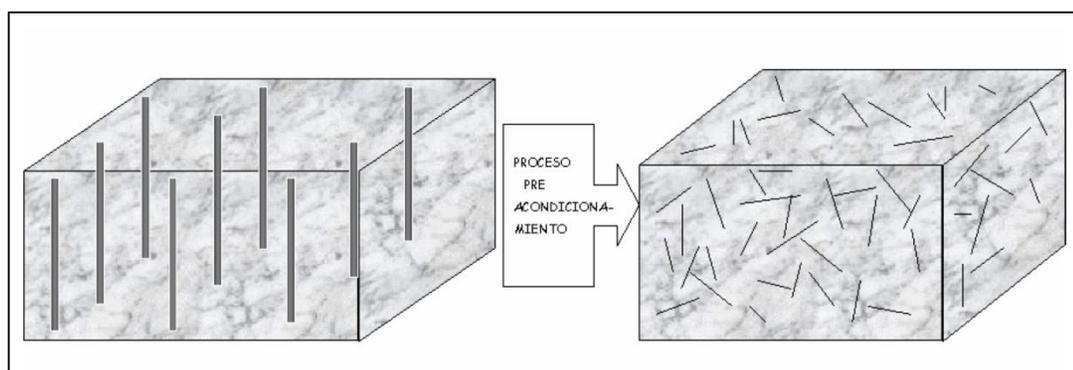


Figura 15: Concepto de preacondicionamiento (Sougarret et al., 2004)

Este proceso no pretende fragmentar el macizo rocoso, tal como sucede en una operación de “forzamiento” mediante tronadura con caras libres, sino dejar el “macizo rocoso tratado” en las condiciones apropiadas para que el proceso subsiguiente de hundimiento provoque la propagación, coalescencia, e intersección de los defectos creados para dar lugar a un material con las características de fragmentación requeridas

en los puntos de extracción. El macizo rocoso primario así “Pre-Acondicionado” posee ahora una capacidad resistente menor y por tanto es un material que requerirá un menor radio hidráulico (razón área/perímetro) para iniciar un hundimiento sostenido con una mayor velocidad de propagación. Por otro lado, el hecho de un debilitamiento mediante el aumento de las superficies de ruptura, lo convierte en un material más deformable y por ende con una menor capacidad para la acumulación de energía de deformación; esto repercute positivamente en un menor potencial de rupturas súbitas, inhibiendo por ejemplo, en un grado aún indeterminado la amenaza de estallidos de roca.

Más concretamente, la deformabilidad del macizo rocoso primario, puede ser directamente representada por su módulo de deformabilidad dinámico in situ ( $E_d$ ), función de la velocidad de propagación de las ondas longitudinales ( $V_p$ ) y de corte ( $V_s$ ), y de la densidad del macizo rocoso ( $\rho$ ).

Este módulo de deformabilidad se ve reducido por el proceso de pre-acondicionamiento e incremento de las superficies de ruptura y por lo tanto la correspondiente disminución de las velocidades de propagación. Lo anterior en términos de la ley de Hooke puede ser escrito de la forma siguiente:

$$E_d' = \frac{\sigma}{\varepsilon'}$$

En que  $\sigma$  es el esfuerzo aplicado,  $\varepsilon', E_d'$  la deformación efectiva y el módulo de deformación dinámico después de un proceso de Pre-Acondicionamiento, respectivamente.

Así, la deformación efectiva del macizo rocoso con previa aplicación de FH o DDE puede ser evaluada como sigue (Goodman, 1989):

$$\varepsilon' = \frac{\sigma}{E} + \frac{n\sigma}{k_n} = \varepsilon + \Delta\varepsilon_{por PA}$$

En que, el primer término se refiere a la deformación de la roca intacta y el segundo término representa la deformación adicional debido a la creación de nuevas fracturas

(puede ser por FH o DDE), donde  $n$  es el número de fracturas por unidad de longitud, y  $k_n$  es la rigidez normal de las fracturas generadas<sup>10</sup>.

De este modo se entiende como la técnica de pre-acondicionamiento logra debilitar el macizo rocoso in situ.

### 3.2. Diferencia entre Pre acondicionamiento y *Destressing*

El pre acondicionamiento por explosivos, en su origen fue conceptualizado como uno de los métodos preventivos de generación de daños u estallidos de roca (Figura 16). Es por ello que autores como Saharan & Mitri hablan de *destressing* a través de tronadura indistintamente como *concussion blasting*, *volley firing*, *shake blasting*, *Camouflet blasting* and *blasting preconditioning*. Tanto pre acondicionamiento, como *destressing* por tronadura, tenían un mismo significado: el estudio de la generación de fracturas a través de una carga dinámica utilizando explosivos (Saharan & Mitri, 2006).

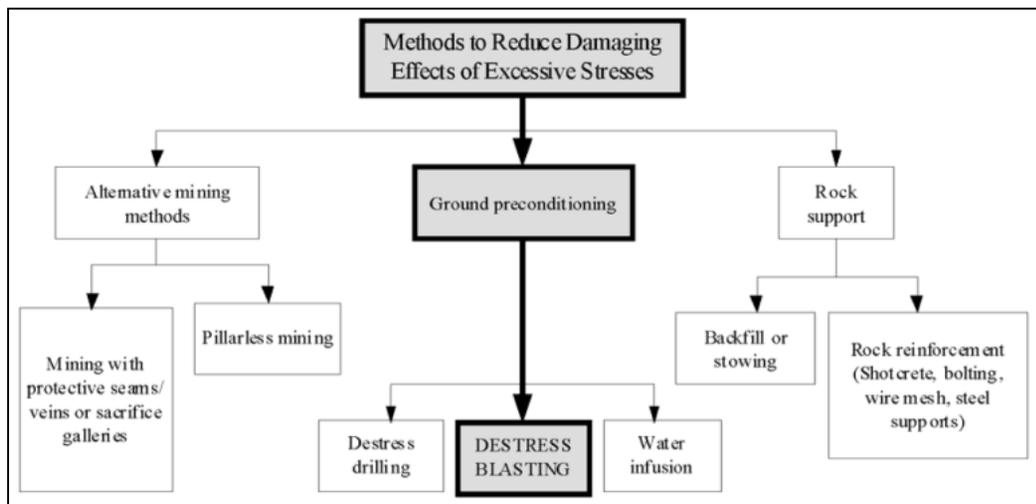


Figura 16: Métodos de control de efectos de daños y estallidos de roca (Mitri, 2000)

<sup>10</sup> Al ser diferente la rigidez de fracturas FH y DDE, este cálculo debe hacerse por separado y luego sumarse

La realidad de las cosas es que no son lo mismo. Se utilizan las definiciones e imágenes ilustrativas (Figura 17) de Andrieux & Hadjigeorgiou (2008) para ilustrar estos temas. La Figura 17 muestra un estado tensional de forma previa a hacer minería (Figura 17 a), y de forma posterior a realizar un *destressing* en avance (Figura 17 b), y en un *slot* (Figura 17 c) en que puede observarse una redistribución notoria en los esfuerzos (dirección).

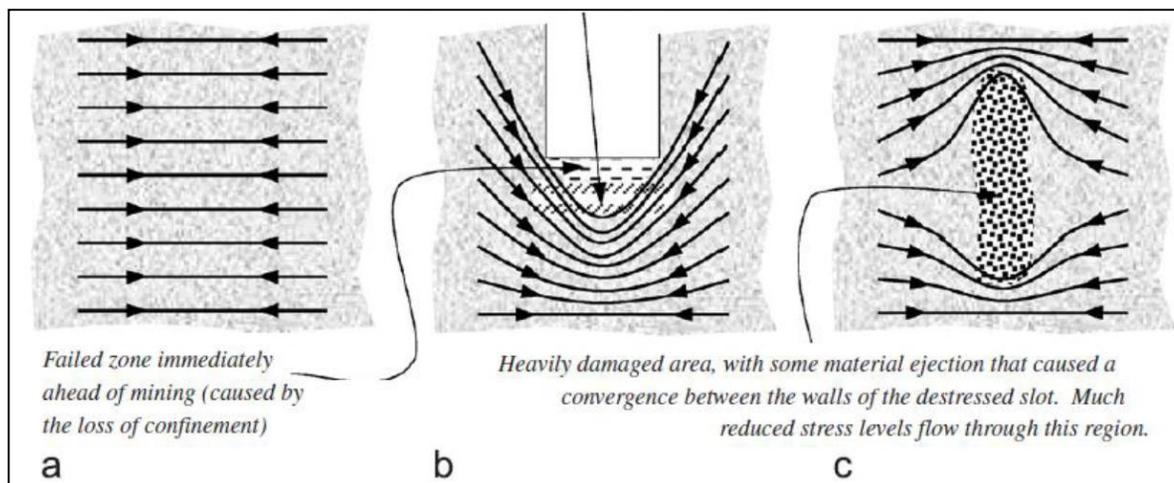


Figura 17: Impacto del *destressing* en la redistribución de esfuerzos (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008)

Por un lado, el pre acondicionamiento se define como “*the process of using confined explosive charges in order to damage the rock mass, for the purpose of softening its behaviour, reducing its capacity to carry high stresses and, hence, reducing the potential for it to undergo violent failure.*” (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008). En este caso, se entiende que, debido a la necesidad posterior de hacer minería en dicha zona, el pre acondicionamiento por tronadura no considera grandes cantidades de explosivos, y dejará el macizo rocoso relativamente intacto. Por otro lado, *Destressing* se entiende Como “*any attempt involving the usage of confined explosive charges (i.e., without free faces) to reduce the ground stresses in a particular region, and in which the blasted material is left in place*” (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008). Se refuerza el hecho que esta aplicación si requiere cantidades considerables de energía del explosivo, de forma

de causar mayor daño y movimiento de material, lo cual se traducirá en una disminución de los esfuerzos in situ.

Por lo tanto, la gran similitud es que ambos métodos utilizan explosivos para dañar y/o crear fracturas adicionales al macizo rocoso. La diferencia es que las zonas pre acondicionadas son posteriormente minadas, mientras que aquellas en las cuales se realiza *destressing* muchas veces simplemente se sacrifican.

Más información sobre pre acondicionamiento como medida de *destressing* en página 202 Anexo B: preacondicionamiento como medida de *destressing*.

### **3.3. Evolución de la técnica de pre acondicionamiento**

La idea central en la que se conceptualizó el uso de explosivos para el control de estallidos de rocas (*destressing*) es promover la ocurrencia de movimientos de corte a lo largo de planos de fractura (Glazer, 2008). En particular en nuestro país, el preacondicionamiento como medida de *destressing* se hace necesario, como lo es el caso de mina El Teniente de Codelco, cuyo macizo rocoso tiene un comportamiento frágil, que falla a menudo de forma violenta bajo condiciones de altos esfuerzos (Rojas et al., 2000).

El pre acondicionamiento se utiliza en minería por *caving* como cualquier proceso que modifique la estructura del macizo rocoso de forma previa a hacer minería, o para crear un entorno más favorable para la realización del *caving* (Brown, 2007). El pre acondicionamiento es entonces, uno de los tantos procesos “*implemented before the initiation of caving to alter the inherent characteristics of the target rock mass to enhance its caving and fragmentation characteristics*” (Brown, 2007).

Desde 1999, Codelco ha trabajado en el diseño del pre acondicionamiento para la mayoría de sus minas subterráneas, Andina, Salvador y El Teniente. Bajo efectos:

Fracturamiento hidráulico (FH), tronadura confinada, o combinaciones de ambos (Báez et al., 2014)

Generalmente, las minas por *caving* solo utilizan fracturamiento hidráulico o pre acondicionamiento por tronadura. El fracturamiento hidráulico crea extensas fracturas, pero discretas (que pueden ser creadas a intervalos regulares a lo largo de la perforación). De este modo, se espera que el FH modifique el macizo rocoso creando nuevas estructuras y por lo tanto, reducir el *rating* (se puede entender como una degradación del módulo de Young, disminución en las velocidades de propagación u otro) de este mismo. El FH entrega una buena respuesta sísmica, pero su efectividad en términos de fragmentación no es suficiente para la minería de hoy. Por este motivo, es que se conceptualiza hoy en día al pre acondicionamiento por tronadura, no sólo como una medida de control de los esfuerzos y el *hazard* sísmico, sino, más bien como una técnica de mejora en la fragmentación del macizo rocoso. Su objetivo es disminuir, tanto la competencia como la rigidez del macizo rocoso en el entorno (el alcance) que afecta la tronadura (Brown, 2007).

Posteriormente, se incorporó por Catalán et al. (2012b) el término “pre acondicionamiento intensivo” para describir el pre acondicionamiento por ambas técnicas (explosivos y fracturamiento hidráulico) de forma conjunta, con el fin de tener mayor control sobre el inicio del *Caving*, la velocidad y propagación del mismo, al igual que garantizar una fragmentación primaria para lograr altas tasas de extracción de las bateas y altas productividades de forma anticipada.

Este estudio se centra en el preacondicionamiento por tronadura y está dirigido a la captura de conocimientos sobre la tronadura confinada desde otras áreas de aplicación para proporcionar inputs para diseños mejorados de la técnica. Debido a que la conceptualización y uso del preacondicionamiento es considerado como una tronadura confinada. Es necesario definir qué es lo que se entiende por esto.

### 3.4. Tronadura confinada

La tronadura confinada se define por (Andrieux y Hadjigeorgiou, 2008) como el uso de cargas explosivas sin cara libre. Esta definición no es clara ya que se basa solo en la consideración de una cara libre y, la suposición de que la cara libre es sub paralela al pozo. La realidad es que en la mayoría de las tronaduras existe una cara libre desde donde se realiza la perforación (cara libre perpendicular a la perforación).

Una mejor definición para confinamiento es derivada de la teoría de Livingston para formación de cráteres (Hustrulid, 1999) En esta teoría, el tamaño del cráter es dependiente de la profundidad enterrada a escala ( $SD$ = Scaled depth of burial). La cual se calcula como:

$$SD = \frac{D^{1/3}}{W}$$

Donde  $D$  es la profundidad enterrada y  $W$  es la masa de una carga explosiva esférica (o carga cilíndrica de no más de seis a ocho diámetros).

Como se ilustra en la Figura 18, el aumento de la profundidad reduce las dimensiones del cráter y la influencia de la rotura de la roca en la región entre la carga y la cara libre (perpendicular). A cierta profundidad, sólo existe rotura en la superficie debido a las reflexiones de las ondas de tracción. Pero a una profundidad significativa (dependiente de la geometría del diseño, el tipo de roca, esfuerzos y explosivo), ya no existe interacción con la cara libre y todo el daño se concentra alrededor de la carga.

Esta teoría es útil, pero incompleta. Es posible calibrar un modelo para determinar la profundidad en la cual se dará esta condición, pero no permite determinar la magnitud del daño a esa profundidad. Sin embargo, proporciona una restricción en lo que puede denominarse confinado: Cualquier carga a una profundidad a escala de la cara libre de más de 2,4 (unidades métricas) estará confinada en roca medianamente competente. No olvidar que la profundidad a escala crítica variará según el tipo de roca (Hustrulid, 1999).

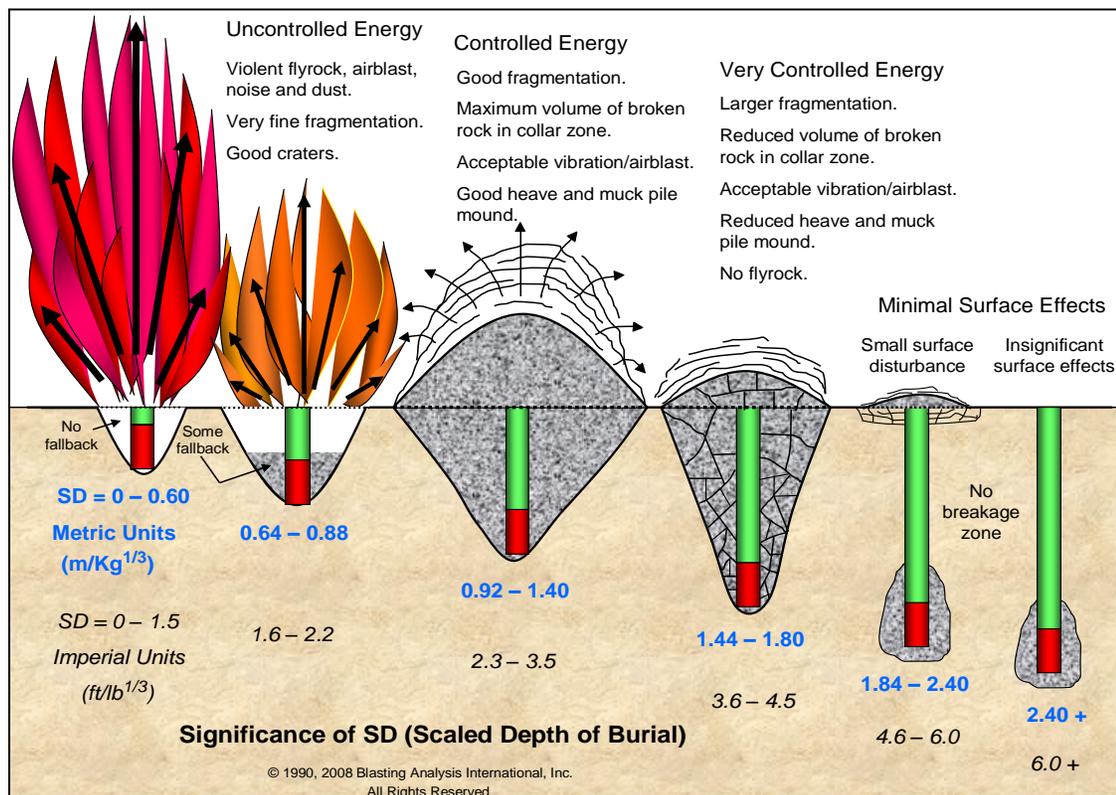


Figura 18: Esquema de la profundidad enterrada a escala (Chiapetta, 2009)

Respecto a lo que vendría siendo el confinamiento entre cargas, en minería a cielo abierto está establecido (por ejemplo por (Bilgin, 1991)) que la cantidad de roca quebrada aumenta con el aumento del burden hasta un valor límite, lo que se muestra en la Figura 19a. A mayores burdens, el volumen de material quebrado disminuye hasta que el efecto de la carga ya no es visible en la superficie (cara libre). Sin embargo, a medida que el burden crece, el “*back break*”<sup>11</sup> también aumenta, como se muestra en la Figura 19b. Esto proporciona evidencia circunstancial de que la zona dañada es simétrica y que a medida que la carga se hace más confinada (por estar más lejos de la cara libre) hay un aumento en el daño de la roca circundante al pozo. Bilgin, 1991 entrega ciertas fórmulas para la extensión de roca dañada, pero desgraciadamente, específicas para determinado tipo de roca y explosivo.

<sup>11</sup> Roca quebrada en el collar, más allá de los límites de la última fila de diseño. En agujeros pequeños poco profundos, a menudo se llama *Back Break* a la formación de cráteres.

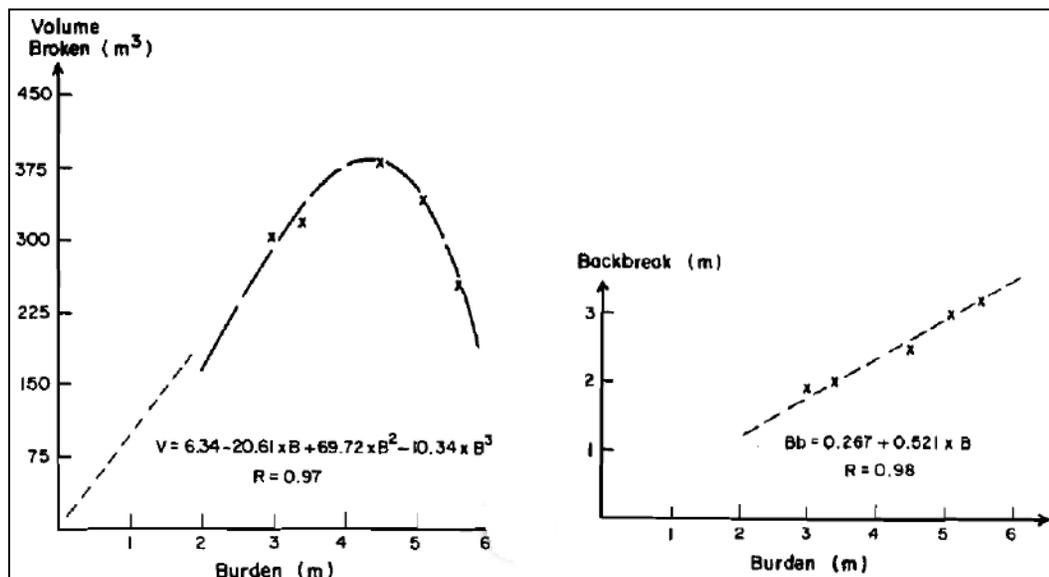


Figura 19:a) Volumen de material quebrado por delante de la carga vs burden y b) Backbreak vs burden (Bilgin, 1991)

### 3.5. Pre acondicionamiento con explosivos como medida de fragmentación

El preacondicionar una roca competente en un ambiente subterráneo, implica dimensionar los parámetros críticos de tronadura, para un entorno confinado ausente de caras libres, y en el que se supone la utilización de cargas cilíndricas de una determinada longitud. Cuyo principal objetivo es promover la generación de nuevas fracturas en el macizo rocoso, y su posterior fragmentación. En este caso, la fragmentación de roca resulta del efecto combinado de la onda de choque y de la presión de los gases generados por la explosión. Como factor principal debe considerarse la interacción de las ondas creadas por la detonación casi simultánea (principio de superposición), que permite una administración más eficiente de la energía disponible, y mayor grado de fragmentación de la roca.

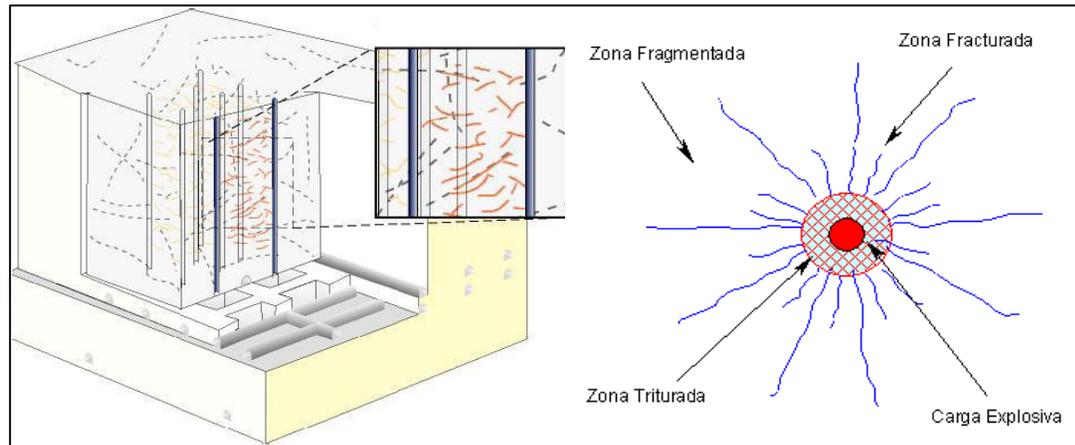


Figura 20: Metodología DDE en métodos por Hundimiento

Para el estudio del DDE se ha utilizado la recuperación de testigos, como ayuda para entender el comportamiento del explosivo en medios confinados. Esto se detalla en la Figura 21.

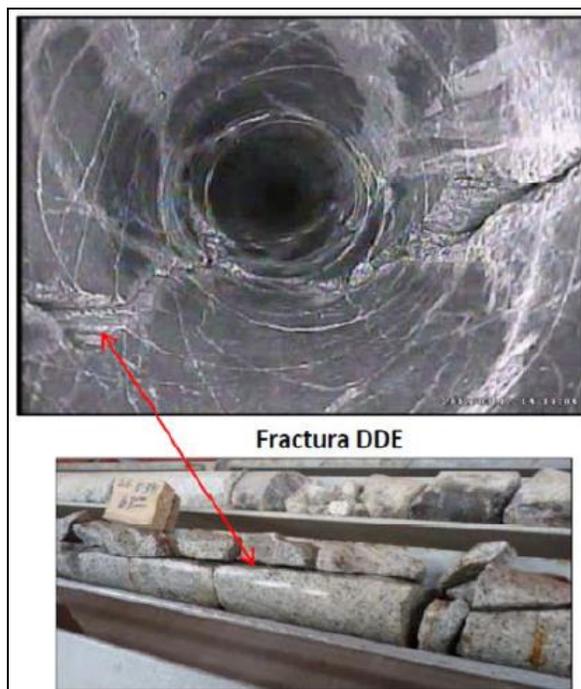


Figura 21: Generación de fracturas DDE (Brzovic et al., 2014)

Más información sobre el proceso técnico operacional del DDE en página 295 Anexo R: Levantamiento en terreno y proceso.

### 3.6. Pre acondicionamiento con fracturamiento hidráulico

Proceso que se ocupa en minería subterránea, adaptado de la original tecnología proveniente de la industria petrolera, que consiste en presurizar un tramo de perforación o de una fractura preexistente con un fluido (comúnmente agua), el cual se inyecta hasta alcanzar una presión neta suficiente para iniciar una fractura de tensión y propagarla al interior del macizo. La orientación de los sondajes se hace de modo que las fracturas hidráulicas se propaguen en el plano de esfuerzos principales  $\sigma_1 - \sigma_2$  y que se abran en la dirección del esfuerzo principal mínimo  $\sigma_3$ .

El atractivo del fracturamiento hidráulico, en términos de su potencial uso en el Pre-Acondicionamiento de un macizo rocoso, surge que una o más fracturas pueden ser producidas desde una sola perforación y cubrir con esta una vasta extensión de terreno, típicamente distancias del orden de 20 m de radio desde el pozo de inyección. El pozo para el fracturamiento hidráulico puede ser también perforado en cualquier dirección, de acuerdo a la conveniencia operacional. Y además las tecnologías de bombeo requeridas para producir estas fracturas, para condiciones de rocas típicas, están disponibles en el mercado. Aun cuando el fracturamiento hidráulico puede ser aplicado virtualmente en cualquier tipo de macizo rocoso, sin embargo la efectividad de estas fracturas para lograr un determinado propósito (tal como Pre Acondicionar o reducir el tamaño de los fragmentos in situ) depende de varios factores críticos que son inherentes al macizo rocoso:

1. La orientación de las fracturas generadas es una función del campo de esfuerzos in situ y del fracturamiento natural preexistente al momento en que cada fractura es creada. Por lo tanto el entendimiento del campo de esfuerzos in situ, y de la condición geoestructural es un aspecto crítico para el éxito de la aplicación del fracturamiento hidráulico.
2. Cualquiera sea la configuración de Pre-Acondicionamiento, el tamaño de las fracturas creadas es una función de la permeabilidad de la masa rocosa en sí misma y de las estructuras geológicas que la interceptan. Sin embargo, y dentro

de un rango limitado, estos efectos pueden ser modificados en virtud de las tasas de bombeo y la selección del tipo de fluido de inyección.

3. Ante la generación de múltiples fracturas, todas ellas cercanas entre sí, se produce una interacción entre las fracturas adyacentes. En otras palabras, cada nueva fractura que se crea ve un campo de esfuerzos y un ambiente de permeabilidad modificados como resultado del efecto residual de la fractura previamente creada. Estos efectos son inherentes a cada macizo rocoso y por lo tanto deben ser cuidadosamente evaluados.

El dimensionamiento de un sistema de bombeo para una operación de fracturamiento hidráulico a gran escala está condicionado en gran medida por las condiciones y propiedades del macizo rocoso que se quiere pre-acondicionar. La presión máxima requerida para iniciar una fractura y luego la presión requerida para propagar estas fracturas deben ser determinadas empíricamente. La capacidad de inyección requerida del equipo de bombeo es una variable que debe ser medida empíricamente, a fin de que el equipo de bombeo seleccionado pueda propagar las fracturas en un tiempo razonablemente limitado que satisfaga los requerimientos de eficiencia técnica<sup>12</sup>.

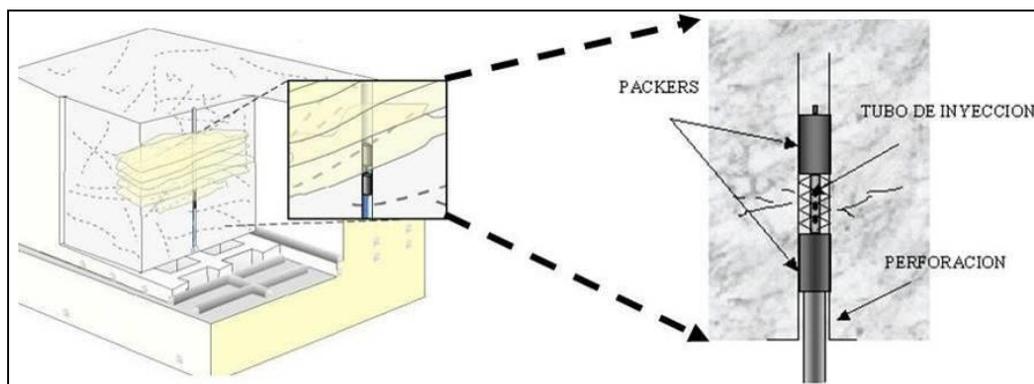


Figura 22: Metodología de Fracturamiento Hidráulico en métodos por Hundimiento

De forma idéntica que para el DDE, se estudia (Brzovic et al., 2014) su impacto a través de la recuperación de testigos (Figura 23). Lo cual deja en evidencia que:

<sup>12</sup> Que se alcance una fuerza de bombeo  $> \sigma_3$

1. Las fracturas generadas por el FH, tienden a presentar una menor rugosidad (JRC) que las producidas por el DDE
2. Las fracturas FH presentan gran variabilidad en su orientación asociado a la condición de esfuerzos locales y cercanía al pozo.

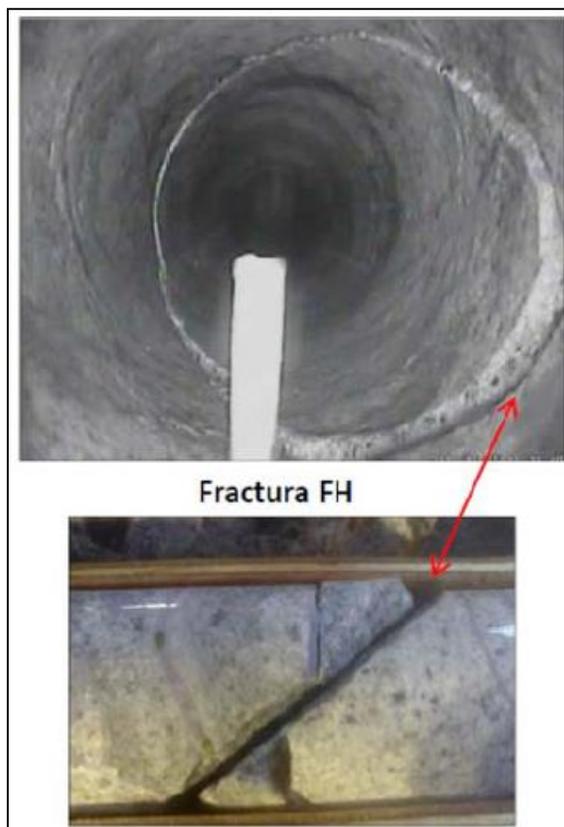


Figura 23: Generación de fracturas FH (Brzovic et al., 2014)

### 3.7. Pre acondicionamiento mixto o intensivo

Uso combinado de las tecnologías anteriores, esto es, producir primero fracturas mediante FH y luego aplicar DDE. La hipótesis de esta opción es que las discontinuidades generadas mediante el primer método servirían de superficies reflectoras para el campo de ondas de la posterior tronadura, concentrando el mayor efecto entre las fracturas hidráulicas, y minimizando la posibilidad de acoplamiento desfavorable de ondas fuera de la zona de interés. Adicionalmente, las fracturas de DDE

se disponen en forma perpendicular al FH, aportando a la reducción de bloques mayores en el macizo rocoso.

La combinación de los métodos se describe con el ejemplo del diseño de la mina Cadia East en la Figura 24. Con pozos de pre acondicionamiento perforado desde el UCL para tener mejor manejo de la iniciación del Caving, velocidad de extracción y su propagación en el macizo, así como garantizar una determinada fragmentación primaria para lograr altas tasas de producción y rápida productividad. Claramente, la parte pre acondicionada del macizo rocoso va por delante de la zona de producción, lo cual implica que esta roca será extraída posteriormente. En este caso, los beneficios percibidos se cuantificaron como aumento del 30% en la velocidad de propagación del Caving, fragmentación 20% más fina, mayor cantidad de eventos sísmicos pero de magnitud inferior, menor abutment stress, tasas de extracción hasta un 30% mayores y mejores en tasas de ramp up para lograr 22 Mtpa por 3 o 4 años (Catalan et al, 2012)

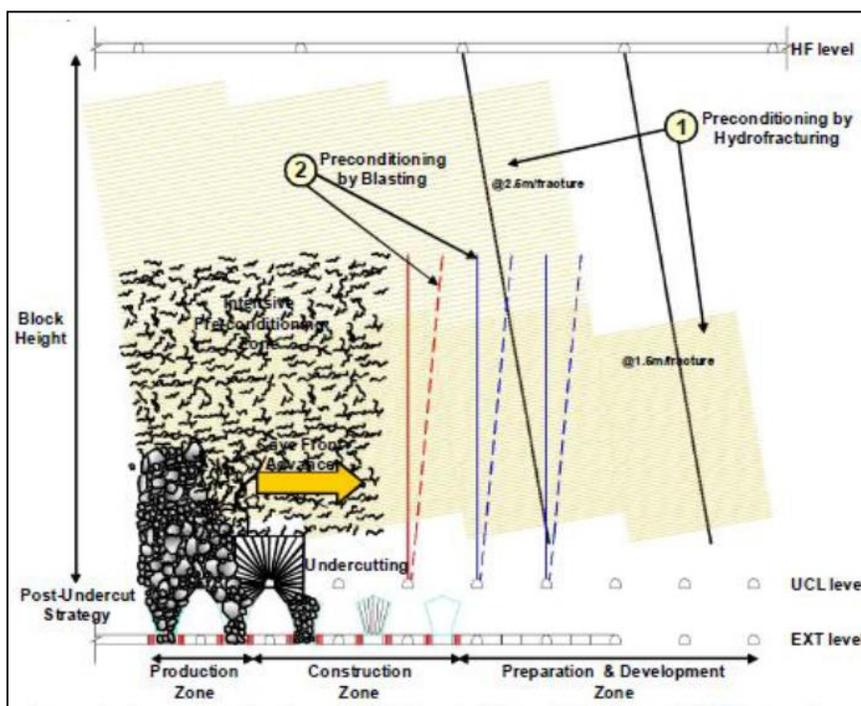


Figura 24: Esquema de la utilización de la fracturación hidráulica y voladura de pre acondicionamiento una mina por Caving (Catalan et al, 2012)

#### **4. FRAGMENTACIÓN, DAÑO Y HUNDIBILIDAD EN MINERÍA SUBTERRÁNEA**

Tanto daño como fragmentación son términos estrechamente relacionados. La tronadura no solo fragmenta la roca, sino que también crea sobre excavación y daño en las estructuras circundantes. El nivel de vibraciones registrado en un determinado sector, traerá consecuencias en su fracturamiento y esto catalogarse como daño. Del mismo modo, la intensidad y frecuencia de fracturas generadas, tiene directa relación con la fragmentación primaria y por ende, con aquella resultante en los puntos de extracción.

Por el lado de la hundibilidad, su éxito va estrechamente relacionado con las dos variables explicadas anteriormente, la mejor fragmentación y menor nivel de daño. De igual modo, resulta interesante entender el nivel de preacondicionamiento necesario tal que se asegure la hundibilidad del macizo rocoso.

##### **4.1. Fragmentación**

La fragmentación sigue siendo uno de los fundamentos del *Caving* menos comprendidos y/o calculables (Chitombo, 2010) Debido al incremento en las alturas de *Caving* y estado de altos esfuerzos, resulta extremadamente difícil predecir la generación granulométrica y su migración a través de las columnas. Además, dada la competencia de los macizos rocosos a mayores profundidades, la escasez de estructuras abiertas y los altos esfuerzos in-situ, resulta cada vez más difícil obtener una fragmentación que asegure una continuidad operacional sin invertir grandes sumas en pre acondicionar el macizo rocoso.

La fragmentación, como resultado del *Caving* está compuesta por tres componentes (Figura 25):

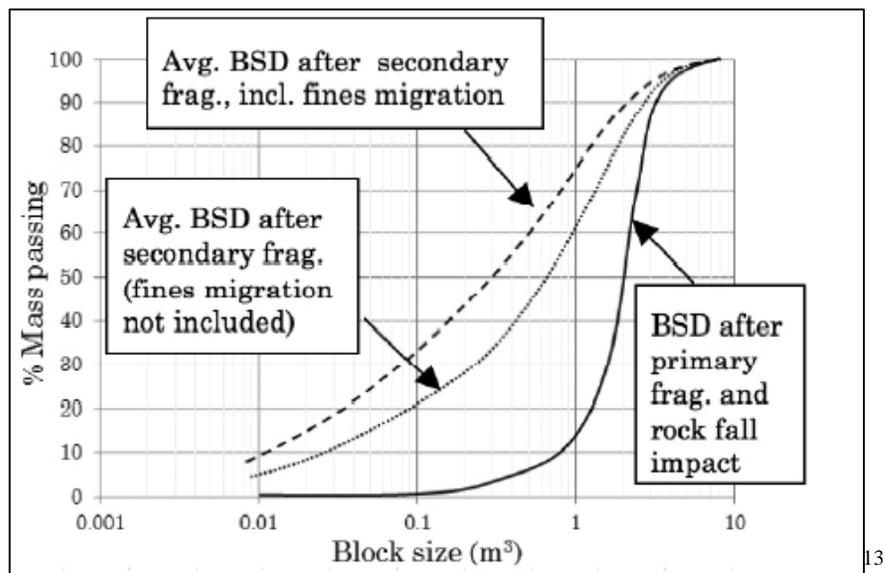


Figura 25: Ejemplo de la influencia de la migración de finos y fragmentación secundaria en distribución final de bloques en los puntos de extracción (Dorador et al., 2014)

1. La fragmentación in situ, lo que representa la red de fracturas discretas naturales distribuidas por todo el macizo rocoso. Esto se refiere a la distribución y tamaños de los bloques formados naturalmente que están delimitadas por las estructuras abiertas o débilmente cerradas, y no considera nuevas fracturas inducidas por los esfuerzos inducidos (Jakubec, 2014).
2. La fragmentación primaria, que es respuesta de las fracturas inducidas por los esfuerzos que se propagan por el *Cave back*<sup>14</sup>, es dada por los esfuerzos que causan el fracturamiento de roca o de las estructuras preexistentes, lo que reduce aún más la fragmentación in situ (Jakubec, 2014).
3. La fragmentación secundaria, resultante del impacto del bloque, la trituración y otros procesos de fragmentación que ocurren dentro y a lo largo de la columna de extracción (Laubscher, 1994 & Eadie, 2003) También se entiende como la descomposición de la roca a medida que avanza a lo largo de la columna de

<sup>13</sup> BSD son las siglas de *Block size distribution* (distribución del tamaño de bloques)

<sup>14</sup> Evolución de la geometría de la cavidad de acuerdo al desarrollo del *Caving*

extracción (Laubscher, 2000), o como el proceso de conminución que reduce aún más de tamaño los bloques primarios (Jakubec, 2014).

#### **4.1.1. Fragmentación primaria**

##### **Modelos de fragmentación**

La mayoría de los estudios y modelos de fragmentación han sido desarrollados para minería a cielo abierto., con muy pocos antecedentes de tronaduras subterráneas. Sumado esto, que los actuales enfoques para minería subterránea no consideran geometrías complejas como *rings*<sup>15</sup>, además sus inputs y calibraciones son difíciles de conseguir. Lo cual los hace de poco uso, y se sigue aplicando de forma errónea modelos de cielo abierto.

Respecto a los modelos actuales de fragmentación semi empíricos de la literatura (Cunningham 1987 & Lownds 1995) no son capaces de modelar explícitamente las contribuciones de varios tiros con tiempos de retardo en cada barreno (cada carga). La mayoría de ellos no son en tres dimensiones. Además, estos modelos predicen un tamaño medio de la fragmentación dentro de un volumen que rodea un barreno y utilizan el tamaño medio para calcular una distribución de tamaño sobre el volumen con un índice de uniformidad o parámetros de ajuste asumidos para describir las distribuciones de tamaño (Spathis, 2013). Por lo general este tipo de modelos son inadecuados para predecir finos o sobre tamaños (Cunningham, 1987).

La necesidad de proporcionar soluciones a problemas de tronadura a gran escala en minería subterránea ha impulsado el desarrollo de modelos de fragmentación, clasificados en tres grandes grupos: Modelos empíricos, mecánicos y numéricos (Dawes, 1986 and Wedmaier, 1992).

---

<sup>15</sup> Tiros en forma de abanico “radiales” que generalmente se ocupan en minería subterránea para realizar paradas de socavación/hundimiento.

### Modelos empíricos

Sus fundamentos se basan básicamente en la vinculación de parámetros de diseños estándar, tales como burden, espaciamiento, con parámetros de fragmentación como el tamaño medio de fragmentación ( $P_{50}$  o  $X_{50}$ ) (Bergmann et al., 1973). Como se dijo anteriormente, los modelos más exitosos y populares aplicados a superficie son los de Kuz-Ram 1987 & Kuznetsov 1973. Su popularidad es debido a su simple uso y aplicación, con variables de diseño que son familiares para el ingeniero de tronadura de la mina (por ejemplo, factor de carga, burden y espaciamiento), lo que hace de ellos su fácil implementación en algún programa informático.

Métodos empíricos de tronaduras subterráneas de producción han sido reportadas por Stagg et al (1994) con desarrollo de fórmulas específicas para el sitio en donde se realizó el estudio, y con geometrías simples de minería subterránea.

Luego, se desarrollaron aplicaciones por Adamson & Lund (2001), y Trout (2002) basados en el modelo de Kuz-Ram, y desarrolladas por el JKMRC (Kanchibotla et al., 1999 & Thornton et al., 2001) Sin embargo, su aplicación es limitada, debido a que estos métodos no consideran de forma correcta la distribución de la carga explosiva en 3-D ni permiten incorporar geometrías complejas dadas en minería subterránea.

### Modelos mecánicos

Estos modelos representan un grado más de sofisticación de los modelos de tronadura convencionales (Dawes, 1986). Debido a que reconocen uno o una serie de mecanismos a través de los cuales el explosivo fragmenta la roca. En sentido estricto, estos modelos también son empíricos, pero con la diferencia que tienen una estructura más compleja y son generales (no específicos para un sitio en particular).

Existen 4 casos de modelos mecánicos aplicados directamente para modelamiento de fragmentación en minería subterránea.

1. El enfoque propuesto por Kleine (1988) y codificado en el programa FRAGNEW que consiste en la interacción independiente de tres modelos, que se refiere a la determinación de tamaños de bloques in situ, el cálculo de energía de vibraciones contribuyentes a la rotura de la roca en puntos pre definidos de un determinado volumen, y a la aplicación de la teoría de la trituración de la roca en dichos puntos.
2. Modelo SABREX desarrollado por ICI explosivos
3. Modelo propuesto por Preston (1995) ocupado en el paquete de software DynaCAD-3D
4. El enfoque dado por Dare-Bryan et al (2012) y utilizado en el módulo *Mechanistic Blasting Model* (MBM) de Orica que trabaja con Software ELFEN

### Modelos numéricos

Su desarrollo y sustento está principalmente orientado a fundamentos de la mecánica de fractura de la roca, que han permitido predecir de mejor modo la mecánica de rotura de la roca por explosivo. Sin embargo, sus principios se siguen considerando básicos (Dare Bryan et al 2012 & Preece et al 2008 & Tawardous 2012). Estos modelos son limitados a simulaciones de tronaduras pequeñas debido a las restricciones de los actuales recursos informáticos y en general son incapaces de modelar todo el rango de tamaño de la fragmentación, en particular de los finos (Yang, 2015). El reto está en seguir perfeccionando estos modelos de detonación no ideal del explosivo y códigos geomecánicos combinados tales como el Hybrid Stress Blasting Model (HSBM) (Cundall et al., 2001)

### **Modo en que falla la roca en minería a cielo abierto**

Hasta principios de 1980 existían dos tendencias de pensamiento con respecto a las teorías de la fragmentación de roca por tronadura (Winzer & Ritter, 1985). Las diferencias se centraron en la importancia relativa del campo de esfuerzos (esfuerzos

inducidos) o de los gases emanados a alta presión en la generación de fracturas y la fragmentación. Aunque en realidad ya había sido señalado mucho antes (Kutter & Fairhurst 1971 & Fourny et al., 1983) que cada uno de estos procesos jugaba un papel importante, el tema no estaba claramente comprobado experimentalmente.

Pruebas de tronadura a escala reducida realizadas por Winzer y Ritter (1985) y Gur et al. 1984 Identificaron el hecho de que las grietas iniciales en una superficie abierta son causadas por las tensiones de tracción resultantes de la reflexión de la onda P a medida que viaja de vuelta al barreno y no a la generada desde el barreno como se pensaba originalmente. Persson (1990), sin embargo, afirma que estas ondas reflejadas de tracción transportan energía insuficiente para causar daño, simplemente promueven el crecimiento de las grietas radiales ya pre existentes alrededor del barreno. Winzer y Ritter (1985) también afirmaron que el grueso de la fragmentación se debe al efecto de una onda de esfuerzos (choque) de largo plazo, por sobre el efecto de los gases. Persson (1990) afirma que los gases actúan sobre las juntas de las grietas radiales entre el barreno y la cara libre, y a través de esfuerzos inducidos logra doblar dichas juntas traduciéndose esto en fragmentación iniciada en estructuras, juntas, fracturas y fallas pre existentes.

Resultados de Haghghi et al. (1988) Mostraron que la flexión de las juntas y la presurización de gas eran procesos más importantes en el proceso de rotura de la roca que la onda de choque o procesos vibratoriales.

Experimentos realizados por Brinkmann (1990) con barrenos con taco de aluminio, acero y sin taco llegaron a la conclusión que (a) las fracturas iniciales cerca del barreno son debidas a la onda de choque y (b) la fragmentación generada por el campo de esfuerzos por si solo es limitada. La fragmentación obtenida fue de un 10% de la producida por los barrenos sin taco. Recalcando el hecho de que la energía de gases era necesaria para producir fragmentación.

Estos estudios, elaborados y sustentados todos con evidencia de minería a cielo abierto dejan en clara evidencia la importancia de los gases en la fragmentación de la roca, en presencia de una cara libre y/o fracturas pre existentes. Lo cual no representa la condición de nuestro caso de estudio.

Posteriormente, distintos autores definen diferentes zonas de agrietamiento según distancia del barreno (Figura 60). En este sentido, lo ampliamente usado son tres zonas:

1. Zona altamente fragmentada o pulverizada, donde el explosivo deja todo “fino”
2. Zona de extensión de nuevas fracturas o apertura de fracturas pre existentes
3. Zona sísmica, que se extiende más allá de las dos zonas anteriores, donde viajan ondas de tensión pero sin generar daño al macizo rocoso( Saharan 2004 & Saharan et al., 2006)

### **Modo en que falla la roca en minería subterránea**

En este ambiente, la expansión máxima de fracturas se ve reducida bajo la influencia de esfuerzos in situ (Schatz et al., 1987), y de igual modo por la competencia de los macizos rocosos y disminución en la frecuencia de estructuras in-situ y condición de rellenos más duros. Además, dado que no existe presencia de cara libre, el mecanismo de ruptura de las rocas no es el mismo.

Según Donze et al (1997) la secuencia a través de la cual la tronadura genera daño en un ambiente confinado es la siguiente

1. El pulso de la detonación (onda de choque) se desplaza alrededor de la perforación causando la trituración de la roca adyacente.
2. La presión de los gases actúa en las paredes del barreno expandiendo la roca y haciéndola fallar por tracción, causando la extensión localizada de ciertas fracturas (Donze et al., 1997) Se entiende que el efecto de los gases ya no es el mismo, debido a que no existe una cara libre donde se reflejará este efecto y haga fallar la roca.

### 4.1.2. Fragmentación secundaria

En lo que a fragmentación secundaria respecta, existen una serie de mecanismos que la definen, muchos de ellos aún no bien comprendidos (Brown 2007). Dentro de los que destacan los impactos entre bloques, conminución y otros procesos de fragmentación de la roca a lo largo de la columna (Laubscher 1994 & Eadie 2003).

Hasta la fecha, su cálculo se hace a través de gráficos de diseños empíricos realizados por Laubscher (1994), modelos empíricos y ciertos enfoques numéricos.

#### Modelos empíricos

##### Enfoque de rotura empírica

Realizado por Bridgwater et al. (2003) fue identificado por tener el potencial para estimar los esfuerzos de corte que inducen la fragmentación secundaria en un contexto de Caving y es el modelo empírico que ocupó el Software REBOP para su funcionamiento. Bridgwater et al. (2003) indican que evaluaron la mecánica del desgaste para conjuntos de partículas del mismo tamaño. Luego, evaluaron la unión de las partículas para un amplio rango de tensiones y deformaciones, y obtuvieron la siguiente ley de desgaste empírica:

$$W = K_N \left( \frac{\sigma_N \Gamma^\phi}{\sigma_{scs}} \right)^\beta$$

Con

$W$ =la fracción en masa resultante desgastada del conjunto inicial de mono-tamaño partículas (en porcentaje)

$\sigma_N$ = El esfuerzo normal aplicado al conjunto (MPa)

$\Gamma$ = El total de deformación de corte aplicado al conjunto (adimensional)

$\sigma_{scs}$ = La resistencia a la tracción de las partículas constituyentes de todo el conjunto (MPa)

$K_N, \phi, \beta$  = constantes empíricas (adimensionales)

## **Modelos numéricos**

### Block Caving Fragmentation (BCF)

Realizado por Esterhuizen et al. (1996) el cual ocupa relaciones empíricas para evaluar la fragmentación primaria y secundaria, así como el potencial de probabilidad de colgaduras. Pese a que se ha logrado calibrar con datos de minas reales, su fiabilidad ha sido cuestionada (Butcher & Thin 2007). Por ejemplo, en Palabora el modelo de BCF sobre estimó el porcentaje de sobre tamaños (mayor 2m<sup>3</sup>) y subestimó el número de colgaduras (Ngidi & Pretorius, 2011)

### REBOP

Metodología propuesta por Pierce (2009) basada en un modelo de flujo de partículas y respaldada con ensayos de laboratorio con una celda de resistencia al corte anular.

### Modelo híbrido

Desarrollado por MMT1, que incluye reglas empíricas basadas en la teoría de trituración (Kojovic, 2010)

### Enfoque DFN

Rogers et al. (2010) propusieron una metodología basada en un enfoque estocástico con Discrete Fractura Network (DFN), que es capaz de capturar la rotura de los bloques a medida que avanzan a lo largo del Caving, pero no es capaz de predecir finos.

### Discusión:

Weatherley & Pierce (2011) compararon los métodos existentes para ver cual se ajustaba mejor a la realidad. Lo cual les dio como resultado que el modelo híbrido de MMT1 no coincidía plenamente con los datos recopilados en Ridgeway Deeps (RWD), subestimando la producción de finos. En cambio, el medio REBOP de Pierce se comportó mejor.

## Casos de estudio

### Sub-level Caving: Depósito Ciresata ubicado en Rumania

Respecto de la altura desde la cual se empieza a hacer significativa la fragmentación secundaria existe muy poca evidencia. Una de ellas es la señalada por Burgio (2014) quien indica que se requieren alturas extraídas del orden de 50-75 m de la columna para hacer más manejables los eventos asociados a sobre tamaños.

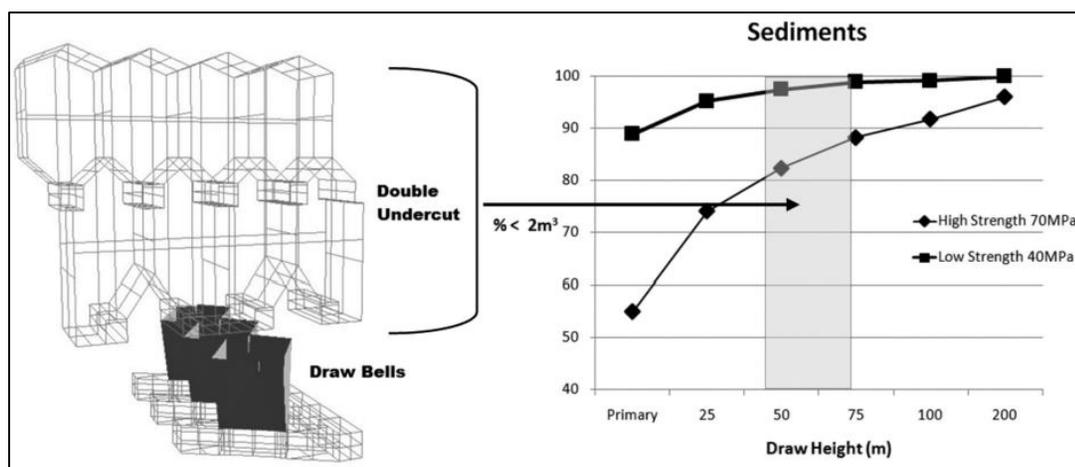


Figura 26: Diseño de UCL y fragmentación secundaria (Burgio, 2014)

### Block Caving: El Teniente (velocidad de extracción)

Otra evidencia, que tiene estrecha relación con esto, son las velocidades de extracción conforme se ha extraído la columna de mineral primario. Para el caso de Teniente, si se toma un promedio de los sectores productivos, la curva de velocidad de extracción vs altura de columna de material primario extraído quedaría como se muestra en la Figura 27. Teniendo una velocidad de extracción creciente hasta el 30% de la columna, un incremento mayor desde el 30-40%, y una posterior estabilización de la velocidad de extracción por sobre el 40% de columna extraída.

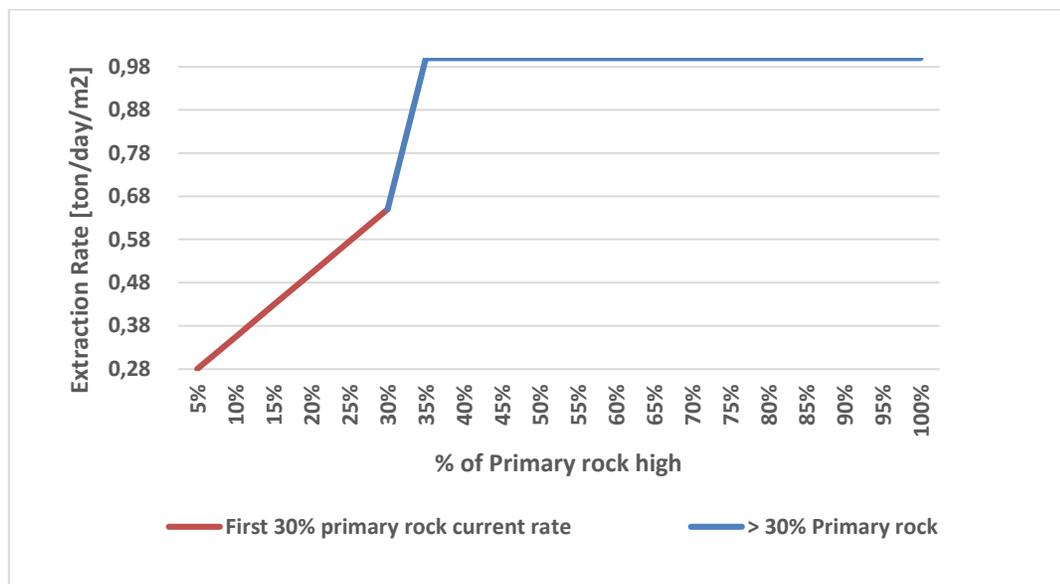


Figura 27: Velocidad de extracción vs % de extracción de columna de material primario (sin pre acondicionamiento)

La apuesta tras el pre acondicionamiento, es poder aumentar las velocidades de extracción antes de ese 40% de extracción de columna primaria (cuando se logra estabilidad). De este modo aumentar la productividad y acelerar ingresos, consiguiendo algo similar a lo mostrado en la Figura 28.

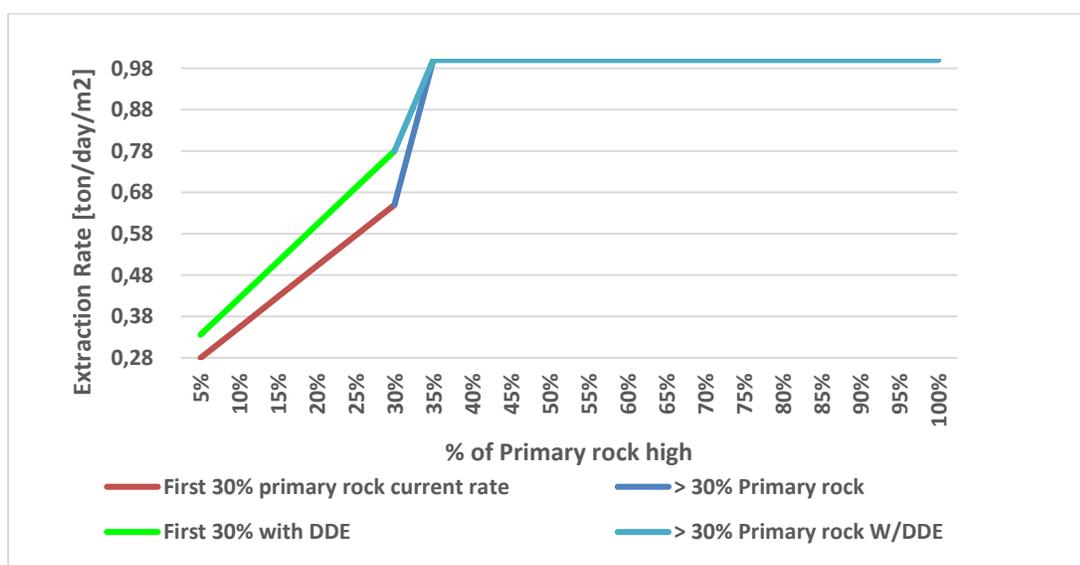


Figura 28: Velocidad de extracción vs % de extracción de columna de material primario (con pre acondicionamiento)

Esto se puede plasmar en la Figura 29. En que, a través del pre acondicionamiento, se puede obtener un nuevo potencial de producción disminuyendo riesgos asociados al proyecto. En la Figura 29a se muestra el potencial de producción sin pre acondicionamiento. Mientras que Figura 29b y c se muestran dos distintos escenarios que pueden darse con pre acondicionamiento. En la Figura 29b está la opción de aumentar el potencial manteniendo el compromiso, lo cual reduce el riesgo asociado al plan minero. En la Figura 29c en cambio, se mantiene el mismo nivel de riesgo del caso base, pero aumenta la productividad y se acorta la vida del proyecto (considerando similitudes en términos de reservas). Esto entrega flexibilidad a las tasas máximas del plan minero, de acuerdo a otros proyectos (entre otros valores agregados).

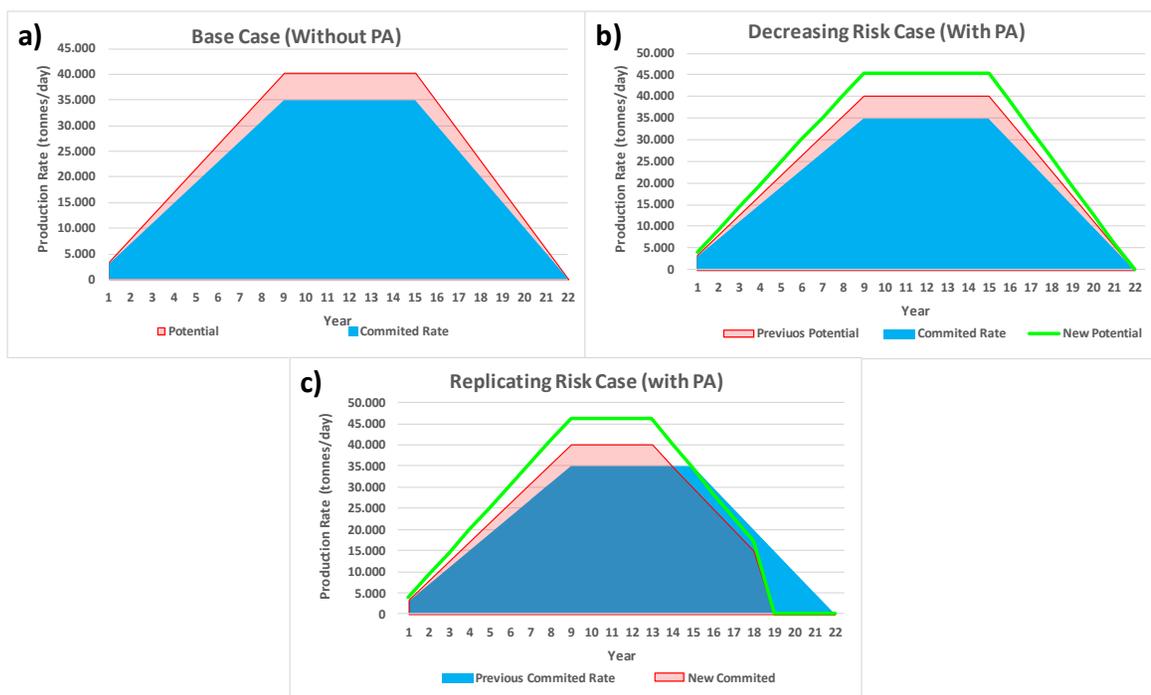


Figura 29: Caso base y con preacondicionamiento en términos de productividad de un sector

Block/Panel Caving: Benchmarking sobre reparación y soporte puntos de extracción

Un *Benchmarking* realizado por González. (2008), entregó como resultado el gráfico que se ilustra en la Figura 30. Donde se indica el daño registrado en las viseras (en metros) conforme se a extraído un cirto Tonelaje asociado de mineral por punto de extracción (análisis en base a 820 puntos de extracción).

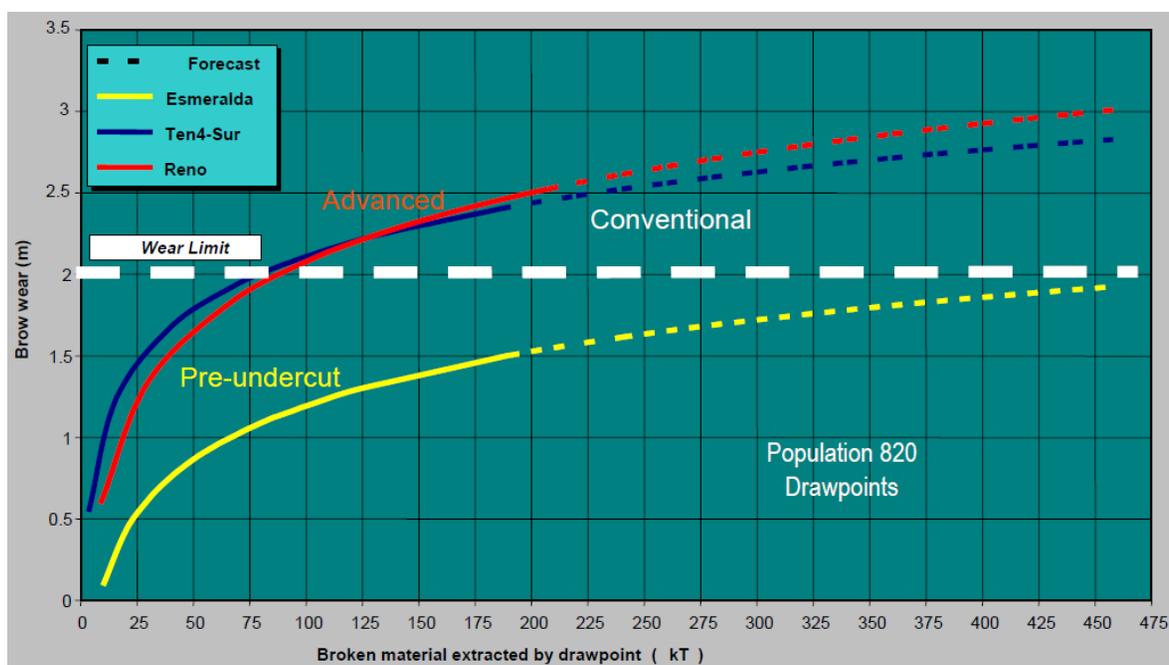


Figura 30: Daño en viseras según KTon de mineral extraído (González, 2008)

De la Figura 30, se evidencia un cambio de pendiente claro entre las 50-75 KTon extraída. Luego de esto la pendiente permanece relativamente constante. Lo cual indica que al principio de la extracción el daño en las viseras incrementa más rápido, en gran medida debido a los sobre tamaños e impactos de estos.

En El Teniente, la altura económica de columna es del orden de 250 metros, con un promedio de 150-160 metros de altura de mineral primario. Además, la densidad de la roca es de  $2.9 \text{ Ton}/\text{m}^3$ , y cada punto de extracción abarca un área de  $350 \text{ m}^2$ . Dicho lo anterior, entre los 49 y 74 metros de columna extraída es el límite hasta el cual se

observan más altas tasas de daño en viseras, lo que se traduce entre un 30% y 46% de la altura de columna de mineral primario.

Es por los antecedentes anteriores que existen creencias sobre tronar tan sólo un 30-40% de la altura de columna de mineral primario en un pre acondicionamiento capaz de asegurar la mejora en la velocidad de extracción y por ende, en la productividad. Sumado a esto, el hecho de que es operacionalmente amigable, dado que permite seguir utilizando maquinarias disponibles en la operación (no requiere uso de maquinarias especiales como en el caso del DDE) e implica utilizar cantidades menores de explosivos.

Luego de estos análisis se destaca que existe un gran interés en el desarrollo de las bases y fundamentos de la fragmentación secundaria, algunos temas han recibido menos atención, como la influencia de: altura de caída, la rotación de bloques y el impacto de caída de rocas en la superficie muckpile cuando se da un air gap (Dorador et al., 2014)

## 4.2. Daño

### 4.2.1. Definición

Basado en los estudios de Holmberg (1993) & Persson et al. (1997), el fenómeno de daño resulta de inducir deformación por una onda uní axial, que para un medio elástico está dado por la ecuación:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \geq \frac{V_{m\acute{a}x}}{V_p}$$

Con  $\varepsilon$  igual a la deformación inducida,  $\sigma$  el esfuerzo generado, E el módulo de Young,  $V_{m\acute{a}x}$  es la velocidad de partícula crítica (PPV), y  $V_p$  la velocidad de la onda P de la roca.

### 4.2.2. Modo de falla en ambiente confinado

La zona de daño que rodea una perforación con explosivos ha sido objeto de múltiples estudios en los últimos años. Muchas de las teorías y observaciones se describen en (Hustrulid, 1999). En el contexto de lo que a tronadura confinada respecta, Saharan, (2004) compiló los estudios de una serie de investigadores para producir una descripción conceptual del efecto de una carga explosiva en el macizo rocoso en ambiente confinado. Como se muestra en la Figura 31 la presión producida por la detonación del explosivo en las paredes del pozo se traduce en ondas de choque actuando en el macizo rocoso. Las que se traducen en ondas de tensiones de compresión y tracción en la roca (Persson, 1997) las cuales se reflejan al llegar a una discontinuidad, cambios en las propiedades de la roca o cara libre. Estas ondas reflejadas crean ondas de tensión secundarias que pueden ser tanto de compresión, como de tracción. Las cuales se considera que generan, propagan y causan coalescencia de las fracturas en el macizo rocoso.

Por lo general, en términos geomecánicos se asocia un determinado nivel de daño, con un nivel de vibraciones en el macizo rocoso. Pero la descripción correcta de daño es en

términos de generación de fracturas, debido a que un determinado nivel de vibraciones generará una cierta condición de fracturas. De igual modo, no se puede generalizar un nivel de vibraciones para el cual se generará un determinado nivel de daño. Este nivel de daño dependerá de cada macizo rocoso, sus estructuras y características. En la Figura 112, se muestran los efectos principales de estas interacciones:

- Una zona de roca muy fragmentada o triturada que rodea el pozo
- Fracturas por tracción radial
- Fracturas por tracción en un plano perpendicular al pozo
- Una zona de grietas en forma de cono en la base de la perforación
- Un cráter en la superficie
- Astillamiento (agrietamiento) en las caras libres

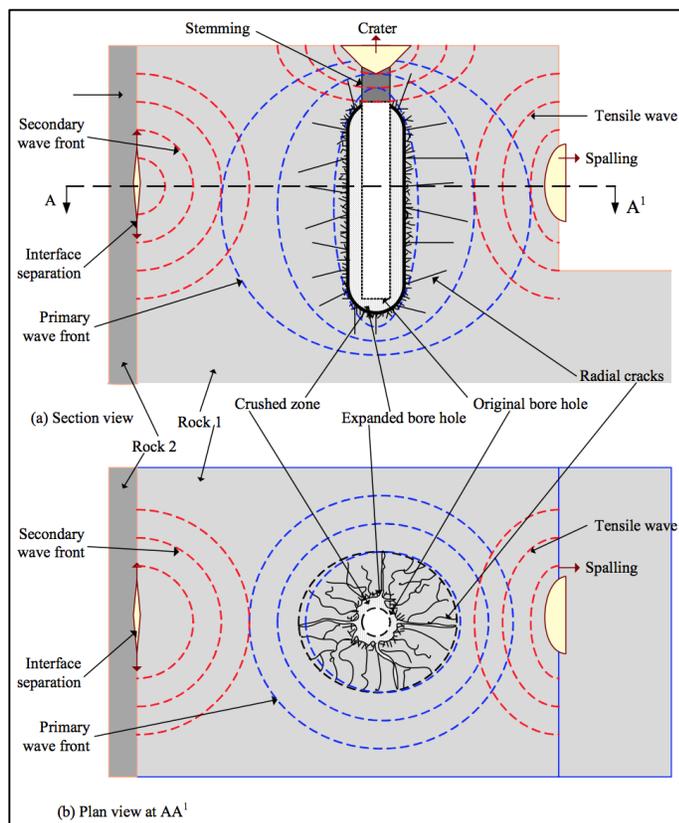


Figura 31: Diagrama conceptual de la interacción de los explosivos en un macizo rocoso (Saharan & Mitri, 2006)

La secuencia de desarrollo del daño producto de la tronadura en un ambiente confinado es descrita por Donze, et al (1997) y se muestra esquemáticamente en la Figura 112. Inicialmente, el pulso de tensión de la detonación se desplaza hacia el exterior de la perforación causando la trituración de la roca adyacente. A medida que la presión del gas se expande desde el pozo, la roca se expande y falla por tensión causando la extensión de las fracturas locales pre existentes. Donze, et al., (1997) también indican que existe una inconsistencia considerable sobre la magnitud y extensión de las fracturas proporcionada por la onda de choque y gas por separado.

#### **4.2.3. Modelos de daño**

Para predecir la extensión del daño de una tronadura, existen una serie de enfoques diferentes. Si bien no existen métodos específicos de vibraciones para trabajar en minería subterránea, aquí se muestran aquellos que debiesen tener la mejor aproximación respecto a la propagación de ondas en un ambiente confinados. Se dejan de lado por malas predicciones y/o poca aplicación en minería subterránea: Sjöber et al (1977), SRA (1991), SveBeFo por Ouchterlony (1997), CSM por Favreau 1969, Enfoque ruso por Drukovanyi (1976), enfoque hidrodinámico de Neiman, McHugh 1983, Senuk (1979) y Kanchibolta (1999). Además del enfoque de la constante de roca, de NIOSH del decaimiento de los esfuerzos, Sher y Hustrulid por solicitud de inputs imposibles de obtener (más detalle sobre estos en Anexo D: modelos de daño). Fueron elegidos estos métodos – entre otros – debido a que consideran propiedades dinámicas de la roca y explosivo, energía, esfuerzos y porque su conceptualización y/o uso en minería subterránea ha dado resultados con predicciones semejantes a lo registrado en terreno. Existen diversos modelos para estimar la zona de trituración, sísmica y fracturada. Esta recopilación es enfocada a la zona fracturada.

Se detalla el Enfoque Holmberg –Persson por ser precursor y por su amplio uso, el enfoque modificado de Ash, enfoque de mosinet y enfoques numéricos en Anexo D: modelos de daño.

#### 4.2.4. Estudios de terreno: Extensión y magnitud del daño

Pruebas experimentales en terreno para determinar las zonas de trituración y extensión de fracturas son escasas, debido a que son costosas y presentan un riesgo incipiente en seguridad debido a vibraciones inducidas y potenciales estallidos de roca.

Luego de una exhaustiva recopilación de antecedentes, se observa que existe gran variación en la extensión de fractura registrada. La cual oscila entre 2.7 a 5.0 metros de extensión para tronadura confinada (sin hacer distinción al grado de confinamiento o esfuerzos in situ). Contrariamente a la minería a cielo abierto, donde esta extensión podría incluso llegar a los 7 metros (para el diámetro analizado 146 mm) (ver tabla 7).<sup>16</sup>

Tabla 1: Recopilación de antecedentes de extensión de fracturas

Antecedentes	Diámetro (mm)	Extensión fracturas (m)	Extensión fracturas (rh/r)	Autor
Experimento confinado	153	2.7	36	Changshou 2013
PA minas de vetas estrechas	76	3.0	-	Rorke et al 1989
Experimento confinado	100	3.0	-	Yang et al 1994
Cielo abierto	-	-	47	Vovk 1973
Modelamiento PA modelling	165	3.8		Onederra et al
Estudios experimentales	146	4.5	-	Calder 1977
Destressing (confinada)	-	-	32	Andrieux et al
PA Caving	146	5.0	-	Brzovic
Cielo abierto	-	-	100	Saharan 2004

Estos resultados son más dispersos aún si se considera predicciones hechas por modelos. Con el enfoque modificado de Ash se espera una extensión de fracturas de 2.1 metros,

<sup>16</sup> Muchos de estos registros restan de información. No existe mayor detalle del tipo de explosivo utilizado.

mientras que con modelos como el de Dryokovani (reportado por Iversen), al igual que Mosinets hasta 15 metros y SRA (1991) y Sjoberg et al (1977) alrededor de 20 metros. Agregar además que muchos de estos estudios son con ANFO y que existen pocos registros de extensión de fracturas con emulsión. Uno de los pocos es la extensión de fracturas obtenida por Andrés Brzovic et al (2014) que indica extensión promedio de 5 metros y máxima 8 metros (con uso de emulsión Subtek Deep). Los formulismos por su parte, no discriminan por tipo de explosivo, a excepción de aquellos que consideran el RBS como el enfoque de Hustrulid (2010).

La variación en la extensión de fracturas predicha por modelos hacen inclinarse hacia los registros efectivamente medidos, que entregan un valor moda y media que estaría en el orden de los 3-4 metros para tronadura confinada (en 5  $\frac{3}{4}$ "

Sin lugar a dudas, esta extensión de fracturas es pequeña, si se piensa en mallas de pre acondicionamiento que varían entre: 26x13, 14,2 x 14,2 y 13x13. Con difícil interacción de fracturas entre pozos. Con factores de carga muy bajos del orden de los 0.045-0.12 Kg/m<sup>3</sup> (ver Tabla 6) y con niveles de vibraciones capaces de generar daño variables entre 600-1500 mm/s (ver Tabla 2)

Tabla 2: Recopilación de antecedentes de PPV tronadura confinada

Antecedentes	PPV(mm/s)	Autor
Análisis de modelos de daño	700-1000	Saharan 2004
Relación daño en paredes de banco (open pit) con minería subterránea	>700	McKenzie & Holley, 2004
PA mina por caving	>1100	Onederra et al, 2013
Simulaciones de estallidos de roca	600-1500	Grodner 2001

Más detalles en Anexo E: Extensión y magnitud de los daños.

### 4.3. Hundibilidad

Tras la socavación de su base, el hundimiento de un macizo rocoso se produce esencialmente como consecuencia de la acción de dos factores principales, estos son, la gravedad y la intensidad de los esfuerzos inducidos por sobre el techo del hundimiento. El o los mecanismos que controlan este colapso dependerán entonces de la relación entre los esfuerzos inducidos, la resistencia y deformabilidad del macizo rocoso en que se incluye sus rasgos estructurales.

En cuanto a la geometría de los rasgos estructurales se ha establecido (Mahtab et al. 1973) [1] que la condición estructural más favorable para el hundimiento es aquella formada por dos conjuntos de discontinuidades sub-verticales y un conjunto de discontinuidades de bajo ángulo. También Kendorski (1978), en virtud de su vasta experiencia, estableció que la iniciación y propagación exitosa de un hundimiento requiere al menos la existencia de un conjunto bien desarrollado de discontinuidades de bajo ángulo.

En relación con los esfuerzos inducidos, y en el caso de un ambiente de bajos esfuerzos de corte sobre el techo del hundimiento, el material rocoso colapsará bajo la acción de la gravedad, siempre y cuando el desarme del sistema estructural sea posible, esto es, los rasgos estructurales posean una baja resistencia al corte; en caso contrario el riesgo de colgadura es alto y debe ser manejado en función del factor de forma del área socavada. Esta condición es altamente probable cuando la componente horizontal de los esfuerzos in situ es baja (que no representa nuestro caso de estudio). Por otro lado, cuando los esfuerzos tangenciales inducidos son altos comparados con la resistencia del macizo rocoso y la resistencia al corte del conjunto de discontinuidades presentes, se desarrolla un mecanismo de falla en la vecindad del techo de hundimiento que permite que los bloques pre-formados o lajas productos del fallamiento caigan bajo la influencia de la gravedad. En este caso los mecanismos predominantes de falla son los de fractura frágil

que se asocia a la roca intacta, y el deslizamiento o desarme de los sistemas de discontinuidades. Si bien este mecanismo de hundimiento puede asociarse con el hundimiento de la roca primaria, es necesario no obstante, verificar que la condición de esfuerzos sea lo suficientemente alta para desarrollar los mecanismos de falla mencionados.

Ahora, si por un lado la componente del esfuerzo horizontal y la componente tangencial inducida por sobre el techo del hundimiento son lo suficientemente altas para inhibir el efecto gravitacional del hundimiento, pero por otro, la magnitud de estos esfuerzos no es lo suficientemente alta para vencer la resistencia del macizo rocoso y provocar su falla, entonces el proceso de hundimiento puede ser interrumpido permitiendo así la formación de un arco auto-soportante con serias consecuencias sobre la seguridad del entorno minero y continuidad del proceso productivo. Condiciones para este tipo de comportamiento se han registrado en la mina Northparkes, Australia, y en la División El Salvador de Codelco Chile.

En este tipo de casos solo un proceso de debilitamiento del macizo rocoso o bien un incremento de los esfuerzos horizontales inducidos puede restablecer el proceso de hundimiento.

Bajo este escenario conceptual, es evidente que el desarrollo de una metodología para evaluar o determinar la hundibilidad de un macizo rocoso implica en primer término tener un conocimiento exhaustivo de las propiedades resistentes, tanto de la matriz rocosa como de su arquetipo estructural, y conocer además cabalmente la condición de esfuerzos in situ; con tal información será posible entonces determinar la forma y extensión de la superficie que se requiere socavar para inducir así el fallamiento sostenido del macizo rocoso de interés.

El aporte más significativo al respecto ha sido el procedimiento empírico propuesto por Diering & Laubscher (1987) y Laubscher (1990, 1994, 2000), el cual se ha constituido en el referente de la industria minera. Este método ha sido ampliamente difundido en la literatura técnica, por lo que no se abordará mayormente en el presente documento.

Un método empírico alternativo es el propuesto por Mathews (Mathews et al 1980) originalmente desarrollado para el diseño de caserones vacíos en rocas competentes y a profundidades del orden de 1000 m. Este método acumula, para una amplia gama de condiciones de minería, un número significativo de casos robustamente documentados. Específicamente, y como parte del International Caving Study se incluyó un número de casos de minas explotadas por block o panel caving con el objeto de delinear la zona asociada con el hundimiento. Aun cuando la línea que separa las zonas de colapsos mayores de la zona de hundimiento propiamente tal no representa el 100% de probabilidad de ocurrencia, la incorporación de nuevos datos bien documentados permitirá reducir la incertidumbre para predecir la hundibilidad de macizos rocosos competentes.

El método empírico propuesto por Mathews exhibe entonces buenas razones para su adopción como una herramienta práctica y robusta para evaluar o estimar la hundibilidad de un macizo rocoso primario antes y después de un proceso de Pre-Acondicionamiento. En efecto:

- Se ha establecido un modelo geotécnico de bloques en que se conoce la distribución del parámetro  $Q'$  (Barton's modified rock mass quality) en toda la extensión del macizo rocoso de interés.
- El parámetro  $Q'$  se basa esencialmente en una estimación gruesa de la fragmentación in situ y de la rugosidad y resistencia del arquetipo estructural del macizo rocoso primario.
- El parámetro  $Q'$  es correlacionable con las propiedades dinámicas intrínsecas ( $V_p$ ,  $V_s$ ) del macizo rocoso. Es decir puede ser obtenido indirectamente mediante tomografías sísmicas de alta resolución antes y después de un proceso de Pre- Acondicionamiento.
- El método de Mathews se basa en el cálculo de  $N$ , que es el Stability Number y que está dado por:  $N = Q' \times A \times B \times C$ , en que  $A$ ,  $B$ , y  $C$  son parámetros de ajuste determinados mediante procedimientos definidos detalladamente.

En resumen, la aplicación del método de Mathews a una situación de Pre y Post Pre-Acondicionamiento del macizo rocoso primario consistiría en completar la caracterización del modelo geotécnico de bloques (3D) a través de una campaña de tomografías sísmicas de alta resolución y con ello obtener una información fidedigna del parámetro  $Q'$  antes del Pre-Acondicionamiento. Luego con la estimación de los parámetros de ajuste (A, B, C) y para una cierta extensión económica del área de socavación, determinar la hundibilidad del macizo rocoso (N).

Conocido N, se establece un nuevo N, digamos  $N_{fh}$ , como blanco de Pre Acondicionamiento,  $N_{fh}$  implica consecuentemente una variación en los parámetros de ajuste (A, B, y C), y en  $Q'$ , que podemos llamar  $Q'_{fh}$ .  $Q'_{fh}$ , representa en forma efectiva cual es el requerimiento de Pre-Acondicionamiento ya que este se correlaciona directamente con las propiedades dinámicas intrínsecas del macizo rocoso las cuales deben ser medidas nuevamente mediante tomografía sísmica una vez completado el tratamiento del macizo rocoso

## 5. CASOS DE ESTUDIOS Y APLICACIÓN DE TRONADURA CONFINADA

La tronadura confinada se ha utilizado en una serie de aplicaciones de la minería. Aplicaciones que varían según países, dado que deben adaptarse al método de explotación, condiciones de borde y a la forma, el tamaño y la competencia de los yacimientos.

Se muestran distintos ámbitos desde los cuales pretende capturarse información para dar bases a los diseños de pre acondicionamiento. Con el fin de reunir la mayor gama de antecedentes posibles de estudios en terreno y experimentales se consideró que calificarían todos aquellos estudios en los cuales la cara libre esté lo suficientemente lejana del lugar de la tronadura, de modo que su influencia en el fracturamiento sea mínima.

Los principales casos de estudio estudiados y su detalle en:

Anexo F: casos de estudio: PA minas de vetas estrechas

Anexo G: casos de estudio: Simulaciones de estallidos de roca

Anexo H: casos de estudio: destressing

Anexo I: casos de estudio: destressing tunelería

Anexo J: casos de estudio: experimentos a pequeña escala

Los que muestran resultados en términos de daño, extensión de fracturas, microfisuración/microgrietas, trituración y fragmentación. Además, se hablará también en esta revisión del factor de carga (PF). Medida común del nivel de energía explosiva liberada en tronaduras, difícil de aplicar en tronaduras confinadas, ya que requiere la definición del volumen de roca que se tronó. Aun así, se realizan, en base a ciertas suposiciones, cálculos sencillos para hacer la comparación de la intensidad de las tronaduras desde otras técnicas al preacondicionamiento en minas por Caving. Estas suposiciones son: asumir que el burden es parecido o igual al espaciamiento, y/o considerar el volumen total de explosivos dividido por el volumen total tronado. Lo cual tiene limitaciones obvias, pero proporciona indicadores útiles de intensidad comparativa.

A continuación se detallan los casos de estudio de pre acondicionamiento en minas de Caving.

## 5.1. Pre acondicionamiento en minas por Caving

### 5.1.1. Preacondicionamiento en División Andina Codelco

Brown, 2007, describe el preacondicionamiento con tronadura en minería por Caving basándose en la prueba realizada por Sougarrett et al (2004) en la división Andina de Codelco Chile. Su prueba consistió en 19 pozos de 140 mm de diámetro con un largo variable de 100 a 112m. Cargados con emulsión en una malla de 26m por 13m (factor de carga = 0.045 kg / m<sup>3</sup>). Por lo que resulta sorprendente que los resultados mostraran un cambio significativo en la fragmentación de la roca (Figura 32). Los bloques in situ quedaron de un tamaño aproximado de 2m x 1m y el  $P_{80}$  registrado en los puntos de extracción varió de 1,4 m a 0,7m. No se observaron cambios significativos de tamaños en los fragmentos pequeños  $P_{40}$  (0,5 M).

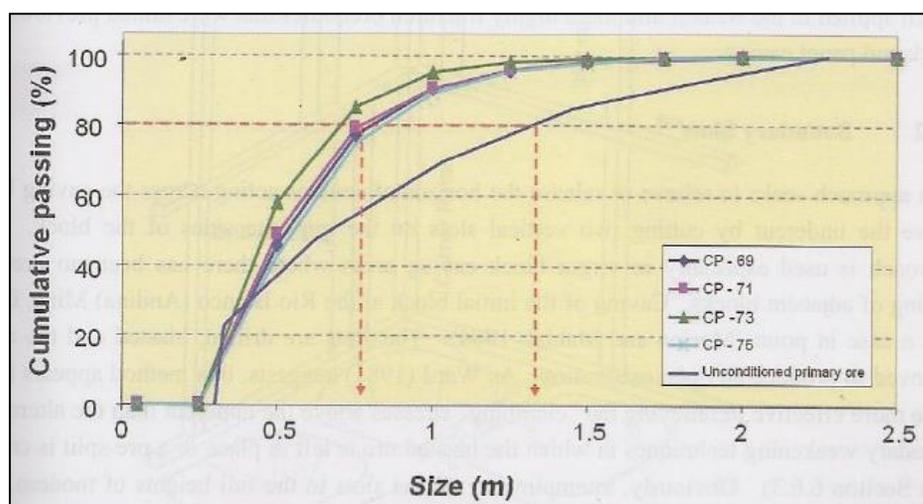


Figura 32: Cambio en la fragmentación debido al preacondicionamiento por Caving (Brown, 2007)

### 5.1.2. Preacondicionamiento en New Crest Cadia East 1

Dyno Nobel, en el año 2012 presentó un caso de estudio de preacondicionamiento en un panel de la mina Newcrest Cadia East, a una profundidad de unos 1.200 metros bajo la superficie. En este caso, se utilizaron pozos de 150 metros de largo, con emulsión especialmente diseñada para estas labores, con un taco de lechada de 20m de longitud. La detonación produjo fracturamiento significativo en el macizo rocoso adyacente al pozo de perforación. El beneficio en la fragmentación más fina fue valorizado a través de un mayor tiempo de actividad de los puntos de extracción (sin interrupciones) y por ende, un aumento en las tasas de producción.

### 5.1.3. Preacondicionamiento en New Crest Cadia East 2

Una prueba de pre acondicionamiento a gran escala también fue realizada en Cadia East, descrita por Catalán et al .(2012)

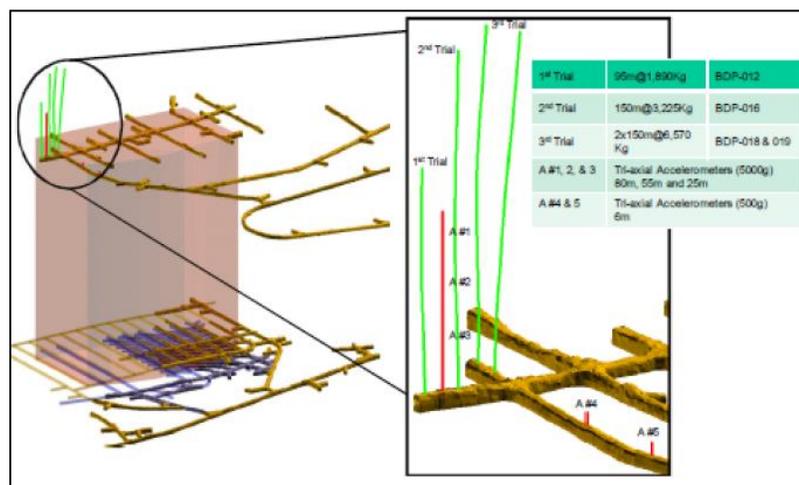


Figura 33: Pruebas de pre acondicionamiento en terreno en Cadia East (Catalán, et al, 2012b)

La disposición de los tiros (layout) fue más robusta, con una malla de 14.2x14.2, perforaciones de 165 mm de diámetro y 150 m de largo, cargados cada uno con 3.2 toneladas de emulsión y con 20 metros de taco. La idea de esta alta densidad de puntos de iniciación fue establecer zonas locales de interacción de esfuerzos que crearían zonas

mayormente dañadas. El diseño propuesto por Catalán et al. (2012) Consideraba un factor de carga de 0.12 kg/m<sup>3</sup> múltiples puntos simultáneos de detonación, espaciados cada 8 metros en la columna de explosivos para crear un daño adicional debido a la interacción de esfuerzos generados. Los modelamientos numéricos y evaluación del potencial de daño en estas situaciones se describen en (Catalán, et al., 2012)

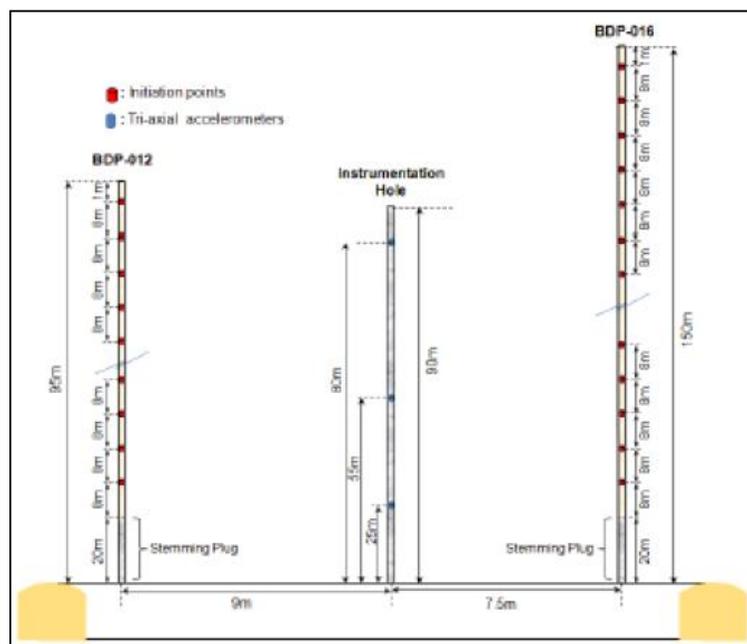


Figura 34: Diseño de precondicionamiento (Catalán, et al, 2012b)

#### 5.1.4. Experimentos en PA en mina El Teniente

Se realizó un análisis a pruebas de pre acondicionamiento por Brzovic, et al (2014) que comparó precondicionamiento con FH y tronadura en El Teniente. El precondicionamiento causó fracturas nuevas y frescas dentro del macizo rocoso primario competente. El fracturamiento hidráulico produce cierto beneficio, la ocurrencia de bloques de gran tamaño fue de 0,8%. Lo cual se redujo por un factor de 755 a 0.2% cuando se combinaba con la técnica de pre acondicionamiento con tronadura, y casi a cero cuando el espaciamiento entre las tronaduras confinadas disminuyó aún más. Además, este encontró tras registros en tiros de auscultación que la extensión máxima de fracturas era del orden de 8 metros, la extensión mínima 0.5 m, y promedio de 5 metros (Figura 144).

A continuación se discute, relaciona y complementa la información de fragmentación recolectada en los puntos de extracción de la mina SuaPi con el tipo e intensidad de daño producto de la implementación del PA en la roca primaria. De este análisis se obtienen importantes conclusiones respecto del daño generado por el PA y de cómo la intensidad del este PA impacta en la fragmentación.

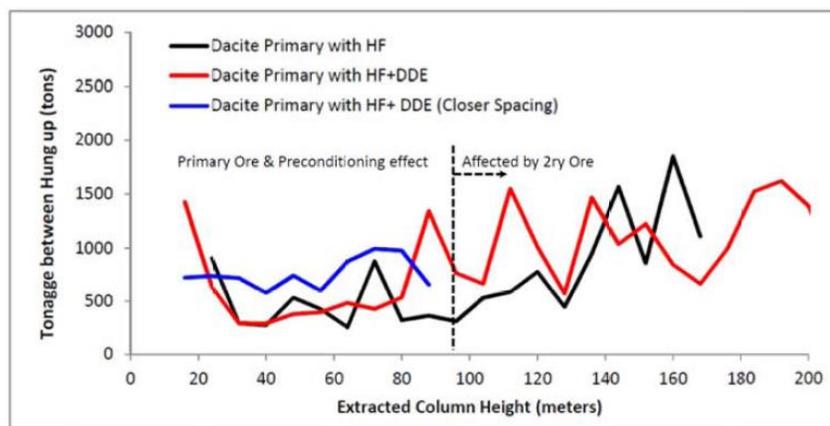


Figura 35: Ocurrencia de colgaduras a lo largo de la evolución de la columna extraída por los puntos de extracción en los principales sectores de estudio (Brzovic et al., 2014)

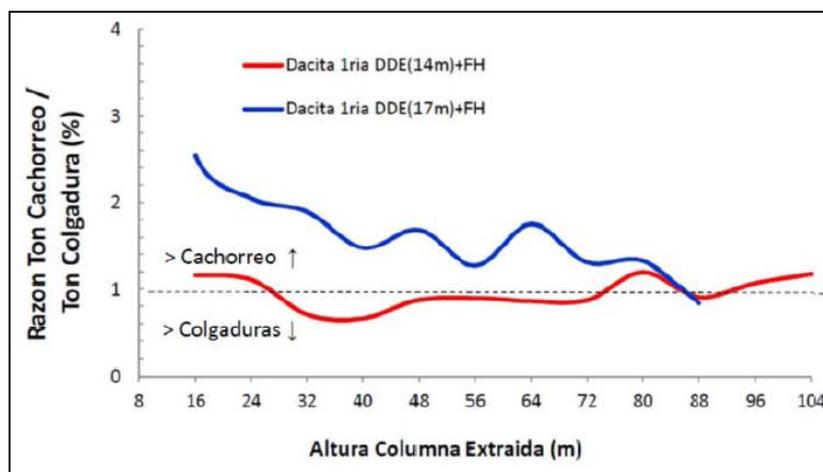


Figura 36: Análisis de la razón entre los tonelajes cachorreados y colgados para ambos sectores de Dacita con DDE+FH en la mina SuaPi pero con distintas mallas e intensidades de PA (Brzovic et al., 2014)

Se evidencia de forma clara que el sector extensión norte SuaPI, con una malla más cercana de DDE que el sector SuaPI original no solo se generó un menor número de colgaduras, si no que la fragmentación gruesa la llevaron al piso, donde es más fácil de tratar desde el punto de vista de la operación.

### **5.1.5. Modelamiento de precondicionamiento**

Las consideraciones de diseños hechas por (catalán, et al., 2012b) en base a modelamientos numéricos sugieren pozos de 165mm de diámetro, 150m de largo espaciados cada 14.2 metros y perforados con 82° de inclinación, y un taco de hormigón sugerido de 20 metros. Esto entrega un valor de factor de carga de aproximadamente 0,12 kg / m<sup>3</sup>. Múltiples puntos de iniciación, espaciados cada 8m detonados de forma simultánea para crear el mayor debilitamiento del macizo posible.

A través de modelamientos con el *software Hybrid Stress Blasting Model (HSBM)* Para el caso particular del pre acondicionamiento por explosivos por *Caving*, Onederra et al (2013) demostraron una reducción en el alcance de las fracturas conforme con la profundidad y por ende concentración de esfuerzos. El radio de extensión de fracturas a 500 metros de profundidad es del orden de 3.5-4 metros, mientras que a 1500 metros de profundidad es solo del orden de 1.5 metros. Esto es, se redujo de 21-24 diámetros de alcance a 9 diámetros de alcance por efecto de los esfuerzos a mayor profundidad. Podría decirse entonces que los esfuerzos presentes en el medio son las principales condiciones geomecánicas que afectan a la magnitud de los daños. Mientras que, el efecto de la presencia de las estructuras y fracturas hidráulicas afecta a la extensión de la zona dañada sólo cuando la orientación de estos está en contra de la propagación de la onda de choque (Báez et al., 2014).

Un estudio realizado por Castro et al (2014) simula seis variaciones de tecnologías de precondicionamiento cambiando los tamaños de los bloques de roca y evaluando esto en la respuesta en el flujo, la productividad, el costo y el procesamiento. Ellos utilizan 4

diferentes diseños con FH a distintos espaciamiento y dos pruebas agregando tronadura confinado. Sus resultados dependerán en gran medida de los supuestos que se hagan de fragmentación de la roca (no se hace comparación con tronadura confinada por si sola). Los resultados mostraron que el agregar tronadura confinada aumentó el flujo y la productividad, especialmente cuando la separación del FH era mayor. Opciones mixtas de pre acondicionamiento, sin lugar a dudas resultaron ser más caras en su desarrollo, aunque con un mejor resultado en el rendimiento final, lo que implica una reducción de los costos generales.

## 6. ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE FACTORES TÉCNICOS QUE INFLUYEN EN EL MÉTODO DE PA

Por la dificultad de lograr interacción entre pozos por grandes mallas, la variación en los antecedentes recopilados y la falta de *know-how* de ciertos métodos, en este capítulo se analiza desde el ámbito del macizo rocoso, explosivo y diseño, de qué modo se pueden mejorar los diseños, y que parámetros son los más importantes al momento de diseñar. Todo ello con el fin de tener un mayor entendimiento del método y su aplicación.

### 6.1. Macizo Rocosos

#### 6.1.1. Propiedades Dinámica de la roca

La roca presenta diferentes comportamientos ante distintas condiciones de cargas. Pese a que suele ocuparse propiedades estáticas indistintamente para el cálculo de resistencia a cualquier tipo de sollicitación aplicada una roca. En la Figura 37 se observa que esto es incorrecto, dado que la resistencia de la roca varía según la velocidad con que se aplica la carga o velocidad de deformación.

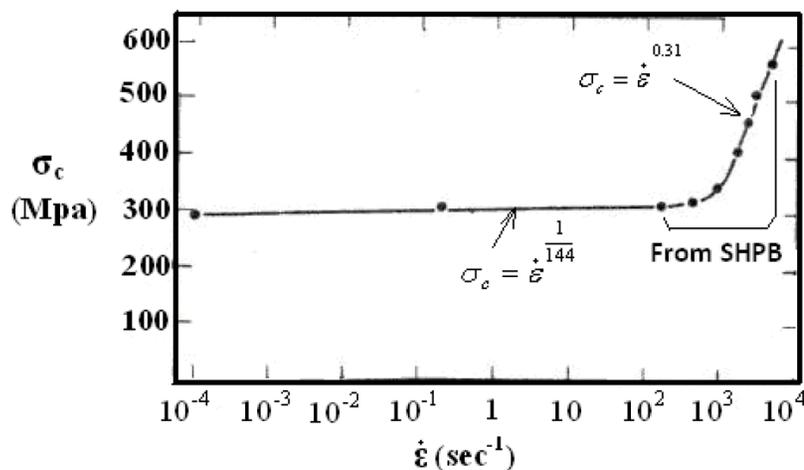


Figura 37: Resistencia a la compresión vs velocidad de deformación para Solenhofen limestone, modificado de Lankford (1981)

Prasad (2000) presenta en la tabla 6 una clasificación del daño basada en velocidad de deformación y relación entre resistencia a la compresión estática y dinámica

Tabla 3: Velocidad de deformación y daño asociado a diferentes procesos (Prasad 200)

Propiedad	Velocidad de deformación baja	Velocidad de deformación media	Velocidad de deformación alta
Velocidad de deformación (Sec-1)	$< 10^{-6} - 10^{-4}$	$10^{-4} - 10$	$< 10 - 10^4$
Tipo de esfuerzo	Carga estática	Carga mecánica	Impacto o explosión
Ejemplo	Prueba estática estándar	Trituración y molienda	Tronadura

De esto se entiende que en una tronadura, se asociado con muy altas velocidad de detonación y por ende debe trabajarse con propiedades dinámicas de la roca y no estáticas.

#### Propiedades dinámicas

Para hacer diferencias; las propiedades estáticas son la densidad ( $\rho$ ), El módulo de Young ( $E$ ), El coeficiente de poisson ( $\nu$ ), la resistencia a la tracción ( $\sigma_t$ ) y a la compresión ( $\sigma_c$ ). Mientras que las propiedades dinámicas de la roca son: El módulo de Young ( $E_d$ ), Coeficiente de poisson ( $\nu_d$ ), resistenciá a la tracción ( $\sigma_{td}$ ) y a la compresión ( $\sigma_{cd}$ ), Velocidad de onda P ( $V_P$ ) y velocidad de onda S ( $V_S$ ). Donde el modulo de Young y coeficiente de poisson dinámicos pueden calcularse en funciones de las ondas P y S de la siguiente forma:

$$\nu_d = \frac{V_P^2 - 2V_S^2}{2(V_P^2 - V_S^2)}$$

$$E_d = \frac{V_P^2 \rho_r (1 + \nu_d)(1 - 2\nu_d)}{1 - \nu_d}$$

Starzec (1999) comparó el módulo de Young estático y dinámico para 300 casos de 5 rocas distintas y los resultados indicaron que el Módulo de Young dinámico es mayor que el estático para materiales rocosos.

### Resistencia a la compresión dinámica

Según Blanton (1981) (Figura 37) la resistencia a la compresión dinámica es del orden de 1.5-2.5 veces la resistencia a la compresión estática. Según Prasad (2010) este factor varía entre 2.5-4.6 veces.

En regla general, la resistencia a la compresión dinámica aumenta en la medida que la velocidad de deformación aumenta. Lankford (1981) propone la siguiente relación para estimar la resistencia a la compresión dinámica y la velocidad de deformación del estudio en cerámicas y rocas:

$$\sigma_d \propto \varepsilon^{\frac{1}{n+1}}$$

$\varepsilon$  Es la velocidad de deformación y n es una constante, dependiente del material.

Existe un valor crítico para velocidad de deformación  $\varepsilon^*$ , en donde la resistencia a la compresión dinámica aumenta de forma dramática. Esta velocidad de deformación crítica ( $\varepsilon^*$ ) se alcanza en el orden de  $10^2 - 10^3/sec$ . Cuando  $\varepsilon < \varepsilon^*$ , n toma un valor de 144 para la Soenhofen Limestone. Cuando  $\varepsilon > \varepsilon^*$  toma un valor más pequeño e igual a 2.2. Esto se puede observar en la Figura 37. Adicionalmente, Blandon (1981) compiló información de hartos estudios, lo cual se muestra en la Figura 182. La forma de las curvas presenta dos zonas predominantes:

1. Una zona que no tiene mucho cambio, o cambio alguno, cuando la velocidad de deformación aumenta hasta su valor crítico (de  $10^{-4}$  a  $10^2 /s$ ).
2. Luego de los  $10^2 /s$  existe un cambio abrupto en el aumento de la resistencia a la compresión

### Resistencia a la tracción dinámica

De igual modo que para la resistencia a la compresión dinámica vs estática, la resistencia a la tracción dinámica también aumenta conforme aumenta la velocidad de deformación. Esto se puede observar en las Figura 183 y Figura 184. Los resultados muestran un variación entre resistencia a la tracción dinámica y estática variable entre 2.1 y 13 veces.

Esto explica porque los modelos predicen generalmente extensión de fracturas más largas, debido a que considera parámetros estáticos de la roca, mientras que los dinámicos han demostrado ser mayores. Proporcionando mayor resistencia y oposición al paso de las ondas generadas por la explosión.

#### **6.1.2. Estructuras in situ**

En el contexto de la resistencia de un macizo rocoso, la evidencia empírica muestra que la resistencia de un macizo rocoso de las características de la roca primaria, está controlada esencialmente por la resistencia al corte de su arquetipo estructural, es decir de su sistema de vetillas. Dicha resistencia puede ser evaluada empíricamente, mediante la metodología propuesta por Barton & Co-workers (Barton & Choubey 1977 & Barton 1995) quienes desarrollaron un criterio de falla empírico no lineal que toma en consideración la rugosidad de los planos de las discontinuidades y la resistencia a la compresión de las paredes de las mismas. Esta relación se expresa como sigue:

$$\tau = \sigma_n \left[ \varphi_r + JRC \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right) \right]$$

Dónde:

$\varphi_r$  : es el ángulo de fricción residual (depende del ángulo de fricción básico,  $\varphi_b$ )

JRC: es el coeficiente de rugosidad de la discontinuidad

JCS: es la resistencia a la compresión de la pared de la discontinuidad

Los parámetros JRC y JCS son dependientes de la escala de medición. Bandis (1980) mostró que a medida que la escala aumenta, el valor efectivo del JRC de la superficie

disminuye, como también se espera que para un aumento de la escala de medición el valor del JCS disminuya.

La característica más atractiva de esta relación empírica es que todos los parámetros pueden ser determinados mediante el martillo de Schmidt (Deere & Miller, 1966), y a partir de un simple Test de inclinación (Tilt Test) en que un par de superficies coincidentes de discontinuidades se inclina hasta lograr que una deslice sobre la otra. La aplicación original de esta metodología es sobre discontinuidades desprovistas de cualquier tipo de relleno (diaclasas), no obstante se acepta la existencia o no de una zona alterada en la pared de la discontinuidad, que tendrá un rebote  $r < R$ , en que  $R$  corresponde al rebote sobre la pared sana de la discontinuidad. El supuesto fundamental para aplicar esta metodología a los sistemas de vetillas respecto a su desarrollo original, es que se asume que el cuerpo de la vetilla y su zona de alteración es asociable a una discontinuidad con algún grado de meteorización o no y en tal caso el cizalle se materializa en la interface roca-vetilla. Ahora, si el fallamiento es a través del relleno de la vetilla el Test de rebote debe ser realizado sobre el material de relleno y no de la roca de caja, lo que implica una completa caracterización del relleno de la vetilla en términos de su ángulo de fricción básico, ángulo de deslizamiento, y peso unitario.

De modo de corroborar lo anterior de forma fácil e ilustrativa, en la Figura 38, se muestra un ensayo de compresión uniáxica (UCS) aplicado a una roca de El Teniente. En esta se observa de forma evidente que su ruptura se realiza por el esqueleto/estructuras de la roca y no por la matriz.

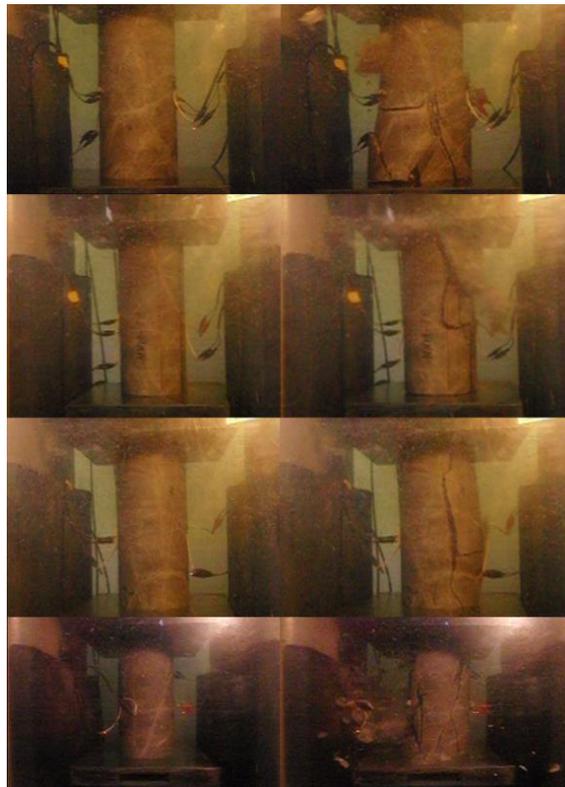


Figura 38: Ensayos UCS aplicados a roca de División El Teniente y capturados con cámara de alta velocidad

Esta y otras evidencias prueban que las estructuras juegan un rol primordial en la fragmentación y rotura del macizo rocoso, conformando planos de debilidad a través de los cuales el macizo rocoso muestra dirección preferencial de falla. Particularmente respecto a la tronadura se entiende la importancia de las estructuras, dado que las reflexiones y refracciones de onda no sólo ocurren al momento que las ondas emitidas llegan a una cara libre (pensamiento popular), sino que también ocurre el mismo efecto en cambios litológicos e interacción con estructuras. En este sentido, importa mucho el relleno y orientación que tengan las estructuras pres existentes en la formación de nuevas fracturas producidas por tronadura y la forma en que descascarará el macizo rocoso.

Toper (1995) Realizó modelamientos para evaluar el movimiento de las discontinuidades en un túnel con software DIGS (como se indica en la Figura 185). Desafortunadamente, el modelo no considera el efecto dinámico de la tronadura, sino que las grietas crecen como resultados de las presiones aplicadas a las paredes del barreno. Los resultados (Figura 185) indican que los planos de estructuras paralelas limitan las fracturas causadas por el explosivo y conducen el fracturamiento a lo largo de las zonas más sólidas. El ángulo de las discontinuidades con respecto al estado tensional in-situ también juega un papel en el grado de activación y la longitud de las fracturas que rodean el pozo. Las fracturas observadas tienden a dirigirse en gran medida de forma perpendicular a los estructuras, contrariamente a los resultados del modelamiento, donde las fracturas más largas son paralelas a las estructuras. Esto puede ser causado por la falta de dinámica en el modelo y/o que existe una influencia más fuerte debido a la dirección de los esfuerzo in-situ antes de la tronadura en el crecimiento de las fracturas, que en el cambio de los esfuerzos luego de la activación de las estructuras.

Resultados presentados por Baéz et al (2014) Muestran que las estructuras horizontales limitan el alcance de las fracturas inducidas por la tronadura, pero sólo en un orden de unos pocos centímetros, que no es de ningún impacto real.

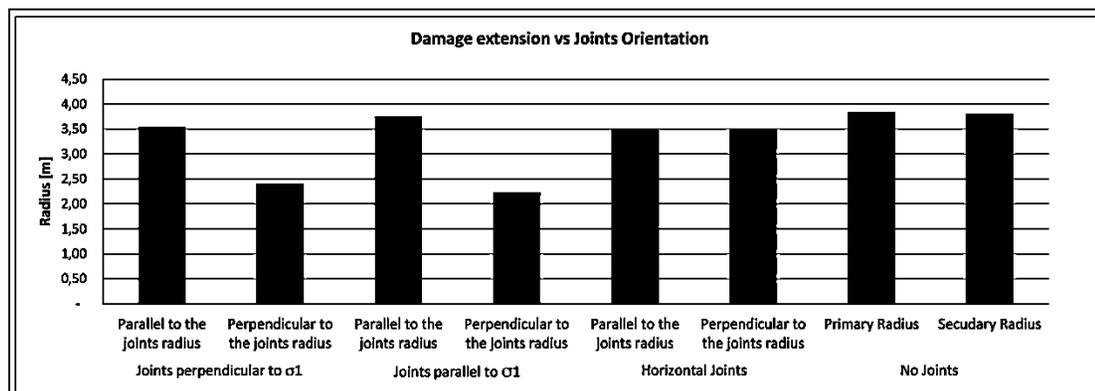


Figura 39: Impacto de la fragmentación in situ en la efectividad de la tronadura (Báez et al., 2014)

En el caso de estructuras verticales, los resultados muestran una pérdida de la simetría en la medida del diámetro, donde el mayor impacto es en la dirección que es perpendicular al plano que contiene las estructuras (Báez et al., 2014).

En términos absolutos, y respecto del pre acondicionamiento, Valderrama (2014) agrega que mientras más grande son los bloques que se forman in situ, mejor es la efectividad del pre acondicionamiento por fracturamiento hidráulico. Al igual que, mientras menor es la densidad de las fracturas pre-existentes, peor es el efecto del fracturamiento hidráulico.

A modo de ejemplo, si se consideran tres familias estructurales principales, la peor condición in-situ para la fragmentación es en el que todos estos conjuntos de discontinuidades principales tienen una orientación similar (dip). Cuando dos familias estructurales tienen orientaciones diferentes, la fragmentación in situ es mucho mejor, con valores de P80, que pueden ser hasta 10 - 20 veces menor que el caso más desfavorable (Valderrama, 2014). Esta condición inicial es muy importante al momento de decidir si será necesario o útil un pre-acondicionado.

Adicionalmente, se refuerza también la importancia de las estructuras para asegurar hundibilidad y causar un adicional en fragmentación secundaria. Más concretamente, para el hundimiento la configuración deseada de estructuras es aquella formada por dos conjuntos de discontinuidades sub-verticales y un conjunto de discontinuidades de bajo ángulo.

Por lo exployado anteriormente, es relevante conocer la frecuencia de fracturas, su orientación y cantidad de familias presentes. Al igual que las propiedades mecánicas de sus rellenos. Todas estas variables contribuirán en la efectividad del método.

### 6.1.3. Esfuerzos in situ

Un ambiente de mayores esfuerzos disminuye la efectividad de una tronadura: El alcance de las fracturas disminuye y no se logra dañar de igual modo el macizo que en un ambiente sin condición de esfuerzos. En particular, las zonas de generación de fracturas alrededor de los barrenos se ha evidenciado son más largas en la dirección del esfuerzo principal mayor.

Jung et al 2001 realizando pruebas de laboratorio llegó a la misma conclusión; y señaló que las fracturas se tenderán a alinear con la dirección del esfuerzo principal mayor (Jung et al., 2001). Luego, con algunas suposiciones, Aydan (2013) llega a la conclusión que en el caso de un ambiente de esfuerzos anisotrópico, la zona de intenso fracturamiento se extiende más allá de un diámetro de la perforación en la dirección del esfuerzo principal menor. Adicionalmente, Aydan (2013) demostró a través de experimentos en laboratorio y pruebas en terreno que la zona de extensión de fracturas se ve mucho más afectada por la anisotropía de esfuerzos in situ que la zona ampliamente fragmentada (Figura 40, Figura 186 y Figura 187).

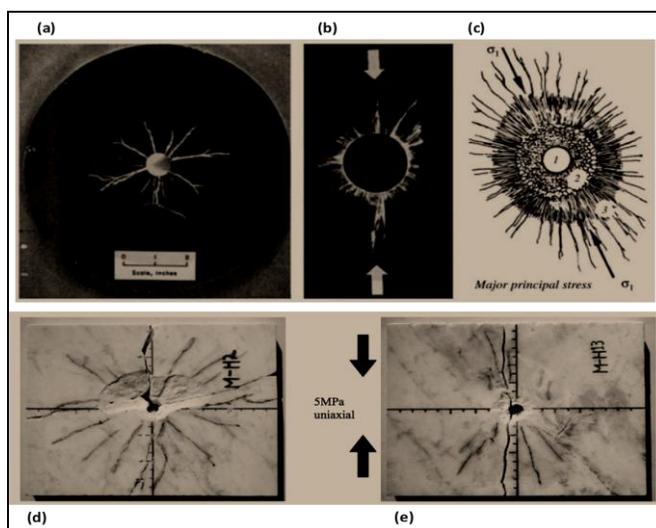


Figura 40: Observaciones experimentales y en terreno de influencia de los esfuerzos en la generación de fracturas de la roca (a, b y c (Aydan, 2013) d y e (Jung et al., 2001))

La Figura 186 muestra la diferencia entre un caso de gran anisotropía en los esfuerzos, y otro caso con tensiones isotrópicas (las unidades de los ejes no son las mismas). En la

Figura 186a, el esfuerzo principal mayor es 4 veces la menor, y su orientación es de 30 grados sobre la horizontal (hacia la izquierda) mientras que en la Figura 186b el esfuerzo menor es igual al esfuerzo principal mayor y por lo tanto no direccional. En el caso anisotrópico, la zona dañada difícilmente se extiende más allá de un diámetro en la dirección del esfuerzo principal menor.

Algunas ideas incipientes de la influencia de un estado de esfuerzos anisotrópico en la zona de daño puede identificarse a través de predicciones numéricas de elemento discreto realizadas por Donze, et al 1997 (Figura 188). Ellos muestran que el aplicar una compresión de forma previa a la tronadura, se reduce la extensión de grietas individuales que se extienden desde el barreno en la dirección perpendicular a la tensión aplicada. Otro hallazgo, es que la forma de la zona triturada no se ve afectada por la anisotropía en los esfuerzos tanto como la zona de generación de fracturas.

Una zona de fractura elíptica, producto de una tronadura en un ambiente anisotrópico también es reportada por otros autores, tales como Rorke y Brummer (1990) con el uso de modelamientos numéricos. Esto se puede observar en la Figura 189.

Otros modelamientos numéricos llegan a iguales conclusiones y muestran una reducción del alcance de las fracturas con el confinamiento. Dos modelos semi analíticos de Schatz et al y Daehnke et al , reportados por Saharan, 2004 se muestran en la Figura 190, demuestran que el aumento de los esfuerzos reduce la extensión de la fractura considerablemente. Además, el modelamiento de una tronadura de un ring por Triviño, (2012) en la Figura 191 muestra una respuesta similar.

En el caso de precondicionamiento por Caving, Onederra, et al., 2013 mostraron que HSBM predice un decaimiento en la extensión de fracturas conforme se aumenta la profundidad (en términos de aumento de esfuerzos) como era de esperarse (Figura 41). Los radios de influencia decrecen desde 3.5-4 m a 500 m de profundidad, hasta 1.5 m a 1500 m de profundidad. En diámetros, esto es, desde 21-24 diámetros, hasta alrededor de 9 diámetros. Los modelamientos mostraron que la zona perturbada se vio afectada

por la anisotropía de los esfuerzos. Mientras que, la zona de fractura no fue afectada debido a los supuestos del modelo de simetría circular alrededor del barrenos.

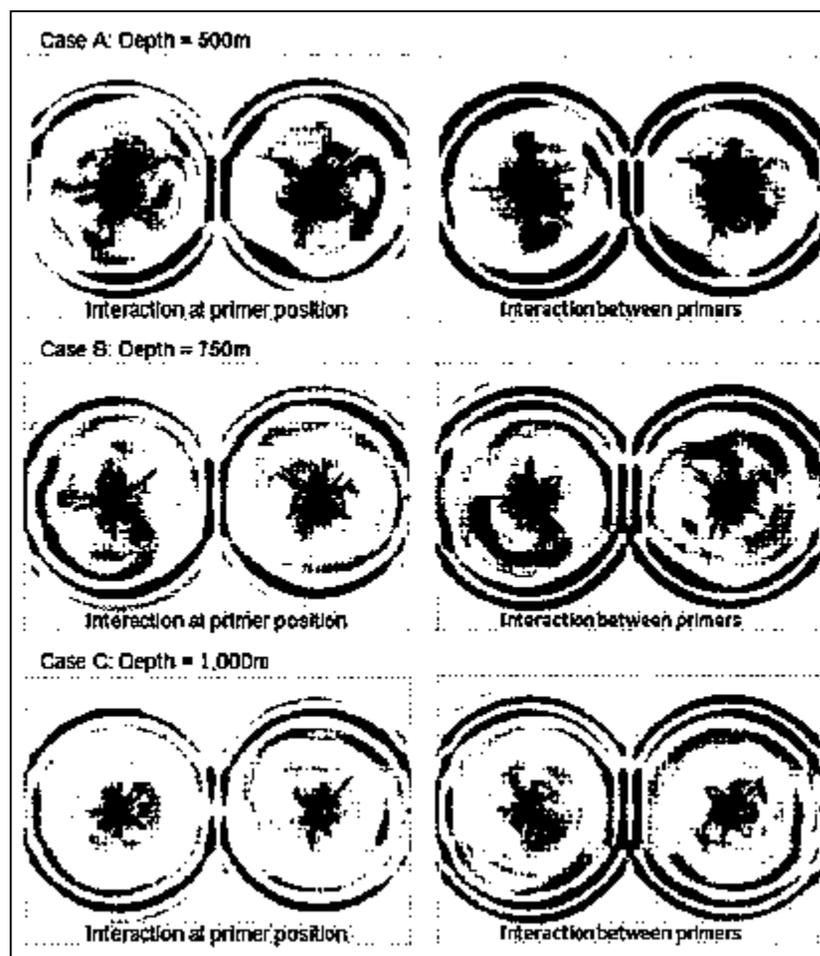


Figura 41: Efecto en la generación de daño, producto de los esfuerzos al aumentar la profundidad (Onederra, et al., 2013)

Existe un efecto substancial en la condición de esfuerzos in situ. Pero más allá, importa saber la orientación de estos y la diferencia entre el esfuerzo principal mayor y menor. Dado que, como se demuestra experimentalmente, estos se extienden a través del esfuerzo principal mayor. Sería bueno poder considerar esto, de modo de orientar pozos de preconditionamiento para que generen la fractura en dirección preferencial y pueda haber mayor interacción entre pozos por unión de fracturas.

Respecto del aseguramiento de la hundibilidad y adicional en fragmentación secundaria, los altos esfuerzos in situ contribuirían de forma positiva, pero del mismo modo, esto podría resultar peligroso, haciendo fallar la roca de forma inesperada y frágil.

Referente a los esfuerzos, un último aspecto, igual o más importante es definir bien el momento en el que se hará el pre acondicionamiento, ¿porqué? Porque los esfuerzos además de aumentar por el hecho de hacer minería van rotando. Por ejemplo, en un estado de pre-minería, podría tenerse el  $\sigma_1$  en posición sub-horizontal, teniendo una variación en los esfuerzos horizontales de hasta 40 MPa (en algunos casos), mientras que por el hecho de hacer minería estos podría rotar, quedando el  $\sigma_1$  sub.vertical, lo cual disminuye la anisotropía en los esfuerzos horizontales (Figura 192).

## **6.2. Explosivo**

Anteriormente se describió el modo en que falla la roca en presencia de cara libre (caso minería a cielo abierto), y en ambiente confinado (minería subterránea). En que básicamente la roca circundante a una carga cilíndrica experimenta primero muy altas presiones debido a la energía de choque, y subsecuentemente por la influencia de los gases. Proceso mediante el cual se generan diferentes zonas de daño: triturada, fracturada y sísmica.

### **6.2.1. Proceso de detonación del explosivo**

Lo que aquí se explica es el proceso propio de detonación de un explosivo, independiente del medio en el que esté, en términos de milisegundos. Una detonación propia de la vida real, no-ideal, asociada a un diámetro de carga finita, una curva de detonación que tiene una curvatura que aumenta inversamente con el diámetro y pérdidas de energía en forma de calor, sonido, vibraciones u otras.

### Proceso

1. La iniciación del explosivo empieza en la frente de detonación y se expande a través de la zona de reacción detrás del frente. Se cree que el tiempo que se requiere para iniciar explosivos comerciales es del orden de 10 a 100 nanosegundos, momento en que el frente de detonación alcanza una presión máxima de 5 a 20 GPa conocida como presión *peak* o de Von Neumann ( $V_n$ ).

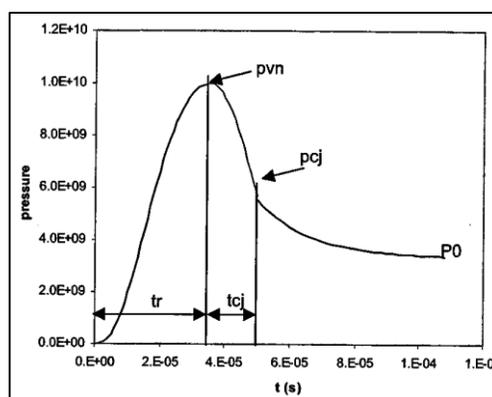


Figura 42: Proceso de detonación del explosivo (Presión vs tiempo)

2. Luego, la velocidad de las partículas va disminuyendo a medida que se aleja en la distancia, hasta igualarse a la velocidad del sonido; estado conocido como *Detonation Driving Zone* (DDZ).
3. Seguido de esto, la reacción química continúa, pero deja de contribuir a la conducción del choque. Rápidamente, pasa por el plano de Chapman-Jouguet ( $C_j$ ) - que se alcanza entre los 5 a 50 microsegundos para explosivos comerciales - desde el cual sólo permanece el efecto de los gases.
4. Finalmente, la reacción se atenúa hasta su término en el extremo de la zona de reacción.

De lo que se entiende que la onda de choque es la primera en actuar, hasta que la presión se atenúa y se llega a la presión  $C_j$ , momento desde el cual actúan los gases en la detonación.

### 6.2.2. Tipos de explosivo, energía y detonación

Los explosivos son capaces de proporcionar la energía necesaria para reducir el macizo rocoso a un tamaño óptimo deseado (fragmentación). La intensidad de energía necesaria en este proceso depende de una serie de factores, siendo los más relevantes la geología presente y los objetivos del cliente (Wilkinson et al., 2015)

La reacción de los componentes de un explosivo genera varios tipos de energía tales como calor, luz, sonido, presión de gases y energía de choque. Las 4 primeras son comunes para los explosivos deflagrantes y detonantes, mientras que la última sólo la liberan los explosivos de alta velocidad, debido a que la genera la onda de choque. De todas ellas, sólo las dos últimas son capaces de efectuar trabajo útil para la tronadura, aunque indirectamente el calor también aporta al aumento de la temperatura de los gases e incrementa la presión.

Existen diferentes tipos de explosivos, dentro del mundo de la minería subterránea para producción se ocupan principalmente dos: Emulsión y ANFO. El primero se caracteriza por tener una alta presión de barreno inicial (que se atenúa rápidamente) que ocasiona la onda de choque, mientras que el ANFO, posee una presión máxima de barreno menor, pero que se atenúa de forma más lenta, entregando más energía en forma de gas durante este proceso (Figura 43).

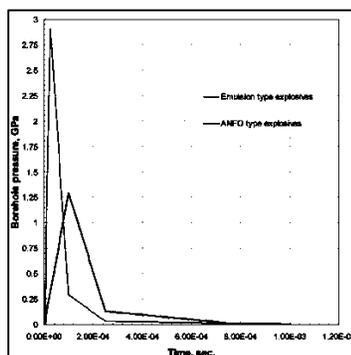


Figura 43: Presión de barreno vs tiempo por tipo de explosivo (ANFO y Emulsión)

(Sitharam)

La cantidad y tipo de energías involucradas en el proceso de detonación dependerán del tipo de explosivo (su velocidad de detonación ( $V_{oD}$ ) asociada) y de las características geotécnicas del macizo rocoso (ondas  $V_p$  y  $V_s$ ). Si  $V_{oD} > V_p > V_s$  ocurrirá un efecto supersónico del explosivo. Mientras que si  $V_p > V_s > V_{oD}$ , el efecto es subsónico (Figura 44). Con directa relación en el tipo de energía que actuará en la detonación y su consecuente efecto en fragmentación.

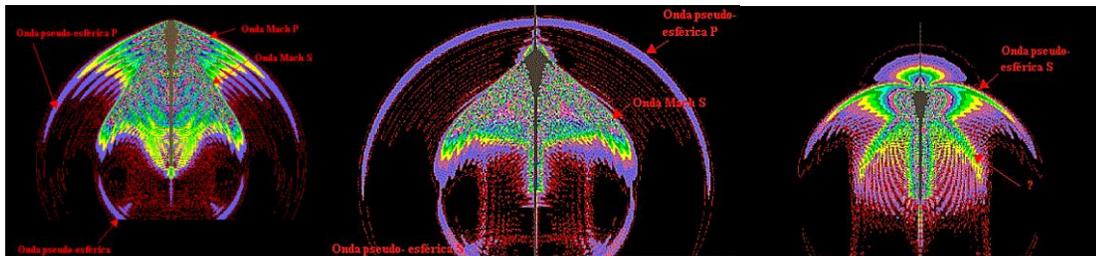


Figura 44: Ondas presentes en la detonación: En (a) efecto supersónico del explosivo (b) efecto transónico y en (c) efecto subsónico del explosivo

Mientras mayor sea la diferencia entre  $V_{oD}$  y  $V_p$ , mayor energía habrá en el proceso asociada al choque, y si la  $V_{oD}$  es mayor que  $V_p$ , el proceso de generación de fracturas y consecuente fragmentación será producto netamente del efecto de los gases. A continuación se muestra la diferencia en la generación de fracturas en un medio combinado de un explosivo con mayor cantidad de energía en términos de gases (tipo ANFO) y mayor energía de tipo choque (Emulsión).

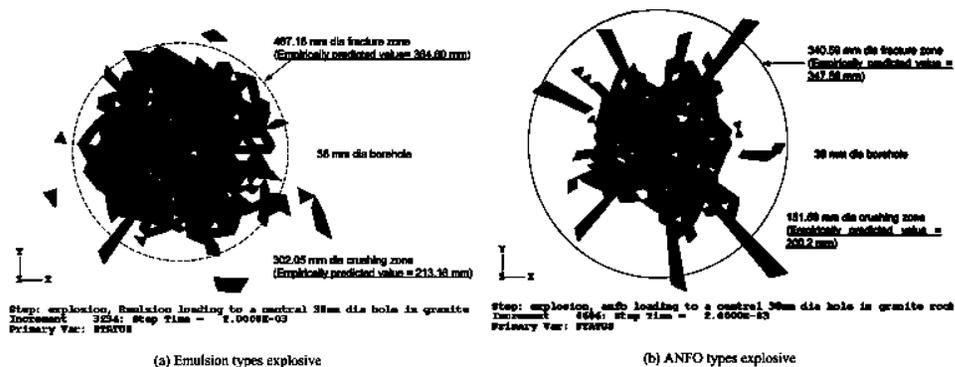


Figura 45: Diferencia en detonación de fracturas ANFO/Emulsión (Sitharam)

Con ello se visualiza el efecto de la energía de choque en ambiente confinado. Siendo la emulsión preferencialmente efectiva.

### 6.2.3. Eficiencia y Pérdidas Energéticas en tronadura

Las pérdidas de energía están siempre presentes y empiezan al momento de la detonación. Existe un movimiento axial producto de la detonación, pero debido a la curvatura, el explosivo también sufre una expansión radial (conocida como divergencia) y por lo tanto ejerce presión sobre cualquier confinamiento que lo rodee. Esta expansión radial es por lo tanto responsable de causar el decaimiento de la Velocidad de detonación (VOD) por debajo del valor ideal; explosivos con diámetros más pequeños tienen así VoD's más bajos que los que tienen diámetros mayores.

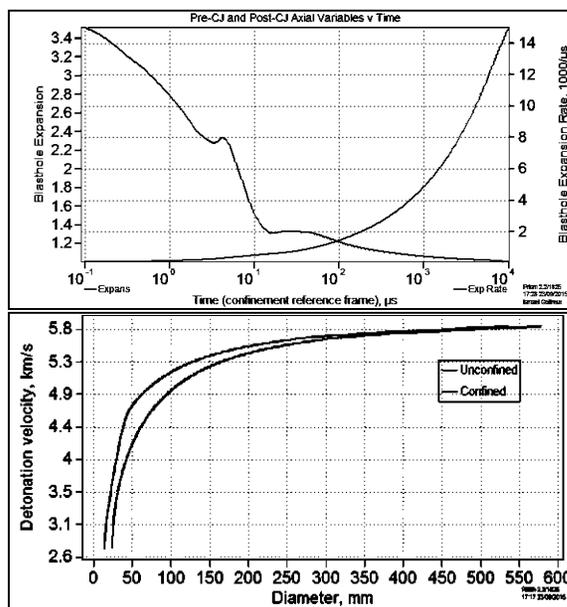


Figura 46: Expansión del barreno producto de la tronadura y variación de VoD según diámetro y confinamiento (Según Data real de terreno y recopilada en PRISM Orica)

En esta línea, distintos autores hacen referencia a la poca parte de la energía disponible que realmente contribuye a la fragmentación de la roca. Saharan & Mitri (2004) Comentan que tan sólo un 5% a 20% de la energía disponible contribuye a la fracturación de la roca. (Furtney, et al., 2012) hablan de que tan sólo el 10% de la energía explosiva disponible se transmite de forma eficiente para quebrar la roca. Sanchidrian et al (2006) señalan que la máxima energía medida no llega más allá del

26% de la energía total disponible por el explosivo, Hagan (1977) demostró que solamente un 15% de la totalidad de la energía liberada en la detonación es aprovechada en alguno de los mecanismos de fragmentación y desplazamiento de la roca. Según Furtney esta es tan sólo del 10% de la energía liberada del explosivo (Furtney et al., 2012), y Revnivitsev (1988) que la energía efectivamente usada en el proceso de fragmentación de la roca va del 5 al 15%. Siendo el taco la ruta de menor resistencia, se ha demostrado que contribuye a una pérdida del orden del 50% de la energía explosiva de eyección (Brinkmann, 1990). Spathis (1999) señala que solo una parte menor de la energía química contenida en un explosivo contribuye a la rotura de la roca. Para el caso del ANFO, solo el 0.5 por ciento de la energía química disponible del explosivo es responsable de generar nuevas fracturas en el macizo rocoso. Aproximadamente el 45 por ciento de la energía disponible es liberada en términos de energía cinética del burden, y cerca del 8 por ciento en términos de energía sísmica en forma de vibraciones. Aun así, La energía química utilizada en el proceso de voladura de roca es el método más barato (con respecto al coste de energía por tonelada de roca procesada) y representa el uso más eficiente de la energía en el proceso general de trituración (Musa et al., 2011). La tronadura es también la etapa de trituración más fácil de modificar, con cambios en la energía de tronadura es fácil obtener cambios predecibles en el tamaño del producto. Como tal, el enfoque principal de numerosos estudios de *mine to mil/plant* ha estado en la tronadura y su posterior impacto en las etapas posteriores del proceso de trituración. Estos estudios (por ejemplo, Nielson (1998) & Scott et al (2002) & Rantapaa et al (2005)) han demostrado que incluso un modesto incremento en la energía de la tronadura han facilitado más beneficios aguas abajo. Adicionalmente, muchos estudios han demostrado que tanto el impacto mecánico, como la tronadura producen micro grietas en las rocas, y tales grietas tienen un efecto adicional positivo en la molienda (Kojovic, 2005).

Son muchos los respaldos que indican la poca energía liberada del explosivo que es realmente útil para fracturar la roca, y que con mejor control de la energía útil liberada pudiesen alcanzarse diferenciales significativos en términos de fragmentación. Esto es

principalmente importante del punto de vista del diseño y operación. Realizar un diseño que confine suficientemente para aprovechar toda la energía útil y realizar en terreno una mezcla de taco que cumpla con dicho propósito.

#### **6.2.4. Energía de Choque**

La energía de choque, es causada por una onda de esfuerzos que viaja en un medio a una velocidad mayor que la velocidad del sonido:

$$V_{sonido} = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$$

Donde E es el módulo de Young de la roca, y  $\rho$  la densidad de la misma.

En general, la onda de choque fractura la roca, es la primera en actuar y responsable de la generación de las primeras fracturas de la detonación. En general, altas velocidades de detonación hacen que la energía se divida principalmente como componente de choque. Según estudios hechos por Rascheff y Goemans (1977), alrededor del 53% de la energía disponible corresponde a la onda de choque. Explosivos con mayores VoD tiene mayor energía de choque (Tipo emulsión) que explosivos con menores velocidades de detonación (Tipo ANFO).

#### **6.2.5. Presiones de gases**

Energía que se hace presente para abrir grietas, fisuras, fallas y/o estructuras pre existentes. Comienza a actuar cuando ya actuó el efecto de la onda de choque y la presión se atenuó hasta llegar a la presión Cj, una vez ya alcanzada la velocidad del sonido.

Las presiones de gases son las encargadas de mover la roca y dirigirla hacia la cara libre (Olsson et al., 2002). Además, se ha demostrado que gases provenientes de la microglicerina (NG) sensibilizada son más propensos a la generación de fracturas que gases provenientes de emulsiones (Olson et al., 2002).

Parece evidente que el aumento de presión dentro (a través) de las fracturas causará una mayor extensión (apertura) de estas. Sin embargo, la demostración objetiva de esto es bastante compleja. Brinkman (1990) realizó estudios posicionando un revestimiento de acero a algunas tronaduras de forma de poder separar el efecto de los gases en la generación de fracturas. El principal hallazgo fue que remover el efecto de los gases se tradujo en una disminución significativa de la velocidad del tiro (tiraje) y se evidenció que eran los gases emanados los que contribuían al desplazamiento del macizo rocoso. Por otro lado, mediciones de la magnitud de las presiones del gas en expansión inducidas en el macizo rocoso en superficie fueron tomadas por Brent y Smith (2000). Lo que ellos midieron fue el decaimiento de la presión conforme con la distancia al barreno. Ellos interpretan estas pérdidas con regiones de rocas fracturadas o con regiones con aire. Los resultados tienen medidas de  $m / kg^{0.5}$ , para caracterizar la carga, el diámetro y la distancia. Señalan que el daño se extiende a una distancia a escala entre  $0.4 m / kg^{0.5}$  y  $1,3 m / kg^{0.5}$  y que estas distancias son consistentes con niveles de vibraciones que oscilan entre los  $600 mm / s$  y  $800 mm / s$ . De igual modo, se identificó que una tronadura con ANFO en granito débil registro daño a distancias escala de  $1,2$  a  $1,8 m / kg^{0.5}$ .

También Sellers y Napier (2006), realizaron modelamientos de discontinuidades presurizadas para medir este efecto y demostrar cómo la extensión de las grietas en torno a un conjunto de dos perforaciones puede variar en función de la presión de gas interna para una velocidad de crecimiento de la grieta dada como se muestra en la Figura 47.

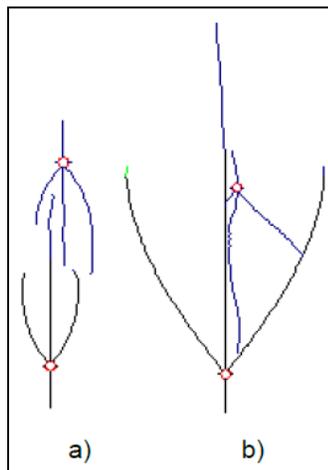


Figura 47: Patrones de fractura de dos perforaciones (pozo inferior detonó primero) con a) sin gases, b) con gases (20% se queda en el pozo y 80% en la grieta) cada ejemplo con una secuencia de 1 ms (Sellers & Napier, 2006)

### 6.2.6. Energía en ambiente confinado

Sanchidrián et al. (2006) Realizaron experimentos monitoreando 10 tiros de producción y 1 tiro confinado. Los resultados reflejaron que la eficiencia sísmica para un tiro confinado es un 9% y 13% respecto al calor de explosión y de trabajo útil, respectivamente. Este valor es más alto por un factor de más de cinco veces si se compara con las tronaduras de producción monitoreadas.

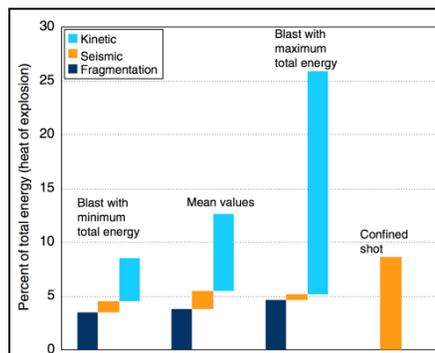


Figura 48: Eficiencias energéticas de tronaduras confinadas y no confinadas (Sanchidrián et al, 2006)

Agregan adicionalmente que, seguramente existen fracturas en la roca producto de la detonación del tiro confinado, obviamente no medibles, lo que pondría la cifra de la eficiencia energética total en un nivel similar al de las tronaduras de producción. En otras palabras, la suma de las eficiencias sísmicas más cinéticas en explosiones de producción está cerca de la eficiencia sísmica en el tiro confinado (Sanchidrián et al., 2006).

### 6.2.7. Explosivo para pre acondicionamiento

Según antecedentes recopilados de terreno, del modo en que se fractura la roca en ambiente confinado. Está claro que se requiere el uso de un explosivo con mayor energía de choque (asociado con una alta VoD) dado que en ambiente confinado el efecto de los gases no será significativo.

En la Figura 49 Torrance et al (2015) proponen una regla de oro para definir explosivo a utilizar, en función del tipo de roca y frecuencia de fracturas:

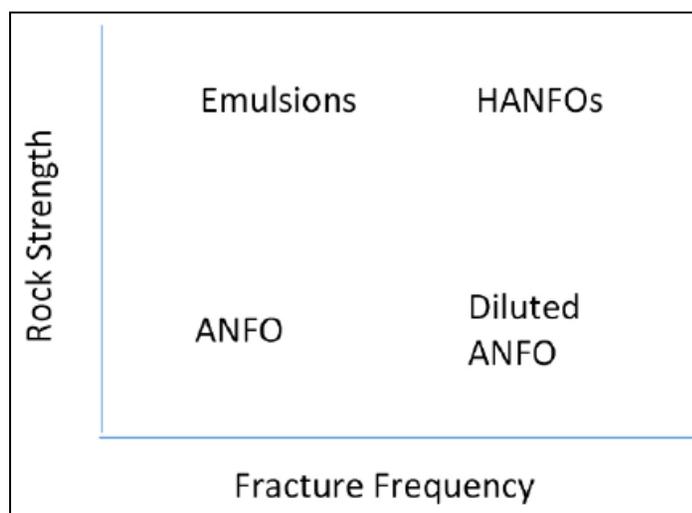


Figura 49: Mapeo de tipo de explosivo necesario según tipo de roca y frecuencia de fracturas (Torrance et al., 2015)

Pensando en nuestro caso de estudio, la frecuencia de fracturas es casi nula, dado que lo que predomina es el vetilleo, pero no existen fracturas significativas ni menos abiertas. Por otro lado, la competencia del macizo rocoso es altísima, lo que nos hace decidirnos de inmediato por la emulsión. Aun así, se explican una serie más de antecedentes.

Olsson et al. (2002) indican que para rocas competentes, la onda de choque predomina en la fragmentación, mientras que los gases contribuyen de forma mínima en dicho proceso. Mientras que para roca blanda, ambos mecanismos contribuyen a la fragmentación.

En un ambiente confinado, Andrieux (2003) recomienda utilizar un explosivo de tipo emulsión: Con alta VoD y energía de choque. También Andrieux (2003) Comenta que no es ideal un explosivo con baja energía de gases, dado que esto contribuye a la apertura de nuevas fracturas y el desplazamiento de roca quebrada, pero que se considera aceptable ocupar un explosivo de tipo emulsión para realizar destressing en zonas de altos esfuerzos porque el macizo rocoso esta tan altamente confinado que los eventuales movimientos de roca generados por las energías de gases serían bajos de todos modos. Complementando lo anterior, Toper (2003) indicó que la acción de los gases en una tronadura de pre acondicionamiento estaba limitada a activar o cortar estructuras pre-existentes o el cizallamiento de estas y que la formación de nuevas fracturas es limitada. En este sentido, en ambiente confinado, explosivos con mayor energía de gas (Tipo ANFO) serían menos efectivos.

Torrance et al (2015) entregaron los parámetros que debiese tener un explosivo para ser eficiente en un determinado tipo de roca. Estos sirven de línea base y serán de utilidad, para saber si el explosivo que se empleará .será o no efectivo en el macizo rocoso que se utilizará. En la Tabla 4 nos centramos en una roca de tipo muy competente y los parámetros de explosivo que se necesitarían. De igual modo, en la tercera columna se compara con la roca predominante en el nuevo nivel mina de teniente, y el explosivo utilizado actualmente en la operación.

Tabla 4: Parámetros de explosivos para roca competente (modificada, a partir de su original en Torrance et al, 2015)

Roca			
Parámetro	Unidad	Según Torrance	Geología DET
Descripción		Very Strong Rock	Cmet Hw
UCS	[Mpa]	200	135±12
Densidad de la roca	[t/m <sup>3</sup> ]	2.9	2.8±0.04
Módulo de Young	[Gpa]	50	57±11
Velocidad de onda P	m/s	5062	5572±417
Explosivo			
Parámetro	Unidad	Según Torrance et al (2015)	Orica
Descripción			Subtek Deep Plus
Densidad del explosivo	[t/m <sup>3</sup> ]	1.25	1.15±0.05
Velocidad de detonación	[m/s]	5500	6000 (1.2 densidad)
Energía efectiva relativa (REE)		1.2	1.34-1.46

Dado los antecedentes, está claro que para el ambiente en donde se aplica la técnica hoy en día debe ocuparse emulsión. Además, del punto de vista de la fragmentación, existen una serie de estudios que respaldan la efectividad de la emulsión. Uno de ellos son los Estudios realizados por Law (2001), quien demostró que el tamaño medio obtenido en fragmentación a través de emulsión era de 0.18 m vs 0.22 metros con ANFO. Desde el punto de vista operativo, no es posible cargar ANFO en tan altas alturas de columna, ya que el prill se comprime y pierde sus propiedades. Además, es sabido que las emulsiones a granel modernas ofrecen una mayor velocidad de detonación que la de los explosivos tipo ANFO comúnmente utilizados (Law, 2001).

### 6.3. Diseño

#### 6.3.1. Uso de la técnica – PA intensivo

Dado el uso que se le está dando hoy en día a la técnica; de pre acondicionamiento mixto o intensivo: FH más tronadura, debe re plantearse su diseño. Principalmente porque ambas técnicas poseen diferente naturaleza de impacto en el macizo rocoso, y los beneficios de las diferentes configuraciones de estas tecnologías combinadas están bajo análisis (Báez et al., 2014). Castro et al. (2014) Realizaron diferentes simulaciones para determinar la interacción y efectividad del pre acondicionamiento con explosivos con y sin fracturamiento hidráulico, al igual que Brzovic et al. (2014) quienes midieron en terreno, a través de tiros de auscultación con recuperación de testigo y con *borehole* camera pre y post tronadura la extensión, frecuencia, Dip, Dip Direction y rugosidad de las fracturas generadas por pre acondicionamiento hidráulico y por explosivos. En este sentido, y dado los esfuerzos in situ de la mina El Teniente de Codelco, se evidenció que la orientación de las fracturas inducidas por fracturamiento hidráulico tiene una orientación sub-horizontal, de acuerdo al campo de esfuerzos inducido en el sector de la mina, mientras que las fracturas generadas por el explosivo tienden a tener una orientación sub-vertical.

Al realizar un pre acondicionamiento mixto, la efectividad cambia sustancialmente en términos de fragmentación. Esto debido a que las orientaciones que tienen las fracturas FH son perpendiculares con las originadas por la tronadura, y por ende forman bloques de roca. Un ejemplo de esto se muestra a continuación, donde Brzovic et al (2014) a través del parámetro  $P_{32}$  ( $m^2/m^3$ ) que se define como la cantidad de fracturas totales generadas en una superficie en un determinado volumen y fue definido en sus orígenes por Dershowitz & Einstein (1988).

Tabla 5: del pre acondicionamiento en términos de  $P_{32}$  en mina El Teniente (Brzovic et al., 2014)

Suapi mine	Structural Intensity $P_{32}$ ( $m^2/m^3$ )				
Sub-sectors	Veins	Faults	HF( $\phi 20m$ )	DDE	HF+DDE
Dacite Primary with HF+DDE (closer spacing)	3.1	0.06	0.39	0.11	0.5
Dacite Primary with HF	3.1	0.06	0.22	-	0.22
Dacite Primary with HF+DDE	3.1	0.06	0.35	0.08	0.43

De lo cual podría pensarse que el adicional de FH y DDE no es sustancial, dado lo que proporcionan las fracturas in situ pre existentes. Esto es incorrecto. El  $P_{32}$  efectivamente es un indicador de la cantidad de las estructuras presentes, pero no hace referencia ni a los rellenos ni a la apertura de estas fracturas. Sin lugar a dudas, aquellas fracturas generadas por FH y DDE serán abiertas y contribuirán totalmente en el desarme y fragmentación del macizo rocoso. No así las estructuras in situ, que son todas potenciales de abrirse, pero que se siguen selladas no contribuirán en la fragmentación final de la roca. Motivo por el cual Brzovic et al (2014) hicieron ajustes a esto con un modelo DFN, y los resultados en términos granulométricos para mina El Teniente fueron los que se muestran en la Figura 50.

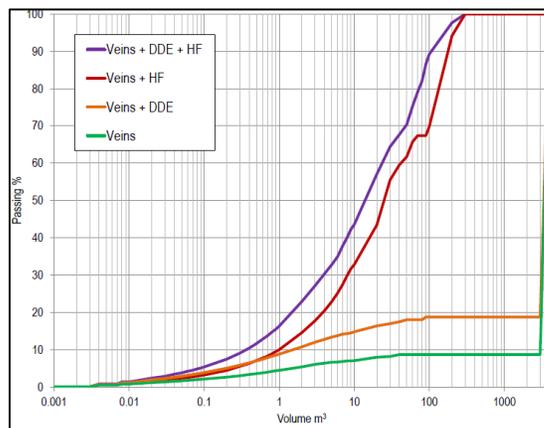


Figura 50: Resultados de fragmentación en un modelo DFN (Brzovic et al., 2014)

Al pensar en pre acondicionamiento intensivo, debe pensarse de igual modo en parámetros de diseños del FH y del uso de las técnicas en conjunto (que no serán tratados en este estudio). Por dar un ejemplo de diseño de FH, está el espaciamiento al cual deciden generarse las fracturas y su consecuente impacto en el *Caving*. Respecto a esto, Valderrama (2014), señala que reducir las fracturas hidráulicas de 1 metro a 0.7 metros entre ellas, disminuye el  $P_{80}$  entre un 5-30%. Casos más extremos, como lo son la minería continua por realizar en Andina que requiere de una fragmentación fina, planea hacer FH cada 0.5 metros para asegurar fragmentación.

En este escenario, en el cual se piensa en la aplicación de dos técnicas de pre acondicionamiento mezcladas es importante re-plantearse que explosivo sería óptimo usar. Anteriormente, se explicó las energías involucradas en los procesos detónicos de los explosivos, como estos actúan y qué condiciones son favorables para que estos quiebren la roca. Lo que debe evaluarse es, dado el alto confinamiento que existe en las minas en las cuales se realiza dicho pre condicionamiento intensivo, con FH espaciado cada 0.5 metros, estructuras sin relleno pero cerradas por el confinamiento. Aun así, ¿Sería un explosivo con más energía de gas capaz de abrir dichas estructuras con facilidad? O ¿sería menos efectivo ocupar un explosivo con mayor energía de gases dado el alto grado de confinamiento en el sector? Esta interrogante hace necesario realizar un estudio que entregue ante determinadas propiedades del macizo rocoso y

tensor de esfuerzos in-situ, si un determinado explosivo, cargado en un determinado diámetro será o no capaz de abrir estas estructuras pre-existentes, y cuál será el adicional en generación de fracturas en este caso.

### 6.3.2. Métodos de diseño

De la recopilación de antecedentes (Anexo E: Extensión y magnitud de los daños y 5.1 Pre acondicionamiento en minas por Caving), se obtienen factores de carga variables entre 0.045-0.12 kg/m<sup>3</sup> (en el caso de tronadura de PA en *Caving*, Tabla 6).

Tabla 6: Recopilación de antecedentes de factor de carga (PF) de tronaduras confinadas

Antecedentes	PF(Kg/m <sup>3</sup> )	Autor
PA vetas estrechas (tiros perpendiculares a la frente)	0.15-0.32	Toper et al 2003
Tronadura de destressing	0.1-0.25	Saharan, 2004
PA Andina 2004	0.045	Brown, 2007
PA Newcrest Cadia East	0.12	Catalán et al, 2012

No existen métodos de diseños propiamente tales para tronaduras de PA en minería de Caving. Pero si existen métodos de diseños utilizados para tronaduras a escala masiva, principalmente enfocados a destressing. Estos miden principalmente la probabilidad de éxito de un destressing.

### Gráfico de diseño para tronadura de destressing (Brummer, 2002)

Define un gráfico que compara la energía del explosivo total introducida a la zona a pre-acondicionar a escala masiva. Luego de esto y de una recopilación de estudios en terreno de la literatura, definen un rango entre 200-500 cal/kg dentro de los cuales se espera que la tronadura de destressing sea exitosa.

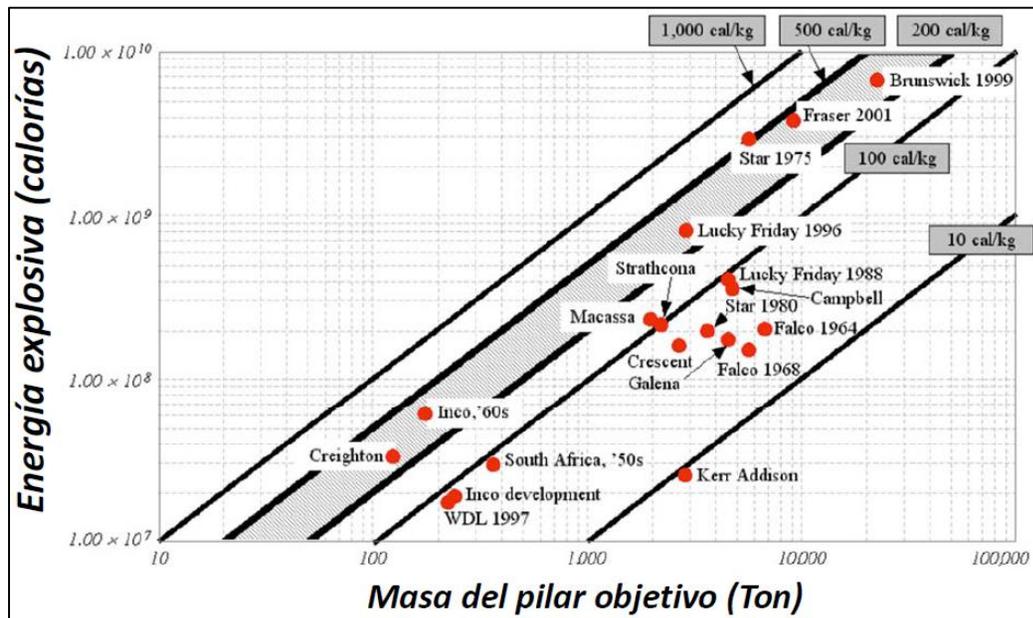


Figura 51: Gráfico para diseños de tronaduras de destressing, modificado de Brummer, 2002

### Índice de capacidad de destressing (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008)

Índice utilizado para tronaduras a escala masiva. Define los parámetros críticos que controlan el proceso de tronadura de destressing y el estudio de las interacciones entre parámetros a través de la utilización de la metodología de la matriz de interacción RES (Rock Engineering System).

Esta metodología implica entregarle un valor (*Rating*: 0, 1 o 2, Tabla 7) a cada parámetro y en función de ello entregar el índice de probabilidad de destressing (Tabla 8)

Tabla 7: método de diseño: índice de capacidad de destressing (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008)

Parámetro	Propiedad	Rango de valores	Rating	Causa	Puntaje
P1 (rigidez del macizo rocoso)	Módulo de Young (GPa)	Bajo 25	0	13	26
		Entre 25 y 50	1		
		Sobre 50	2		
P2 (fragilidad de la roca)	Razón B1	Bajo 10	0	13	26
		Entre 10 y 18	1		
		Sobre 18	2		
P3 (grado de fracturamiento en la roca)	RMR	Entre 0 y 60	0	14	28
		Entre 60 y 80	1		
		Entre 80 y 100	2		
P4 (proximidad a falla de la roca)	Proximidad a envolvente H-B (%)	Entre 0 y 33	0	14	0
		Entre 33 y 70	1		
		Entre 70 y 100	2		
P5 (orientación de tronadura de destress)	Ángulo Theta del eje de tronadura a $\sigma_1$ (°)	Entre 0 y 30	0	13	26
		Entre 30 y 60	1		
		Entre 60 y 90	2		
P6 (ancho de la zona objetivo)	Número de collares de tronadura	Bajo 2	0	18	18
		Entre 2 y 4	1		
		Sobre 4	2		
P7 (energía explosiva unitaria)	Energía por unidad de masa (cal/kg)	Entre 0 y 200	0	24	24
		Entre 200 y 350	1		
		Entre 350 y 500	2		
P8 (confinamiento de las cargas)	Razón de confinamiento de carga	Entre 0 y 25	0	17	34
		Entre 25 y 45	1		
		Sobre 45	2		
				Total	182
				Normalizado	0.72

Tabla 8: Rating normalizado y probabilidad de destressing asociado (Andrieux & Hadjigeorgiou, 2008)

Rating normalizado	Índice de probabilidad de destress
0.00-0.40	Bajo
0.40-0.70	Medio
0.70-0.85	Bueno
0.85-1.00	Excelente

### 6.3.3. Largo del tiro

Es un hecho que hay más explosivo en una perforación más larga y por ende mayor cantidad de energía a ser liberada. A través del enfoque de velocidad de partícula crítica (PPV) en campo lejano, que dependerá de la masa de carga, que a su vez depende de la longitud de carga. Leyes de escala como la USBM o el enfoque de Holmberg Persson suelen considerar la PPV y estar relacionada con la raíz cuadrada de la masa de carga de la siguiente manera:

$$PPV = K \left[ \sqrt{q/R} \right]^\alpha = K \left[ \sqrt{\left( \frac{\pi \rho_e d^2 L}{4} \right) / R} \right]^\alpha$$

Pero luego de una cierta longitud de carga esto no es tan sensible. Sobre todo para largos de perforación como los del pre acondicionamiento.

La extensión del daño está relacionada con la resistencia de la roca, y depende el diámetro del explosivo y las propiedades de este. Esto significa que el alcance del daño se incrementará con el paso del tiempo, hasta llegar a un valor constante. Esta zona de daño constante a lo largo de la longitud de un tiro fue estudiada y modelada por Onederra et al (2013) (Figura 193).

En particular en el PA, el largo de las perforaciones no va asociado a que se crea que a mayor largo exista mayor extensión de fracturas. Sino que se asume una extensión máxima de fracturas en base al modelamiento. Generalmente, las alturas de perforación de PA van desde los 60 a los 200 metros. Restringidas por capacidades operacionales y de equipos.

Por lo general la altura de los tiros de preacondicionamiento tiene que ver con

- La altura de la columna que se encuentra en roca primaria: Esta roca es más difícil de hundir y por ende se intentará tronar el máximo de ella de forma de asegurar fragmentación y hundibilidad, pero tomando ciertas precauciones. Debe tenerse una buena caracterización litológica de la mina, dado que en caso de que se perfore roca secundaria, podría ocurrir gran filtración de agua (por ser esta

roca más permeable). Esto podría entorpecer todo el proceso operacional. Ciertos planteamientos Por este tipo de resguardos, la mina Andina decide perforar la altura de la columna de primario – 20 metros.

- El costo de realizar los tiros, no sólo por el valor de la perforación, sino por el tiempo que tiene que implica preparar dicha área sin poder producir (costo oportunidad)
- El tipo de explosivo: Explosivos tipo emulsión con microsferas son los únicos que mantienen una densidad constante a lo largo de la columna y por ende aseguran la detonación del explosivo (hasta 200 metros de altura cargados en 6”). En cambio, explosivo tipo ANFO (se pueden cargar hasata 3”) o emulsión gasificada (aguanta hasta 50 m cargado en 4”) por el peso de la columna tienen irregularidades en su densidad (por daño al prill) y no aseguran detonación.

Una variante aún no bien estudiada es el efecto adicional que podría tener la fragmentación secundaria en el desarme de bloques. De acuerdo a lo estudiado de fragmentación secundaria realizados por Burgio (2014), indican que luego de 50-75 metros de columna se tiene un mayor control de los sobre tamaños. Si se complementa esto con la información proporcionada por Chitombo (2010), de alturas promedio de caving en la industria del orden de 200-240 metros. Se llega a la conclusión con seguridad de que luego de 1/3 de extraída la columna de mineral primario se tendría mayor manejo de sobretamaños. Esto es un planteamiento que existe hoy en día en la mina el Teniente, en que existen creencias de que luego de un tercio de extraída la columna mejora el control y hundibilidad. En este sentido, no sería necesario tronar la columna completa. Como se señala, esto está bajo revisión y no es algo probado.

### 6.3.4. Diámetro

El diseño del diámetro está gobernado por varios factores:

- Debe ser mayor que el diámetro crítico del explosivo a utilizar
- Debe asegurar un cierto PF de diseño
- Debe asegurar una VoD de diseño que garantice una cierta efectividad de la técnica, y por la importancia que se le ha dado anteriormente, se debe asegurar que en el diámetro que se cargue se logre una VoD tal que se cree un efecto supersónico en la roca. Para ello, en la Figura 52 se muestra la VoD que puede alcanzarse para un explosivo de PA en roca primaria de El Teniente. Los resultados arrojan una VoD de alrededor de 5500 m/s para 150 mm de diámetro.
- Para el caso particular del PA, no puede ser un diámetro pequeño por lo largas de las perforaciones, y que a menor diámetro la desviación de tiros aumenta.

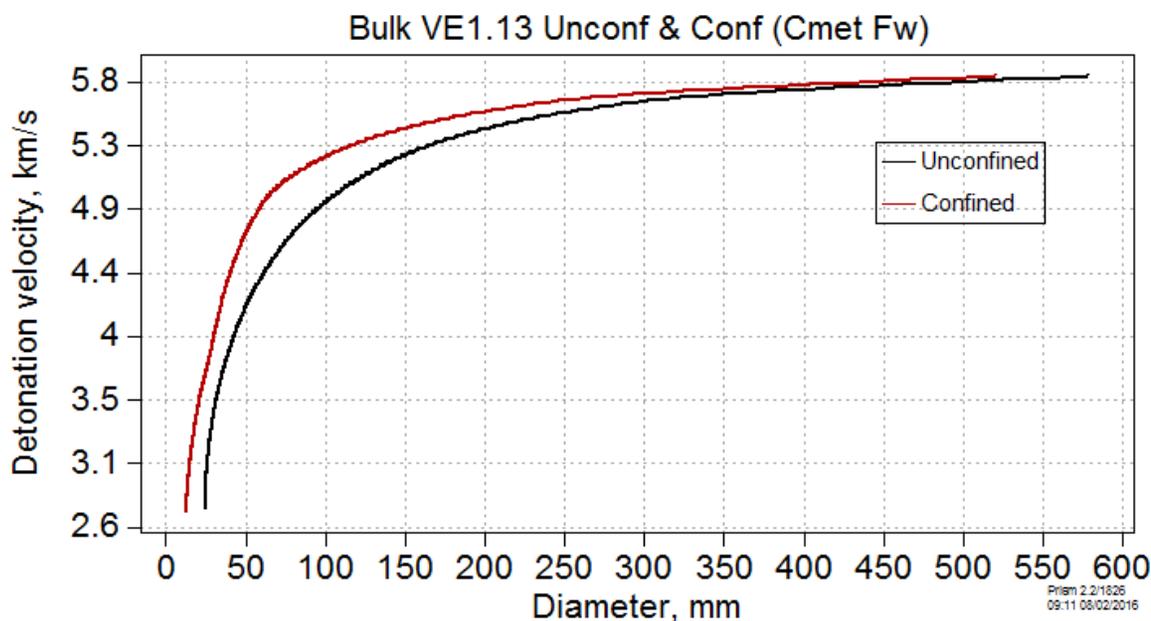


Figura 52: VoD vs diámetro para explosivo de PA en roca El Teniente (realizado con software PRISM de Orica)

### 6.3.5. Uso de Taco

El taco debe evaluarse por una serie de aspectos, dentro de los que se encuentran:

- 1) Confinamiento. Se tiene que asegurar confinamiento de forma que existan menores pérdidas de energía asociadas al proceso y se entregue la máxima cantidad del explosivo en forma de energía útil al macizo rocoso. Según la teoría de Chiapetta, con un taco usual de 20-30 metros para precondicionamiento, resultarían en un SD variable entre  $6.77-10 \text{ m/kg}^{1/3}$  lo cual indica que la tronadura es ampliamente confinada (ya que con  $2.4 \text{ m/kg}^{1/3}$  se considera confinado)
- 2) Interferencia con parada socavación: Luego del precondicionamiento, se realizarán paradas de socavación y no se quiere que estos tiros se puedan cortar por fracturas producidas por el precondicionamiento, porque podría generar fugas al momento de cargar emulsión y la pérdida de la eficiencia del método. Generalmente una para de socavación en hundimiento convencional va de 15-20 metros (desde piso UCL) en mina El Teniente, dependiendo del sector donde se aplique. A este largo se debe sumar la extensión de las fracturas de la tronadura desde la parte baja del pozo de DDE.
- 3) Resistencia del peso de la columna: El taco debe ser capaz de soportar el peso de la columna de hormigón más la guirnalda. Aun así, esta variable no es restrictiva y es superada ampliamente, incluso por un hormigón pobre
- 4) Daño: Se debe realizar un taco que garantice que ocurra el menor daño posible en las galerías UCL cercanas
- 5) Eyección de taco: Esto debe manejarse con un taco que tenga buena adherencia a la paredes, pero a su vez una densidad suficiente para no salir eyectado
- 6) Confinamiento de los gases: El rol principal del taco es de mantener los gases a alta presión por el mayor período de tiempo posible y reducir las pérdidas de energía a través del collar durante la detonación (Zhang, 2008). Brinkmann (1990) indicó que sin taco, los gases se escaparían a través de la perforación del collar, y que los gases de alta velocidad podrían significar más del 50% de la

energía proporcionada por el explosivo. Experimentos realizados por Brinkmann (1990) con barrenos con taco de aluminio, acero y sin taco demostraron que la fragmentación obtenida por no ocupar taco fue de un 10% la producida por los barrenos con taco. Dally et al (1975) realizaron un experimento en el cual consideraban dos modelos: uno con taco, y otro sin. Los resultados mostraron beneficios del taco en términos de 1) Cantidad de energía contenida en la onda de dilatación 2) Cantidad de grietas radiales 3) Velocidad de agrietamiento 4) Longitud de las grietas generadas.

De acuerdo a la teoría de esfuerzos de onda, la energía perdida debida al taco depende de las propiedades del material del cual está hecho y del largo del taco. En el caso A, en que el detonador está cerca del collar, el largo del taco  $L_{no}$  debe ser:

$$L_{no} \geq \frac{c_{st}L_{ch}}{2D}$$

Dónde  $c_{st}$  es la velocidad de onda P del material del taco,  $L_{ch}$  el largo cargado con explosivo, y  $D$  la velocidad de detonación del explosivo. Para los casos B y C, y los casos en que un detonador se ubique entre B y C, cuando la detonación de todo el explosivo del tiro se ha realizado, el frente de onda de choque llega a A, lo cual significa que no hay pérdidas de energía durante el proceso de detonación por el taco. Sin embargo, una vez terminado este proceso de detonación, la alta presión de los gases seguirá actuando contra las paredes del barreno. Por lo cual, deben mantenerse los gases dentro del barreno por un tiempo mayor al del término de la detonación. Por lo cual se recomienda una variación en la determinación de B, C y una distancia entre B y C. Por consiguiente, una determinación del material y longitud modificadas, considerando también la onda de choque y la onda de tensión (stress wave).

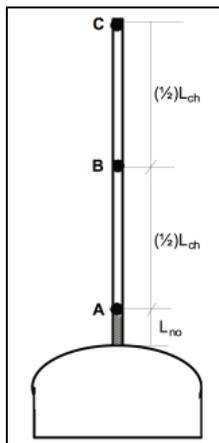


Figura 53: Parámetros de definición del taco (Dally et al., 1975)

De lo anterior se entiende que el taco es un aspecto fundamental en disminuir las pérdidas de energía asociadas a la detonación. Aun así, operacionalmente no se le da la importancia que tiene y se utiliza el material disponible para su realización; greda, detritus, o en el mejor de los casos hormigón. Aun así, para los diseños de pre-acondicionamiento, la fabricación del taco es compleja. Debe realizarse un pre-taco, esperar días de fraguado, y luego el taco para posterior inyección del explosivo. En este sentido, debiese pensarse en un material de fraguado rápido, de forma de no interrumpir el ciclo de realización del pre-taco, taco y carguío y con una mayor resistencia a la tracción y adherencia a las paredes de la perforación. Dentro de esta categoría, los productos del mercado que cumplen con dichas especificaciones y que se han utilizado en minería, pero no aún a la fecha en pruebas de pre-acondicionamiento son las resinas.

Empresas como Orica o Normet proponen para la construcción del taco una tecnología más avanzada a través de resinas. Las que tienen una alta resistencia a la compresión e incluso le permite asumir movimientos de flexo tracción que pueda producir el terreno contra el sistema de taco.

Además gracias a su fluidez y a que reacciona independientemente de la presencia de agua permite su reacción, consolidación y excelente adherencia a pesar de un flujo de agua, en cambio la lechada de cemento y/o hormigón la presencia de agua dificulta mucho su uso.

Este tipo de resina se está utilizando de forma exitosa en grandes obras de todas partes del mundo tanto para la compactación del terreno como para el anclaje de pernos helicoidales, pernos cable, autoperforantes y de fibra de vidrio. Además de contar con ventajas significativas respecto a tiempo de fraguado y ciclo del procesos.



Figura 54: Prueba UCS en resina GEOFLEX (información interna Orica Chile)

### 6.3.6. Burden y espaciamiento

En minería de Caving, el *pattern* de perforación de un preacondicionamiento estará condicionado por el *Layout* de la mina. De modo que, independiente de la malla que se pueda encontrar óptima, es probable que esta no pueda realizarse. El único aspecto en que esto podría ayudar es que existen estudios que prueban que la extensión de las fracturas aumenta a medida que el espaciamiento entre tiros aumenta hasta un cierto valor (Olsson et al., 2002). Pero generalmente, si el *pattern* es el adecuado, el burden no tiene mayor influencia en la extensión de fracturas. Esto está principalmente condicionado por la onda de choque, y los gases que pueden contribuir en alargar fracturas pre existentes generadas por ondas de choque (Olsson et al., 2002).

### **6.3.7. Cargas acopladas y desacopladas**

A mayor grado de desacoplamiento, la extensión de fracturas es menor (Olsson et al., 2002) al igual que el daño inducido al macizo rocoso. Esto no se aplica mucho en PA dado que la intención hoy en día es de generar la mayor extensión de fracturas posibles, y con desacople de cargas esto no haría más que disminuir.

Del punto de vista del daño, podría pensarse en cargar de forma desacoplada la parte del tiro que está más cerca del UCL a fin de controlar daño en dicho nivel. Disminuir la actividad sísmica de eventos sobre 1.5 y por ende los estallidos de roca

### **6.3.8. Posición de detonadores**

En diseño de pre acondicionamiento se consideran múltiples detonadores en los pozos, espaciados entre 6 a 15 metros entre ellos según el análisis numérico que haya entregado los mejores resultados en términos de coalición de frentes y fragmentación para el caso de estudio en particular.

En esta línea, modelamientos presentados con HSBM por Báez et al (2014) Muestran que la zona de alcance de los explosivos (zona dañada) aumenta a medida que la distancia entre las primas disminuye. De esto, es necesario mencionar que se requiere dejar una distancia mínima entre primas de modo que se alcance la VoD de régimen del explosivo antes del acople de onda, de lo contrario, su efectividad podría disminuir.

En algunos casos, se han considerado poner dos primas juntas por cada espaciamiento, debido a que el costo de estas es marginal en todo el diseño, y que uno se asegura que no vayan a haber tiros quedados. Lo que es más relevante al momento de iniciar un explosivo, más que la posición y cantidad de primas, es la interacción entre estos.

### 6.3.9. Secuencias y retardos

El efecto del secuenciamiento es ampliamente conocido por afectar el nivel de fracturamiento en minería a cielo abierto y subterránea (Hustrulid, 1999 & Onederra, 2007).

Hay 3 tiempos de retardo de los cuales se puede discutir:

- 1) Tiempos de retardo en un mismo pozo con múltiples posiciones de detonadores
- 2) Tiempo de retardo entre distintos pozos
- 3) Tiempos de retardos en paradas del tipo *rings*

#### Tiempos de detonadores en un mismo pozo

En el caso de un pozo aislado siempre hay dos opciones: 1 detonador (donde no aplica hacer análisis de secuenciamiento) y múltiples detonadores. En el caso de posicionamiento de múltiples detonadores, es común utilizar dos detonadores. Uno se coloca generalmente en la parte superior y el otro cerca del collar. Esto es teóricamente un mal diseño si ambos detonadores tienen el mismo tiempo de retardo debido a la posición del detonador ubicado en el collar es perjudicial no sólo en términos de fragmentación, sino también *eye-brow or crest protection* (Zhang, 2005). Si dos o más detonadores con la misma iniciación son ubicados en las posiciones adecuadas, pero ninguno en el collar, la colisión de las ondas de choque producidas por la detonación simultánea producirá una mejor onda de choque que la causada por una detonación con posición única (Cooper, 1996). Además, ocurrirá una superposición de esfuerzos en el macizo rocoso debido a la detonación simultánea de múltiples cargas.

Para el caso del PA, por lo general se inicia antes la prima más cercana al taco, de forma de generar un “paragua” de protección y filtrar el efecto de la tronadura de lo que resta de la columna de explosivo sin causar daño al UCL.

La interacción entre ondas de esfuerzos para detonadores dentro de un mismo pozo fue modelado por (Onederra, et al., 2013) para su uso en pre acondicionamiento por *Caving*, donde el uso de múltiples detonadores a lo largo de un mismo pozo demostró podría

haber mejora la fragmentación debido a las interacciones de onda como se muestra en la Figura 194.

#### Tiempos entre pozos

Entre pozos, dos efectos dominan, dependiente si el tiempo es instantáneo o existe retardo (Hustrulid, 1999). Cuando pozos cercanos son detonados de forma simultánea, existe una interacción de esfuerzos estáticos y dinámicos que crea una tendencia a generar una grieta única entre pozos como se evidencia en pre corte (Hustrulid, 1999). Cuando existe secuenciamiento entre los pozos, existe una cara libre en desarrollo, que cambia de forma como resultado de una determinada configuración de carga. Reflexiones de onda, particularmente de tensión si la cara es libre, redistribución de esfuerzos dentro del macizo rocoso y un adicional fracturamiento y activación de estructuras.

En el caso del tiempo de retardo entre filas, Langefors & Kihlström (1967) establecieron una relación simple entre el tiempo de retardo y el *burden* que mostraba que el tiempo de retardo es proporcional al ancho del *burden*. Luego, pruebas experimentales realizadas por muchos científicos tales como Stagg y Michael (1987) aumentan este intervalo de tiempo. Pero aun así los estudios sobre el tiempo de retardo se han limitado a métodos empíricos o semi empíricos.

Modelamientos realizados por (Triviño, 2012) y mostrados en la Figura 142 indican que existe un cambio en la generación de fracturas y la interacción entre pozos como resultado de la secuencia entre pozos, y en particular, la dirección de la secuencia dada a lo largo de los pozos de un mismo ring.

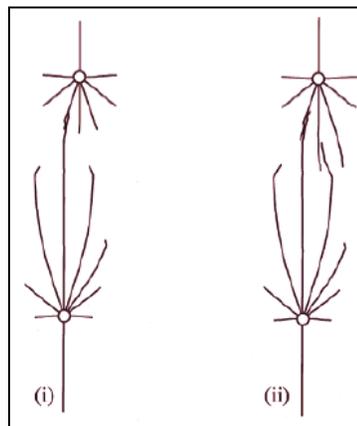


Figura 55: Efecto del secuenciamiento de dos tiros en la generación de fracturas (Napier, et al, 1997)

Para el caso de pre acondicionamiento, en que se quiere garantizar interacción entre onda y unir fracturas entre pozos de modo de disminuir el tamaño de los bloques, se propone utilizar detonación instantánea entre tiros de un mismo pozo, de modo de generar mejores en la fragmentación producto de la interacción de ondas.

#### Uso de detonadores electrónicos

El tiempo de inicio, y retardos pequeños a través de detonadores electrónicos hacen posible que las ondas de esfuerzos de barrenos adyacentes detonados se pueden superponer eficazmente si el tiempo de retardo es razonablemente corto y por tanto la utilización de la energía durante la tronadura de múltiples barrenos se puede aumentar en gran medida.

Desafortunadamente, el hecho de utilizar detonadores electrónicos no siempre es ideal como es esperado. En algunas minas, pruebas de producción no mostraron una marcada mejora mediante el uso de detonadores electrónicos. Las posibles razones para esto pueden ser que los tiempos de retardo no son lo suficientemente cortos como para producir una superposición eficaz de ondas. El tiempo de retardo óptimo puede, en general, ser de tan sólo unos pocos millones de segundos de explosiones de producción actuales. En otras palabras, después de varios millones de segundos de la iniciación del

primer barreno, todas las ondas de tensión, incluyendo sus reflexiones y refracciones, inducida por la tronadura del primer barreno saldrán del macizo rocoso que rodea al segundo barreno que se va a iniciar inmediatamente después del primero. En este caso la tensión de onda de superposición de los dos barrenos es casi imposible. Para determinar el tiempo de retardo óptimo, muchas consideraciones son necesarias tales como la propagación de las ondas P y S en el macizo rocoso, ondas de Raleigh cerca de las caras libres, las reflexiones y refracciones de la P y las ondas S en las superficies, la interacción de las ondas de tensión y de la propagación de la grieta. Es posible hacer esto por el método analítico con ciertos supuestos y simplificaciones, pero un estudio numérico de esto es igualmente necesario.

A través del uso de detonares electrónicos con cortos tiempos de retardo en Codelco, División Chuquicamata, se obtuvo una óptima fragmentación (Vanbrabant & Escobar, 2006). La reducción del tamaño medio ( $P_{50}$ ) debido a la tronadura con detonadores electrónicos fue del 45.6%, por sobre detonaciones con detonadores pirotécnicos. Detonación simultánea de dos detonadores posicionados en un mismo pozo se ocupó en salvador y sus resultados fueron positivos en términos económicos para la mina (Quezada, 2006). Dando uso a la superposición de las ondas de esfuerzos dada por detonación simultánea de múltiples pozos, dos *hanging roofs* en *sublevel caving* fueron destruidos de forma exitosa (Zhang, 2006).

### 6.3.10. Otros

Otros factores de optimización a los diseños son:

- La aplicación de intervalos de retardos adecuados, que han demostrado extensión del crecimiento de las fracturas (Olsson et al., 2001)
- Uso de cargas desacopladas (Worsey et al., 1981)
- Perforaciones con previa aplicación de un sacado o grieta inducida (Bhandari & Rathore, 2002)
- Cargas huecas (Holloway et al., 1986)
- Bolsas de aire (Melnikov et al., 1978)
- Uso de *stemming plugs* como medida para incrementar la utilización de la energía de la explosión (Sazid et al, 2011)

## **7. ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE FACTORES OPERATIVOS Y DE CARÁCTER TECNOLÓGICO ASOCIADOS A LA TÉCNICA**

En este capítulo se analizan los principales problemas operacionales y desafíos técnicos de la técnica a través de su historia. Además del desarrollo y brechas tecnológicas asociadas a la misma.

### **7.1. Problemas operacionales – Desafíos técnicos**

Desde sus inicios, el preacondicionamiento tuvo sus principales problemas enfocados al ámbito operacional. A continuación figuran los principales problemas listados por (Hill & Plewman, 1957):

- Decidir sobre que técnica ocupar
- Decidir dónde se aplicará la técnica
- Disponer y obtener la colaboración del personal minero
- Organizar el *destressing* de modo que se realice como una actividad regular y sistemática

Estos puntos siguen listándose como problemas en la operación, y fueron listados por (Tooper, 2003) en el “Guidelines developed for deep level South African mines”. Estudios más recientes (Mahne, 2004) citan requerimientos operacionales similares, tales como:

- El carguío correcto de los pozos
- Posicionamiento de la perforación
- El cambio en la geología
- Tiros quedados y errores en la perforación

En todos los casos, los diferentes autores coinciden en que el éxito de la técnica está asociado a la introducción de procedimientos regularizados, en los cuales el preacondicionamiento figure como una parte más (actividad unitaria más) dentro de lo que

compone el ciclo minero, así como auditorías periódicas para asegurar su cumplimiento (Tooper, 2003 & Mahne, 2004). Rorke, et al., 1989 & Rorke y Brummer, 1.990 describen otros desafíos ligados al preacondicionamiento de minas de vetas estrechas/angostas, que pueden aplicarse a muchas otras operaciones. Los principales temas que destacan son ligados a problemas en la perforación causadas por los esfuerzos inducidos que contribuyen a desprendimiento de las paredes de la perforación. Estos problemas significan que el preacondicionamiento no se efectuó según el patrón de diseño elaborado y por ende la efectividad de la técnica disminuyó. Algunas de las soluciones propuestas incluyen:

- Flushing adecuado
- Elección del bit de perforación adecuado para alcanzar buenas tasas de perforación
- Remover cuttings
- Uso de bits retractiles para evitar la pérdida de varillas a partir de fragmentos astillados detrás de la roca
- Empuje correcto y relativamente lento de la perforación para evitar roturas de los bits
- Teams de perforación competentes y dedicados
- Planificación de temas alternativos
- Contar con un equipo confiable

En el caso de lo que respecta a tronadura de destressing, O'Donnell Sr., (1999) se refirió a una serie de riesgos que necesitan ser controlados:

- No debe descartarse la posibilidad de tiros quedados, y en dichos casos es necesario que las cuadrillas de perforación se encarguen de lavar los tiros
- Los pozos deben ser inspeccionados por su calidad y revisar si fueron o no detonados
- Muchas veces se consideró el destressing como poco efectivo. Luego, se determinó que los pozos no habían detonado o se habían efectuado en una orientación no adecuada

- La eyección del taco es un problema que puede causar daños a los soportes y debe controlarse con especial cuidado
- Es difícil convencer a los mineros que vale la pena el esfuerzo adicional de realizar el preacondicionamiento, ya que comúnmente es visto como una reducción en la oportunidad de obtener bonos de producción

Hallazgos propios en términos operacionales:

- Agregar el Pre acondicionamiento como una operación unitaria más. Hoy en día la percepción es que representa mayor costo realizarlo, pero no se cuantifica en términos monetarios su beneficio aguas abajo
- Limitante operacional en altura: Se recomienda utilizar perforación con agua (tipo Wassara) debido a que se alcance mayor alcance con menor % desviación en los tiros. Además, perforaciones con aire reverso generan mucho polvo. Es posible realizar con aire reverso pero hay que encapsular equipo para captar polvo (con lonas, biombos u otro)
- Los cables de los detonadores vienen en largos de 30-50 metros generalmente, y dado que los pozos tienen 100-200 metros de altura es necesario realizar una “mufa” de los cables para poder conectar cables debajo de los tiros. Estas mufas de estar mal hechas incrementan posibilidad de una fuga y de la no detonación de una prima.
- Especial cuidado en perforar sólo roca primaria y no pasar al manto secundario, dado que este es altamente permeable y podría fluir gran cantidad de agua por los tiros, lo que dificultaría el carguío y posteriormente la colocación y mantención del taco
- La instalación del pre taco y taco mediante hormigón tiene problemas en términos de tiempos de ciclo (el fraguado de un pre taco es de 24 horas, y en un taco 48 horas), además de que este procedimiento no es compatible con sectores con alta presencia de agua. A diferencia de la resina que puede solidificar 20

metros de taco en 3.5 horas, y además no tiene problemas al tener interacción agua (Más detalles de esto en Anexo M: Levantamiento en terreno y proceso).

## **7.2. Innovación y desarrollo tecnológico enfocado a tronadura subterránea**

La innovación y el desarrollo tecnológico en este ámbito tienen dos tendencias y relación directa con las Problemáticas asociadas al método (2.3.3).

Por un lado, el grado de fragmentación, dónde el desarrollo es orientado a disminuir frecuencia de colgaduras y sobretamaños, y por otro lado, mitigación al riesgo sísmico: condiciones de inestabilidad (estallidos de roca) y colapsos, con consecuencia directa en la seguridad de las personas.

Lo anterior, sustentado en el control de la perforación y tronadura en términos de sobre excavación (avance/desarrollo) o geometría (bateas) a través de los más altos estándares de control (QA/QC) y conocimiento asociado a las técnicas.

En la Figura 56 y Figura 57 se muestran los desafíos técnicos e iniciativas tecnológicas orientadas al proceso de Perforación y tronadura (P&T) en minería por *Caving*.

Reforzar que además del marco legal que aquí se menciona, sin duda la barrera más difícil de vencer es la cultural. La resistencia y miedo al cambio hacen que las iniciativas sean difíciles de materializar. Esto se detalla en la Figura 1, en que los cambios tecnológicos asociados a la actividad de tronadura tienen tendencia a cambiar cada 15 años, y asociados a la perforación sobre los 30 años.

Desafíos	Objetivos estratégicos	Iniciativas tecnológicas	Prioridad	Esfuerzos (recursos -tiempo)	Observaciones
Aumentar producción por mejora en la fragmentación	P80	<ul style="list-style-type: none"> <li>- FIE/TAC (+FH)</li> <li>- DDE (+FH)</li> <li>- Pre-carguío /uso/no uso de tacos</li> <li>- Equipos, emulsión, Detonadores electrónicos</li> </ul>	2	2	DDE necesita > entendimiento del riesgo sísmico que implica
Disminuir discontinuidad operacional por sismicidad inducida(en preparación minera y producción UCL)	Sismicidad / Disminución de exposición de personas a actividades críticas	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Destressing (stopes y desarrollo)</li> <li>- Caras libres (Slot borrar)</li> <li>- Detonadores/emulsión</li> <li>- Detonadores inalámbricos</li> <li>- Pre-carguío</li> <li>- Carguío automatizado</li> </ul>	1	3	Marco legal (por pre carguío y detonadores electrónicos)
Mejorar calidad de P&T en preparación y producción minera (sobre excavación, geometría de bateas)	Aumento de productividad y eficiencia	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Equipos RCS (<i>Remote control system</i>)</li> <li>- Emulsión/detonadores electrónicos</li> <li>- Precorte</li> <li>- Caras libres</li> </ul>	3	1	Marco legal Equipos Tecnología

Figura 56: Desafíos técnicos e iniciativas tecnológicas asociados al proceso de P&T en minas por Caving (González, 2016)

Desafíos	2016 - 2019	2020 - 2023	> 2023
Aumentar producción por mejora en la fragmentación		✓	
Disminuir discontinuidad operacional por sismicidad inducida(en preparación minera y producción UCL)			✓
Mejorar calidad de P&T en preparación y producción minera (sobre excavación, geometría de bateas)	✓		

Figura 57: Tiempos de ejecución de iniciativas tecnológicas asociados al proceso de P&T en minas por Caving (González, 2016)

### 7.2.1. Fragmentación y consecuente aumento en productividad

#### Productos:

- Explosivos energéticos (tipo Emulsión) capaces de llevar la roca a un mayor grado de fragmentación
- El uso de detonadores electrónicos por su exactitud y precisión, necesaria para un mejor control de la tronadura.
- Equipos de carguíos confiables y autónomos.
- Uso de tacos: Para el caso de pre acondicionamiento realización de tacos con material de mayor confinamiento y menor tiempo de fraguado (tipo Resina), Para el caso de producción, el no uso de taco, con un directo efecto en la disminución de los tiempos de ciclo.

**Marco legal:**

- Pre-carguío: Actualmente no está permitido dejar tiros pre cargados, para tronarlos posteriormente. Realizar esta actividad podría significar mejoras en la producción por motivo de preparación de un área mayor de forma previa

**Iniciativas tecnológicas:**

- Uso combinado del DDE con FH, dando lo que hoy se entiende como pre acondicionamiento mixto y/o intensivo
- Uso de Fragmentación inducida por explosivos (FIE) o Tiros ascendentes confinados (TAC) más FH. Estas iniciativas apuntan a tronar 30 metros de la columna de material primario con tiros radiales (*rings*). La ventaja de estas iniciativas es que utilizan las maquinarias disponibles para producción. Con una capacidad de perforación en 3" y 4" (con escareador) y 30 metros de largo, y por el lado de explosivos, el uso de emulsión gasificada que puede cargarse hasta 50 metros, y no emulsión con micro esferas (diseñada para PA hasta 200 m). Mientras que la apuesta, es que podría ser suficiente tronar 1/3 de la altura de mineral primario para asegurar una disminución efectiva en eventos asociados a reducción secundaria, y por ende una mayor productividad.

**7.2.2. Trabajo en ambiente de altos esfuerzos y seguridad****Productos:**

Nuevamente ingresan la emulsión, equipos y detonadores electrónicos. Pero los detonadores electrónicos con la finalidad de tener un mejor control de la tronadura y del daño.

**Marco legal:**

- Pre carguío
- Automatización en el carguío y detonadores inalámbricos. En esta línea, la empresa Orica es aquella que lleva mayor desarrollo. En el año 2008 se logro automatizar el sistema de carguío de emulsión, desgraciadamente el sistema de amarre e izaje de detonadores electrónicos no estaba listo, lo cual obligaba a que el operador intervenga en el proceso. Actualmente, Orica posee un detonador electrónico, y con ello se piensa en volver a reactivar la automatización en el carguío y primado. Pero por aspectos legales, no es posible ocupar actualmente el detonador inalámbrico, dado que la ley no permite el transporte de detonadores y APD juntos.

**Iniciativas:**

- Destressing: El uso de un destressing no convencional, tanto para producción como desarrollo. Un destressing de campo lejano, con una perforación radial adelantada (*Slot Borrer*) o simplemente con mayor uso de caras libres, uso de un FH intensivo para destressing u otros.
- Pre corte: Hacer uso de la teoría del pre corte para: Filtrar el efecto en términos de daño de una tronadura, además de poder controlar de mejor forma las excavaciones (bateas y/o desarrollo). Resguardando infraestructuras (nivel de daño) y asegurando geometrías de diseño.

## 8. MODELAMIENTO DE TRONADURA CONFINADA PARA DISEÑO PA

### 8.1. Software

Se realizan modelamientos con módulo *Mechanistic Blasting Model* (MBM) propiedad de Orica S.A, que trabaja con el *Software* ELFEN (Rockfield Software) a fin de capturar el efecto de la tronadura ante distintos escenarios de esfuerzos, *patterns* y explosivos.

El módulo MBM es capaz de simular la detonación no-ideal de un explosivo dentro de una perforación, la generación de fracturas que esto ocasiona, el movimiento del macizo rocoso circundante debido a los efectos inducidos de tensión-deformación, y la influencia dinámica de los gases desde la perforación y a través de toda la red de fracturas (Minchinton & Lynch, 1996).

El Software ELFEN Considera una envolvente de Mohr-Coulomb con modificaciones propias del método de Rankine (Figura 145) y una evolución anisotrópica del daño por degradación del módulo de elasticidad del material (Figura 147). Mientras que el módulo MBM): un modelo de fractura que utiliza los esfuerzos principales locales para definir la dirección de propagación de estas (Figura 146) y el proceso completo de detonación, incluido el efecto de las altas presiones de los gases (Figura 148).

MBM es un modelo 3D, sin embargo, existen problemas computaciones con el funcionamiento de los modelos 3D respecto al tamaño del modelo que puede ser modelado y fracturado en 3D. Por lo cual, en la actualidad, la mayoría de los proyectos son en 2D; como axisimétricos y vistas planares (Figura 58).

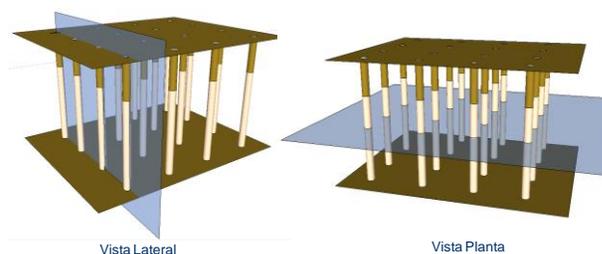


Figura 58: Tipo de vistas que se modelan

### Vista vertical (o lateral):

1. Modelo Axisimétrico o vista axial (Figura 149): Con simetría al redeor del eje Y-Y (a través del pozo de perforación), es el modelo que logra la dispersión de la energía lberada de forma más precisa. Particularmente, permite modelar la interacción entre las primas de un mismo pozo, la eyección del taco y la diferencia en términos de extensión de fracturas a lo largo del pozo
2. Elevación: Capaz de modelar geometrías más complejas, multiples pozos y su interacción

### Vista en planta (Figura 150)

Figura 150: Vista en planta

Como los pozos se modelan como circunferencias, la dispersión de la onda es exacta, sin embargo, como es 2D no hay ondas S radiales desde los pozos, solo ondas P. Se utiliza esta vista para ver interacción entre pozos, pattern y timing. Permite modelar 1 o más tiros, confinados o no confinados, y poder visulaizar de forma clara la crush zone, crack zone y movimiento de la tronadura hacía una cara libre

## **8.2. Modelo: Construcción, antecedentes y restricciones**

Los modelamientos son inicialmente estáticos, sin la aplicación de ninguna carga. Luego, se comienzan a cargar los esfuerzos en las paredes del modelo según dirección y sentido ( $\sigma_{XX}$ ,  $\sigma_{YY}$ ) (Figura 164). Se espera un tiempo necesario que asegure que los esfuerzos se hallan uniformemente cargados y el modeo es completamente estable. En ese momento, se da por iniciada la detonación del explosivo, comenzando por el traspaso de la onda de choque por el medio y el posterior efecto de los gases. El cambio de los esfuerzos a lo largo de la detonación tiene que ver con los esfuerzos inducidos en el macizo rocoso por efecto de la tronadura. Este modelamiento tiene una duración de 200 ms. Tiempo más que suficiente para que se logre captar el efecto completo de la detonación y el efecto de los gases (Una secuencia del proceso completo puede observarse en Figura 165).

En este trabajo se realizan distintos modelamientos; en vista axisimétrica, planta o elevación. Las consideraciones de diseño son distintas para cada caso con pequeñas variantes. A modo ilustrativo se explica como funciona y como se arma un modelo vista en planta para la detonación de un tiro aislado:

Se realiza un modelo de 60x60 metros, con un contorno externo de una superficie más rígida no reflectante de 10 metros de ancho (Figura 153), donde se pueden agregar los esfuerzos y restricciones de borde (Figura 152 y Figura 151). Las restricciones de desplazamiento se realizan en los nodos que definen los puntos medios de las caras que definen el polígono. Mientras que los esfuerzos, se aplican en las paredes que definen el polígono del modelo.

El elemento más pequeño de la malla es de 3 cm y se ubica alrededor de la circunferencia que define el pozo del explosivo (Figura 59). Por detrás de la malla de elementos finitos, existe una malla de gases (más fina en la zona donde ocurre la detonación), que permite que vayan ingresando a la detonación presiones de gases de acuerdo se indique en el código del modelo (Figura 59).

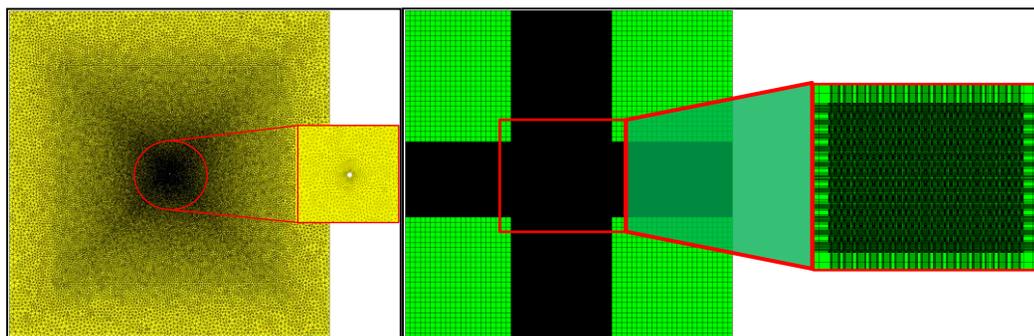


Figura 59: Enmallado de modelo: Elementos finitos y malla de gases del modelo

Para todos los modelamientos, las propiedades de la roca utilizadas corresponden a un intrusivo félsico típico de una roca masiva subterránea competente (ver Tabla 24 ) y aquellas del explosivo (ANFO y emulsión) se detallan en la Figura 154, Figura 155, Figura 156, Figura 157, Figura 158, Figura 159, Figura 160, Figura 161, Figura 162 y Figura 163 según el diámetro.

### 8.3. Modelo: Post procesamiento de datos

El análisis llevado a cabo es en términos de generación y extensión de fracturas y porcentaje de elementos dañados tanto de la zona de fracturas como trituración (fragmentación primaria). Esto, debido a las restricciones que aún existen asociadas a escalar una condición de fragmentación primaria a secundaria [2] y porque todos los estudios que existen hoy en día (4.2.4. Estudios de terreno: Extensión y magnitud del daño) se realizan en término de estas mismas variables.

Una vez culminados los modelamientos, a través del comando *Discrete Element Mass*, es posible determinar y visualizar aquellos elementos que están totalmente desacoplados entre ellos (poseen todos los enlaces de sus nodos rotos), y de este modo determinar la zona de trituración y la zona de extensión máxima de fracturas. Esto se observa en la Figura 60, con diferentes halos para la zona de trituración y extensión de fracturas.

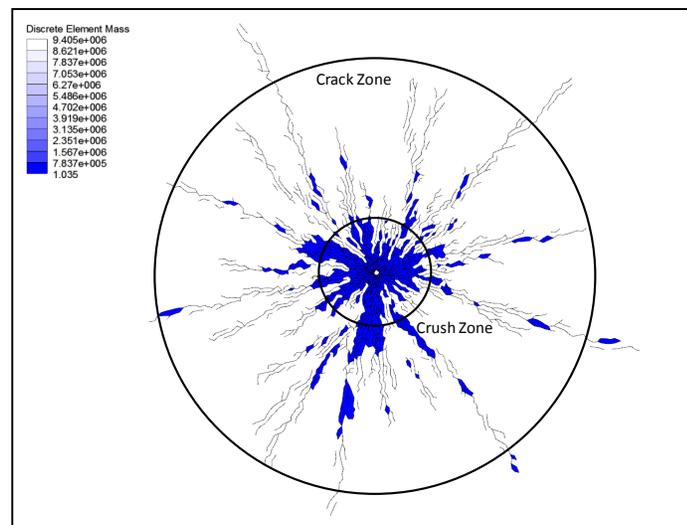


Figura 60: Crack & Crush zone

Además, es posible realizar análisis por unidad de área (Figura 61), calculando la longitud total de todas las fracturas en metros para dicha región [3], la cantidad total de fracturas generadas, y el porcentaje de elementos dañados por unidad de área,

entregando un estimativo del porcentaje del área pre acondicionada por la tronadura. Basta con fijar un área de interés, como se muestran en la Figura 61, y realizar análisis a dichos resultados.

Para los análisis realizados, se piensa en un B x S de 12x12, y se analiza la influencia de un tiro aislado hasta 6 metros de distancia (que significaría la mitad del Burden, luego de eso, el adicional le contribuiría al pozo adyacente). De igual modo, para análisis de la *Crush zone*, se realiza análisis de área hasta 2 m del pozo.

Además, a modo de guía, en cada imagen existe una escala, como la que se muestra en la Figura 61. En que cada segmento de la regla, corresponde a 1 metro.

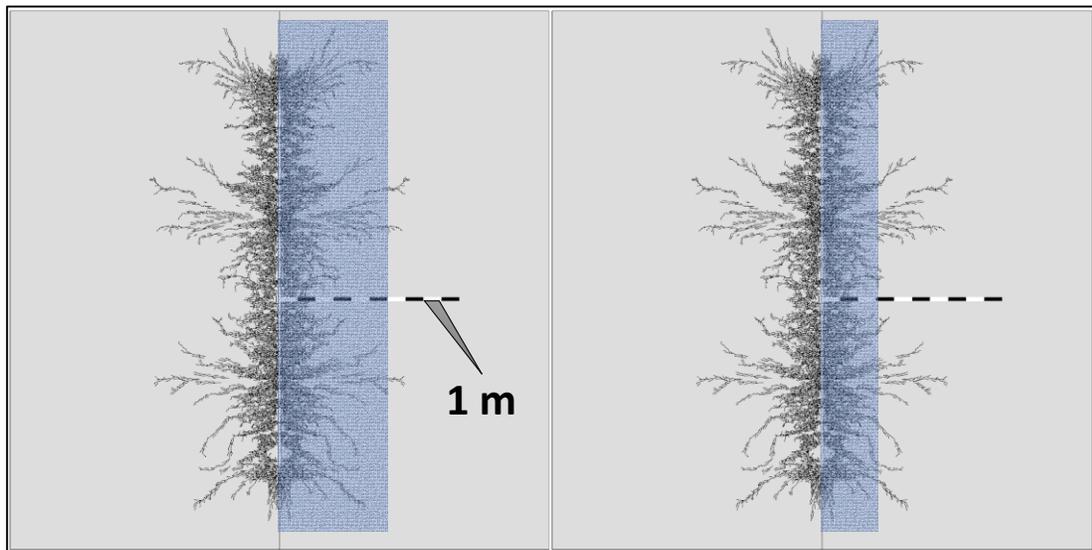


Figura 61: Análisis por unidad de área

Entregando como resultados los parámetros indicados en la Tabla 9. En que el micro daño se refiere a un aumento de micro fisuras que hacen que el elemento esté afectado por la tronadura pero no quebrado (esto tiene influencia aguas abajo y se podría considerar como un efecto adicional en la molienda), y el daño total que considera por unidad de área la cantidad de elementos dañados.

Tabla 9: Outputs post processing

	10MPa	10MPa Crushzone
Micro-Damage [%]	4,4	6,2
Ratio of Fracture Length	0,0402	0,0398
No. fractures:	8644	7889
Fracture Length [m]	347,6	314,1
Total Damage [%]	17,5	40,7

Para el análisis de interacción explosivo/cara libre, se evalúa el desplazamiento en X e Y del material tronado. Para ver si existe o no movimiento de material e interacción con cara libre, o está lo suficientemente lejos como para no registrar interacción aparente.

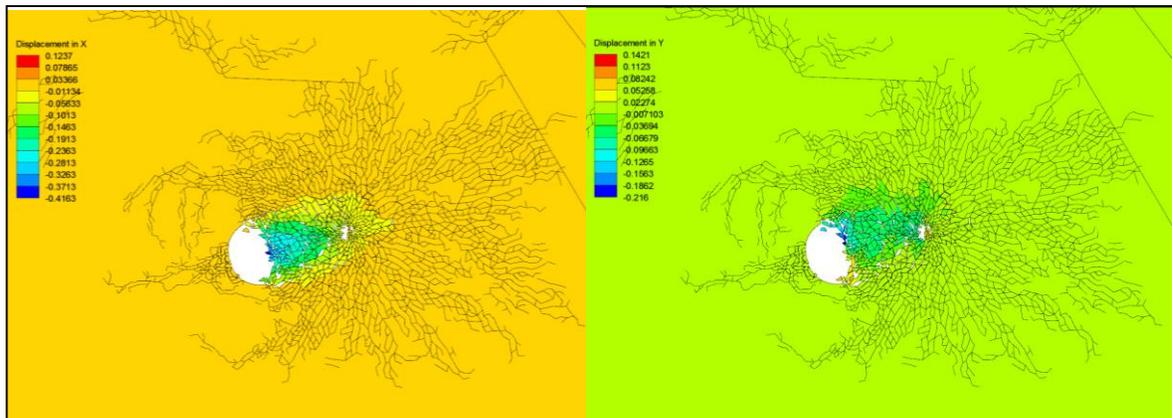


Figura 62: Análisis de desplazamiento dirección cara libre

#### 8.4. Metodología

Se realizan modelamientos en una secuencia lógica, de modo de ir cerrando brechas y caracterizando de mejor modo variables de diseño, explosivo y del ambiente geológico/geotécnico:

- 1) Se realiza modelamiento y análisis de sensibilidad al diámetro para un tiro aislado de 3", 4", 5" y 6" según tipo de explosivo.
- 2) Se define un modelo con un determinado diámetro de perforación y se aplica a este, diferentes grados de confinamiento según tipo de explosivo.
- 3) Se evalúa el efecto de los gases emanadas por explosivo ANFO según confinamiento
- 4) Se define el explosivo óptimo a utilizar y se realizan a este modelamiento adicionales en términos de anisotropía de esfuerzos in situ.
- 5) Definido el explosivo y diámetro, se realizan análisis de secuenciamiento, posición de primas dentro de un tiro y entre tiros.
- 6) Se modela la interacción de la tronadura en ambiente confinado antes distintos grados de FH teórico previo.
- 7) Se realizan análisis de burden.
- 8) Se evalúa hasta que distancia existe interacción de la tronadura con una cara libre (en ambiente confinado) y la sensibilidad al tamaño de la cara libre
- 9) Efecto e interacción con estructuras in situ, diferenciando en estructuras abiertas y cerradas..
- 10) Análisis en términos de efectividad de la malla: dimensiones y *pattern*
- 11) Una vez analizadas todas las variables descritas anteriormente, se propone un diseño genérico para pre acondicionamiento

#### 8.5. Objetivo

Lograr definir en términos de diseño, a que burden, secuenciamiento, diámetro, condiciones de borde y nivel de esfuerzos se logra conectar fracturas entre los pozos,

que vayan a garantizar que al momento del PA in situ los pozos interactúen y se logre formar bloques de roca.

## 8.6. Modelamiento: Proceso y Análisis

### 8.6.1. Sensibilidad al diámetro según tipo explosivo

Se realiza modelamiento con explosivo ANFO y Emulsión en diámetros de 3 a 6 pulgadas (límites entre una tronadura de producción y una de pre acondicionamiento), en un ambiente exento de esfuerzo y otro con 10MPa de confinamiento (Figura 166 y Figura 167), cuyos resultados se observan en la Figura 63.

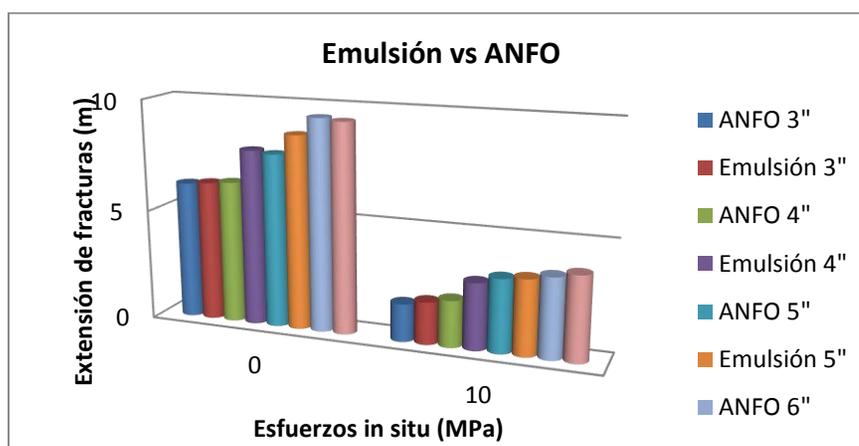


Figura 63: Análisis de sensibilidad del diámetro de perforación según explosivo y confinamiento

Se entiende que el confinamiento (por más pequeño que sea) influye significativamente en la extensión de fracturas, disminuyendo en un 64% en el caso del ANFO y emulsión con una variación de tan sólo 10 MPa (con respecto a su largo original, por lo que largo efectivo fracturas emulsión sigue siendo mayor), disminuyendo el alcance efectivo de las fracturas en el orden de un 90% respecto del escenario sin esfuerzos (Tabla 10). Además, que la sensibilidad al diámetro se hace más notoria cuando se cambia la emulsión de un diámetro de 3" a 4", lográndose un efecto equivalente al ANFO en 5"

(que es inviable en la operación por pérdida de las propiedades del prill en altura). Luego de eso, se observan aumentos menores, teniendo siempre la emulsión un mayor alcance.

Tabla 10: Influencia de los esfuerzos en la extensión de fracturas

Esfuerzos in situ (MPa)	% Reducción extensión de fracturas	
	ANFO	Emulsión
0	Caso base	Caso base
5	49%	43%
10	64%	64%
15	69%	70%
20	73%	74%
30	84%	79%
40	89%	85%
50	92%	89%

### 8.6.2. Efecto del confinamiento según tipo de explosivo

De lo anterior, como era de esperarse, se observa que conforme aumenta el diámetro, se gana adicional en término de fracturas. Por lo cual se decide que para el diseño, se utilizará un tiro aislado de pre acondicionamiento en el típico diámetro utilizado actualmente en la industria: Diámetro 5 3/4", ante diferente grado de confinamiento, con el fin de evidenciar la variación en la eficiencia de la tronadura según tipo de explosivo (Figura 168 y Figura 66). Los resultados de los modelamientos en vista en planta se muestran en la Figura 64 y Figura 65.

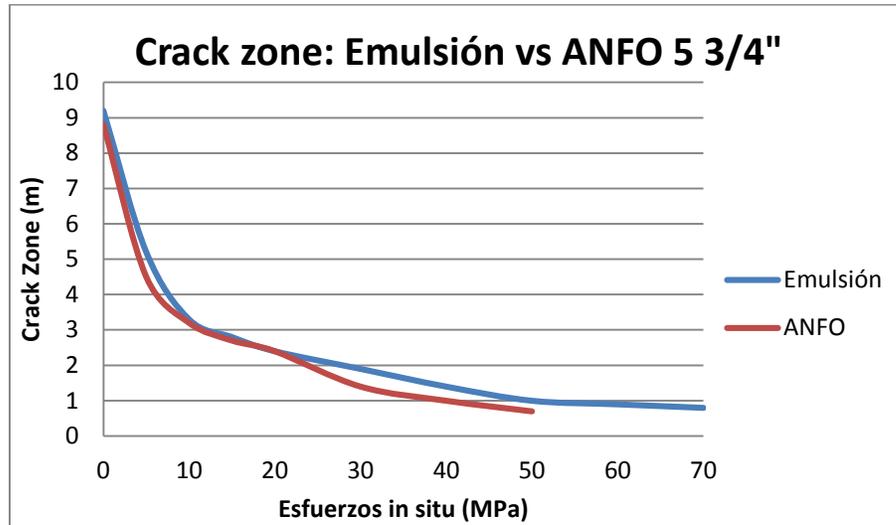


Figura 64: Zona de fractura para Emulsión Vs ANFO en 5 3/4"

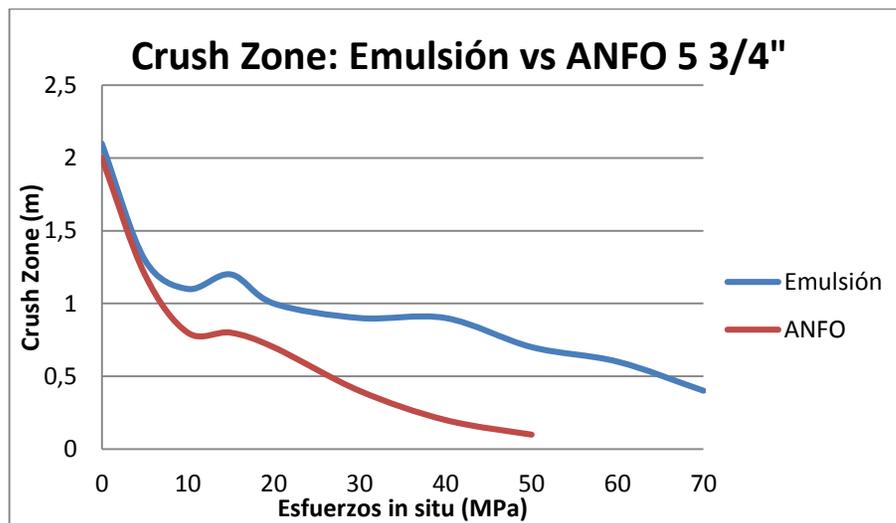


Figura 65: Zona de trituración para Emulsión Vs ANFO en 5 3/4"

Estos demuestran mayor eficiencia por parte de la emulsión, haciéndose esta aún mayor en el caso de la zona triturada. Debido a la mayor VoD y energía de choque aplicada en el contorno circundante de la perforación. Es posible también observar que a mayor confinamiento, el ANFO no presenta una zona de trituración aparente, sino que sólo genera fracturas discretas producto de la acción de los gases (Figura 70). Particularmente, la Crack Zone nos indica que para un ambiente de altos esfuerzos (>50MPa) el alcance efectivo de la tronadura es del orden de 1 metro independiente del

explosivo , y la diferencia principal entre ANFO y emulsión es que para el caso de la emulsión, a 50MPa ese metro de alcance se encuentra totalmente pulverizado, mientras que para el ANFO hasta un metro tan sólo se observan fracturas discretas.

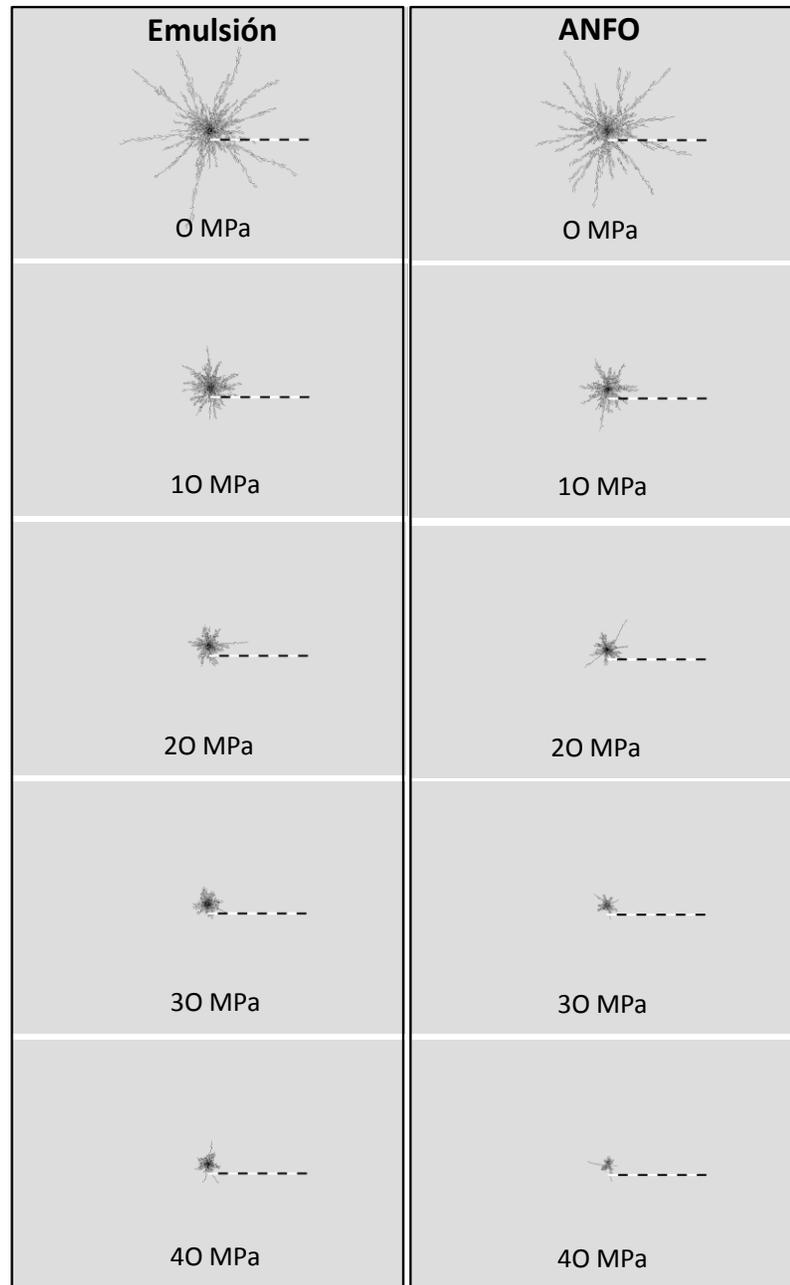


Figura 66: Diferencia entre Explosivo emulsión y ANFO en 5 3/4" según confinamiento

Adicionalmente, se realizan modelamientos con emulsión en iguales condiciones pero en vista axisimétrica (Figura 67).

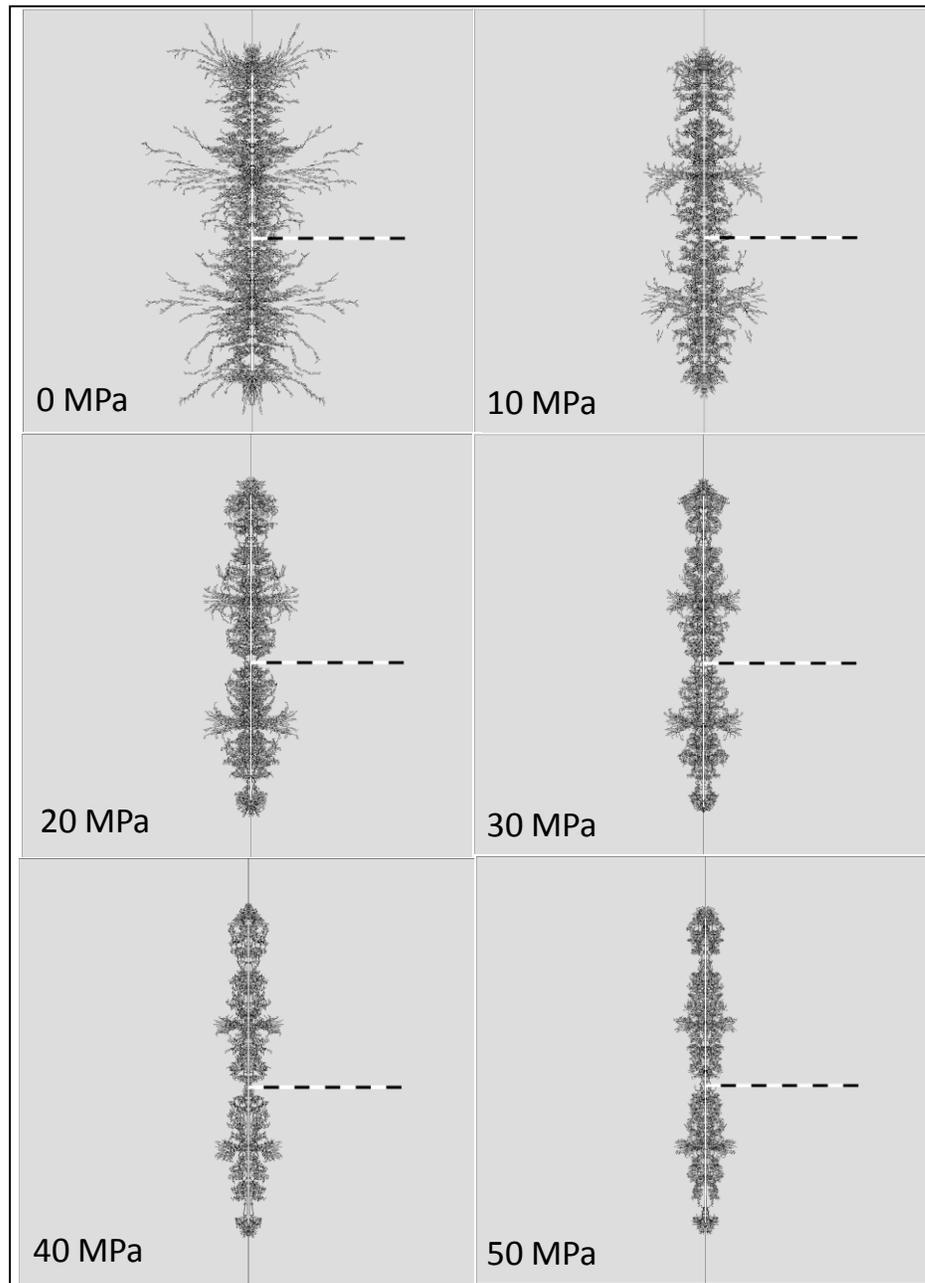


Figura 67: Confinamiento vista axisimétrica

Lo que entrega resultados en términos de largo total de fracturas generas y n° de fracturas generadas, además del porcentaje del área preacondiiconada.

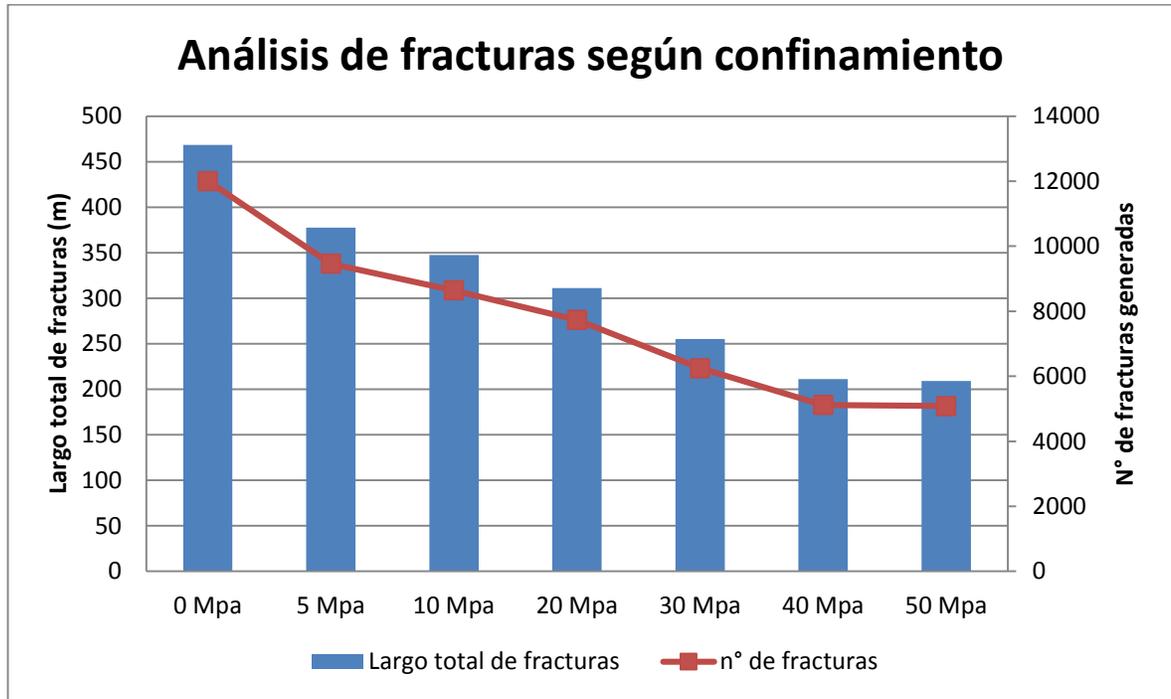


Figura 68: Análisis de fracturas según confinamiento

Particularmente, se entiende que en base a un diseño base de 13x13 (BxS) el área pre acondicionada del total es de 28% (elementos pulverizados, material fino) mientras que a 50 MPa esto no sobre pasa un 8% (este porcentaje se calcula como el % de elementos dañados del total de elementos por área).

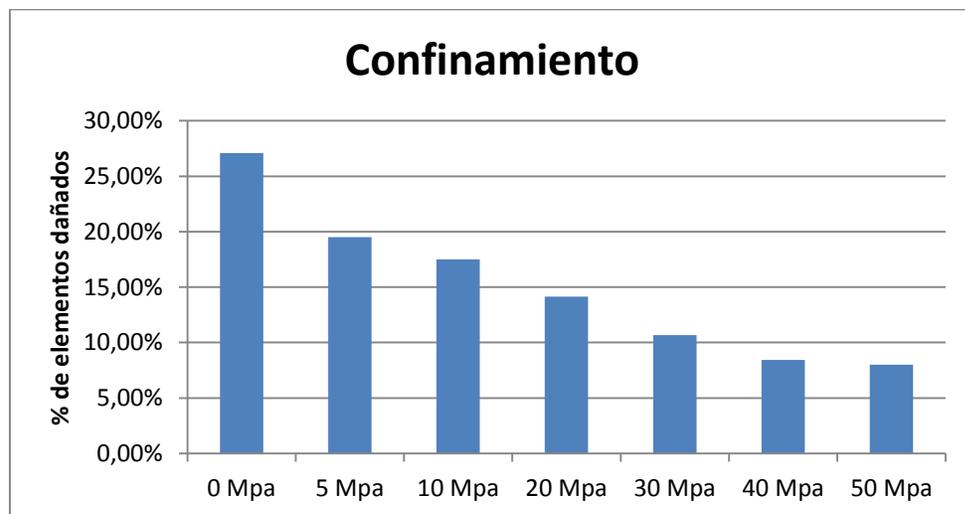


Figura 69: Porcentaje de elementos dañados según confinamiento

### 8.6.3. Efecto de los gases

Los resultados discutidos en sección precedente: 8.6.2 Efecto del confinamiento según tipo de explosivo hacen concluir que si bien una mayor energía de choque es de mayor eficiencia en términos de generación de fracturas y zona de trituración, y por ello un explosivo tipo emulsión es óptimo. Las altas presiones de gases emandas por el ANFO siguen teniendo influencia en la generación de fracturas discretas aún a un alto confinamiento. Esto se observa en la Figura 70, en que incluso a alto confinamiento (50MPa), las únicas fracturas generadas más allá de la crush zone, son debidas al efecto de los gases.

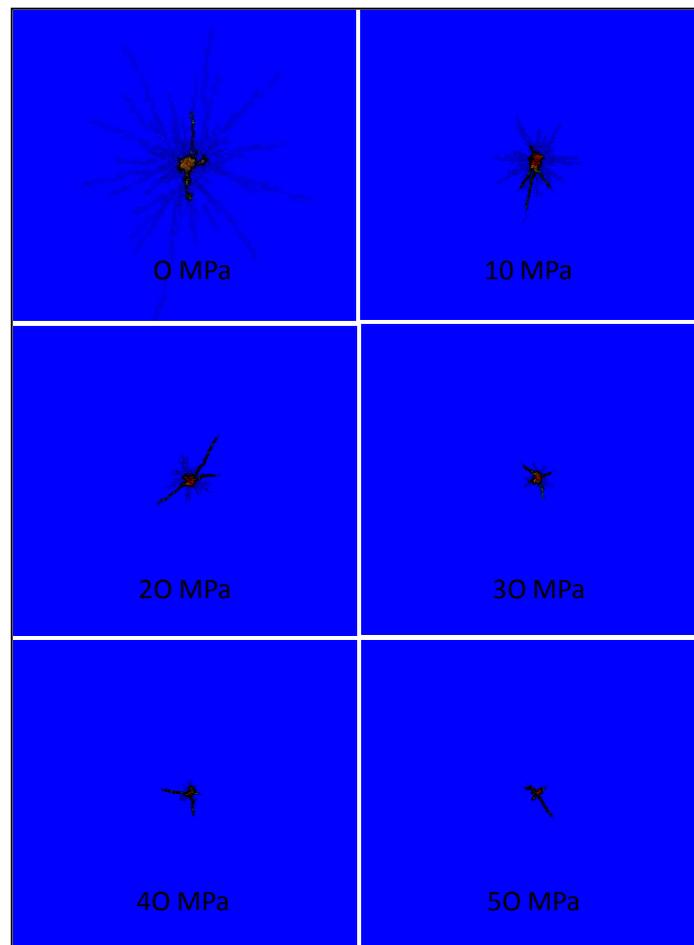


Figura 70: Visualización e influencia de los gases del ANFO según confinamiento

#### 8.6.4. Efecto de la anisotropía en los esfuerzos

Debido a que en un ambiente geotécnico, con todas las variables que ello implica, nunca se tendrá un ambiente perfectamente isotrópico en términos de esfuerzos se decide hacer un análisis en término de la anisotropía en los esfuerzos in situ. Los resultados y modelamientos se muestran en la Figura 71 y Figura 72 respectivamente.

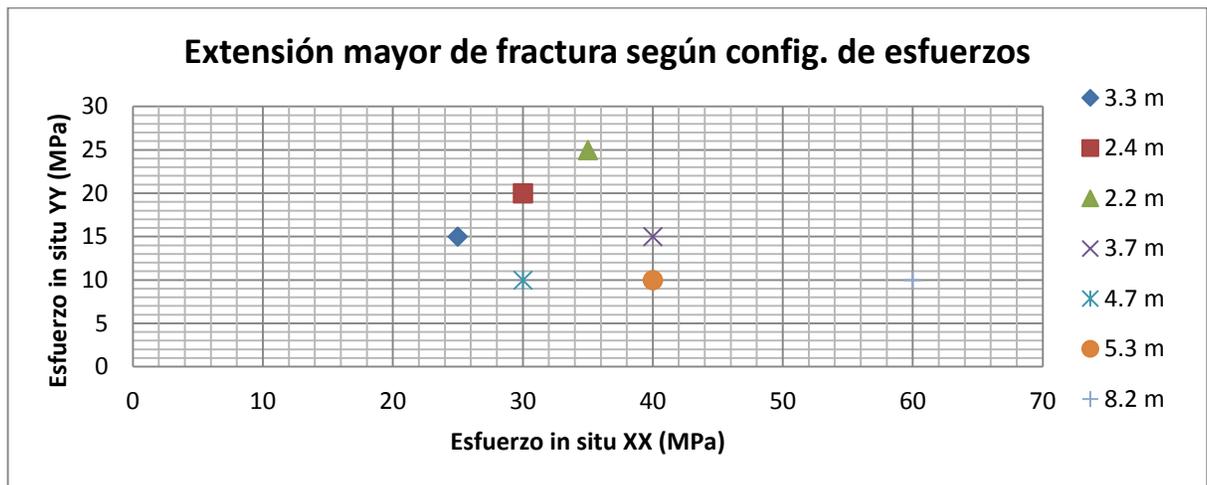


Figura 71: Extensión de fracturas según configuración anisotrópica de esfuerzos

La Figura 71 nos indica que se observa una mayor extensión de fractura (en la dirección del esfuerzo principal mayor) a mayor anisotropía entre los esfuerzos, y, para un mismo desviatorio de esfuerzos, una menor extensión de las fracturas con el incremento de estos.

La variación entre la extensión de fracturas en la dirección del esfuerzos principal mayor y menor varía en función de la anisotropía en los esfuerzos y la magnitud de estos. Siendo la diferencia (en términos de extensión de fracturas según dirección) de 1,3 metros con una configuración de esfuerzos in situ de 15-25Mpa, y de 7 metros con una configuración de 60-10 Mpa.

Adicionalmente, se realizó análisis de variación en el esfuerzo vertical (Figura 170), con su consecuente resultado en la Figura 171.

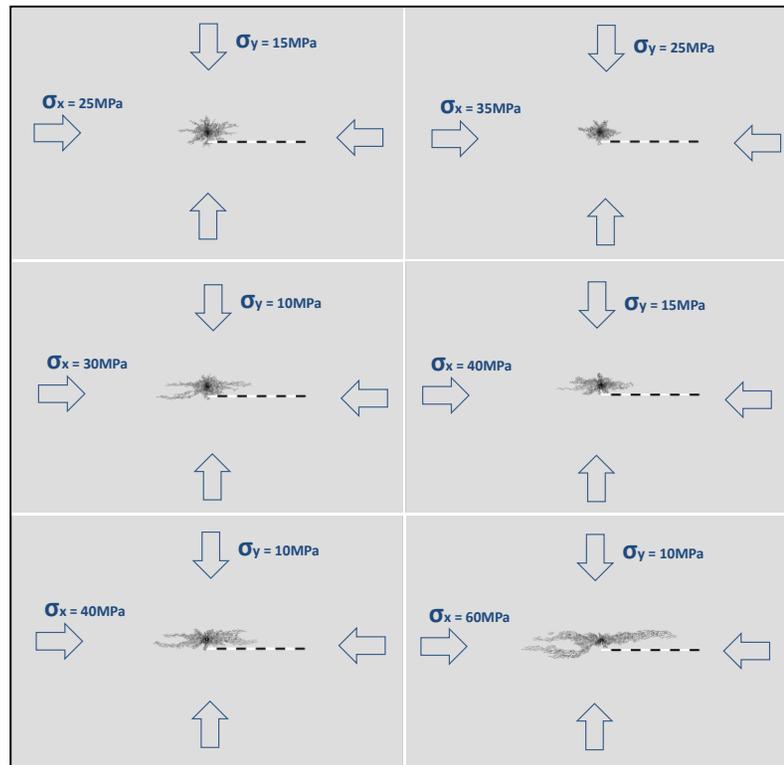


Figura 72: Análisis en emulsión en 5 3/4" con diferentes niveles de anisotropía en esfuerzos

### 8.6.5. Sensibilidad al retardo

Una vez caracterizada la detonación según tipo de explosivo, diámetro y condición de esfuerzos in situ, se procede a realizar un análisis en términos de sensibilidad al retardo entre dos tiros. Por los análisis hechos anteriormente, se decide utilizar una emulsión, cargada en 5 3/4" a 10MPa de confinamiento. Los resultados de esto se observan en la Figura 73, donde la detonación simultánea muestra un mayor nivel de efectividad en términos de la extensión e interacción de fracturas entre tiros, que es lo que se busca para este propósito. Estos modelamientos no hacen más que re validar la teoría del precorte (explicada con mayor detalle en sección 6.3.9: Secuencias y retardos).

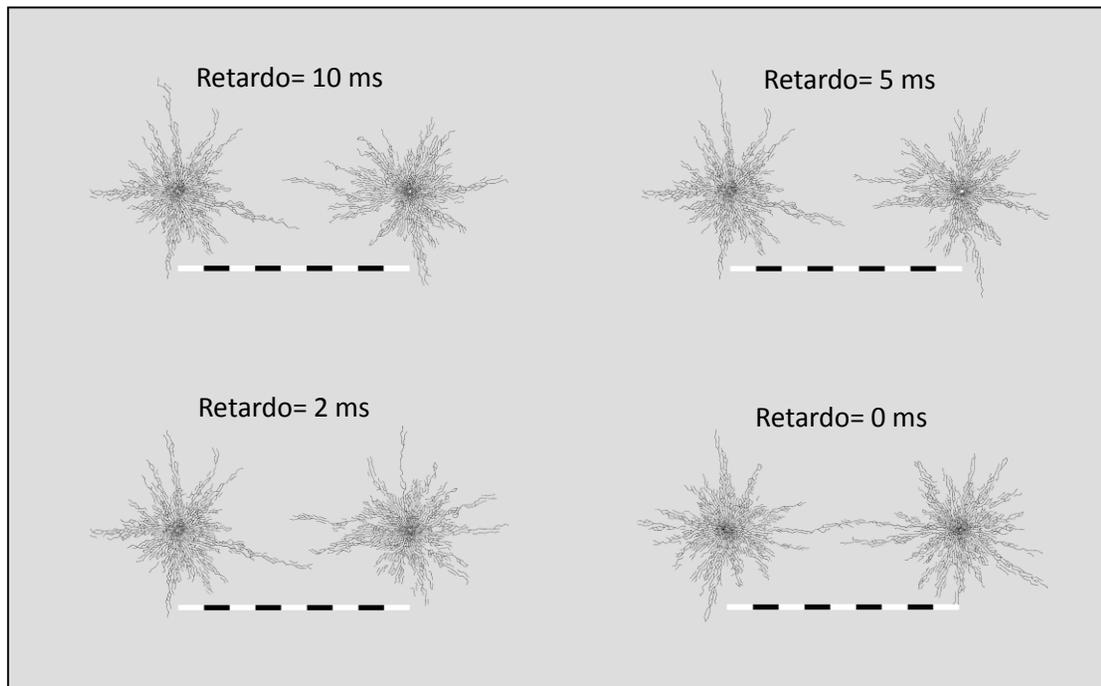


Figura 73: Análisis de sensibilidad del retardo en la interacción entre pozos

Adicionalmente, mencionar que por efecto del correcto secuenciamiento entre pozos se gana un adicional significativo en términos de extensión de fracturas. Por ejemplo, para el caso de un explosivo emulsión, cargado en  $5 \frac{3}{4}$ ", el alcance de fracturas de un tiro aislado es del orden de 3 metros a 10MPa de confinamiento (ver Figura 168 y Figura 64). Pero si se realiza una detonación simultánea entre dos tiros de emulsión, cargado en  $5 \frac{3}{4}$ " espaciados a 9 metros (Figura 82), se logra conectar fracturas de ambos. Lo que significaría un largo efectivo de fracturas de 4.5 metros. Más detalles de esto en sección siguiente, cuando se realiza análisis de burden.

#### 8.6.6. Posición de primas

De lo revisado en la literatura, se ha demostrado que dependiendo el tipo de roca y explosivo, existe una posición óptima entre primas de forma de crear la mayor cantidad de fracturas, y que las fracturas generadas por el acople de ondas entre 2 booster sea la mayor posible. Esto dependerá principalmente de las propiedades dinámicas de la roca:  $V_p$  y  $V_s$ , y de la VoD del explosivo. La secuencia completa de detonación de un tiro de

explosivo, con primas cada 8 metros, puede observarse en la Figura 172, y el efecto en la extensión de fracturas en los puntos de choque de las ondas en la Figura 74. La ubicación de las primas y su consecuente efecto en el macizo puede observarse en la Figura 173, Figura 174, Figura 75, Figura 175, Figura 176, Figura 177 y Figura 178.

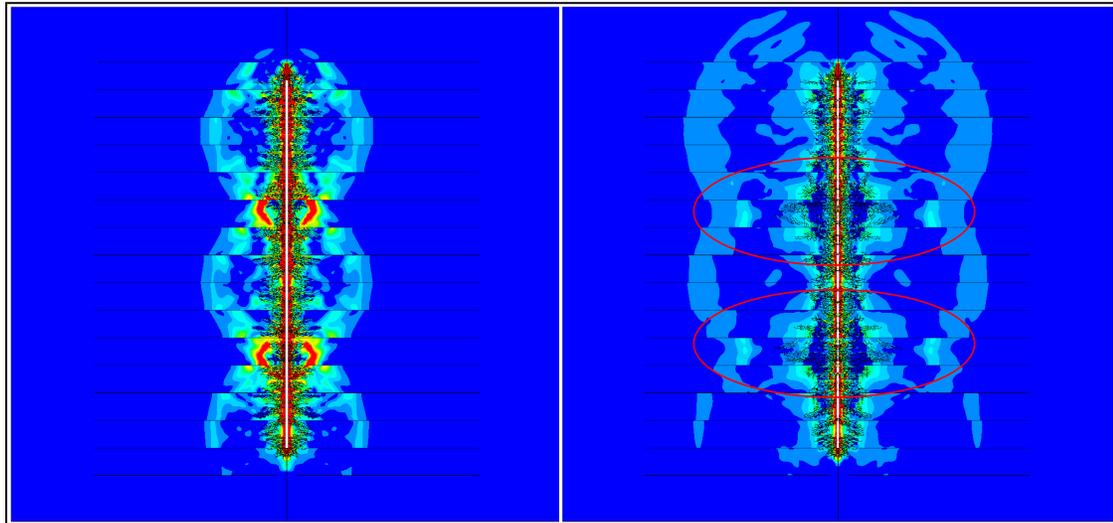


Figura 74: Acople e interacción de ondas

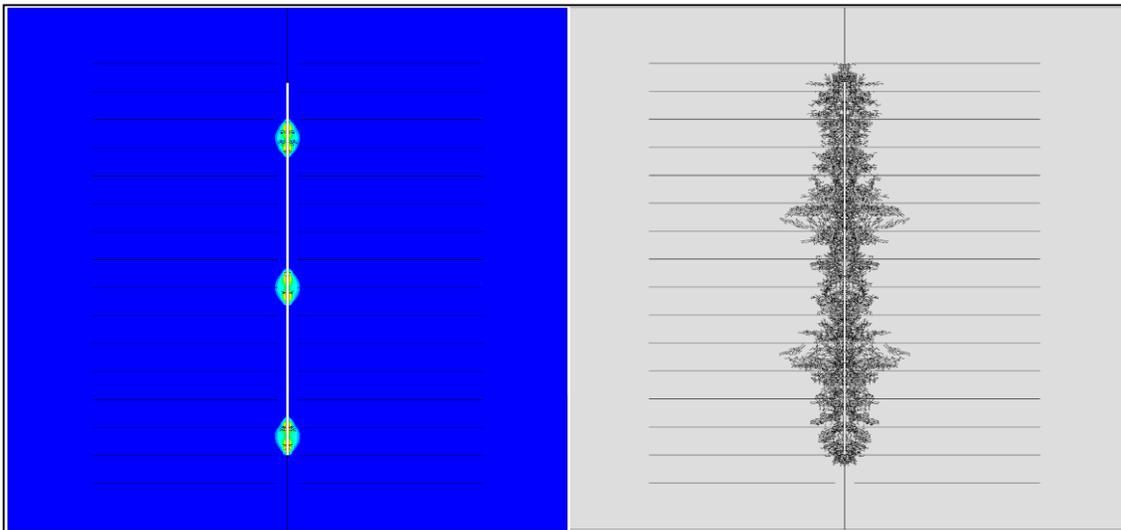


Figura 75: Posición de detonadores cada 8 m

Encontrándose, para este tipo de roca y explosivo, un óptimo de separación de 8 metros entre primas, capaz de generar mayor cantidad de fracturas, mayor largo total y

preacondicionar un volumen de roca mayor. El detalle de esto en la Figura 76 y Figura 77.

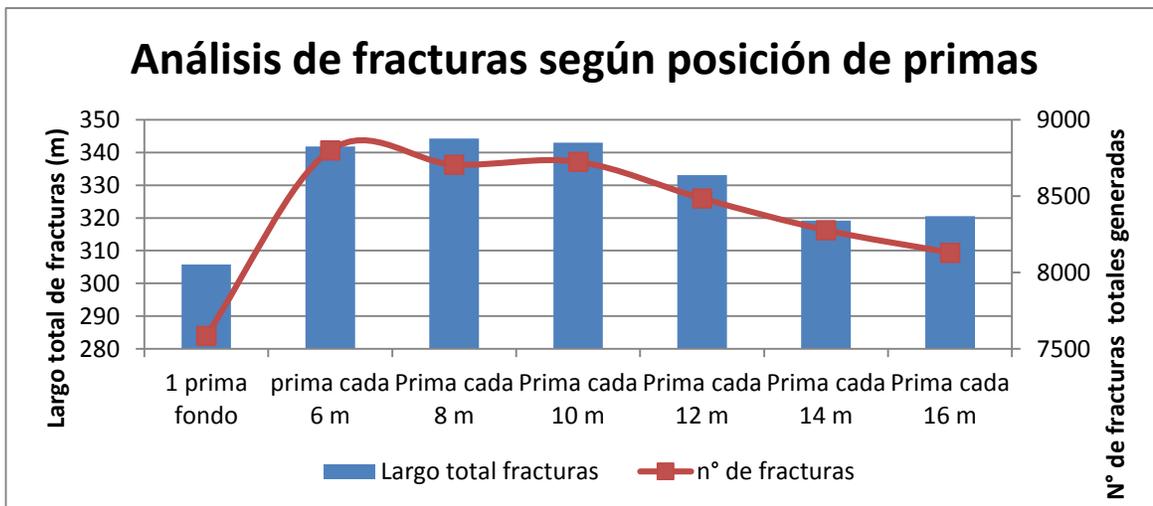


Figura 76: Posición de primas largo y n° fracturas

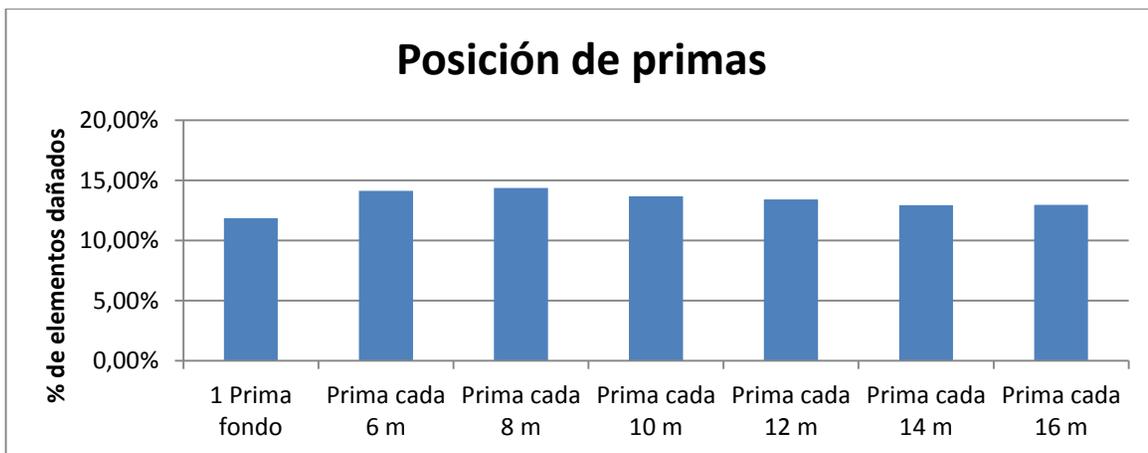


Figura 77: Posición de primas

Además, interesa ver como influye la interacción entre pozos, a lo largo de la columna, entre distintas primas. En la Figura 179, se observa una secuencia de detonación entre dos tiros con primas cada 8 metros cargados de forma uniforme, y dos tiros detonados de forma simultánea, con tiros distanciados cada 8 metros en la columna, pero intercalados en la altura entre tiros. Los resultados de esto en la Figura 78, que muestran que al

intercalar primas a lo largo de la columna entre tiros, contribuye a mayor interacción y generación de fracturas entre pozos.

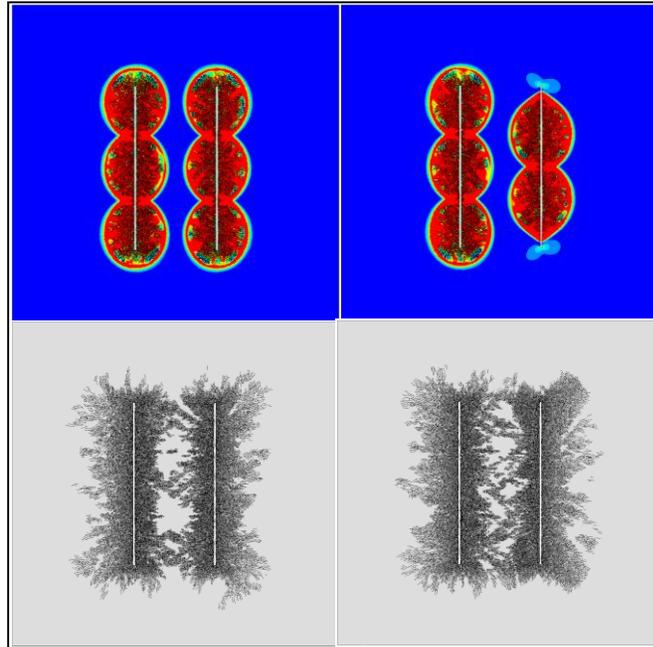


Figura 78: Interacción entre pozos

#### 8.6.7. Interacción con FH

Como se explicó, actualmente la técnica de PA tiene tendencia a ocupar de forma conjunto FH y DDE. Por lo cual, aquí se realiza una simplificación de lo que podría ser la interacción entre un FH y un DDE, considerando una idealización de FH como estructuras cerradas, perpendiculares a los pozos de perforación (en dirección  $\sigma_3$ ), y de extensión máxima de 20 metros.

Los escenarios definidos están en base a lo que se realiza hoy en la industria; Fractuamiento hidráulico cada 1.5 metros a lo largo del pozo, y en pruebas especiales cada 1.0 m, o incluso cada 0.5 metros (si se consideran dos pozos espaciados cada 1.0 m y traslapados entre sí). Esto se observa en la Figura 81.

Precisar que estos resultados solamente muestran la eficiencia del explosivo, dada distintas condiciones de borde (cantidad de FH), no pretende mostrar lo que podría ser la fragmentación conjunta del uso de ambas técnicas.

De los resultados mostrados en Figura 79 y Figura 80 se entiende que una cantidad de FH como la que se utiliza hoy en día (cada 1.5 metros), contribuye de forma positiva en el post fracturamiento por tronadura. Básicamente porque las fracturas FH pre existentes generan reflexiones y refracciones de onda, que dependiendo su ángulo de incidencia y propiedades del relleno de las fracturas podrían reflejarse/refractarse en forma de compresión y/o tracción. Luego, a una mayor frecuencia de FH in situ (cada 0.5 metros), la eficiencia del explosivo disminuye, dado que existe demasiada disipación de la energía del explosivo por las refracciones y reflexiones de las ondas generadas.

Otro hallazgo igualmente importante, es que en ninguno de los escenarios modelados, la zona que queda más allá de la *Cursh Zone* representa más de un 10% en término de cantidad y largo total de fracturas respecto de la *Crush Zone*.

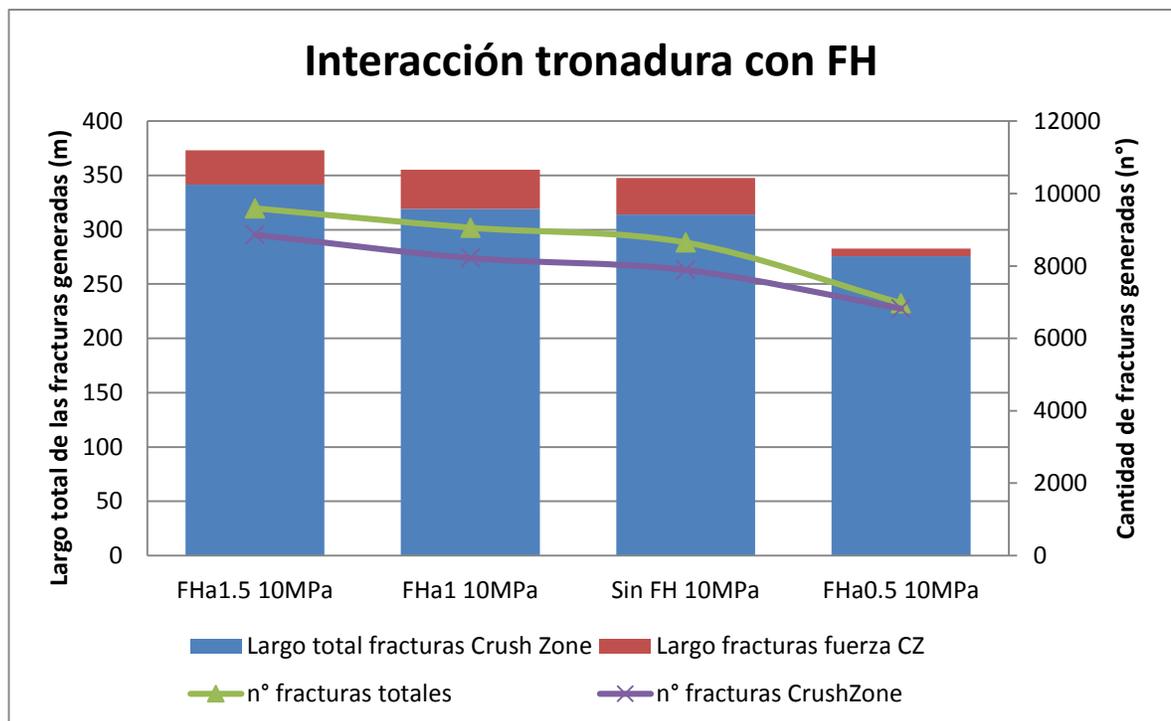


Figura 79: Interacción con FH largo y cantidad de fracturas

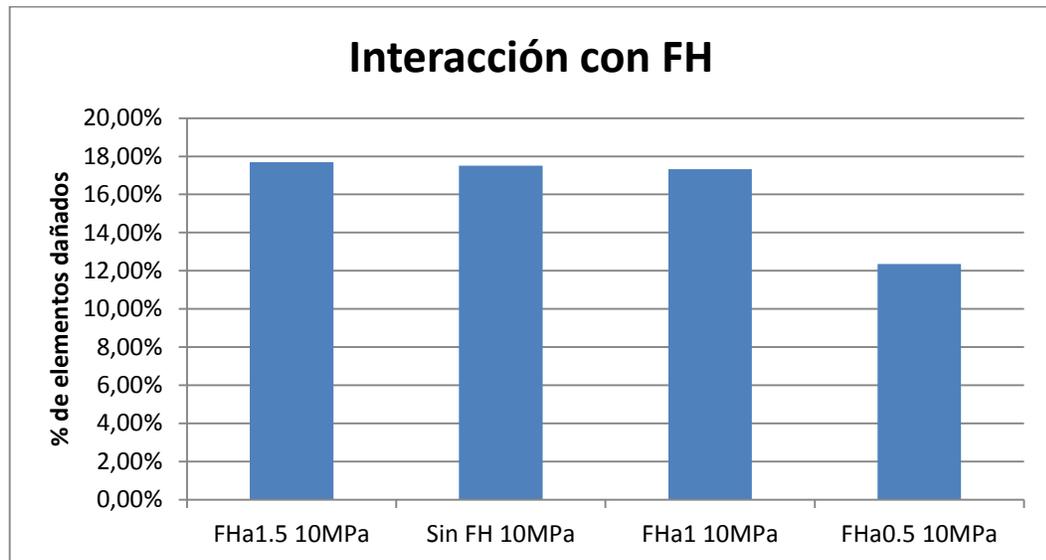


Figura 80: Interacción con FH

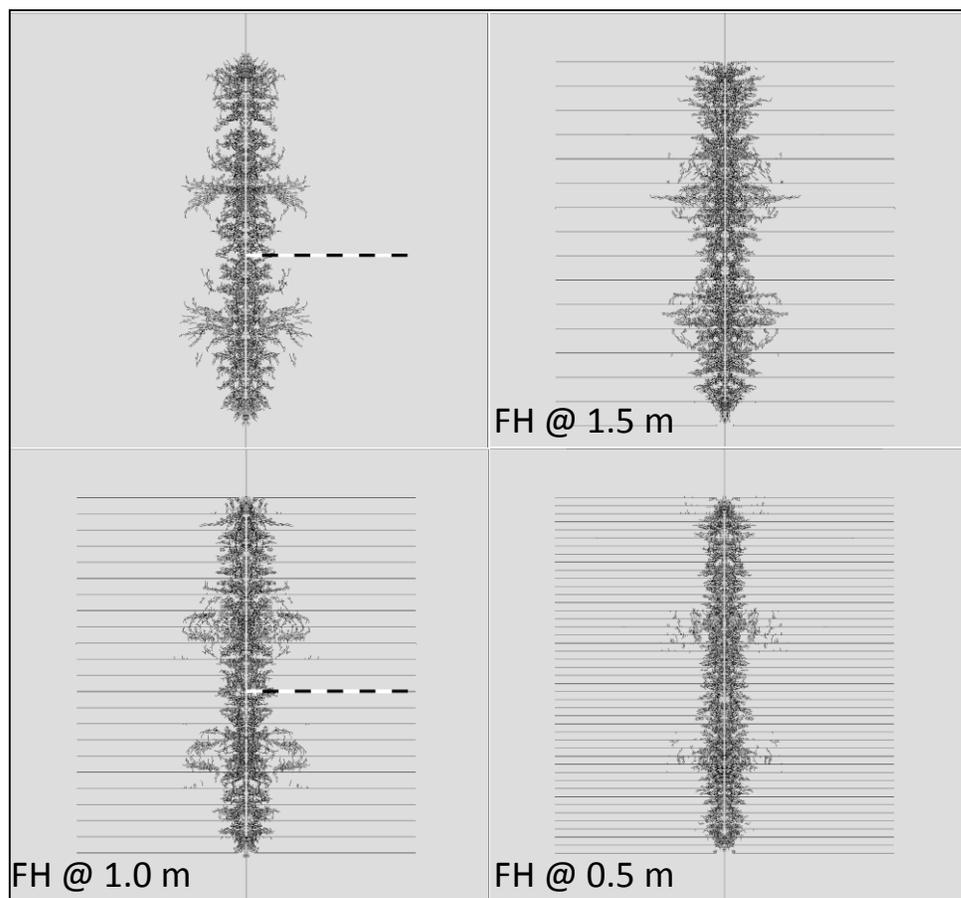


Figura 81: Modelamiento axisimétrico con y sin FH

### 8.6.8. Análisis de Burden

Definido el retardo óptimo para este tipo de tronadura (detonación simultánea), se procede a realizar modelamientos para definir la influencia del burden (Figura 82) y posteriormente definir que tipo de interacción existe entre tiros con los diseños que existen hoy en día y cual sería el burden máximo hasta los cuales podría lograrse algún tipo de interacción entre tiros (Figura 85 y Figura 169).

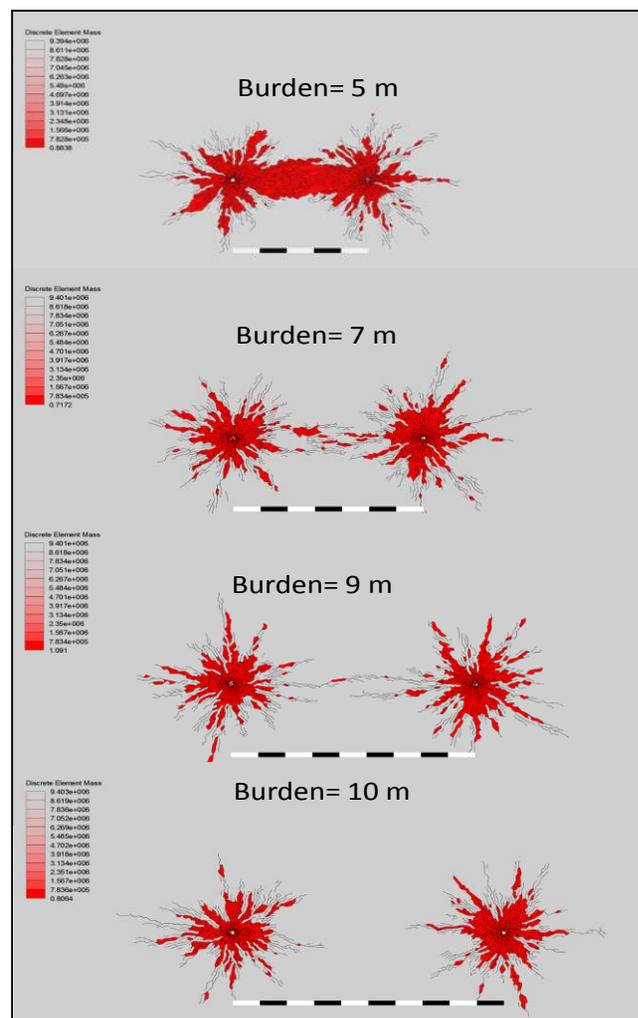


Figura 82: Interacción entre tiros: Detonación simultánea 2 tiros emulsión 5 ¾" a diferentes burden (a 10MPa esfuerzos in situ)

En la Figura 83, es posible observar el adicional que se logra en términos de extensión de fracturas por la interacción entre dos tiros a diferentes burden (de acuerdo a Figura 180). Siendo en todos los casos mayores que por efecto de la detonación de un tiro aislado, y aumentando incluso en un 29% para el caso de un burden 9 metros.

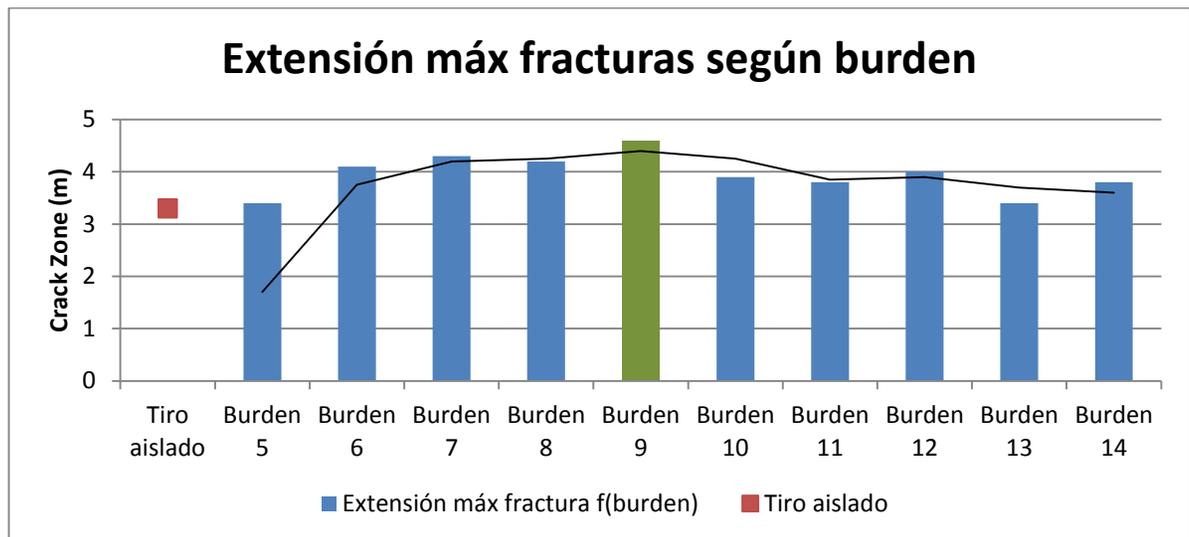


Figura 83: Extensión de fracturas según burden (5 ¾" y 10Mpa de confinamiento)

No olvidar que la dirección de los esfuerzos respecto de la secuencia de detonación de los pozos es fundamental. Si bien, los sectores a pre acondicionar son inamovibles, y por ende no existe mucha holgura en la ubicación de los pozos, se debe definir que disparos saldrán en que eventos (en base a los esfuerzos in situ), de modo de asegurar una mejor interacción entre tiros. Si se define tronar en una secuencia instantánea dos pozos, pero la magnitud de los esfuerzos in situ no acompaña el diseño, podría conducir a un resultado como el que se observa en la Figura 84. Por ende, en este caso, debiesen primero tronarse pozos en dirección perpendicular a estos, deseando que exista un re ordenamiento local de esfuerzos, y posteriormente (con el ambiente de esfuerzos in situ en campo cercano modificado), tronar los pozos en la otra dirección.

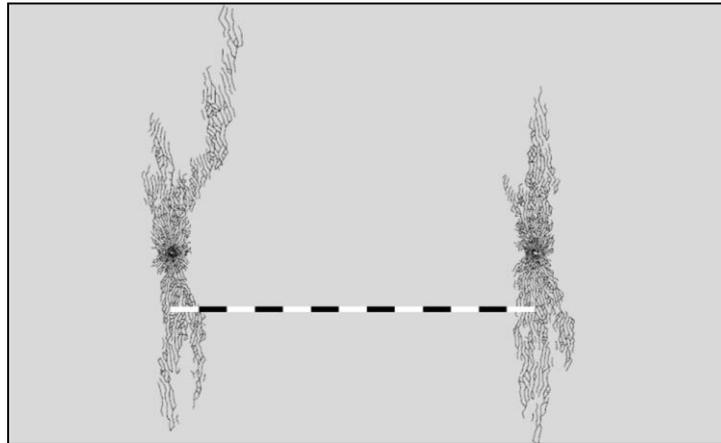


Figura 84: Interacción entre tiros: Detonación simultánea 2 tiros emulsión 5 ¾” a 13 m burden, en una condición de esfuerzos 10-60 (SigmaXX-SigmaYY)

Contrariamente a lo ocurrido en la Figura 85, en que los esfuerzos in situ favorecen la interacción entre pozos, logrando conectar fracturas y traslaparlas incluso a 13 metros de distancia entre pozos.

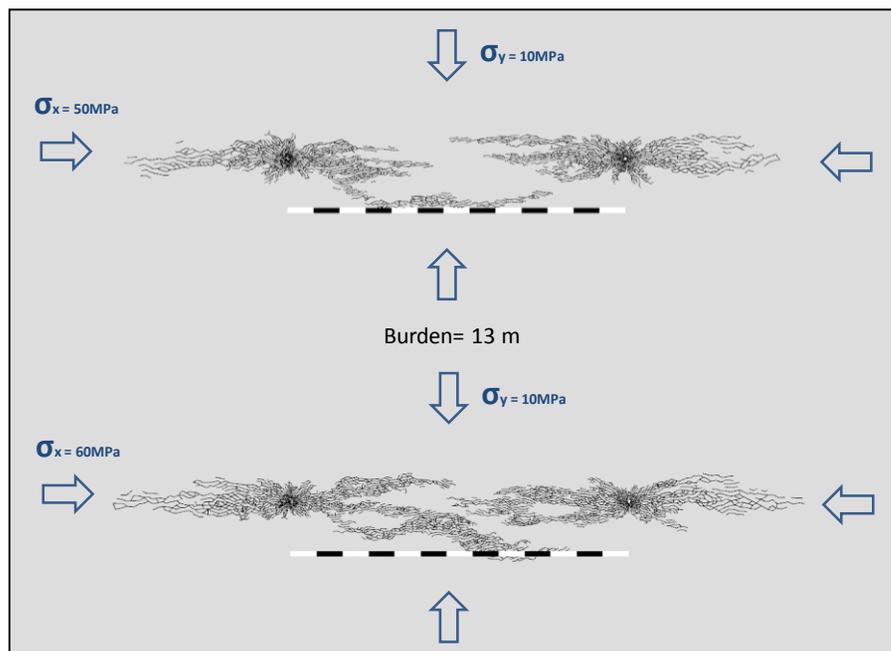


Figura 85: Interacción entre pozos burden 13 m, 5 ¾” y diferencias de 50 y 60 MPa

De los resultados se entiende que se garantiza interacción y conexión entre las fracturas de diferentes pozos con diseños utilizados actualmente (burden 13 metros) con una

diferencia de esfuerzos altísima in situ variable entre 40-50 MPa. Recordar que esa variación no es entre el esfuerzo principal mayor y el menor, sino entre aquellos 2 que son horizontales, lo cual deja en claro la poca probabilidad de interacción entre estos. Mientras que a un menor burden (9 metros) se podría garantizar la conexión entre pozos, incluso a alto grado de confinamiento.

Se evidencia que a mayor anisotropía la extensión en la dirección preferencial se hace más notoria. Esto explica en cierta medida porque autores como Brzovic [4] registraron extensión de fracturas máximas de 8 metros (con uso de emulsión *Subtek Deep*) en pre acondicionamiento, pese a que todos los demás estudios y modelos entregan valores mucho menores (Tabla 1). Probablemente la anisotropía de esfuerzos (del orden de 50 MPa, detalle en **Error! Reference source not found.**) contribuyó en parte a que las fracturas se abrieran preferencialmente en una dirección.

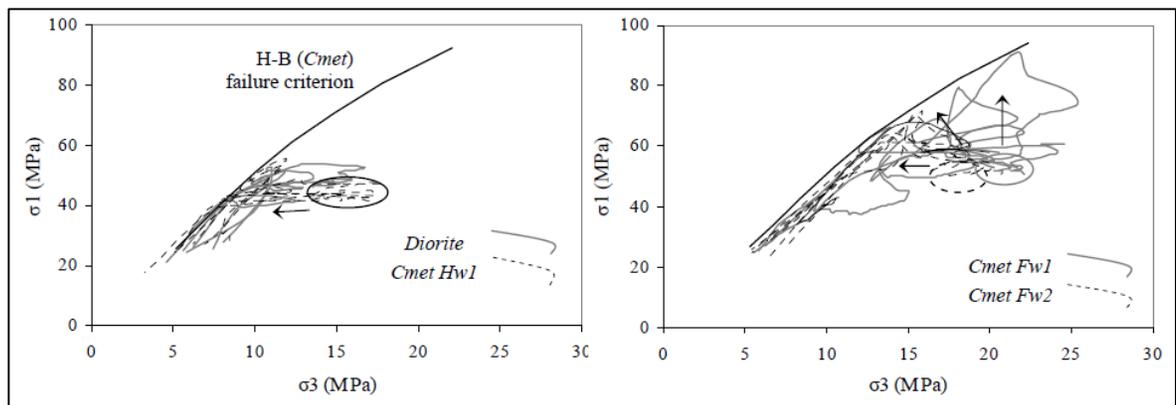


Figura 86: Anisotropía en los esfuerzos en prueba de pre acondicionamiento en mina El Teniente (Brzovic, 2009)

### 8.6.9. Análisis de Cara libre

En minería a cielo abierto, la cara libre es ampliamente usada y validada por su capacidad de direccionar la tronadura y ser causante de un adicional en fragmentación de la roca.

En la Figura 87 se muestra la diferencia entre una tronadura con cara libre en minería a cielo abierto (0.5 MPa in situ) y en subterránea (con el mismo diámetro: 5 ¾" y explosivo: emulsión a 10MPa de confinamiento).

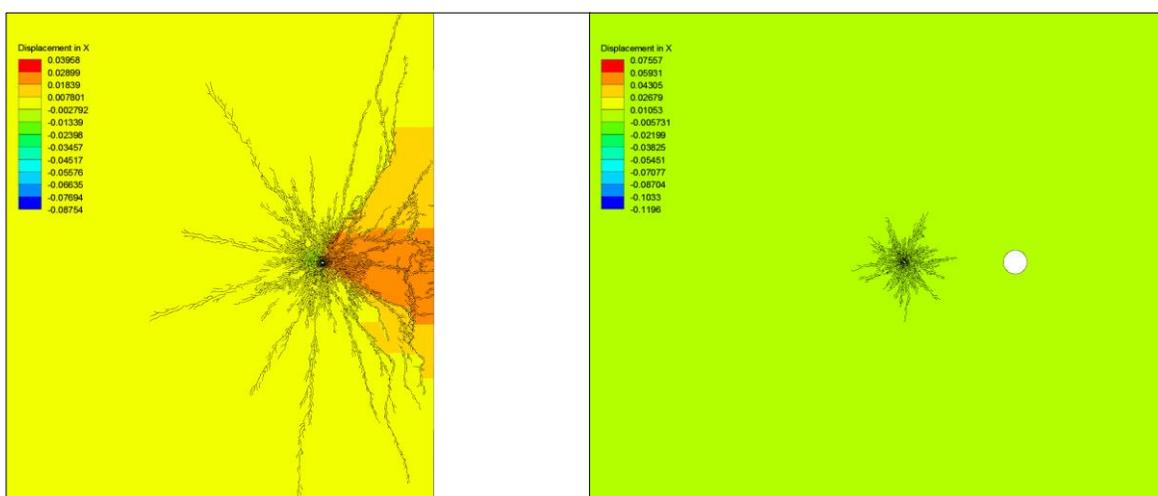


Figura 87: Diferencia cara libre en cielo abierto y subterráneo

De forma clara, se observa que con una distancia a la cara libre de 7 metros, en minería a cielo abierto se logra direccionar la tronadura hacía la cara libre y fragmentar de forma significativa el macizo. Mientras que, en minería subterránea, a 7 metros de distancia no se observa influencia alguna de una cara libre. Los motivos son:

1. En cielo abierto no existen esfuerzos in situ, mientras que en subterránea puede existir esfuerzos muy altos (en este modelamiento se utilizó tan sólo 10MPa para no castigar excesivamente por efecto de confinamiento).
2. En minería subterránea, al realizar chimeneas, las caras libres generadas son discretas, de forma contraria, a minería a cielo abierto, en que las caras libres abarcan toda la extensión de un banco.

De este modo, en la Figura 88, se grafica el desplazamiento en X e Y del material quebrado por la tronadura en ambiente confinado, de forma de percibir hasta que distancia a una cara libre de 1.5 m de diámetro se observa movimiento de material.

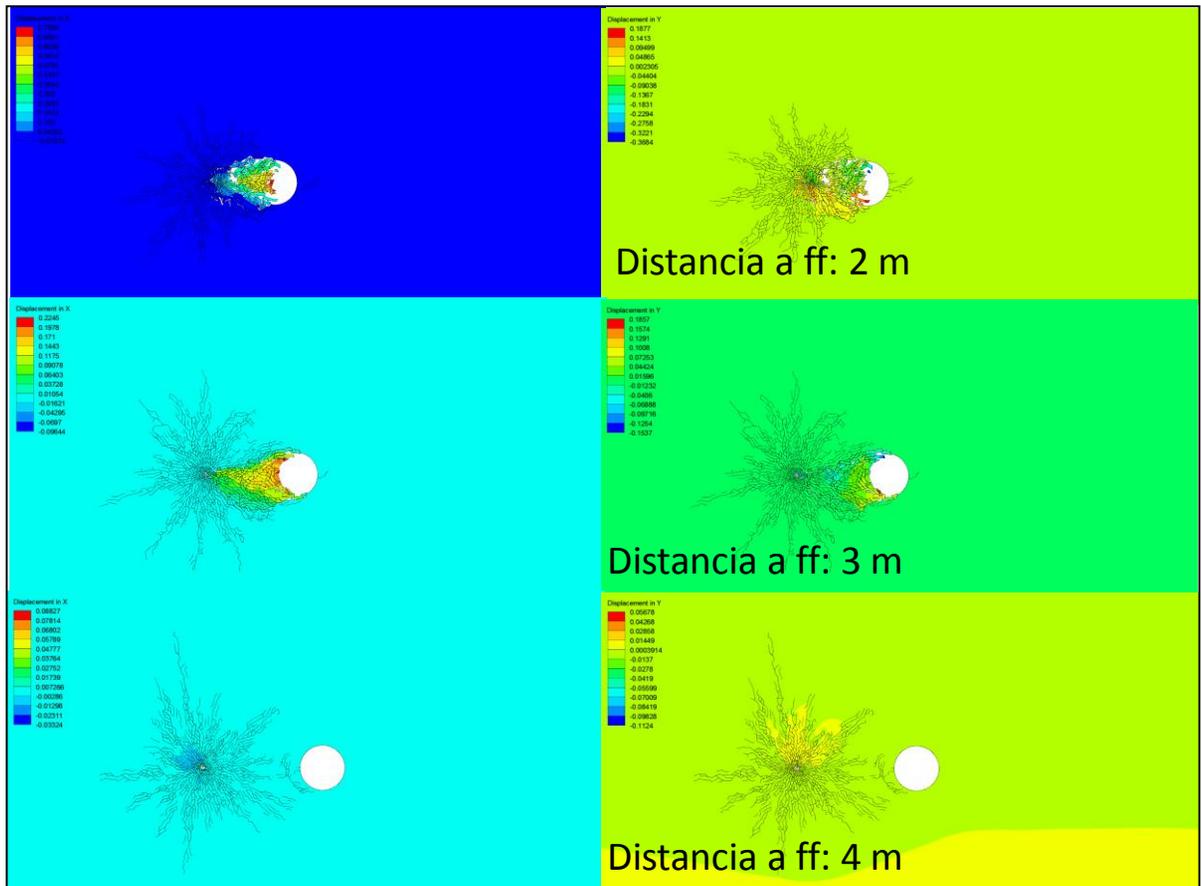


Figura 88: Desplazamiento del material hacía cara libre según distancia

Se obtiene que hasta 3.5 metros de distancia a una cara libre (chimenea) de 1.5 m de diámetro, se logra mover el material hacía dicha singularidad. Sin presencia de cara libre, el alcance de fracturas discretas en el mismo ambiente de esfuerzos es de 3.3 metros máximo.

Luego, de forma de ver el efecto de la interacción tronadura-cara libre, a diferentes diámetros de cara libre, y eventualmente realizar en terreno una cara libre de menor diámetro con similar influencia, disminuyendo el tiempo de realización y costo asociado.

Se realizan los modelamientos mostrados en la Figura 89, con cara libre a 3.5 metros de la tronadura.

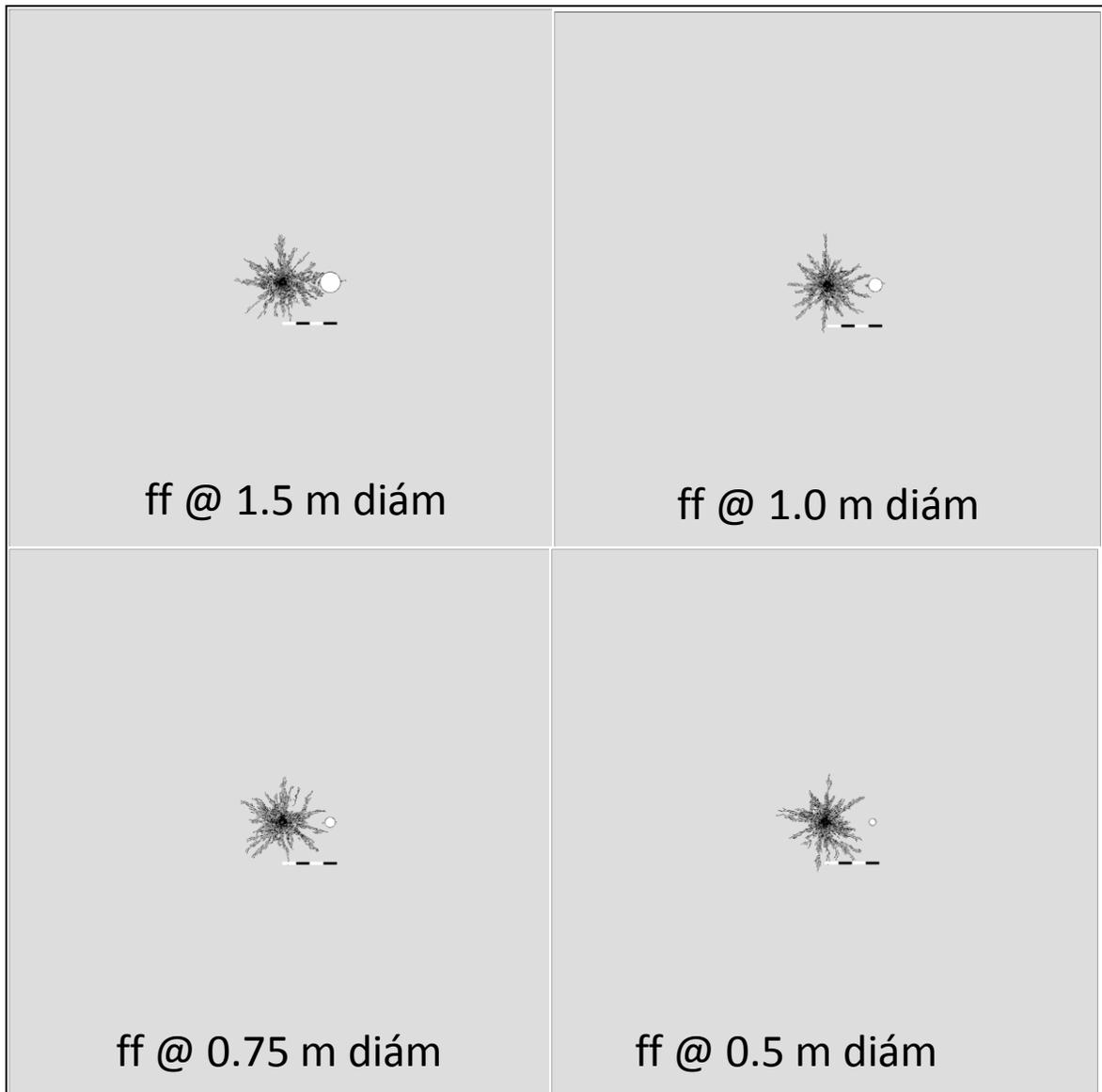


Figura 89: Desplazamiento del material hacia cara libre según tamaño cara libre

Corroborando el supuesto inicial, de comparación entre caras libre de cielo abierto y subterráneo. En que el efecto de la tronadura, si es sensible a la geometría y dimensiones de la cara libre. En este ejercicio, queda en evidencia, que una cara libre menor a 1.5 m, a 3.5 metros de distancia no tiene influencia alguna en la tronadura.

### 8.6.10. Análisis de estructuras in situ

Como ha sido probado en terreno y laboratorio, la roca falla a través de sus estructuras in situ, y por ende es fundamental considerar estas en el diseño. Lo que aquí se hace es un comparativo entre un caso con estructura perfectamente cerrada, y otra abierta. Con ello se ve la diferencia entre toda la gama de estructuras posibles de evidenciar en la naturaleza; cerradas, con diferentes rellenos, hasta completamente abiertas.



Figura 90: Influencia de estructuras y tipo de estructuras

Recordar que estos resultados tan sólo muestran de forma aislada la efectividad de la tronadura a diferentes condiciones in situ, no pretende capturar el efecto de la fragmentación aguas abajo por el hecho que un macizo tengas todas sus estructuras abiertos o cerradas.

Los resultados muestran que, al igual que para el caso del FH (que se consideran como estructuras cerradas), las estructuras in situ si muestran un adicional en términos de generación de fracturas. Debido principalmente a reflexiones y refracciones de onda.

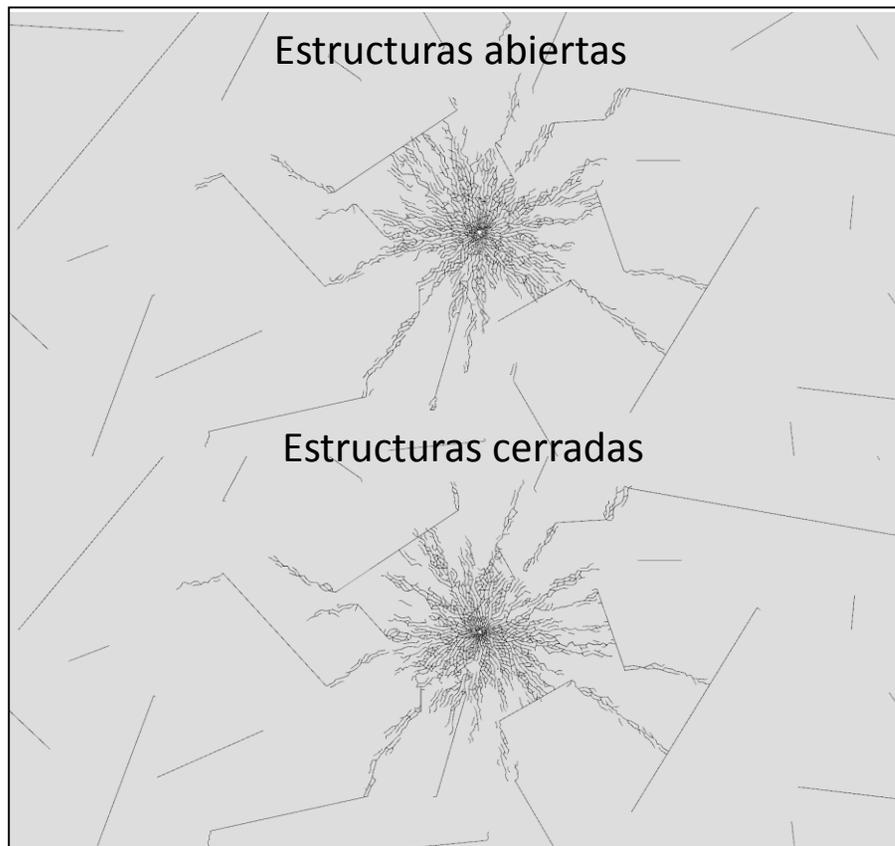


Figura 91: Influencia de estructuras y tipo de estructuras

En particular, en el modelamiento con estructuras abiertas, se observa una mayor cantidad de fracturas reflejadas y generadas debido a que, al rebotar las ondas en estructuras abiertas, tienen mayor posibilidad de reflejarse y hacer fallar la roca en tracción (lo que ocurre con la cara libre) que en una estructura cerrada, donde principalmente se reflejara como onda de compresión. Esto se observa en la Figura 92, en que el caso con estructuras abiertas, por efecto de reflexiones de onda, a través del comando *Discrete Element Mass*, es posible percibir que es capaz de precondicionar un área mayor de roca.

Algo que no es posible observar a través del modelamiento, pero que evidentemente es significativo, es el grado de reactivación de estructuras preexistentes debido a la tronadura. Ya que todas las estructuras que se logren reactivar, actúan como fracturas abiertas y contribuyen en la fragmentación y desarme de la roca de forma eficiente.

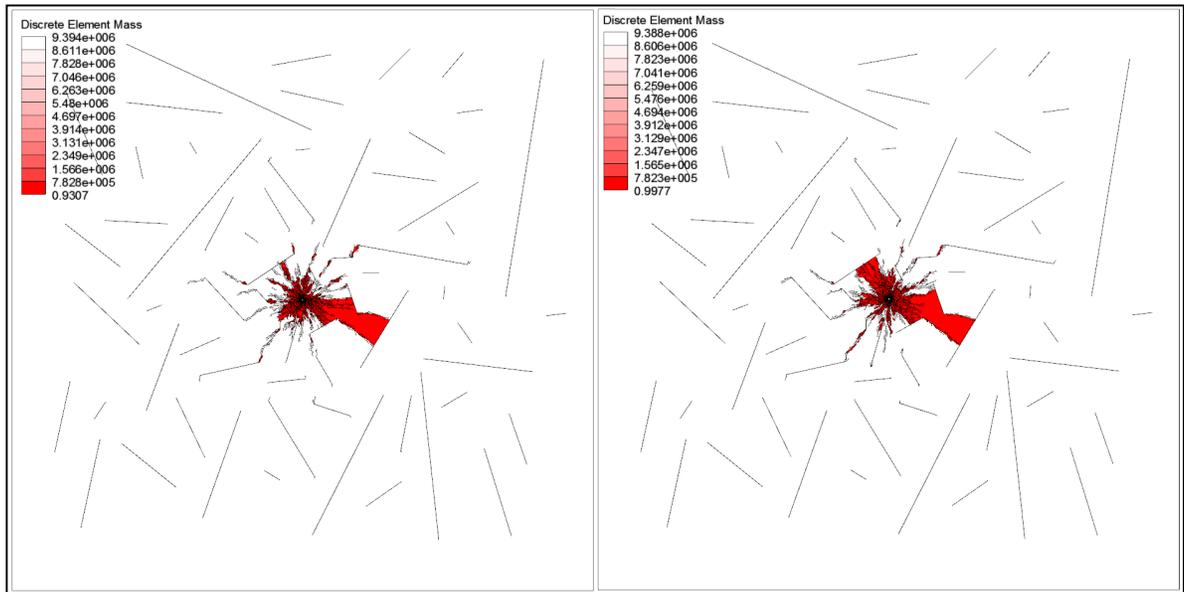


Figura 92: Fracturas con estructuras sólidas (rellenas) y huecas respectivamente

### 8.6.11. Análisis de tamaño y pattern de malla

Preliminarmente, se modelan mallas empleadas hoy en día en la industria: 13x13, 12x12. Además de una adicional de 10x10. Lo que se muestra en la Figura 93. En las que claramente no se observa conexión entre fracturas entre los pozos en la dirección X-X de esfuerzo in situ mayor (22 MPa), y menos aún en la dirección Y-Y, de esfuerzo in situ menor (10 MPa).

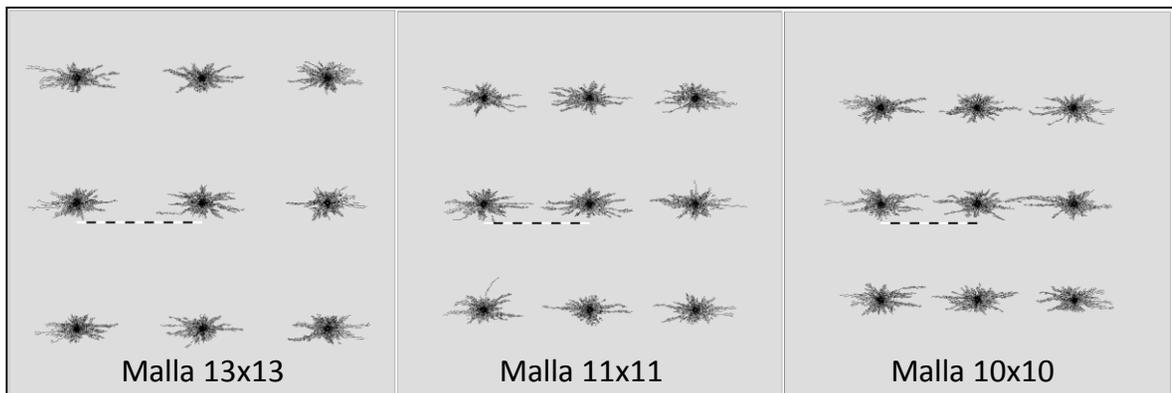


Figura 93: Malla normal distintos B x S

Pese a ello, minas como DAND, DET, Cadia y otras, dicen haber sido exitosas y lograr disminuciones significativas en su  $P_{80}$  aguas abajo. Lo cual deja en claro el adicional

que proporcionar la fragmentación secundaria en la fragmentación obtenida en los puntos de extracción.

Luego, se realiza en la figura Figura 94 el mismo modelamiento de una malla de 10x10, pero considerando distinta densidad de estructuras in situ, de forma de ver, si en dichas condiciones los resultados cambian de forma significativa.

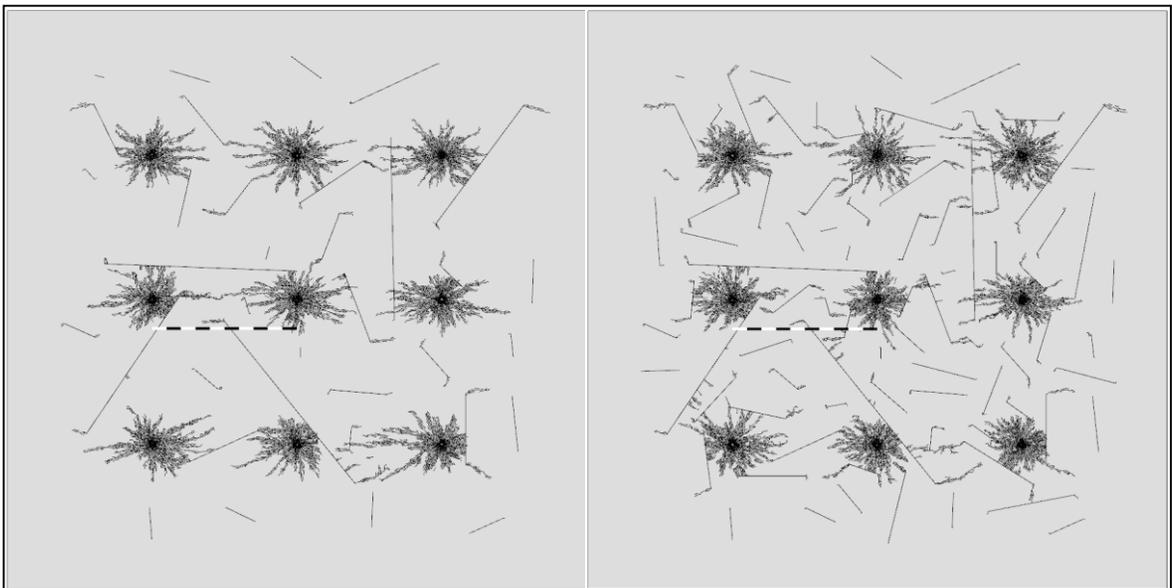


Figura 94: Malla normal distintos B x S con estructuras in situ

De los principales hallazgos, se entiende que, a mayor densidad de estructuras in situ, la detonación es menos preferente a propagarse en la dirección del esfuerzo principal mayor, haciendo la tronadura más “homogénea” por unidad de área. Además, se observa una serie de reflexiones y refracciones de onda en las estructuras.

Aún así, no se observa conexión efectiva aparente entre los pozos de la detonación. Por lo cual se propone hacer mismos análisis, pero a un diferente tipo de malla; una malla trabada de 10x10, a diferentes estados tensionales in situ (Figura 95).

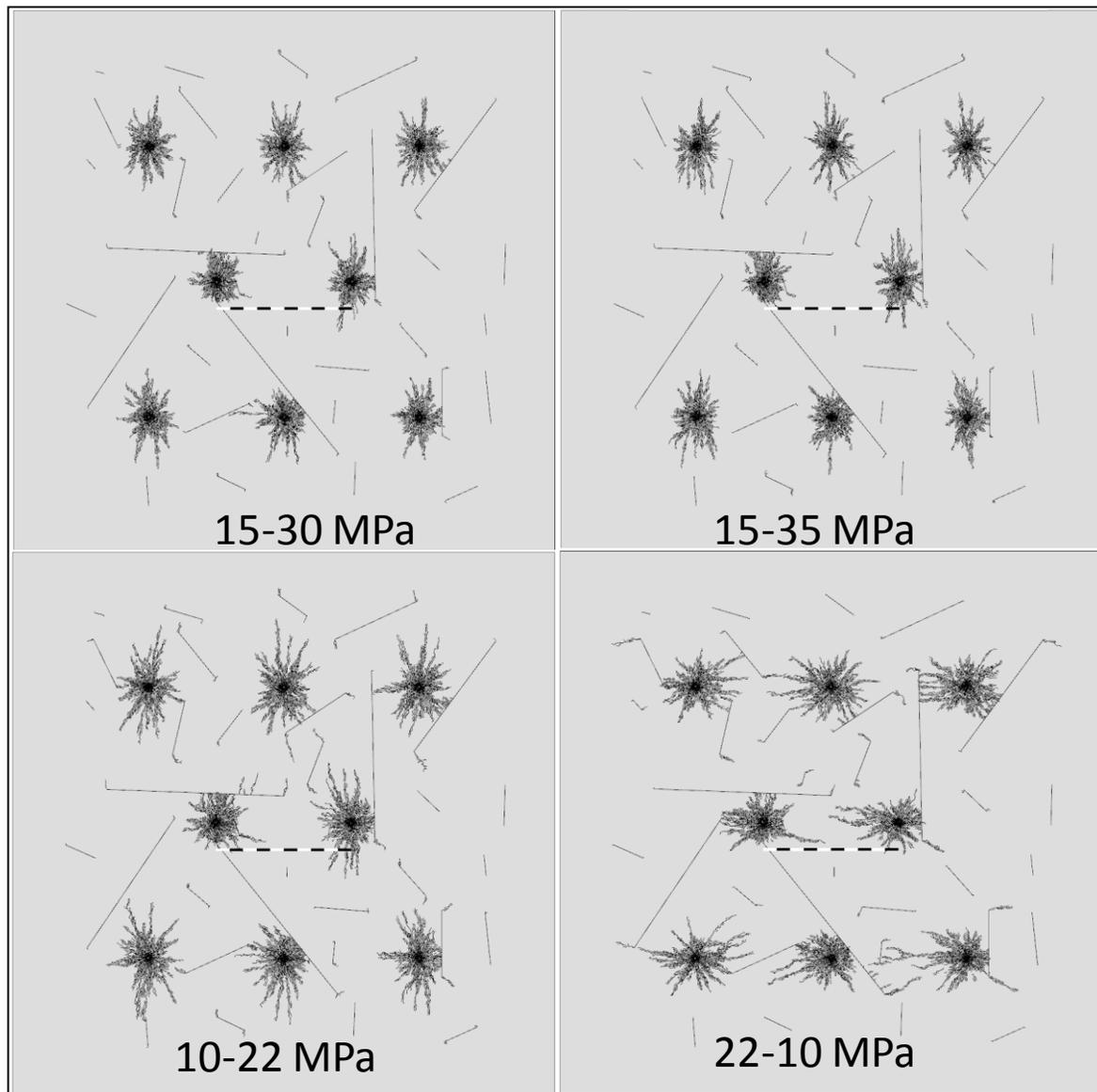


Figura 95: Malla trabada ante distintos esfuerzos in situ<sup>17</sup>

Obteniéndose resultados bastante similares a los obtenidos para una malla cuadrada; poca interacción y/o conexión de fracturas entre pozos.

La única ventaja de este diseño por sobre la malla cuadrada, es que a una mayor anisotropía en los esfuerzos, al no estar los pozos ubicados de forma perfectamente

<sup>17</sup> En la Figura 95, en los 4 escenarios el primer dígito hace mención a esfuerzos en dirección XX y el segundo a dirección YY

perpendicular, podría lograrse mayor interacción entre distintos pozos ubicados en las filas y columnas.

#### **8.6.12. Diseño propuesto**

De lo anterior, se intuye que, para un alto grado de confinamiento, no existe conexión aparente entre fracturas de los distintos pozos, y que por lo tanto, de forma preliminar no se lograrían formar bloques de roca de tamaños menores. Sin embargo, los estudios de terreno que se han aplicado hasta la fecha, si demuestran impactos importantes en términos de mejora en la fragmentación. Esto refuerza el hecho que la fragmentación secundaria contribuye de manera significativa en el desplazamiento de los bloques de roca y la cominución granulométrica.

Sin embargo, si se quiere asegurar una determinada fragmentación aguas abajo, sólo considerando en el diseño la fragmentación in situ y primaria, se propone un diseño (Figura 96), que está conceptualizado en las tronaduras de bateas. En que primero se realiza una chimenea, la cual se extiende a un canalón, y luego se trona en fases el resto del material.

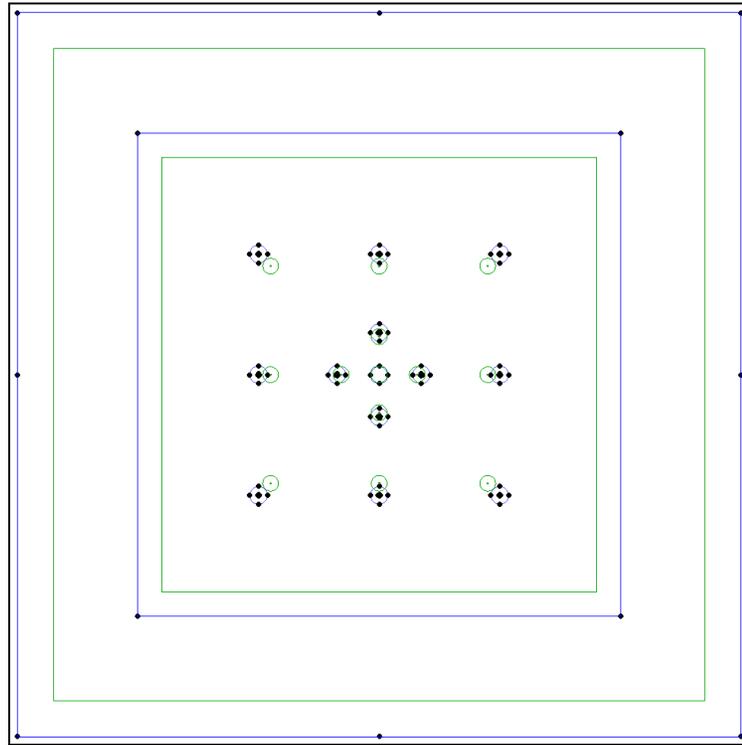


Figura 96: Diseño propuesto

En el modelamiento, esto se considera en dos etapas: Tronadura de canalón y fases:

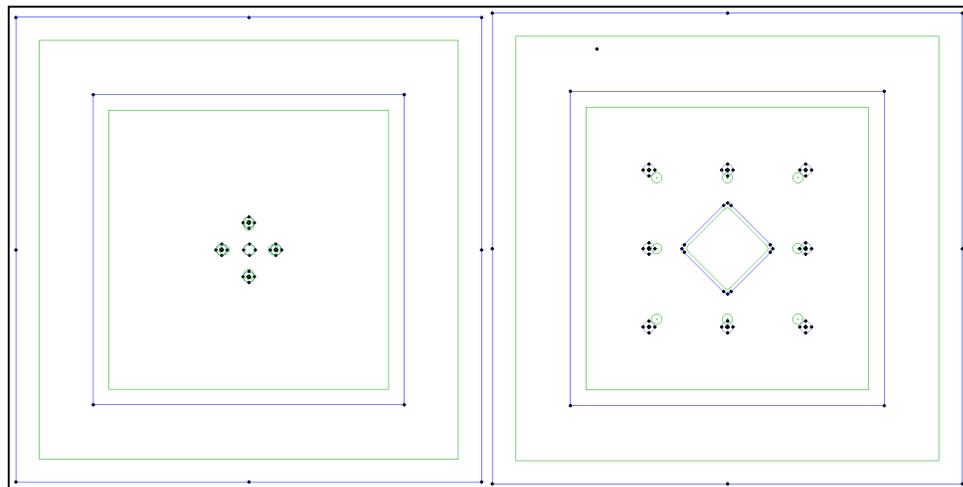


Figura 97: Etapas de diseño: Tronadura de canalón y fases

El canalón se crea con una perforación vertical/chimenea de 1.5 metros de diámetro (anteriormente se determinó que la efectividad y direccionamiento de fracturas era

sensible al prote de la cara libre). Rodeada de 4 pozos espaciados a 3.5 metros cada uno a la cara libre. Se tronan los dos pozos horizontales, de modo de crear una cara sucia<sup>18</sup> aún mayor, y posteriormente, sobre esa cara sucia se tronan los dos pozos restantes (Figura 98y Figura 99).

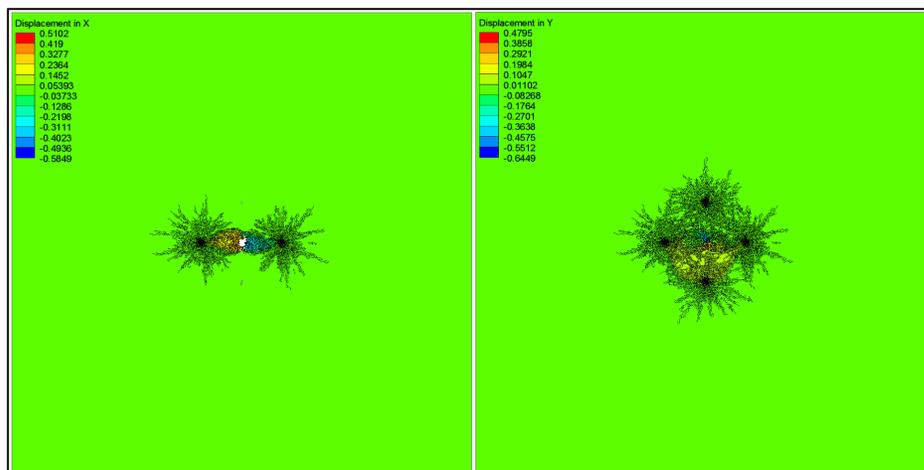


Figura 98: Tronadura de canalón/desplazamiento de material

La gran ventaja que tiene esto, es que con una chimenea central, y 4 tiros perimetrales, se logra constriuir una cara libre del orden de 6 x 6 metros, que debiese tener una influencia adicional significativa en la fragmentación de los tiros restantes.

Una vez realizado esto, se aplica a un patternn de 10x10 (por ejemplo) y se realizan las tronaduras correspondiente, que van “botando” el material hacía dicha dirección, sirviendo de cara libre (Figura 99).

<sup>18</sup> Este concepto se refiere al hecho de realizar una tronadura hacía una zona de material quebrado, utilizando principios similares a los utilizados para la cara libre (zona dónde no hay material sólido)

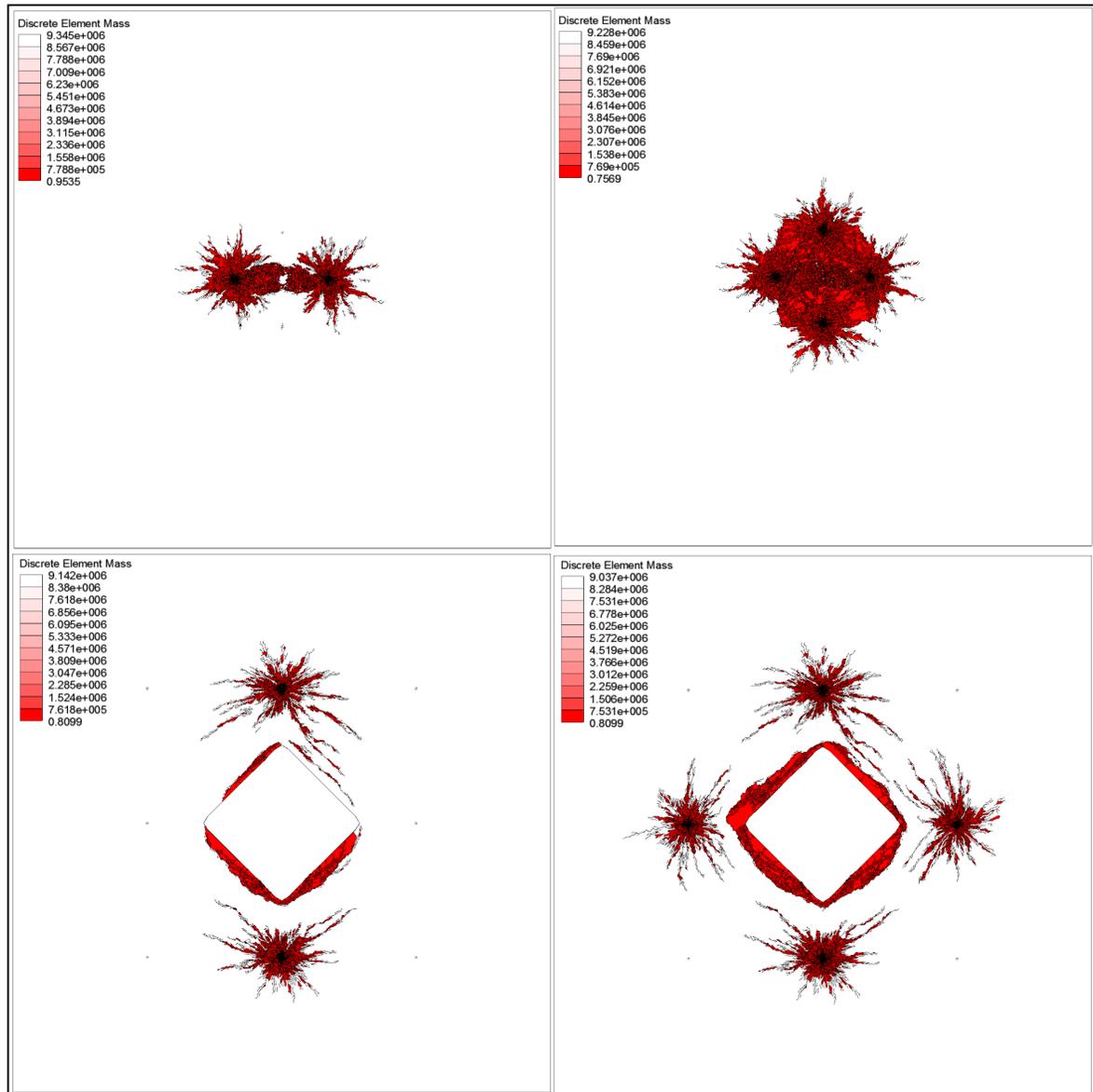


Figura 99: Secuencia

Sin embargo, esta cara sucia generada puede optimizarse. Si se piensa en ciertas tronaduras especiales de desarrollo de túneles, en que se realizan tronaduras en forma de caracol, de modo de ir direccionado el material hacia la cara sucia que se va generando.

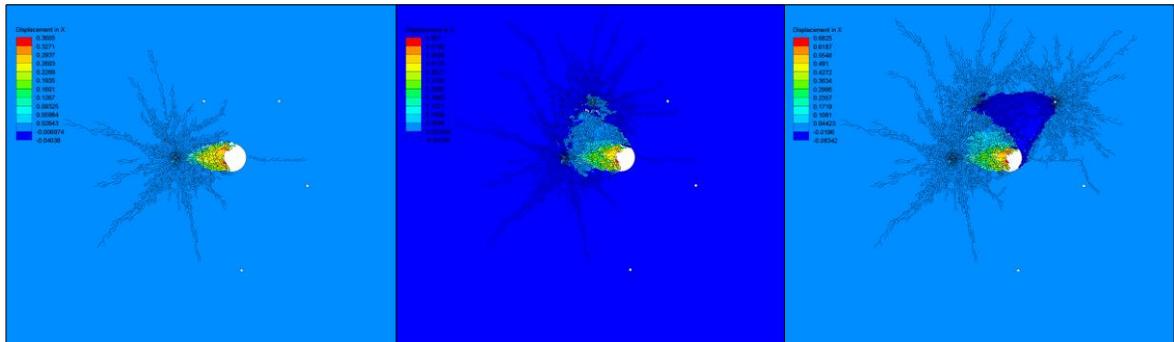


Figura 100: Desplazamiento del material hacia cara libre según distancia

Esto es posible observar en la Figura 100 en la cual se gráfica el desplazamiento del material. De forma clara se observa que este se va proyectando hacia la cara sucia que se va formando. Con mayor nivel de detalle, se observa en la Figura 99 la secuencia de tronadura de esta cara sucia con el área que queda afectada por la tronadura en cada etapa.

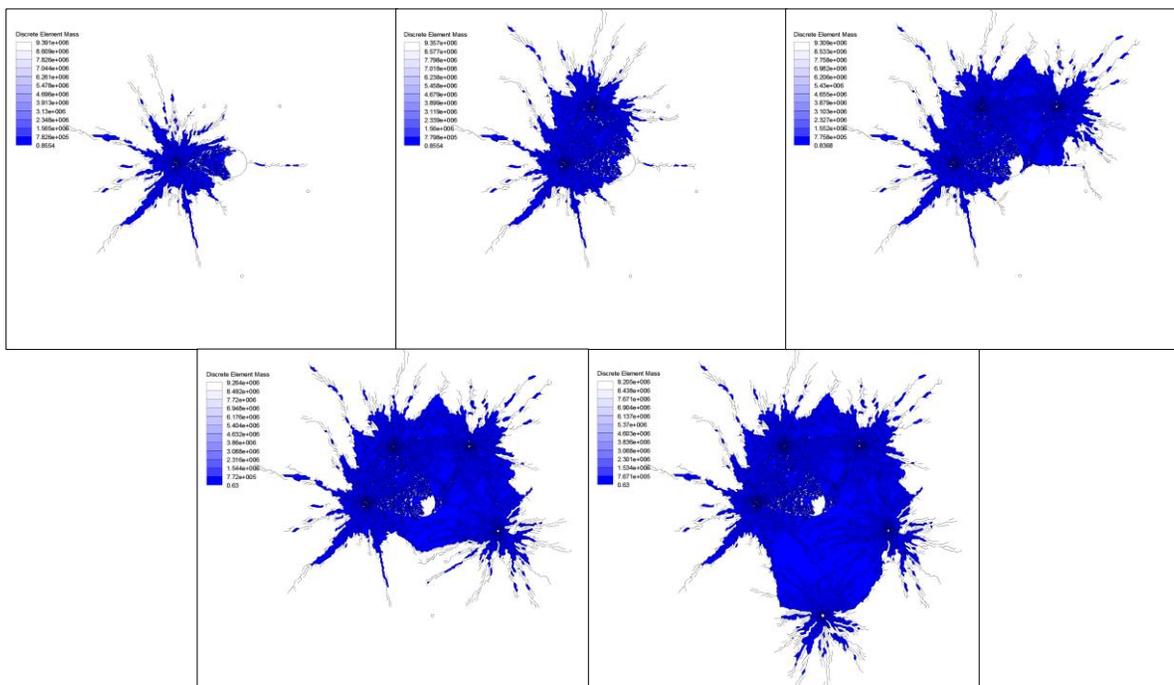


Figura 101: Área afectada por tronadura hacia cara libre optimizada según secuencia

Lo que, pensando en un diseño se ve del siguiente modo (Figura 102):

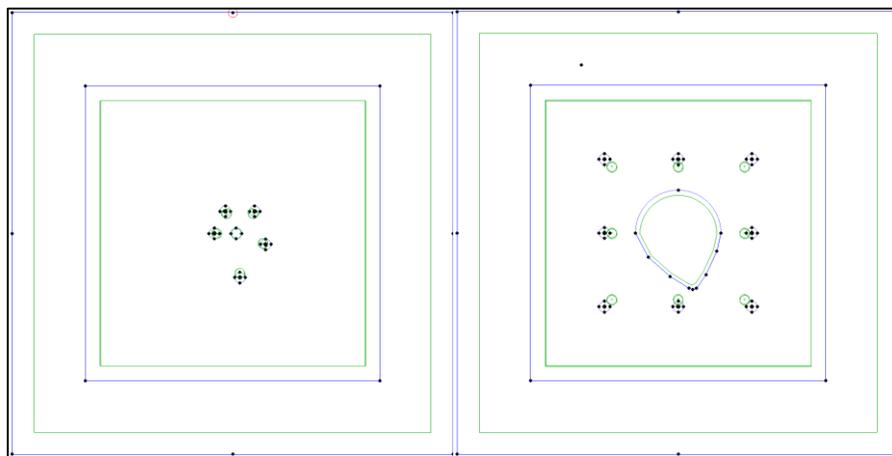


Figura 102: Etapas de diseño: Tronadura de canalón y fases diseño cara libre optimizada

Luego, en la Figura 103, se muestra la secuencia y resultados en términos de desplazamiento del material hacía la cara libre de los dos diseños distintos propuestos. Los que muestra un adicional significativo en términos de generación de fracturas y área pre acondicionada. De forma clara se observa que en la tronadura de canalón sin optimizar, las principales grietas que se forman en la cara libre son producto de la reflexión de ondas causadas por la tronadura, pero que la tronadura no logra realmente botar el material en dicha dirección. Al contrario del diseño de canalón optimizado, en que se logra en cada paso dirección la tronadura y fragmentar aún más la roca aprovechando la cara sucia que se va generando.

Por más efectivo que sea este diseño, la disposición de los tiros que generen la cara libre deberá ser diseñada en función del *Layout* de cada mina. Dando como consejo ubicar la chimenea en la intersección calle/zanja, con posibilidad de tener mayor flexibilidad en las geometrías de diseño y cantidades de tiros por utilizar.

Otro aspecto igual o más importante, y no cuantificado en este estudio, es que el trabajar con caras libres, permite direccionar la tronadura, y resguardar el daño en la infraestructura circundante. Que vendría siendo el mayor punto de preocupación del mandante de la mina.

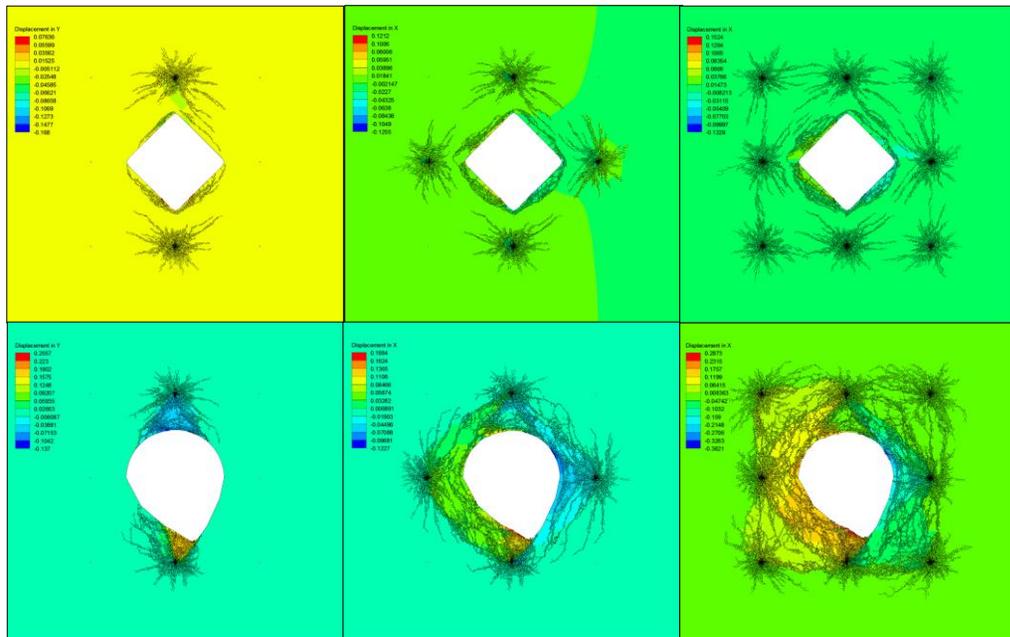


Figura 103: Desplazamiento de material en diseños de cara libre base y optimizado

En la Figura 103 se entrega un pattern genérico alrededor de la cara libre (10x10), cuya eficiencia irá sujeta al tipo de explosivo utilizada, diámetro de perforación, macizo rocoso y estructuras del sector, y particularmente, de los esfuerzos in situ. En la Figura 104 es posible observar que para el diseño con cara libre optimizado, el área pre acondicionada es del 100%, dejando todos los fragmentos de roca en dicha área desacoplados (es aquello que indica el color azul en la Figura 104 los fragmentos desacoplados).

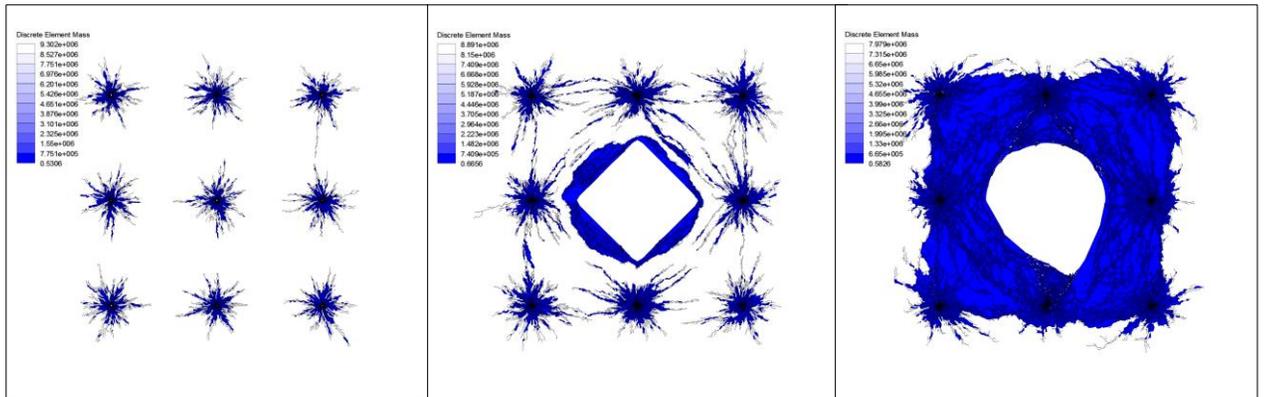


Figura 104: Resultados de área afectada por tronadura en mallas de 10x10, con y sin previa cara libre

Adicionalmente, a este diseño pueden sumarse los hallazgos obtenidos de los modelamientos realizados:

- Uso de explosivo emulsión para altas condiciones de confinamiento
- Diámetro de carguío sobre 4", dado que desde ese diámetro se logra mayor eficiencia en generación de fracturas en la roca. Sumado a esto, que operacionalmente es mucho más sencillo de implementar diseños en 4".
- Detonación simultánea entre pozos y dentro de un mismo pozo
- Posición de primas cada 8 metros a lo largo de los tiros e intercaladas entre tiros

## 9. CONCLUSIONES Y ESTUDIOS FUTUROS

Tabla 11: Conclusiones generales del estudio

CONCEPTO	CONCLUSIONES
Fragmentación y daño	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Falta de modelos de fragmentación para minería subterránea</li> <li>- Falta mayor entendimiento asociado a fragmentación secundaria</li> <li>- Posibilidad de tronar 1/3 columna material primario podría ser suficiente</li> <li>- En promedio en ambiente confinado la extensión de fracturas es de 3.7 metros, llegando hasta 1 m de extensión a 50MPa</li> </ul>
Ambiente geológico	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Resistencia del macizo controlada por estructuras in situ</li> <li>- Los esfuerzos in situ (magnitud, dirección y anisotropía) son los parámetros de diseño más relevantes a considerar</li> <li>- Considerar propiedades dinámicas de la roca (<math>V_p</math> y <math>V_s</math>) para diseñar proceso dinámico de tronadura</li> </ul>
Explosivo	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Emulsión es único explosivo que se puede cargae en dichas condiciones operacionalmente</li> <li>- Emulsión es el único que podría lograr VoD tal que genere efecto supersónico en la roca</li> <li>- No se descarta uso de explosivo más energético (mayor energía de gases asociada) capaz de generar grietas aún a alto confinamiento</li> </ul>
Diseño	<ul style="list-style-type: none"> <li>- No existen métodos de diseños en PA por caving</li> <li>- No es fácil ser eficientes con PF tan bajos y mallas grandes</li> <li>- Se recomienda el uso de caras libres/sucias</li> </ul>
Carácter operativo	<ul style="list-style-type: none"> <li>- QA/QC medidos bajo más altos estándares</li> <li>- Foco en la desviación de tiros y construcción del taco</li> <li>- No aventurarse por diseños demasiado complejos y asegurar calidad operativa</li> </ul>
I+D	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Tecnologías enfocadas en maximizar producción, controlando la seguridad (disminuir exposición de personas)</li> <li>- Detonadores inalámbricos, teleoperación son tecnologías de mayor necesidad</li> <li>- Iniciativas de pre acondicionamiento de bajo alcance o socavación alta</li> <li>- Avanzar en el marco legal para hacer posible iniciativas</li> </ul>

### 9.1. Respecto de la fragmentación y el daño:

Los modelos empíricos de fragmentación ampliamente usados han sido generalmente ideados para su uso en minería a cielo abierto y no subterráneo. Sumado a esto que existen muy pocos estudios y entendimiento de la contribución que tiene la fragmentación secundaria en el desarme del macizo rocoso. Por lo que se utilizan principalmente modelos de fragmentación primaria, que son inadecuados para predecir finos o sobre tamaños (Cunningham, 1987). Que en el caso de minería subterránea es lo que más influye del punto de vista operacional (sobre tamaños y eventos asociados a reducción secundaria). Por lo que se recomienda el uso de modelos numéricos adecuadamente calibrados, cuyo desarrollo y sustento está principalmente orientado a fundamentos de la mecánica de fractura de la roca, que han permitido predecir de mejor modo la mecánica de rotura de la roca por explosivo. O mejor aún, realizar una campaña de tomografías sísmicas de alta resolución, ya que esta se relaciona directamente con propiedades dinámicas intrínsecas del macizo rocoso. Lo cual permitiría cuantificar la cantidad de PA que sería necesario realizar.

De los principales hallazgos, se destaca el hecho que podría no ser necesario tronar la altura completa de roca primaria, sino que con sólo tronar  $1/3$  de la altura de columna de roca primaria podría asegurarse una granulometría baja en sobre tamaños, con una mejora asociada en la velocidad de extracción. Esto bajo el supuesto de fragmentación secundaria y motivado por la simplicidad operacional, efecto en el  $P_{80}$  y costo.

Desde el punto de vista del daño, en base a antecedentes de estudios y modelos, se obtiene que la extensión de fracturas (para un tiro aislado de  $5 \frac{3}{4}$ "") es de 3.7 metros promedio, con variaciones entre los 2.7 a 5 metros (la que podría verse aumentada por buenas prácticas, interacción entre tiros y secuenciamientos óptimos). Mientras que de los modelamientos realizados, con un mayor nivel de detalle se obtiene (para un tiro de  $5 \frac{3}{4}$ "") un alcance de  $\approx 3$  metros para 10MPa,  $\approx 2$  m para 30 MPa, y alrededor de 1 metro para 50 MPa de confinamiento. Respecto al nivel de vibraciones hasta el cual se

generaría daño varía entre 600-1500 mm/s. Siendo uno de los factores más relevantes la condición de esfuerzos in situ y el desviatorio de estos (más concretamente, la diferencia entre los esfuerzos perpendiculares al sentido de la perforación).

Los modelos de daño empíricos generalmente entregan valores mayores dado que consideran propiedades estáticas de la roca, y por lo estudiado, debiesen utilizarse propiedades resistentes dinámicas de la roca. Las cuales podrían aumentar de 2.5-4.6 veces respecto de las propiedades estáticas en el caso de resistencia a compresión, y de 2.1 a 13 veces para el caso de resistencia a la tracción.

## **9.2. Respecto del ambiente geológico**

Evidencia empírica muestra que la resistencia de un macizo rocoso primario, está controlada esencialmente por la resistencia al corte de su sistema de vetillas, que dependerá de su relleno. A través de modelamiento se dejó en clara evidencia la diferencia en la tronadura en un ambiente con estructuras abiertas y cerradas. Lo que hace de las estructuras in situ una de las variables más relevantes, pudiendo ser su presencia tanto favorable como desfavorable en términos de interacción con la tronadura, hundibilidad y capacidad de formar bloques de roca.

Recordar que reflexiones y refracciones de onda no solo ocurren en caras libres, sino que también en discontinuidades (fallas, estructuras, diaclasas) y cambios litológicos. Por lo que, planos de estructuras paralelas limitan las fracturas causadas por el explosivo y conducen el fracturamiento a lo largo de las zonas más sólidas. El ángulo de las discontinuidades con respecto al estado tensional in-situ también juega un papel en el grado de activación y la longitud de las fracturas que rodean el pozo. Mientras que respecto a la hundibilidad, aquella configuración más favorable es la compuesta por dos conjuntos de discontinuidades sub-verticales y un conjunto de discontinuidades de bajo ángulo

En cuanto a los esfuerzos in situ, pruebas en terreno y modelos demuestran que la zona de extensión de fracturas se ve mucho más afectada por la anisotropía de esfuerzos in situ que la zona ampliamente fragmentada. Y de conocer la orientación de los esfuerzos se puede saber en qué sentido se lograra mayor alcance de fracturas (en la dirección del esfuerzo mayor) y con ello diseñar de modo de lograr interacción entre tiros. De los análisis realizados, los esfuerzos in situ son unos de los parámetros que más impacta la efectividad de la tronadura.

### **9.3. Respecto del explosivo:**

Se entiende que a nivel Global se utiliza ANFO en tronaduras de destressing de campo cercano (avance-desarrollo), cuando la carga no está mayormente confinada, o simplemente por seguir ocupando el mismo explosivo del que se dispone en la operación. Mientras que la emulsión ha sido empleada para casos de destressing y PA masivos, con gran confinamiento asociado.

En este nuevo ambiente, el efecto de los gases ya no es el mismo, debido a que no existe una cara libre donde se refleje este efecto y haga fallar la roca. Motivo por el que se propone ocupar un explosivo de tipo emulsión para un ambiente confinado (ausente de caras libre) ya que en estos casos el principal mecanismo de falla de la roca es a través de la onda de choque. En este sentido, y dada la alta competencia de la roca (y en particular las altas velocidades  $V_p$  y  $V_s$ ) el explosivo tipo emulsión es el único que alcanza (en dichos diámetros) VoD's suficientes para generar un efecto supersónico capaz de romper el macizo rocoso. Además, antecedentes prueban que este explosivo liberaría la energía necesaria para quitar las asperezas de las estructuras y rotar el tensor de esfuerzos, entregando un ambiente des estresado

Luego, si se piensa en un escenario de PA intensivo, con un aumento de la densidad de estructuras ( $P_{32}$  Dershowitz y Einstein 1988) por previa aplicación de fracturamiento hidráulico, podría ser necesario el uso de anfos pesados u explosivos que contengan mayor energía de gases (capaces de extender estructuras pre existentes). Desafortunadamente, hoy en día, no existen explosivos disímiles a las emulsiones que puedan cargarse en columnas de 100.-200 metros sin perder propiedades ideales de detonación (densidad constante en toda la columna solo se logra con micro esferas). Estas sugerencias no descartan el uso de un explosivo energético más avanzado, con una mayor energía de gas asociada. Modelamientos incipientes realizados, muestran que aún en condiciones de alto confinamiento, los gases seguirían siendo las causantes de generar las fracturas discretas más allá de la *Crush zone*.

#### **9.4. Respecto al diseño y sus parámetros:**

Respecto de los métodos de diseños, han sido desarrollados para tronadura de destressing a escala masiva (no existen para PA por Caving propiamente tal) y sus principales indicadores son empíricos y más bien de carácter subjetivo. Dentro de los que destacan los de Brummer (2002) y Andrieux & Hadjigeorgiou (2008).

El uso de esta técnica utiliza burdens y espaciamientos muy grandes (dados por el *layout* de la mina) y PF (Powder factor) muy bajos del orden de 0.045-0.12 Kg/m<sup>3</sup>. Por lo cual, el diseño debe enfocarse en la disminución de las pérdidas de energías del explosivo. Dentro de lo que la caracterización de los esfuerzos in situ (anisotropía y confinamiento) y calidad del taco son las variables más crítica. Por lo que se propone el uso de otras tecnologías (ajenas al hormigón) tales como la resina para asegurar adherencia a las paredes y disminuir pérdidas energéticas por el taco.

Modelamientos numéricos realizados evidencian que dado la condición actual de esfuerzos in situ, anisotropía de estos, y propiedades de la roca, no serían recomendadas

mallas más grandes que 9 x 9, preferentemente trabadas (no cuadras) de modo de tener algún tipo de interacción en la dirección de esfuerzos menos favorables en términos de generación de fracturas.

Además, de los modelamientos numéricos realizados, se propone un diseño de pre acondicionamiento innovador, que tiene sustento en las tronadura de bateas, en dónde, a través de una chimenea piloto, se crea una cara libre mayor (estilo "canalón") hacia la cual se direcciona la tronadura, asegurando fragmentación y resguardando el daño

En cuanto a los tiempos de detonación, se recomienda iniciar primero la prima más cercana al taco, de forma de generar un "paraguá" de protección y filtrar el efecto de la tronadura de lo que resta de la columna de explosivo (controlando el daño en UCL). Luego, 1-2 ms después, detonar de forma simultánea primas de un mismo tiro de forma de tener mayor cantidad de acoples de onda, e intercalar posiciones de primas entre tiros para que los choques de onda ocurran traslapados. De igual modo, entre tiros se propone la detonación simultánea de la máxima cantidad de tiros posibles sin causar daño. Dado que ello, genera una interacción de esfuerzos estáticos y dinámicos que crea una tendencia a generar una grieta única entre pozos como se evidencia en el pre corte (Hustrulid, 1999). Lo anterior, dado que no se quiere fragmentar la roca, sino solo asegurar interacción entre tiros y que se formen bloques de roca.

Respecto de la distancia mínima y óptima entre iniciadores estará dada por el diámetro del explosivo, sus propiedades y las velocidades de onda de la roca y debe asegurar que se desarrolle la VoD de régimen de modo que las ondas de colisión ocurran y generen fracturas más extensas posibles. Siendo, para las condiciones utilizadas en el modelo numérico, de 8 metros de distancia entre primas. Y como recomendación, no sólo pre acondicionar el área específica donde se desea realizar minería, sino más allá de ella de modo que exista espacio suficiente para que puedan ocurrir los desplazamientos y reacomodos del macizo que permitirán un nuevo ambiente de trabajo (destressing).

### **9.5. Respecto a la materialización de la técnica y su carácter operativo:**

Se considera como una técnica compleja e invasiva, que implica el uso de maquinarias especiales y personal técnico experto. En esta línea, sigue habiendo mucha falta de *know-how* y de estándares de excelencia (QA/QC). Por lo que se plantea no ser tan ambicioso e ir por métodos de implementación más sencillos para garantizar el éxito.

Trabajar en planes de trabajo que instruyan al operador en los beneficios que posee para ellos mismos realizar un PA. Que no lo vean como un esfuerzo adicional y una reducción de oportunidad de aspirar a bonos de producción. Sino como una promesa a futuro de tener mejores velocidad de extracción y por ende mayores tasas de producción (con menores interferencias).

Desde la operación la variables más crítica es la primera de la cadena, la perforación: dado que las mallas de perforación son grandes, y debe cuidarse la desviación de tiros, dado que un desviación de un 2% (generalmente considerado como aceptable) entre dos pozos de 200 metros de altura significa en el fondo un espaciamiento adicional de 8 metros, eliminando toda posibilidad de interacción entre tiros. Seguida esta misma de aspectos críticos como la realización del taco y el óptimo carguío del explosivo.

### **9.6. Referente a la innovación y el desarrollo tecnológico**

Existen líneas de investigación en la mejora y optimización de los diseños de P&T, además del mejoramiento continuo de servicios, equipos y productos enfocados a la realización de estas tareas. El desarrollo tiene dos focos principales:

#### 1) Mejora en la fragmentación y consecuente productividad

Impulsada por explosivos de mayor energía capaces de generar un mayor grado de fragmentación y el uso de detonadores electrónicos, de alta exactitud y precisión capaces

de lograr interacción y acople entre las ondas generadas por las diferentes primas. El uso de tacos que logren confinamiento adecuado en un tiempo de ciclo menor (tipo Resina).

Mientras que en iniciativas, además del uso combinado de DDE con FH creando un pre acondicionamiento mixto se proponen otros tipos de alternativas de tronaduras (FIE o TAC) con el uso conjunto de FH. Estas iniciativas apuntan a tronar 30 metros de la columna de material primario con tiros radiales (*rings*), con la ventaja de poder seguir utilizando maquinarias disponibles de perforación y tronadura para producción. Con la apuesta de tan sólo tronar 1/3 de la altura de mineral primario y asegurar una disminución efectiva en eventos asociados a reducción secundaria, y por ende una mayor productividad.

## 2) Manejo del Caving en altos esfuerzos y seguridad.

Con el énfasis en eliminar la exposición de personas a actividades críticas que podrían ser riesgosas dado los altos esfuerzos y por ende el aumento en la probabilidad de eventos sísmicos o estallidos de roca surge la idea de automatizar los procesos. En esta línea se planea crear equipos teleoperados de carguío de emulsión, que necesitaría de detonadores inalámbricos para su implementación y eventualmente pre carguío. Todas estas iniciativas no autorizadas hoy en día por el marco legal.

Mientras que en las iniciativas, la apuesta es al uso de un destressing no convencional, de campo lejando, tanto para su uso en producción como en desarrollo. Con una perforación radial adelantada (Slot Borrer) o simplemente con mayor uso de caras libres y técnicas estilo “pre-corte” capaces de filtrar el efecto de la tronadura y controlar de mejor forma la geometría de las excavaciones.

Debe destacarse que de forma adicional al marco legal, sin duda la barrera más difícil de deribar es la resistencia al cambio. Por ello el transcurso entre la inclusión de una

tecnología y otra es del orden de 15 años en el rubro de los explosivos y por sobre 30 años en lo que concierne a la perforación (Figura 1).

## BIBLIOGRAFÍA

G. Chitombo, "Cave mining - 16 years after Laubscher's 1994 paper "Cave mining-state of the art",," in Caving 2010, The University of Queensland, Australid, 2010.

E. Arancibia and G. Flores, "Desgin for Underground Mines at Chuquicamata Orebody. Scoping Engineering Stage," in MassMin, Santiago, Chile, 2004.

P. Yáñez and R. Molina, "New mine level Project al El Teniente," in MassMin, Santiago, Chile, 2004.

F. Báez, E. Arancibia, I. Piñeyro and J. León, "Numerical analysis of preconditioning using blasting and its relationship with the geomechanical properties of the rock mass and its interaction with hydraulic fracturing," in Caving 2014, Santiago, Chile

Araneda. O, Sougarret. A. Lessons Learned in cave mining at the El Teniente mine over the period 1997-2007. 5th Internacional Conference and Exhibition on Mass Mining, Lulea Sweden 9-11 June 2008.

Moss A. 2011. BMO Capital Markets 2011 Global Metals & Mining Conference.

J. Jakubec, "Fragmentation estimatges using BCF software - Experiences and pitfalls," in Caving 2014, Santiago, Chile, 2014.

C. Castro, F. Báez, E. Arancibia and V. Barrera, "Study of the impact of rock mass preconditioning on a Block Caving Mine operation," in Caving 2014, Santiago, Chile, 2014.

Vives H., 2005. Reseña de la Innovación Tecnológica en la Minería del Cobre: "El Caso Codelco". Comisión Chilena del Cobre. Santiago, Chile.

Hurtado A., 2011. Estado del arte sobre innovación radical e incremental. Mueme. UCLM. Albacete.

Antezano T., 2010. Innovaciones Tecnológicas en Minería. IIMP. Perú.

González C. Pedro. (2015) Presentación comisión de innovación y tecnología. Instituto de ingeniero de Minas de Chile (IIMCh).

Foxley, A. & Sossdorf, F., 2011. Making the Transition: From Middle-Income to Advanced Economies. Washington, D.C.

The World Bank. 2010. Innovation Policy: A Guide for Developing Countries. Washington, D.C.

D. Guirco, T. Prior, G. Mudd, L. Mason and J. Behrisch, "A review of changing impacts and benefits. Prepared for CSIRO Minerals Down Under Flagship, by the Institute for Sustainable Futures (University of Technology, Sydney) and Department of Civil Engineering (Monash University)," 2009.

Báez F. Tendencias tecnológicas en Minería Subterránea: 2° Workshop internacional de minería subterránea. Abril 2012

Arancibia E. & Flores G., 2004. Design for Underground Mining at Chuquicamata Orebody. Scoping Engineering Stage. MassMin 2004, 22 to 25 August, Santiago, Chile.

Yáñez P. & Molina R., 2004. New mine level project at El Teniente. MassMin 2004, 22 to 25 August, Santiago, Chile.

Brown E. T., 2003. Block Caving Geomechanics. The International Caving Study Stage I (1997-2000). The University of Queensland, Australia.

E. Labbé (2015) Memoria para optar al título de ingeniero en minas: Catastro de oportunidades I+D en innovación tecnológica para minería de Block/Panel Caving».

Marsh D., Peppin C. & Ross I., 2010. Optimization of Grasberg Block Cave Haulage. SME Annual Meeting.

Flores G., 2014. Future Challenges and Why Cave Mining Must Change. 3th International Symposium on Block and Sublevel Caving. Caving 2014. Santiago, Chile.

Brown, E. (2002). Block Caving Geomechanics. Queensland, Australia: Julius

Kruttchnitt Mineral Research Centre.

Hamrin, H. (1982). Underground Mining Methods and Applications. En W. Hustrulid, & R. Bullock, Underground Mining Methods: Engineering Fundamentals and International Case Studies (págs. 3-14). Littleton, Colorado, USA: Society for Mining, Metallurgy & Exploration (SME).

Arce, J. (2002). Dimensionamiento de distancias entre puntos de extracción y niveles de producción - socavación para método Panel Caving en roca primaria mina El Teniente. Rancagua, Chile: CODELCO División El Teniente.

Doepken, W. (1982). The Henderson Mine. En W. Hustrulid, Underground Mining Methods Handbook (págs. 990-997). New York, NY: Society of Mining Engineers, AIME

Castro, 2014. "Paradigms and facts in Block caving planning". Fundamentals of mine planning. Mine Planning Workshop. Caving 2014 Congress. Santiago, Chile.

TRoncoso, S. (2006). Simulación del impacto de interferencias operacionales para la planificación de producción. Memoria de Título, Universidad de Chile.

Mendecki, A., van Aswegen, G., & Mountfort, P. (1999). A guide to routine seismic monitoring in mines. En A. Jager, & J. Ryder, A Handbook on Rock Engineering Practice for Tabular Hard Rock Mines. Ciudad del Cabo, Sudáfrica: Creda Communications

Cornejo, J. (2013). Identificación de zonas de peligro mediante análisis de agrupamiento de eventos sísmicos, mina El Teniente. Santiago, Chile: Universidad de Chile. Facultad de Ciencias Físicas y Matemáticas. Departamento de Ingeniería de Minas

Shearer, P. (2009). Introduction to Seismology. Cambridge, NY: Cambridge University Press

Richter, C. (1958). Elementary Seismology. San Francisco, CA: W. H. Freeman & Co.

Hanks, T., & Kanamori, H. (1979). A Moment Magnitude Scale. Journal of

Geophysical Research Vol. 84 No. B5, 2348-2350.

Ji-qiang W., Zheng-zhong W., Hua-li S., 2003. The comparison of innovation design methodologies—TRIZ and BS. *Mechanical manufacturing*, 41 (463): 7~9.

Sougarret. J, Quiñones. L, Morales. R, Apablaza. R, New Vision in Caving Mining in Andina Division, Codelco Chile. *Mass Min 2004*, Santiago Chile. 22-25 August 2004. Pp 543.

Goodman, R. E. (1989) - *Introduction to Rock Mechanics*, 2nd Edition.

M. R. Saharan and H. Mitri, “Destress Blasting as a Mine Safety Tool: Some fundamental Challenges for Successful Applications”

Mitri, H.S. *Practitioner’s guide to destress blasting in hard rock mines*. McGill University, 2000

Andrieux, P. & Hadjigeorgiou, J., 2008. The destressability index methodology for the assessment of the likelihood of success of a large scale confined destress blast in an underground pillar. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Volume,» pp. 45, p. 407–421

Glazer (Mass min 2008) *The application of seismic monitoring to the future lift 2 block cave at palabora mining company*)

Rojas, E., P. Cavieres, R. Dunlop, and S. Gaete. 2000, 'Control of Induced Seismicity at the El Teniente Mine, Codelco Chile', In *Proceeding Massmin*, Chitombo, G, editor, Brisbane, Australia, AusIMM, 777-781.

Brown, E., 2007. *Block Caving Geomechanics*. 2:1997-2004 ed. Brisbane: JKMRC.».

«Catalan, A. et al., 2012b. An intensive preconditioning methodology developed for the Cadia East panel cave project. In: *MassMin2012*. sudbury: s.n.

Hustrulid, W. A., 1999. *Blasting principles for open pit mining*, Vol 2. Rotterdam: A.A. Balkema,.

Chiapetta, F., 2009. *Combining Electronic Detonators with Stem Charges and Air Decks* (presentation). Granada, *Blasting Analysis International, Inc.*

Bilgin, H. A., 1991. Single hole test blasting at an open pit mine in full scale: A case study. *International Journal of Mining, Reclamation and Environment*, 5(4), pp. 191-194.

Brzovic. A, Hurtado. JP, Marín. N. Intensity rock mass preconditioning and fragmentation performance at the El Teniente Mine, Chile. *Caving 2014* p547-556

L Dorador. E Eberhardt. D Elmo. B Norman. A Aguayo (2014) Influence of secondary fragmentation and column height on block size distribution and fines migration reaching drawpoints. *Caving 2014*, Santiago, Chile

Laubscher, D 1994, 'Cave mining – the state of the art', *The Journal of The South African Institute of Mining and Metallurgy*, pp. 279-293.

Eadie, B 2003, 'A Framework for modeling fragmentation in block caving', PhD Thesis. The University of Queensland. Australia.

Laubscher, DH 2000, 'A practical manual on block caving', *International Caving Study (1997-2000)*, University of Queensland, Brisbane, Australia.

Cunningham, C V B, 1987. Fragmentation estimations and the kuz ram model – four years on, in *Proceedings Second International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting – Fragblast 2*, pp 475– 487 (Society for Experimental Mechanics: Keystone).

Lownds, C M, 1995. Prediction of fragmentation based on distribution of explosives energy, paper presented to Research Symposium of International Society of Explosives Engineers Meeting, Nashville, February.

Spathis, A T, 2013. A three parameter rock fragmentation distribution, in *Measurement and Analysis of Blast Fragmentation* (eds: J A Sanchidrian and A K Singh), pp 73–84 (Taylor and Francis Group: London).

Dawes, J J, 1986. The study of blast performance and design in mining via the analysis of ground vibrations. PhD. Thesis, University of Queensland, Australia.

Wedmaier, R, 1992. An investigation of failure criteria and a blast wave propagation model for a description of the rock breakage problem. PhD Thesis,

University of Queensland, Australia.

Bergmann, O R, Riggle, J W and Wu, F C, 1973. Model rock blasting: Effect of explosives properties and other variables on blasting results. *Int J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech Abstr.*, 10: 585-612.

Kuznetsov, V M, 1973. The mean diameter of fragments formed by blasting rock. *Soviet Mining Science*, 9: 144- 148.

Stagg, M.S. and Michael, J.N. (1987) Influence of blast delay time on rock fragmentation: one-tenth-scale tests. Bureau,» pp. of Mines Information Circular IC 9135, Surface Mine Blasting Proceedings: Bureau of Mines Technology Transfer Seminar, Chicago, IL.

Adamson, W R and Lund, A S, 2001. On the use of mechanistic blast-outcome measurement and modelling for optimisation of explosive selection in underground mining. Proceedings of EXPLO 2001, NSW, Australia. The Australasian Institute of Mining and Metallurg

Trout, P, 2002. Production drill and blast practices at Ridgeway Gold Mine. Proceedings of the Underground Operators' Conference, The Australasian Institute of Mining and Metallurgy , Townsville, Australia, 107-117.

Kanchibotla, S S, Valery, W and Morrell, S, 1999. Modelling fines in blast fragmentation and its impact on crushing and grinding. Proceedings of Explo 99. The Australasian Institute of Mining and Metallurgy, Kalgoorlie, Australia, 137-144.

Thornton, D, Kanchibotla, S and Esterle, J, 2001. A fragmentation model to estimate ROM distribution of soft rock types. Proceedings of the Twenty-Seventh Annual Conference on Explosives and Blasting Technique, ISEE, Orlando, Florida, USA, 41-53.

Kleine, T, 1988. A mathematical model of rock breakage by blasting. PhD Thesis. The University of Queensland, Australia.

Preston, C, 1995. 3D Blast design for ring blasting in underground mines.

- Proceedings of EXPLO 95, The Australasian Institute of Mining and Metallurgy, Brisbane, Australia, 1-12 (Late attachment).
- Dare-Bryan, P C, Mansfield, S and Schoeman, J, 2012. Blast optimisation through computer modelling of fragmentation, heave and damage, in Proceedings Tenth International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting – Fragblast 10 (eds: Singh and Sinha), pp. 95–104 (CRC Press/Balkema: The Netherlands)
- Preece, D S and Lownds, C M, 2008. 3D computer simulation of bench blasting with precise delay timing, paper presented to the 34th Annual Conference on Explosives and Blasting Technique, New Orleans, 27–30 January.
- Tawadrous, A, 2012. Prediction of fines generated around a blasthole using a state-of-the-art constitutive model, *Blasting and Fragmentation*, 6:119.
- Yang, R. A Multiple Blasthole Fragmentation Model- Its Concept, Formulation, Capability and Field Comparison Examples. 11Th International Symposium on rock fragmentation by blasting / Sydney, NSW, 24-26 August 2015
- Cundall, P, Ruest, M, Chitombo, G, Esen, S and Cunningham, C, 2001. The Hybrid Stress Blasting Model: A Feasibility Study. Confidential report. JKMRC, ITASCA and AEL
- Winzer S.R. & A.P. Ritter 1985. Role of stress waves and discontinuities in rock fragmentation. *Fragmentation by Blasting*. W.L. Fourney, R.R. Boade & L.S. Costin (Editors). Society for Experimental Mechanics. 1st Edn. pp. 11–23.
- Kutter H.K. & C. Fairhurst 1971. On the fracture process in blasting. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 8:181–202
- Fourney W.L., D.B. Barker & D.C. Holloway 1983. Proc. 1st Int. Symp. on Fragmentation by Blasting, Luleå, Sweden. pp. 505–531.
- Gur Y., Z. Jaeger & R. Engelman 1984. Fragmentation of rock by geometrical simulation of crack motion – I *Engng. Fracture Mech.* 20(56):783–800
- Persson P-A. 1990. Fragmentation mechanics. Proc. 3rd Int. Symp. on Fragmentation by Blasting, Brisbane, Australia. pp. 101–107

- HaGhighi R., R.R. Britton & D. Skidmore 1988. Modelling gas pressure effects on explosive rock breakage. *Int. J. Mining & Geological Engng.* 6:73–79
- Brinkman, J. R., 1990. The behaviour of different explosive types on the effect on blast results. In: *ISRM International Symposium*. Mbabane, Swaziland: ISRM
- Saharan, M. R., 2004. Dynamic modelling of rock fracturing by destress blasting. PhD thesis ed. Montreal: McGill University
- Saharan, M.R., Mitri, H.S. and Jethwa, J.L. Rock fracturing by explosive energy: review of state-of-the-art. *Int. J. Rock Fragmentation & Blasting (FRAGBLAST)*, Vol. 10, No. 1-2, pp 61-81. 2006-07
- J. Schatz, B. Zeigler, R. Bellman, J. Hanson and M. Christianson, “Prediction and interpretation of multiple radial fracture stimulations. Final report to Gas Research Institute,,” Chicago, Illinois , 1987, p. 290
- Donze, F. V., Bouchez, J. & Magnier, S. A., 1997. Modeling of Fractures in rock blasting. *Int J. Rock Mech. Min. Sci.*, 34(8), pp. 1153-1163
- Bridgwater, J, Utsumi, R, Zhang, Z & Tuladhar, T 2003, ‘Particle attrition due to shearing – the effect of stress, strain and particle shape’, *Chemical Engineering Science*, vol. 58, pp. 4649-4665
- Esterhuizen, GS, Laubscher, DH, Bartlett, PJ & Kear, RM 1996, ‘An Expert System Approach to Predicting Fragmentation in Block Caving’, *Proceeding Massmin Mining Methods*, SAIMM
- Butcher, RJ & Thin, IGT 2007, ‘The inputs and choices for predicting fragmentation in block cave projects’, in *Proceedings First International Symposium on Block and Sub-level Caving*, Southern African Institute of Mining and Metallurgy, Johannesburg, pp.,» p. 35–49
- Ngidi, SN & Pretorius, DD 2011, ‘Impact of poor fragmentation on cave management’, In *6th Southern African Base Metals Conference*. The Southern African Institute of Mining and Metallurgy, pp. 111-122
- Pierce, M 2009 ‘A Model for Gravity Flow of fragmented rock in Block Caving

Mines', PhD Thesis, The University of Queensland

Kojovic, T 2010, 'Application of the Hybrid Model to RWD', Subproject Report submitted to MMT2 Secondary Fragmentation Project

Rogers S, Elmo D, Webb, G, & Catalan, A 2010, 'A discrete fracture network based approach to defining in situ, primary and secondary fragmentation distributions for the Cadia East panel cave', In Caving 2010, Proceedings of the 2nd International Symposium,» pp. on Block and Sublevel Caving, Perth, (Edited by Y. Potvin), Australian Centre for Geomechanics

Weatherley, D, & Pierce, M 2011, 'Progress Report - Fundamentals of Caving Fragmentation', Report to the Mass Mining Technology 2 Project, February

N Burgio (2014). Ciresata geotechnical evaluation and caving study, Romania. Caving 2014, Santiago, Chile

González, P. (Jan 2008). Perseverance Deeps Project (11-14L). Drawpoint support benchmarking key learnings presentation.

Holmberg, R. 1993. Recent developments to control rock damage. Rock Fragmentation by Blasting, Rossmanith, A.A. Balkema, Rotterdam: pp 197-198

Persson, P.-A. 1997. The relationship between strain energy, rock damage, fragmentation, and throw in rock blasting. Fragblast-International Journal of Blasting and Fragmentation, 1: pp 99-110

Brzovic. A, Rogers. S & Webb. G, Alvarez.J & Schachter.P. Discrete Fracture Network Modelling to Quantify Intensive Rock Mass Pre-conditioning at The El Teniente Mine, Chile (DFNE 2014-168)

Hustrulid, W. 2010. Some comments regarding development drifting practices with special emphasis on caving applications. Proc. Caving 2010 Symp. On Block and Sublevel Caving. Perth Australia. Editor Yves Potvin ACG: pp 3-44

mahtab, M. A, Bolstad, D. D., and Kendorski, F.S. (1973), Analysis of the geometry of fractures in San Manuel Copper Mine, Arizona, Bureau of Mines RI 7715, January 1973

- Kendorski, F.S. 1978. Cavability of ore deposits. *Mining Engineering* 30 (6): 628-631
- Diering, J. A. C. and Laubscher, D. H. (1987). Practical approach to the numerical stress analysis of mass mining. *Trans Instn Min Metall, Sect A: Min Industry*, 96: A179-188
- laubscher , D. H. (1990). A geomechanics classification system for the rating of rock mass in mine design. *J S Afr Inst Min Metall*, 90(10): 257-273
- Mathews, K. E. Hoek, D.C. Wyllie, D.C. Stewart, S.B.V. 1980. Prediction of stable excavation spans for mining at depths below 1000 metres in hard rock. Report to Canada Centre for Mining and Energy Technology (CANMET), Department of Energy and Resources;, DSS File No. 17SQ.23440-0-90210.Ottawa, 1980
- Catalan, A., Onederra, I. & Chitombo , G., 2012. A proposed methodology for evaluation of the preconditioning by blasting at the Cadia East panel cave mine. In: *MassMin2012 6th International confereence on mass mining*. Sudbury: s.n.
- Onederra, I., Catalan, A. & Chitombo, G., 2013. Modelling fracturing, disturbed and interaction zones around fully confined detonating charges. *Mining Technology*, 122(1), pp. 20-32.
- Lankford, J. 1981. The role of tensile microfracture in the strain rate dependence of compressive strength of fine-grained limestone-analogy with strong ceramics. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.* 18: pp 173-175
- Prasad, U. 2000. *Dynamic Fracture Characteristics of Selected Rocks*. PhD dissertation, Department of Mining and Metallurgical Engineering, McGill University
- Starzec, P. 1999. Dynamic elastic properties of crystalline rocks from south-west Sweden. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 36: pp 265-272
- Blanton, T. L. 1981. Effect of strain rates from 10<sup>-2</sup>/sec-10<sup>-1</sup>/sec on three rocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr.* 18: pp 47-62

Barton, N. & Choubey, V. (1977). The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics*, 10,1-54. <http://dx.doi.org/10.1007/BF01261801>.

Barton, N (1995) The influence of joint properties in modelling joint rock masses, *Proc. Int. ISRM Congr. On Rock Mech*, Tokyo, Japan, T. Fujii ed., A.A. Balkema: Rotterdam, pp. 1023-1032.

Deere, D. U. and R. P. Miller (1966) "Engineering classification and index properties of rock," *Tech. Report Air Force Weapons Lab.*, New Mexico, 65-116.

Toper, A. Z., 1995. Numerical modelling to investigate the effects of blasting in confined rock. Simulation of a field study.. In: J. Daemen & R. A. Schultz, eds. *Proceedings 35th US Rock Mechanics Symposium*. Lake Tahoe, Nevada: Balkema, pp. 541-546

Valderrama (Caving 2014) Pre- conditioning with hydraulic fracturing – when and how much?

Jung, W.J., Utagava, M., Ogata, Y., Seto, M., Katsuyama, K., Miyake, A. and Ogava, T. Effects of rock pressure on crack generation during tunnel blasting. *Jl. Japan Explosives Soc.* 62, 3, 2001, 138-46

Aydan, O., 2013. In situ stress inference from damage around blasted holes. *Geosystem Engineering*, 16(1), p. 83–91

Rorke, A. J. & Brummer, R. K., 1990. The use of explosives in rockburst control techniques. In: C. Fairhurst, ed. *rockbursts and Seismicity in mines*. Rotterdam: Balkema, pp. 377-383

Daehnke, A., Rossmanith, H. P. & Napier, J., 34. Gas pressurization of blast induced conical cracks. *Int J. Rock Mech. Min. Sci.*, Volume 3-4, p. paper 263

Trivino, L. F., 2012. Study of blast-induced damage in rock with potential application to open pit and underground mines. In: *PhD Thesis*. Toronto: University of Toronto.

D Wilkinson, G Rigby, J Norgard and S Thomson. Higher Energy Bulk Explosives - Matching Products to Rock Types Using an Energy Map Concept.

Fragblast 2015.

T.G. Sitharam. Geotechnical Applications for Earthquake Engineering: Research Advancements. Indian Institute of Science, India.

Sanchidrián.J, Segarra.P, López. Lina. Energy components in rock blasting. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences 2006.

Hagan, T.N “Overbreak control Blasting Techniques en Australian Mineral Foundation’s Drilling and Blasting Technolog Course”. (1977)

Furtney, J., Sellers, E. & Onederra, I., 2012. Simple Models for the Complex Process of Rock Blasting. In: P. K. S. a. A. Sinha, ed. Rock Fragmentation by Blasting: Fragblast 10 (Proceedings, 10th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting.,» pp. New Delhi: CRC Press/Balkema, pp. 275-282.

Revnitsev, V.I. (1988) We really need revolution in comminution. Proc. XVI Int. Congress on Mineral Processing,

Brinkmann J R: “An experimental study of the effects of shock and gas penetration in blasting”. The 3rd International Symposium for Rock Fragmentation by Blasting. Brisbane, Australia. Aug. 26-31, 1990, pp. 55-66

Spathis, A.T. (1999) On the Energy Efficiency of Blasting. The 4th International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting, Johannesburg, 5-8 July 1999, 81-90

Musa, F, Stewart, M and Weiss, G, 2011. Energy efficiency opportunities in milling – improving comminution circuit efficiency, in Proceedings Metallurgical Plant Design and Operating Strategies, MetPlant 2011, pp 154–162 (The Australasian Institute of Mining and Metallurgy: Melbourne)

Nielson, K, 1998. Economic optimisation of the blasting-crushing- grinding comminution process in a low-grade iron ore (taconite) operation, in Proceedings Mine to Mill Conference, pp 135–138 (The Australasian Institute of Mining and Metallurgy: Melbourne)

Scott, A, Morrell, S and Clark, D, 2002. Tracking and quantifying value from

'mine to mill' improvement, in Proceedings AusIMM Value Tracking Symposium, pp 77–84 (The Australasian Institute of Mining and Metallurgy: Melbourne)

Rantapaa, R, McKinstry, R and Bolles, T, 2005. Drill-to-mill: efficient drilling and blasting resulting in increased mill throughput at Barrick Goldstrike, CIM Bulletin, 98(1085):1–3

Kojovic, T. (2005) Influences of aggregate stemming in blasting on the SAG mill performance. Minerals Engineering,» pp. 18, pp.1398-1404

Rascheff, N & Goemans, P. Contribution á l'étude quantitative de l'énergie consommée dans la fragmentation par explosif. Oct-Dec., 1977

Olsson, M., Nie, S., Bergqvist, I. and Ouchterlony, F. 2002. What causes cracks in rock blasting? Fragblast 6(2): pp 221-233

Brent, G. F. & Smith, G. E., 2000. The detection of blast damage by borehole pressure measurement. J SAIMM, Volume Jan/Feb, pp. 17-21

Sellers, E. J. & Napier, J., 2006. Boundary element modelling of blast induced fracture growth. In: 5th South African Conference on Applied Mechanics. s.l.:SACAM

Torrance A.C and Scott A: on the 11th international symposium on rock fragmentation by blasting, Sydney, NSW, 24-26 august 2015

Andrieux (2003) Large Scale panel distress blast at Brunswick mine

Tooper, A. Z., 2003. The effect of blasting on the rock mass for designing the most effective preconditioning blasts in deep level gold mines. Johannesburg: PhD thesis, University of Witwatersrand

Law (2001) Blast Damage and Blast Dilution Control: The Application of Bulk Emulsion Systems at the VMC St Ives Junction Mine

Dershowitz, W & Einstein, H 1988, 'Characterizing rock joint geometry with joint system models', Rock Mechanics and Rock Engineering, vol. 21, pp. 21-51

R. K. Brummer, "A design methodology for distress blasting," A. P.P., Ed., ed,

2002.

Zhang Z.X. LKAB Impact of rock blasting on mining engineering. 5th International Conference and Exhibition on Mass Mining, Lulea Sweden 9-11 June 2008

Dally, J.W., Fournery, W.L. and Holloway, D.C. (1975) Influence of containment of the borehole pressures on explosive,» pp. induced fracture. *Int J Rock Mech Min Sci & Geomech Abstr* 12, pp.5-12

Onederra, I., 2007. Delay timing factor for empirical fragmentation models. *Mining Technology*, 116(4), pp. 176-179.

Zhang, Z.X. (2005) Increasing ore extraction by changing detonator positions in LKAB Malmberget mine. *Fragblast—*,» pp. *International Journal for Fragmentation and Blasting* 9, pp.29-46.

Cooper, P.W. (1996) *Explosives engineering*. Wiley-Vch, New York, pp.203-221.».

Langefors, U. and Kihlström, B. (1967) *The modern Technique of Rock Blasting*. Almquist & Wiksell, 2nd edition,» p. Stockholm

Napier, J. et al., 1997. Quantification of stope fracture behaviour in deep level gold mines. *J. South African Institute of Mining and Metallurgy*, Volume May/Jun, pp. 119-134.

Vanbrabant, F. and Escobar, A.E. (2006) Impact of short delays sequence on fragmentation by means of electronic,» pp. *detonators: theoretical concepts and field validation. Proc. Fragblast-8*, Santiago, Chile, pp.326-331.

Quezada, D.B. (2006) Economic benefits associated with “Fragmentation” using electronic detonators. *Proc. Fragblast-*,» pp. 8, Santiago, Chile, pp.221-222.

Zhang, Z.X. and Naarttijärvi, T. (2006) Applying fundamental principles of stress waves to production blasting in,» pp. *LKAB Malmberget mine. Proc. Fragblast-8*, Santiago, Chile, pp.369-374.

Olsson, M., Nie, S., Bergqvist, I. And Ouchterlony, F. What causes cracks in rock blasting? In *Proc. EXPLO2001*. Hunter valley, NSW, Australia, 2001., 191-196.

Worsey, P.N., Farmer, I.W. and Matheson, G.D. The mechanics of pre-split blasting to rock slopes. In Proc. 22nd US Symp. Rock Mech. MIT, Boston, Massachusetts, 1981, 205-210.

Bhandari, S. and Rathore, S.S. Comparative study of blasting techniques in dimensional stone quarrying. In Proc. 28th Conf. Explosive and Blasting technique, Society of explosive engineers, Las Vegas, Nevada, 2002.

Holloway, D.C., Barnholt, G. and Wilson, W.H. A field study of Fracture control techniques for smooth wall blasting. In Proc. 27th US Symp Rock Mech., Tuscloosa, 1986, 456-463.

Melnikov, N.V., Marchenko, L.N., Zharikov, I.F. and Seinov, N.P. Blasting methods to improv rock fragmentation. Acta Astrnautica, Vol. 5, 1978, pp. 1113-1127.

Sazid, M., Saharan, M.R. and Singh T.N. Effective Explosive Energy Utilization for Engineering Blasting – Initial Results of an Inventive Stemming Plug, SPARSH. To be presented in ISRM Congress, Beijing, China, October 19-22, 2011, in print.

Hill, F. G. & Plewman, R. P., 1957. Destressing: A means of ameliorating rock busrt conditions. Journal of SAIMM, Volume Oct, pp. 120-127

Mahne, W. L., 2004. Pre-conditioning. A tool to combat face bursts at Mponeng. In: SANIRE 2004- The miner guide thourgh the earth's crust. s.l.:South African National Insitute of Rock Engineering.

Rorke, A. J., Cross, M., Van Antwerpen, H. & Noble, K., 1989. The mining of a small updip remnant with the aid of preconditioning blasts. In: Technical Challenges in Deep level mining. Johannesburg: SAIMM.

Rorke, A. J. & Brummer, R. K., 1990. The useof explosives in rockburst control techniques. In: C. Fairhurst, ed. rockbursts and Seismicity in mines. Rotterdam: Balkema, pp. 377-383.

O'Donnell Sr., J. D. P., 1999. The development and application of destressing

techniques in the mines of INCO limited, Sudbury Ontario. In: MSc thesis. Sudbury: Laurentian University.

González Carbonell P. (2016) Taller de iniciativas tecnológicas asociadas al proceso de P&T en minería por Caving.

Minchinton, A. & Lynch, P.M., 1996, Fragmentation and Heave Modelling using a Coupled Discrete Element Gas Code, Proc. 5th. Int. Symp. on Rock Fragmentation by Blasting, Montreal, Canada, 25–29 Aug, A.A. Balkema, Rotterdam, pp. 71–80.

eadie, B.A. (2002) Modelling primary and secondary fragmentation for block caving, PhD thesis (unpublished), University of Queensland, Brisbane.

DAre-Bryan PC., Schoeman J. Blast optimisation through computer modelling of fragmentation, heave and damage. Taylor & Francis Groupon, ISBN 2013, London, England.

Brzovic, A (2009) Rock Mass Strenght and Seismicity during caving propagationa at the El Teniente Mine, Chile. International Symposium on Rockburst and Seismicity in Mines 2009 RaSiM7. C.A Tand (ed), 21-23 August Dalian, Chine.

Hoek, E., & Brown, E. T. (1980). Undergorund Excavations in Rock. Londres: Institution of Mining and Metallurgy.

Dunlop, R., & Gaete, S. (1999). Sismicidad inducida y estallidos de roca en mina El Teniente PL-I-099/99. Rancagua, Chile: Codelco Chile División El Teniente.

Landeros, P., Cornejo, J., Alegría, J., & Rojas, J. (2014). Identification of different geomechanics zones in panel caving - application to Reservas Norte El Teniente.3rd International Symposium on Block and Sublevel Caving - CAVING 2014 (págs. 271-279),» pp. Santiago, Chile: Universidad de Chile

Orellana, M., & Cifuentes, C. (2013). Informe preliminar estallido de rocas (mina Esmeralda 22-10-2013). Rancagua, Chile: CODELCO Chile División El Teniente - Gerencia de Recursos Mineros y Desarrollo - Superintendencia de Geomecánica.

Bernier J. (2014) Tesís para optar al grado de Magíster en Ingeniería: Modelo de

evaluación de riesgo productivo aplicado al proyecto Nuevo Nivel Mina

A. Roux, E. Leeman and H. Denkhaus, "Destressing: a means of ameliorating rockburst conditions. Part 1: the concept of destressing and results obtained from its application," in Institute of Mining and Metallurgy, South Africa, 101, October 1957

Morrison, R.G.K. Report on rockburst situation in Ontario mines. Trans. Canadian Institute of Mining and Metallurgy, Vol.45, 1942, 225-272

N. Lightfoot, O. Goldbach, D. Kullmann and A. Toper, "Rockburst control in South African deep level gold mining industry. In proc. The 2nd North American Rock Mech. Symp NARMS 96," in eds - Aubertin, Hassani and Mitri, Balkema, Rotterdam, 1996, p. 295 303

A. Toper, M. Grodner, R. Stewart and N. Lightfoot, "Preconditioning: A rockburst control technique. In Proc. Rockbursts and seismicity in mines (eds.- J.J Gibowicz and S.Lasocki)," Balkema, Rotterdam, 1997, p. 267 272

G. Brauner, "Rockbursts in coal mines and their prevention," Balkema, Rotterdam, 1994, p. 144

W. Blake, "Rock preconditioning as a seismic control measure in mines," Johannesburg, South African Institute of Mining and Metallurgy, 1982, p. 225 229.

W. Blake, "Destressing to control rock bursting. In Underground mining methods handbook, SME Chapter 7," 1998, p. 1535 1539.

Tang, B. and Mitri, H. S. Numerical modelling of rock preconditioning by destress blasting. Ground Improvement. 5, 2, 2001, 57-67.

Roux, A.J.A., Leeman, E.R. and Denkhaus, H.G. Destressing: a means of ameliorating rockburst conditions. Part 1: the concept of destressing and results obtained from its application. South Africa Institute of Mining and Metallurgy. October. 101, 1957

Saharan, M R and Mitri, H S, 2009. Numerical Simulations for Rock fracturing by

Destress Blasting (VDM Verlag, Dr Muller Aktiengesellschaft and Co KG: Germany)

B. Van De Steen, A. Vervoort and J. Napier, “. Numerical modelling of fracture initiation and propagation in biaxial tests on rock samples. *Int J Fracture* Vol 108,” 2001, pp. 165-191

H. Hakami, J. Kankkunen, T. O’Flaherty and M. Olsson, “Destress blasting experiments at the Pyhäsalmi Mine, Finland,” in Report No. DS 1990: 3, SveDeFo, Stockholm, Sweden , 1990

W. Konopko, J. Kabiesz, G. Merta and J. Makówka, “Ukierunkowane hydroszczelinowanie skał i kierunki jego wykorzystania. *Prace Naukowe Głównego Instytutu Górnictwa*,” 1997, pp. 1-33

Kabiesz J., Drzewiecki J., 2008: Próba ukierunkowanego szczelinowania górotworu w KGHM „Polska Miedź”. *Prace Naukowe GIG. Kwartalnik. Górnictwo i środowisko. Nr III/2008/*. Katowice. ss. 79-91

Tooper, A.Z., Adams, D.J. and Janse Van Rensburg, A.L. The effects of preconditioning blast in confined rock. In *Proc. ISRM Int. Symp. on integral approaches to applied rock mechanics*. Santiago, Chile, 1994

Labrie, D., Plouffe, M., Harvey, A. and Major, C. Destress blast testing at Sigma Mine: experimentation and results. In *19th session on blasting techniques of the Societe d’Energie Explosive du Quebec*, Quebec City, 1997, 26p

Holmberg, R. and Persson, P.-A. 1978. The Swedish approach to contour blasting. *Proc. IVth Conf. on Exp. and Blasting Tech. ISEE*, New Orleans, LA: pp113-127

Devine, F. J., Beck, R. H., Meyer, A. V. C. and Duwall, W. I. 1965. *Vibration Levels Transmitted Across a Presplit Fracture. USBM RI 6695*

Devine, F. J., Beck, R. H., Meyer, A. V. C. and Duwall, W. I. 1966. *Effect of Charge Weight on Vibration Levels from Quarry Casting. USBM RI 6774*

Duwall, W. I. and Fogelson, D. 1962. *Review of Criteria for Estimating Damage to Resistances from Blasting Vibrations. USBM RI 5968*

- Duvall, W. I., Johnson, C. F., Meyer, A. and Devine, J. 1963. Vibrations from Instantaneous and Milli-second Delayed Quarry Blasts. USBM RI 6151
- Persson, P.-A., Holmberg, R. and Lee, J. 1993. Rock Blasting and Explosive Engineering. CRC Press, London, United Kindom
- Hustrulid, W. and Lu, W. 2002. Some general concepts regarding the control of blast-induced damage during rock slope excavation. *Fragblast-7*: pp 595-604
- Ash, R. L. 1963. The mechanics of rock breakage. *Pit and Quarry* I, (Aug) pp. 98-112. Part II, (Sept) pp. 118-123. Part III, (Oct) pp. 126-131. Part IV, (Nov): pp 109-118
- Mosinets, V. N. and Gorbacheva, N. P. 1972. A seismological method of determining the parameters of the zones of deformation of rock by blasting. *Soviet Mining Science*: pp 640-647
- Ouchterlony, F. 1997. Prediction of crack lengths in rock after cautious blasting with zero inter-hole delay. *Int. J. for Blasting and Fragmentation* 1: pp 417-444
- Favreau, R. F. 1969. Generation of strain waves in rock by explosion in a spherical cavity. *Journal of Geophysical Research*, 74: pp 4267-4280
- Drukovanyi, M. F., Kravtsov, V. S., Chernyavskii, Y. E., Reva, V. V. and Zerkov, S. N., 1976. Calculation of fracture zones created by exploding cylindrical charges in ledge rocks. *Soviet Mining Science*, 12(3): pp 292-295
- Nieman, I. B. 1979. Determination of the zone of crushing of rock in place by blasting. *Soviet Mining Science*, 15(5): pp 480-499
- McHugh, S. 1983. Crack extension caused by internal gas pressure compared with extension caused by tensile stress. *Int. J. Fracture* 21: pp 163-176
- Senuk, V. M. 1979. The impulse from an explosion and conditions for its greater utilization in crushing hard rock masses in blasting. *Soviet Mining Science*: pp 22-27
- Kanchibolta S. S., Valery, W. and Morrell, S. 1999. Modeling fines in blast fragmentation and its impact on crushing and grinding. *Proc. of Explo. '99-A*

Conference on Rock Breaking. The Australasian Institute of Mining and Metallurgy, Brisbane, Australia:» pp. pp 137-144

Holmberg, R. 1982. Charge calculation for tunnelling. In: W.A. Hustrulid (ed.), Underground Mining Methods Handbook, Soc. Min. Metall. Explosives: pp 1580-1589

Johnson, J. C. 2010. The Hustrulid Bar – A Dynamic Strength Test and Its Application to the Cautious Blasting of Rock. PhD dissertation, University of Utah, Department of Mining Engineering, Salt Lake City, Utah

Sher, E. N. and Aleksandrova, N. I. 1997. Dynamics of development of crushing zone in Elasto plastic medium in camouflet explosion of string charge. Journal of Mining Science, 33(6): pp 529-535

Sher, E. N. and Aleksandrova, N. I. 2007. Effect of borehole charge structure on the parameters of failure zone in rocks under blasting. Journal of Mining Science, 43(4): pp 409-417

Blair, D. and Minchinton, A. 1997. On the damage zone surrounding a single blasthole. Geomechanics Abstracts 5: pp 320-320

Ansys. 2000. Autodyn User Manual. Canonsburg, Pennsylvania

Jaroslav, M. 2002. Material and geometrical nonlinearities FEM and BEM analyses. A bibliography (1998-2000). Finite Elements in Analysis and Design 38(3) (2002): pp 307-317

Vovk, A. A., Mikhalyuk, A. V. and Belinskii, I V. 1973. Development of fracture zones in rock during camouflet blasting. Soviet Mining Science. 9(4): pp 383-387.».

Grodner, M., 2001. Using ground penetrating radar to quantify changes in the fracture pattern associated with a simulated rockburst experiment. J. SAIMM, Volume Aug, pp. 261-266

Brummer, R. K., "Active Methods to Combat the Rockburst Hazard in South African Gold Mines", CARE, University of Newcastle-Upon-Tyne, United

- Kingdom, 1988, Publications, Institution of Mining and Metallurgy, London, United Kingdom, pp. 35- 43
- Ouchterlony, F., 2003. Influence of blasting on the size distribution and properties of muck pile fragments, a state of the art review. In: MINFO project P2000-10. s.l.:Lulea University of Technnology
- McKenzie, C. K. & Holley, K. G., 2004. a study of damage profiles behind blasts. In: ISEE symposioum. s.l.:ISEE
- Iversen, S. et al., 2010. The extent of blast damage from a fully coupled explosive charge. In: J. Sanchidrian, ed. Rock Fragmentation by Blasting. London: Taylor and Francis, pp. 459-468
- Esen, S., Onederra, I. & Bilgin, H. A., 2003. Modelling the size of the crushed zone around a borehole. *Int J. Rock Mech. Min Sci.*, Volume 40, pp. 485-495
- Olsson, M. and Bergqvist, I. 1993. Crack lengths from explosives in small diameter holes. *Fragblast 4*, Rossmannith (ed.), Balkema, Rotterdam: pp 193-196
- Toper, A. Z., Kabongo, K. K., Stewart, R. D. & Daehnke, A., 2000. The mechanism, optimisation and effects of preconditioning. *Journal of SAIMM*, Volume Jan/Feb, pp. 7-15
- Adams, G. R., Jaeger, A. J. & Roering, C., 1981. Investigation of rock fracturing ahead of stope faces in deep level gold mines. In: *Proc 22nd US Symp on Rock Mech.* s.l.:s.n., pp. 213-218
- Lightfoot, N. et al., 1996. Preconditioning to reduce the incidence of face bursts of highly stressed faces. In: *GAP 030 Project Report*. s.l.:SIMRAC , p. [http://www.mhsc.org.za/sites/default/files/GAP%20030%20PART1\\_.pdf](http://www.mhsc.org.za/sites/default/files/GAP%20030%20PART1_.pdf)
- Adams, D. J. & Geyser, D., 1999. Preconditioning of the 43 hangingwall haulage at Kloof No 4 shaft. In: T. Hagan, ed. *Proceedings of the 2nd South African Rock Engineering Symposium SARES99*. Johannesburg: SANIRE
- Potvin, Y., Wesseloo, J. & Heal, D., 2010. An interpretation of ground support capacity submitted to dynamic loading. In: M. van Sint Jan & Y. Potvin, eds. *Deep*

- Mining 2010. Santiago, Chile: Australian Centre for Geomechanics, pp. 251-272
- Hagan, T. et al., 2001. Simulated rockburst experiment - overview. J SAIMM, Volume Aug, pp. 217-222
- Sellers, E. J., 2011. Controlled blasting for enhanced safety in the underground environment. The Journal of The Southern African Institute of Mining and Metallurgy, Volume 111, pp. 11-17
- Tang, B., 2000. Rockburst control using distress blasting. Phd thesis ed. Montreal: McGill University
- Miluka, P. A., Lee, M. F. & Guilfoyle, K., 1995. Preconditioning a large pillar at Mt Charlotte mine. In: Underground operators conference . Kalgoorlie: s.n., pp. 265-272
- Yang, R. L., Rocque, P., Katsabanis, P. & Bawden, W. F., 1994. Measurement and analysis of near field blast vibration and damage. Geotechnical and Geological Engineering, Volume 12, pp. 169-182
- Trivino, L. & Mohanty, B., 2013. Estimation of blast-induced damage through cross hole seismometry in single hole blasting experiments. In: Singh & Sinha, eds. Rock fragmentation by blasting. London: Taylor and Francis, pp. 685-695
- Changshou Sun. Damager zone prediction for rock blasting. Tesis for Doctor of Philosophy, The University of Utah. Departement of Minning Engineering. Decemeber 2013
- Elfen explicit Manual V4.4 Chapter 2: Data File Specification.
- Cho, S. H., Otaga, Y. and Kaneko, K. 2003. Strain–rate dependence of the dynamic tensile strength of rock. Int. J. Rock Mech. Min. Sci. and Geomech. Abstr. Vol.40: pp 763-777

**ANEXOS**

## **10. ANEXO A: RIESGO SÍSMICO, ESTALLIDOS DE ROCA Y CASO ESTUDIO EN DET**

### Riesgo sísmico y estallidos de roca

En general, los estallidos de roca son fallas explosivas de la roca, las cuales pueden ocurrir cuando roca frágil es sometida a altos esfuerzos (Hoek & Brown, 1980). Sin embargo, en la mina El Teniente (donde se enmarca este estudio) la definición de este tipo de siniestralidades va más allá: Un estallido de roca es la pérdida de continuidad de un proceso productivo en la mina debido a la proyección de materia hacia el interior de las excavaciones, resultante de la energía radiada por un evento sísmico que es interceptada por estas excavaciones (Dunlop & Gaete, 1999) De aquí se desprende que un evento sísmico es una condición necesaria, pero no suficiente, para que ocurra un estallido de roca, también debe existir pérdidas productivas, o bien, la detención de algún otro proceso de la mina.

Dunlop & Gaete (1999) caracterizan el riesgo sísmico mediante la definición de “volúmenes activos”, que corresponde al lugar geométrico donde se desarrollan los procesos de restauración, es decir al volumen en desequilibrio. Dentro de éste, estiman la probabilidad de ocurrencia de eventos sísmicos con liberación de energía mayor a cierto valor ( $W_0$ ) mediante una distribución Poisson. Por otro lado, postulan que el daño generado por esos eventos sísmicos puede estimarse en función de una distribución de velocidades de partícula del macizo rocoso.

Landeros et al., (2014) proponen una metodología de evaluación y análisis del comportamiento geomecánico del macizo rocoso, poniendo énfasis en la sismicidad inducida por la minería. En esta metodología, los autores definen zonas de peligro sísmico en base a análisis de agrupamiento de eventos sísmicos. También, en cuanto a los estallidos de roca, encuentran una relación aproximadamente lineal entre el logaritmo de energía liberada por el máximo evento sísmico relacionado al estallido y el logaritmo de los metros de daño causados ( Figura 105).

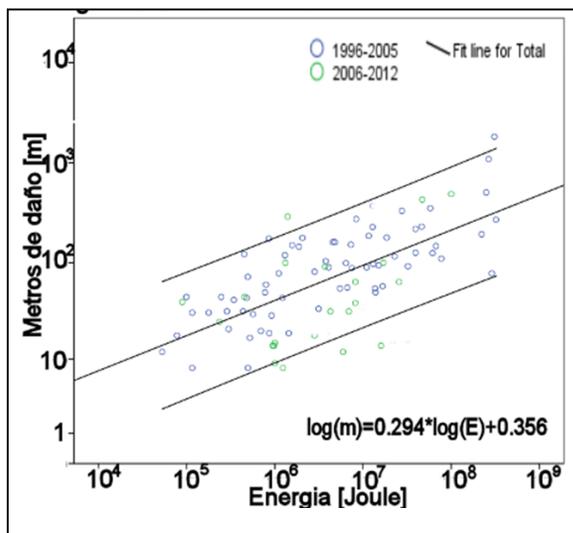


Figura 105: Daño v/s Energía para estallidos de roca en la mina El Teniente, período 1996-2012. (Landeros et al., 2014)

Para llevar a cabo las metodologías anteriores, es necesario contar con un adecuado sistema de monitoreo en los sectores en los cuales se quiere evaluar el riesgo sísmico. Esto dificulta su aplicación en proyectos nuevos, dada la ausencia de estos sistemas.

#### Efecto de los estallidos de roca en la producción

Los estallidos de roca generan una pérdida de continuidad en la operación minera debido a las labores de reparación o “saneamiento” que se deben realizar en las galerías afectadas, que incluyen la remoción de marina proyectada por el estallido, acuñadura, re fortificación del sector y reparación de la infraestructura dañada. La Figura 106 muestra el material proyectado y el daño sobre la fortificación de un estallido de rocas.

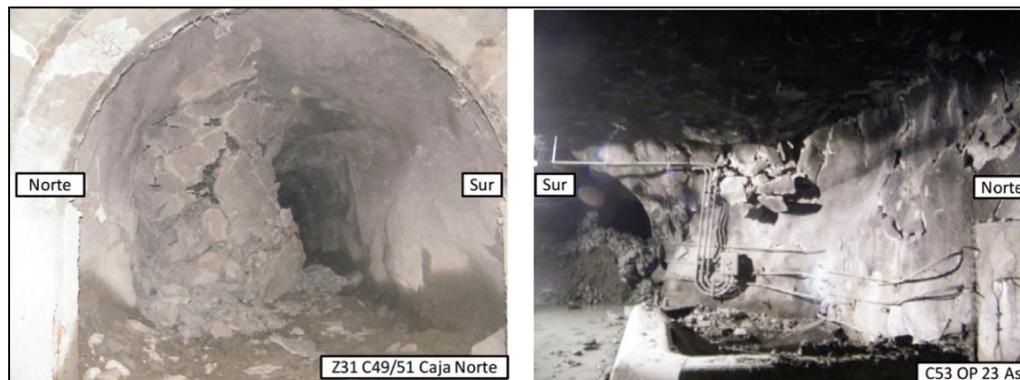


Figura 106: estallido de roca en mina El Teniente sector Esmeralda 22-10-2013  
(Orellana & Cifuentes, 2013)

Un estallido de roca, dependiendo de su magnitud y la ubicación de los daños, puede afectar la producción de mineral de diversas formas. Un caso de estudio de esto a continuación:

#### Caso de estudio estallido de roca en DET

Un análisis de la base de datos de los estallidos ocurridos en la mina El Teniente da cuenta que en caso de tener daños significativos en los distintos niveles de un sector, se produce la detención en la producción de un determinado número de puntos, además de la detención en la incorporación de área en el frente. Como se muestra en la Figura 107 tras un estallido de rocas con daños en el nivel de producción, los puntos de extracción cesan su producción por un período de tiempo que puede durar varios meses. Aquí, no todos los puntos se detienen por la misma cantidad de tiempo, sino que su tiempo de inactividad depende de la cercanía a la zona dañada y a la magnitud de la misma. En la figura, se muestra un estallido ocurrido en el sector Reserva Norte de la mina El Teniente, que en 2005 utilizaba la variante de hundimiento avanzado, esto quiere decir que en la zona afectada por el estallido no había puntos de extracción incorporados.

La detención de los puntos de extracción produce una merma en la producción y un atraso en la incorporación de área en el frente del sector afectado. La Figura 108 presenta la producción mensual de un punto de extracción afectado por un estallido de roca, el cual detuvo su producción por un período de 10 meses.

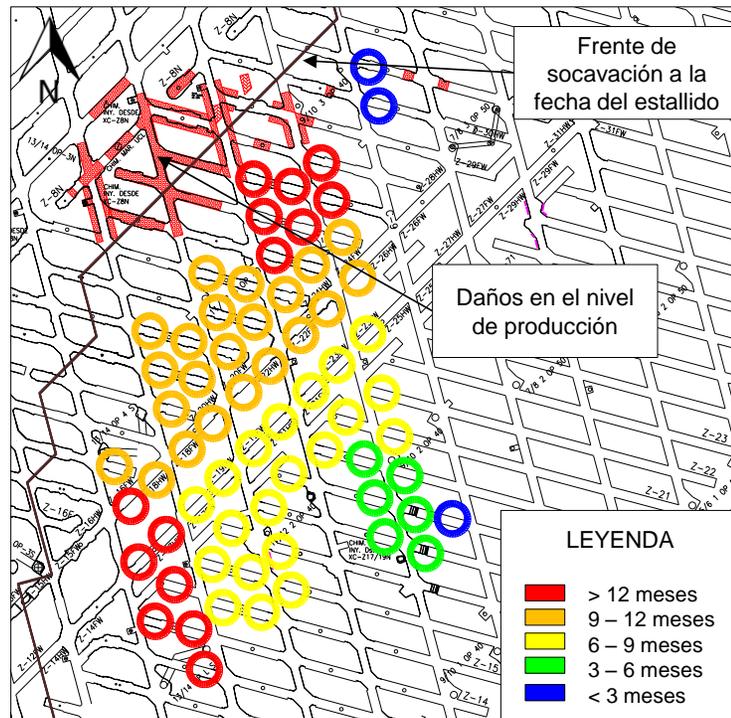


Figura 107: Tiempos de detención de los puntos de extracción en la mina El Teniente sector Reservas Norte tras estallido de roca el 30-05-2005 (Bernier, 2014)

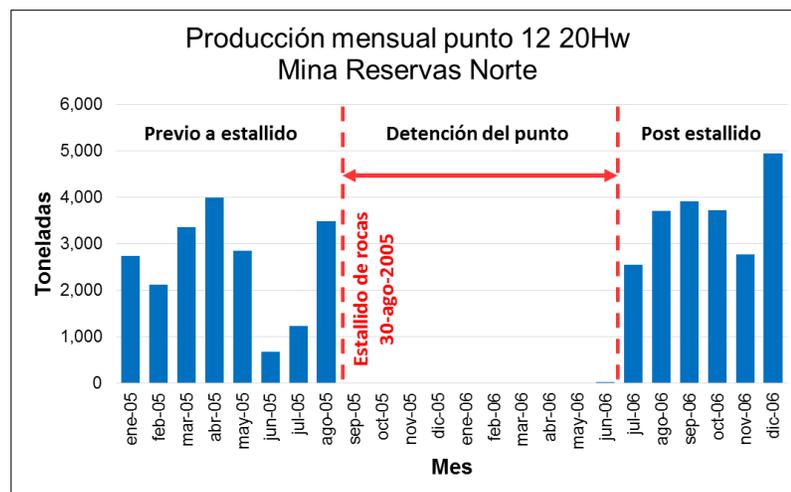


Figura 108: Producción mensual del punto 12 20Hw del sector Reservas Norte de la mina El teniente tras estallido de roca el 30-05-2005. (Bernier, 2014)

Un análisis más detallado del sector Reservas Norte (sector que históricamente ha presentado más problemas respecto a este tipo de fenómeno, en cuanto a frecuencia y daños provocados) muestra que, para los estallidos de roca que generaron detenciones en la producción de puntos de extracción, existe una relación importante entre los metros de daño en galerías que se produce a causa de los estallidos con el tiempo promedio de detención de los puntos afectados. Los resultados de este análisis se presentan en las Figura 109 y Figura 110.

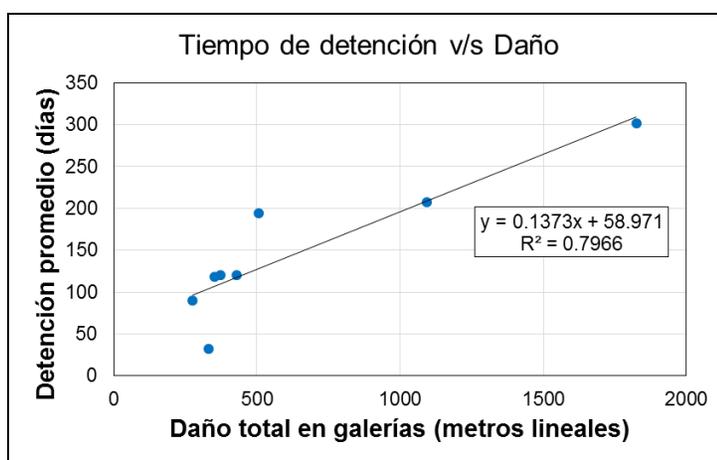


Figura 109: Relación entre el tiempo promedio de detención de los puntos de extracción afectados por un estallido de rocas y los metros lineales de daño (Bernier, 2014)

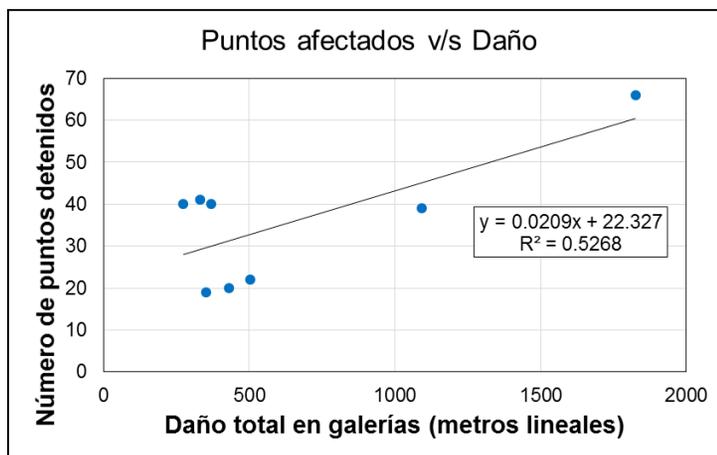


Figura 110: Relación entre el número de puntos de extracción afectados por un estallido de rocas y los metros lineales de daño. Fuente: (Bernier, 2014)

## **11. ANEXO B: PREACONDICIONAMIENTO COMO MEDIDA DE DESTRESSING**

### **Pre acondicionamiento con explosivos como medida de destressing**

#### **Contexto de Destressing**

El concepto de destressing a través de tronadura se mencionó en los años 20 del siglo pasado, en la provincia de Nueva Escocia de Canadá después de un devastador desastre en la mina de carbón de Springhill. Posteriormente, las minas de Kirkland Lake - Ontario, Canadá informaron utilizar destressing a través de tronadura en 1930 tan sólo como método de prueba y error (Roux et al., 1957). Los primeros experimentos sistemáticos a través de tronadura fueron efectuados en Sudáfrica, cuyo diseño se fundamentaba en crear una zona de masa de roca fracturada que rodeara la excavación (Roux et al., 1957, que era similar a la teoría propuesta por Morrison (Morrison, 1942). Otros estudios posteriores en Sudáfrica (Lightfoot et al., 1996 & Topper et al., 1997) llegaron a creer que el propósito del *destressing* a través de tronadura era reactivar la red de fracturas existentes, más que la generación de nuevas fracturas. Brauner (1994) reforzó que dos factores, tanto las fracturas, como la generación de vibraciones, actuando de forma separada o en conjunto, son relevantes para explicar el mecanismo de *destressing* a través de tronadura. El intenso fracturamiento reduce la fuerza del macizo rocoso en las cercanías del barreno y su efecto es probablemente más bien local, aunque promovido por los altos esfuerzos existentes. Las vibraciones en cambio, pueden reducir la fricción de los planos de debilidades (diaclasas, estructuras) y este efecto considerarse de mayor alcance. Ambos factores tienden a reducir los esfuerzos en las cercanías del barreno (Saharan & Mitri, 2004)

#### **Fundamentos**

La idea central en la que se sustenta el principio de destressing es que los estallidos de roca se asocian con macizos rocosos que poseen menor cantidad de fracturas y por ende menos formas a través de las cuales disipar su energía de forma paulatina y no brusca

como lo hacen (Caso Mina El Teniente).

El método de *destressing*, y su variante con tronadura fue concebido como medida que permitiera seguir haciendo minería en zonas de altos esfuerzos, y tiene por objetivo crear una zona de intenso fracturamiento, para que los beneficios de este sean disfrutados durante un período de tiempo más largo (Saharan & Mitri, 2004). Es por este motivo que el *destressing* a través de explosivos requiere de un profundo entendimiento de los esfuerzos y la tronadura. Es importante entender los esfuerzos en las proximidades de una excavación, los efectos de realizar minería dentro de este régimen de esfuerzos y el método adecuado capaz de cambiar la componente crítica del tensor de esfuerzos lejos del área de trabajo (Saharan & Mitri, 2004). En el pasado, se ha evidenciado que ciertas partes de una mina han sufrido estallidos de roca, mientras que en un determinado sector se estaba realizando *destressing* (Blake, 1982). Motivo por el cual uno de los factores más importantes es conocer a cabalidad las características geológicas de la mina de forma previa a la aplicación de la técnica. De igual modo, dado que se está trabajando en un ambiente de altos esfuerzos, confinado y generalmente sin cara libre, es importante entender cómo las fracturas crecen bajo la influencia de un determinado estado tensional, y junto con ello, identificar el plano correcto a través del cual se generarán las fracturas inducidas por el explosivo es uno de los factores de éxito más relevantes del *destressing* (Saharan & Mitri, 2004). Por lo cual la conceptualización del pre acondicionamiento se hizo en sus orígenes para generación de planos de fracturas adecuados a través de tronadura que favorezcan el *destressing* de la roca. Al igual que la importancia que tiene entender el mecanismo a través del cual la tronadura genera fracturas en un determinado ambiente geológico y de esfuerzos. Junto con ello, orientar las prácticas actuales a su mejor uso para lograr mayores extensiones de fracturas a través de una mejor utilización del explosivo.

Blake (1998) en sus estudios científicos propuso que el efecto del *destressing* a través de tronadura se puede cuantificar a través de una disminución del módulo de *Young* del macizo rocoso. Tang y Mitri (2001) en sus estudios propusieron que el efecto del *destressing* por tronadura puede cuantificarse tanto a través de una reducción del módulo

de *Young* del macizo rocoso, como de la reducción de los esfuerzos in situ. Tang y Mitri (2001) también propusieron la siguiente expresión para cuantificar la relajación del esfuerzo dado un *destressing* por tronadura, basándose en la medición del factor de disipación de los esfuerzos, " $\beta$ ", con la suposición de que el cambio en las propiedades del macizo rocoso serian igual en cada punto radial en el espacio lejos de la perforación (pese a que los esfuerzos son poli-axiales en la naturaleza):

$$\sigma_{(after\ destressing)} = (1 - \beta) * \sigma_{(before\ destressing)}$$

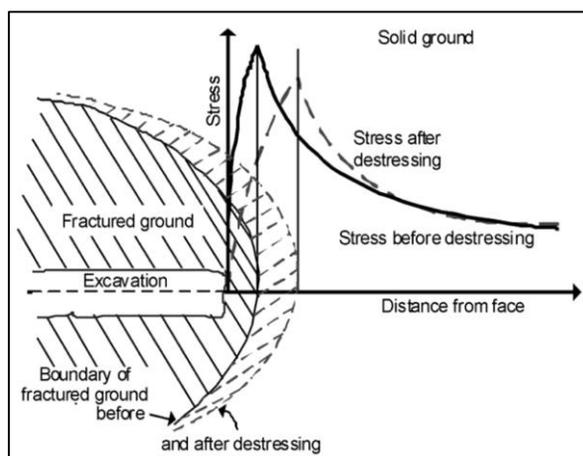


Figura 111: Efecto geomecánico en tronadura de destressing (Roux et al., 1957)

Pero esta expresión deja fuera muchos principios de la mecánica de rocas. Por lo cual, Saharan y Mitri (2009) sugirieron luego la siguiente relación para cuantificar el *destressing* a través de tronadura. Esta proposición de destressing es capaz de capturar de forma completa la generación de fracturas por destressing y su asociada disminución de esfuerzos (Saharan & Mitri, 2009):

$$\beta_{ij} = \frac{100X[\sigma_{ij\ before\ destress\ blasting} - \sigma_{ij\ after\ destress\ blasting}]}{[\sigma_{ij\ before\ destress\ blasting}]}$$

Donde,

$\beta_{ij}$  = Esfuerzo relajado  $\sigma_i$  en el punto de medición en el plano cartesiano  $j$ .

$\sigma_{ij}$  = Esfuerzo principal mayor i ésimo en el punto de medición en el plano cartesiano j.  
 i = identificador de la tensión principal = 1,2,3  
 j = identificador plano cartesiano = x, y, z

Aun así, existen numerosos ejemplos en los que los datos medidos en terreno no son compatibles con las expectativas que se tenía de reducción de esfuerzos (Saharan & Mitri, 2009). Por lo cual, se decide estudiar por distintos autores los factores de éxito del *destressing*.

Saharan & Mitri (2009) plantearon que el plano en el cual se generarán las fracturas es clave en el cambio en el estado tensional lejos de dónde se está operando. Por lo que, se han realizado, estudios de laboratorio (Van de Steen et al., 2001 & Saharan 2004 & Schatz et al 1987) y experimentos en terreno (Hakami et al., 1990 & Konopko 1997 & Kabiesz & Drzewiecki 2008) para determinar un óptimo plano de fractura capaz de inducir la máxima relajación de esfuerzos en el macizo rocoso. Los cuales demostraron que el crecimiento de las fracturas inducidas por la tronadura está fuertemente influenciado por la dirección del esfuerzo principal mayor, cuya dirección se demostró no son óptimos para generar el *destressing* deseado. Además, Van De Steen et al.(2001) A través de experimentos de laboratorio demostraron que el *destressing* sólo puede lograrse a través de fracturas que tengan potencial para el cizallamiento/falla por corte.

La dificultad en la generación de fracturas no alineados a lo largo de la dirección del esfuerzo principal mayor ha llevado al abandono de la práctica de *destressing* de tronadura en EE.UU (Corp., 1981), Finlandia (Hakami et al., 1990) y Polonia (Konopko 1997 & Kabiesz & Drzewiecki 2008). La mala implementación de la técnica puede llevar a mediciones en terreno de esfuerzos in situ mayores posterior a la aplicación de la técnica (Hakami et al., 1990 & Toper et al., 1994 & Labrie et al., 1997). Se requiere más investigación para la adecuada comprensión de las tensiones y *destressing* y en la actualidad la mejor herramienta para este propósito es el modelamiento numérico con consideraciones de Discrete fracture network (DFN) & Synthetic rock mass models (SRM) (Saharan & Mitri, 2009).

## 12. ANEXO C: DAÑO-MODO DE FALLA EN AMBIENTE CONFINADO

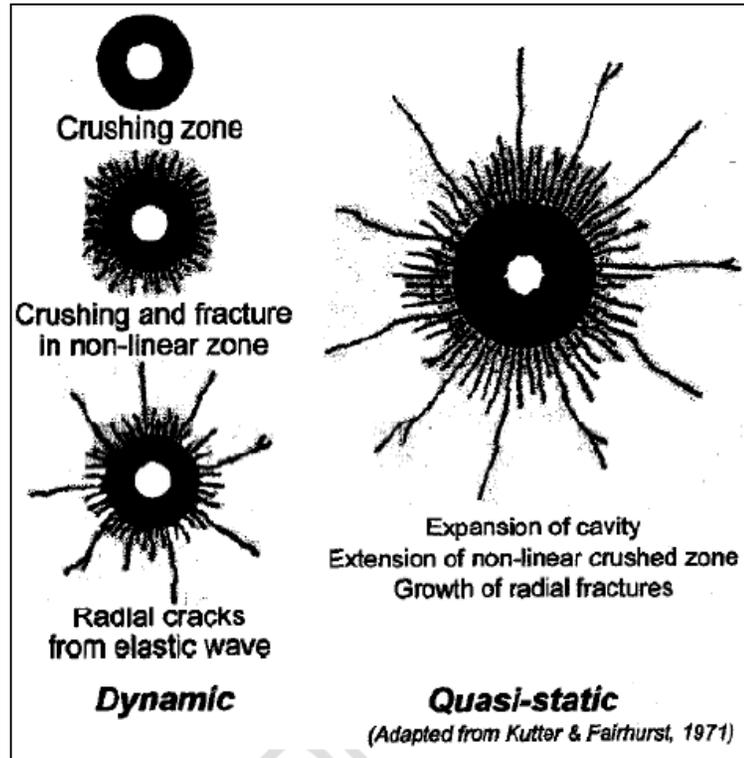


Figura 112: Modelo conceptual de fracturación (Donze, et al, 1997)

### 13. ANEXO D: MODELOS DE DAÑO

#### Enfoque de Holmberg-Persson

Holmberg-Persson (1978) ocupan la siguiente ecuación genérica:

$$V = K \frac{W^\alpha}{R^\beta}$$

Donde,  $K, \alpha, \beta$  son constantes empíricas

$V$  es la velocidad de partícula crítica (PPV)

$W$  es el peso de la carga

$R$  es la distancia desde la carga

Esta ecuación fue originalmente probada a una distancia larga para su validez, por el U.S Bureau Of Mines (Devine et al. 1965; Devine et al. 1966; Duvall and Fogelson 1962; and Duvall et al. 1963). Porque  $R$  es generalmente muy largo, las dimensiones de la carga se pueden ignorar. Además de considerar una carga esférica, y la mayoría de las perforaciones y tronaduras se realizan en cargas cilíndricas. Para resolver este problema, Holmberg & Persson (1978) asumieron que la columna entera de explosivo detonada de forma simultánea. Con lo cual la ecuación quedó de la siguiente forma:

$$V = K \left[ q \int_T^{H+J} \frac{dx}{[r_0^2 + (x - x_0)^2]^{\beta/2\alpha}} \right]^\alpha$$

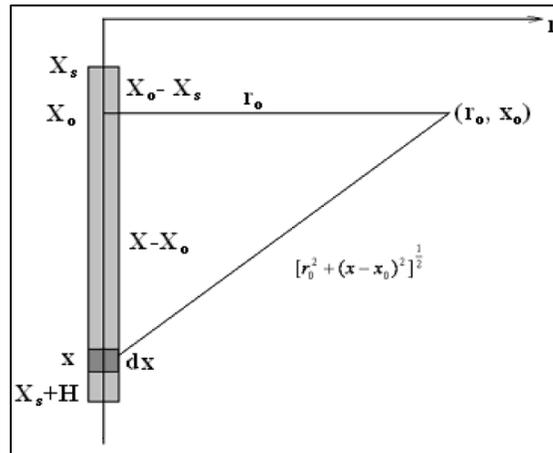


Figura 113: Determinación del PPV en un punto arbitrario (Persson et al. 1993)

T es la longitud del taco (m), H es el largo de la carga (m), J es la pasadura (m), luego se manifestó que  $2\alpha = \beta$ . Con lo que la fórmula quedó:

$$V = K \left\{ \frac{q}{r_0} \left[ \tan^{-1} \left( \frac{H + J - x_0}{r_0} \right) - \tan^{-1} \left( \frac{T - x_0}{r_0} \right) \right] \right\}^\alpha$$

Y para roca competente se recomienda usar valores de  $K, \alpha, \beta$  de 700, 0.7 y 1.4 respectivamente.

Luego, Hustrulid & Lu (2002) descubrieron un error en la fórmula y lo resolvieron de la siguiente forma:

$$V = Kq^\alpha \int_T^{H+J} \left[ \frac{dx}{[r_0^2 + (x - x_0)^2]^{\beta/2\alpha}} \right]^\alpha$$

### Enfoque Modificado de Ash

Hustrulid (2010) utilizó el enfoque clásico de Ash (1963) para desarrollar la extensión del daño basada en la energía del explosivo:

$$\frac{R_d}{r_h} = 25 \sqrt{\frac{\rho_e}{\rho_{ANFO}}} \sqrt{\frac{2.65}{\rho_r}} = 25\sqrt{RBS} \sqrt{\frac{2.65}{\rho_r}}$$

Con  $R_d$  el radio de la zona dañada,  $S_{ANFO}$  es la fuerza relativa en peso al ANFO,  $\rho_{ANFO}$  es la densidad del ANFO y  $\rho_0$  es la densidad del explosivo.

Además, Hustrulid (2010) desarrolló la extensión del daño basado en la presión de barreno:

$$\frac{R_d}{r_h} = 25 \sqrt{\frac{P_h}{1300}} \sqrt{\frac{2.65}{\rho_r}}$$

Asumiendo una velocidad de detonación de 3500 m/s y una densidad de 0.85 g/cc

### Enfoque de Mosinets

Mosinets et al. (1972) entregan la siguiente relación para calcular el radio de la zona de extensión de fracturas  $R_c$ , y el radio de la zona triturada  $R_{crush}$  para una carga esférica:

$$R_c = \sqrt{\frac{V_p}{V_s}} \sqrt[3]{q}$$

$$R_{crush} = \sqrt{\frac{V_s}{V_p}} \sqrt[3]{q}$$

$$R_{seismic} = \sqrt{\frac{C_p}{10}} \sqrt[3]{q}$$

Donde,  $V_p$  es la onda de velocidad longitudinal,  $V_s$  es la onda de velocidad transversal y  $q$  es el peso en Kg equivalente del explosivo en TNT.

Además, se describen los modelos a continuación, pese a su poca aplicabilidad en minería subterránea:

### **Enfoque SveBeFo (Swedish Rock Engineering Research Organization)**

Para predecir la zona dañada, Ouchterlony (1997) entrega una ecuación para el largo de las fracturas radiales:

$$2 \frac{R_{co}}{d_h} = \left( \frac{P_h}{P_{h,crack}} \right)^{2/(3(\frac{D}{c})^{0.25} - 1)}$$

Dónde:  $P_{h,crack}$  es el valor experimental de la presión crítica del barreno, o:

$$P_{h,crack} = 3.3 \frac{K_{IC}}{\sqrt{d_h}}$$

Y la presión de barreno  $P_h$

$$P_h = \frac{\gamma^\gamma \rho_0}{(\gamma + 1)^{\gamma+1}} D^2 \left( \frac{d_e}{d_h} \right)^{2.2}$$

$d_e$  es el diámetro del explosivo,  $d_h$  el diámetro de la perforación,  $\gamma$  es la componente isentropica para un determinado explosivo (1.254-2.145),  $R_{co}$  es el radio no corregido de la zona fracturada,  $c$  la velocidad del sonido en la roca,  $K_{IC}$  es la tenacidad a la fractura de la roca, y  $D$  es la velocidad de detonación (VoD)

### **Enfoque CSM (Colorado School of Mines)**

Basada en la velocidad de particular derivada de la detonación de una carga esférica en un medio infinito, isotrópico y homogéneo (Favreau 1969).

### Enfoque CSM (Colorado School of Mines)

Hustrulid y Lu (2002) presentaron un Nuevo enfoque hibrido del PPV (V):

$$V = k \frac{\rho_0 D^2}{2(\gamma + 1)\rho_r V_p} R_r^{2\gamma} \left(\frac{r_h}{R}\right)^\alpha$$

En que  $K, \alpha$  con constantes y  $R_r$  es la relación entre el diámetro del explosivo y el de la perforación.

$$P_h = \frac{P_{CJ}}{2} \left(\frac{d_e}{d_h}\right)^{2\gamma}$$

y

$$P_{CJ} = \frac{1}{1 + \gamma} \rho_0 D^2$$

### Enfoque Ruso

Drukovanyi et al. (1976) derivaron de forma teórica la extensión de la zona pulverizada ( $R_{crush}$ ) y la zona de fracturas ( $R_c$ ) por un determinado tipo de roca por la expresión siguiente:

$$R_{crush} = r_h \left( \frac{P_h}{-\frac{C}{f} + \left(\sigma_c + \frac{C}{f}\right)L^{1+f}} \right)^{\frac{1}{2\gamma}} \sqrt{L}$$

Con:  $C$  cohesión,  $f$  coeficiente interno de fricción ( $f = \tan \varphi$ ),  $\varphi$  ángulo interno de fricción,  $\sigma_c$  es la resistencia a la compresión uniaxial, y  $L$  es una constante dada por:

$$L = \frac{\mu}{\sigma_c} \left(1 + \ln \frac{\sigma_c}{\sigma_T}\right)$$

Con  $\sigma_T$  la resistencia a la tracción, y

$$\mu = \frac{E}{1 + \nu}$$

Luego, la zona de fractura puede ser expresada como:

$$R_c = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_T}\right) R_{crush}$$

Drukovanyi indica que la predicción de la extensión del daño estimada con este método es mayor que la observada en la práctica para rocas con UCS menor a 100 MPa.

### **Enfoque Modificado de Ash**

Hustrulid (2010) utilizó el enfoque clásico de Ash (1963) para desarrollar la extensión del daño basada en la energía del explosivo:

$$\frac{R_d}{r_h} = 25 \left(\frac{d_e}{d_h}\right) \sqrt{\frac{\rho_0 S_{ANFO}}{\rho_{ANFO}}} \sqrt{\frac{2.65}{\rho_r}}$$

Con  $R_d$  el radio de la zona dañada,  $S_{ANFO}$  es la fuerza relativa en peso al ANFO,  $\rho_{ANFO}$  es la densidad del ANFO y  $\rho_0$  es la densidad del explosivo.

Además, Hustrulid (2010) desarrolló la extensión del daño basado en la presión de barreno:

$$\frac{R_d}{r_h} = 25 \sqrt{\frac{P_h}{1300}} \sqrt{\frac{2.65}{\rho_r}}$$

Asumiendo una velocidad de detonación de 3500 m/s y una densidad de 0.85 g/cc

### **Enfoque hidrodinámico de Neiman**

Basándose en la hidrodinámica (Hustrulid 1999), Neiman (1979) obtuvo la siguiente ecuación para la velocidad de partícula en la roca circundante

### **Enfoque de NIOSH modificado del modelo de Holmberg Persson**

$$R_{ave} = \frac{1}{L} \int [(x - x_0)^2 + (r - r_0)^2]^{1/2} dx$$

Donde L es el largo de la carga,

### **Enfoque de McHugh**

McHugh (1983) plantea que el efecto de la presurización interna de los gases es predominante sobre el efecto de la resistencia a la tracción en extender las fracturas en la estructura circundante. El entregó la siguiente relación para estimar la región de generación de fracturas para una carga cilíndrica:

$$R_c^{(2-\frac{1}{2\gamma})} + \left(\frac{2V_b}{n\pi w}\right) R_c^{-\frac{1}{2\gamma}} - \left(\frac{2V_b}{n\pi w}\right) \left(\frac{2P_h}{\sqrt{\pi K_{IC}}}\right)^{1/\gamma} = 0$$

Donde  $R_c$  es el largo de las fracturas,  $V_b$  es el volumen de la perforación,  $P_h$  es la presión de barreno

$$P_h = \frac{P_{CJ}}{2} \left(\frac{d_e}{d_b}\right)^{2\gamma}$$

$P_{CJ}$  es la presión en la frente CJ,  $d_e$  es el diámetro del explosivo,  $d_b$  es el diámetro de la perforación,  $\gamma$  es la razón específica de calor de gases ( $\gamma = 1.3$ ) y  $n$  es el largo de las fracturas de ancho  $w$ .  $K_{IC}$  es la tenacidad a la fractura de la roca

Este enfoque se sustenta en la mecánica de la fractura de metales. Para rocas, los parámetros  $K_{IC}$ ,  $n$  y  $w$ , son muy difíciles de obtener, particularmente para rocas poco competentes.

### **Enfoque de Senuk**

Senuk (1979) predice el radio de la zona fracturada para una carga cilíndrica con la siguiente expresión:

$$R_c = kr_h \sqrt{\frac{P_h}{\sigma_T}}$$

Donde  $k$  es un factor que mide la concentración de esfuerzos dentro de las fisuras o estructuras (usualmente  $k = 1.12$ )

$P_h$  es la presión de barreno, y  $\sigma_T$  la resistencia a la tracción.

### **Enfoque de Kanchibotla**

Kanchibotla et al. (1999) estimó el radio de la zona de trituramiento para una carga cilíndrica, según la siguiente ecuación:

$$R_c = r_h \sqrt{\frac{P_h}{\sigma_c}}$$

Con  $\sigma_c$  la resistencia a la compresión de la roca.

### **Enfoque de la constante de roca**

Hustrulid (2010) presentó el enfoque de la constante de roca basado en un paper de Holmberg (1982) calculando cargas para un túnel.

$$\frac{R_d}{r_h} = 14.3 \left( \frac{d_e}{d_h} \right) \sqrt{\frac{RBS}{EF_t(f)}}$$

Donde RBS es relative Bulks strength relativo al ANFO,  $EF_t$  es el factor de explosivo medido en kilogramos de explosivo por tonelada métrica de roca, y  $f$  es un factor de ajuste que considera el grado de confinamiento de la carga del 0.6 a 1.45.

### Enfoque de NIOSH del decaimiento de los esfuerzos

Este enfoque se desarrolló en el laboratorio de investigación de Spokane, NIOSH (Johnson 2010). Enfoque presenta 5 zonas diferentes:

1. Zona del explosivo
2. Zona desacoplada del explosivo
3. Zona de pulverización
4. Zona de extensión de fracturas (zona de transición)
5. Zona sin daño (zona sísmica)

La extensión de la zona pulverizada para una carga cilíndrica es descrita por:

$$\sigma_{cd} = P_h \sqrt{\frac{r_h}{R_{crush}}} e^{-(R_{crush}-r_h)\lambda}$$

Donde  $\lambda$  es la constante de decaimiento de la zona de pulverización (determinada en experimentos en laboratorio).

La zona de extensión de fracturas está dada por:

$$\sigma_{trans} = \sigma_{cd} \sqrt{\frac{R_{crush}}{R_{trans}}} e^{-(R_{crushtrans}-R_{crush})\beta}$$

$R_{trans}$  es la extensión de la zona de transición,  $\beta$  es la constante de decaimiento del daño en la transición y  $\sigma_{trans}$  es la resistencia a la compresión dinámica de la roca en zona de transición.

### Enfoque cuasi estático de Sher

Sher y Aleksandrova (1997 y 2007) desarrollaron un modelo para predicción de los daños en la estructura circundante a una carga cilíndrica asumiendo equilibrio entre la presión de barrenado y los esfuerzos de la roca circundante. Este proceso dinámico es aproximado por un proceso cuasi estático. Las ecuaciones siguientes se utilizan para determinar el radio de la zona de daños para una carga cilíndrica:

$$\left(\frac{Y}{E\alpha} - \frac{q}{E}\right) \left(\frac{R_d}{r}\right)^{\alpha/1+\alpha} - \frac{Y}{E\alpha} - \frac{P_h}{E} = 0$$

$$\frac{q}{E} = \frac{\frac{\sigma_c}{E} + 2\left(\frac{\sigma}{E}\left(\frac{\sigma_c}{\sigma_T}\right)\right)}{1 + \frac{\sigma_c}{\sigma_T}}$$

$$\frac{\mu_b}{r_h} = -(1 + \nu) \frac{R_d}{r_h} \frac{[q + 2\sigma(1 - \nu)]}{E}$$

$$\left(\frac{r}{r_h}\right)^2 - 1 = \left(\frac{R_d}{r_h}\right)^2 - \left(\frac{R_d}{r_h} - \frac{\mu_b}{r_h}\right)^2$$

$$\frac{P_h}{E} = \frac{P_{CJ}}{E} \left(\frac{r}{r_h}\right)^{-2\gamma_1}, r \leq r^*$$

$$\frac{P_h}{E} = \frac{P_{CJ}}{E} \left(\frac{r^*}{r_h}\right)^{-2\gamma_1} \left(\frac{r^*}{r_h}\right)^{-2\gamma_2}, r \geq r^*$$

Donde

$$\alpha = \frac{2 \cos \varphi}{1 - \sin \varphi}$$

C es la cohesión

$\varphi$  Es el ángulo de fricción interna

$r_h$  Es el radio inicial de la perforación

r es el radio final de la perforación

$\mu_b$  Es la deformación elástica de la roca

$r^*$  es el radio para el cual la constante adiabática cambia

$\gamma_1$  es la constante adiabática inicial (3)

$\gamma_2$  es la constante de expansión adiabática final (1.27)

### Enfoque de Hustrulid

Hustrulid (1999) analizó la energía y el trabajo hecho por una carga explosiva en una detonación.

1. El esfuerzo radial puede ser mucho mayor en comparación con la resistencia a la compresión de la roca y producir compactación o falla por compresión de las paredes del barreno
2. Debido a la aplicación de la presión radial, la circunferencia es estirada hasta el punto que las fracturas radiales se desarrollan por tracción de la roca
3. Una combinación de 1 y 2

Con ello, la predicción del número de fracturas es:

$$T_0 n = \frac{P_h(1 + \nu)}{E} \left( \frac{r_h}{R_c} \right)^2$$

Donde  $T_0$  es la deformación crítica, n el número de fracturas,  $P_h$  la presión de barreno, E el módulo de Young,  $\nu$  el coef de poisson,  $r_h$  el radio de la perforación y  $R_c$  la máxima longitud de fractura

La máxima velocidad de generación de fracturas es:

$$V_{crac} = 0.38c_R$$

Con  $c_R$  la velocidad del sonido en la roca.

### **Enfoque Numérico**

Existen diversos métodos de simulación numérica para fragmentación de la roca por tronadura, generación de fracturas y registro de vibraciones. Entre ellos destacan

- Dynamic Finite Element Method (DFEM) (Blair & Minchinton 1997)
- Finite Difference Method (FDM)
- AUTODYN (Ansys 2000)
- Combination of FEM and BEM (Boundary Element Method) (Jaroslav 2002)
- Mechanistic Blasting Model (MBM)
- Multiple Blasthole Fragmentation (MBF)
- Hybrid Stress Blasting Model (HSBM)

Las simulaciones numéricas tienen la ventaja de poder tomar en cuenta la propagación de las ondas de detonación en una columna de explosivo, la propagación de los esfuerzos en el macizo rocoso, la atenuación de las ondas en el macizo rocoso, y la existencia de caras libres. Aun así, existen muchos desafíos asociados a los modelos numéricos hoy en día. Particularmente, la imposibilidad de unir un software de geomecánica con uno de tronadura, que permita no solo la visualización de esfuerzos, sino la redistribución de esfuerzos debido a la tronadura. Esto, básicamente porque el proceso de detonación tarda un par de mili segundos, mientras que el reacomodo de esfuerzos puede tardar días.

Pero la mayor desventaja de las simulaciones numéricas es que no son simple accesibles a todos los ingenieros, debido a los complicados teóricas y bases de programación necesarias para ocuparlos.

## 14. ANEXO E: EXTENSIÓN Y MAGNITUD DE LOS DAÑOS

### **Minería a cielo abierto**

Se cree que una tronadura no confinada creará una zona altamente fragmentada del orden de 4 veces el diámetro de perforación, una zona de extensión de las fracturas con un alcance de 50 veces el diámetro del pozo, y una zona sísmica que se extiende más allá de los 50 diámetros (Saharan, 2004 & Saharan et al., 2006).

### **Minería subterránea**

#### Estudios por Andrieux & Hadjigeorgiou (2008)

En base a tronaduras de *destressing*, señalan que el efecto de una tronadura confinada debiese considerarse de un alcance del orden de 16 veces el diámetro de la perforación (considerándose esto como una regla de oro).

#### Estudios por Vovk et al., reportado en Hustrulid (1999) y Vovk et al. (1973)

Indican extensiones de daño para la zona triturada del orden de 8-12 veces el diámetro, la zona de extensión de fracturas de 21-26 veces el diámetro, y la zona sísmica del orden de 36-68 diámetros.

Vovk et al. (1973) realizaron estudios de la zona de generación de fracturas y trituración para distintos tipos de roca. Los resultados en la Tabla 12

Tabla 12: Zona de generación de fracturas y trituramiento, modificado a partir de Vovk et al. (1973)

Rock	Explosive	Radius of charge (cm)	Crush zone	Crack zone ( $r/r_h$ )
Concrete	TNT	2.62	10-12.8	51.6
Granite	TNT	2.62	11-14	53.5-68.5
Limestone	TNT	3.1	8	38.7-48.4
Limestone	TNT	2.98	9-12	45.0
Limestone	TNT	2.98	8-10	36.2-62.8

#### Estudios de Brinkman (1990)

Tras realizar pruebas con explosivos en diámetros pequeños (30mm-40mm) de 1.2m de largo cargados a profundidades de 1800 y 2400 metros en minas de oro en Sudáfrica. Sus principales hallazgos fueron que la roca ubicada dentro de los 100 primeros mm (2-3 diámetros) más cercanos a la perforación fue intensamente fragmentada, con tamaños de roca de 1/20 la roca in situ. A una distancia superior a 400 metros de la carga la roca no sufrió ninguna perturbación. Conclusiones similares se obtuvieron al medir los daños detrás de la carga, como se muestra en la Figura 118. En este caso, existía un alto esfuerzo vertical debido a la gran profundidad y un esfuerzo horizontal relativamente bajo debido a la presencia de una cara libre a aproximadamente 50 diámetros. Además, la extensión del daño (aislando el efecto de la onda de choque, y eliminando el efecto de los gases por el uso de un revestimiento del barreno) se extiende hasta aproximadamente 10 diámetros de la carga. Los pozos con el revestimiento indican una reducción ligera en la generación de daños, como se muestra en la Figura 119. El resultado principal obtenido fue que la extracción del efecto de los gases reduce la velocidad de desplazamiento del burden significativamente y refuerzo que son los gases los encargados de proporcionar la energía para el desplazamiento de la roca. Debe considerarse que el revestimiento de acero, también pudo disminuir el efecto de la onda

de choque. Además, se obtuvo una ligera diferencia en la extensión del daño causado entre los dos explosivos probados: una dinamita y una emulsión.

#### Estudios por Saharan, (2004)

Saharan, (2004) realizó una serie de conclusiones y comentarios en base a varios estudios. Entre ellos:

1) En base a ciertos experimentos de tronadura se indica que la zona triturada alcanza a ser aproximadamente 4 veces el diámetro de la perforación, la zona de extensión de fractura se extiende hasta el orden de 50 diámetros y existe otra zona sísmica que se extiende más allá de las zonas previamente descritas, donde viajan ondas de tensión pero no causan daños.

2) Tras una extensa revisión de daño por (Saharan, 2004) indicó que las ecuaciones desarrolladas por Mosinets & Gorbacheva (1972) dan predicciones razonables que son acordes a las observaciones de radar de penetración en un experimento realizado por Grodner (2001) que simuló estallidos de rocas. Además, los resultados conversan con los gráficos que muestran incrementos en los daños de acuerdo con los diámetros de perforación producida por Calder (Figura 120)

3) Saharan, 2004 También realizó una revisión de la extensión del daño predicha por el modelo de Holmberg Persson y calculó la extensión del daño para una serie de cargas lineales. La Figura 114 muestra cómo la velocidad de partícula crítica se atenúa con la distancia e indica que el umbral de daño ocurre entre 700 mm/s y 1000 mm/s . La Figura 114a muestra el efecto de tronaduras de diámetros pequeños en túneles y la Figura 114b representa gráficamente la relación para barrenos de mayor diámetro en cielo abierto. La carga lineal está relacionada con la densidad del explosivo y el cuadrado del diámetro del explosivo por lo que es posible volver a calcular la extensión del daño para un diámetro particular, y el umbral de velocidad de la partícula. Esto se muestra en la Figura 121. Una gráfica similar es mostrada por Saharan (2004) a partir de Brummer (1988) que indica que la zona de daño se extiende aproximadamente 2 a 3 m desde una

perforación de 40 mm. Esto implica que el radio de daño queda en un rango de entre 50 a 60 diámetros.

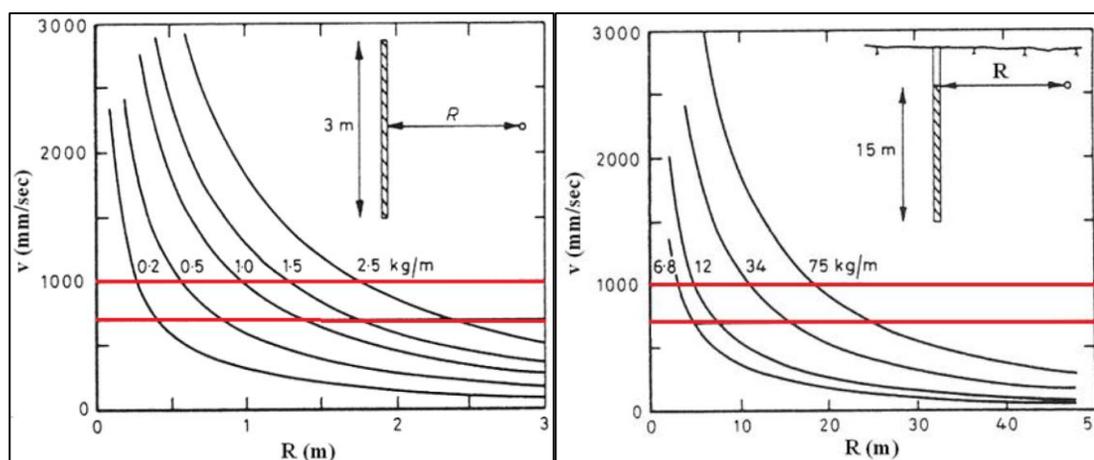


Figura 114: PPV estimado como función de la distancia para diferentes cargas lineales en a) túneles de minería subterránea b) minería a cielo abierto. Persson et al. (1993) modificado por Rock Blasting & Engineering

Tabla 13: PVV con efectos en términos de daño y fragmentación en roca competente Scandinavian bedrock ( $\rho = 2600 \text{ kg/m}^3$ ,  $V_p = 4800 \text{ m/s}$ ,  $E = 60 \text{ GPa}$ ), modificado a partir de Persson (1997)

PPV (m/s)	Tensile stress (MPa)	Strain (J/Kg)	Energy	Typical effect in hard Scandinavian bedrock
0.7	8.7	0.25		Incipient swelling
1	12.5	0.5		Incipient damage
2.5	31.2	3.1		Fragmentation
5	62.4	12.5		Good Fragmentation
15	187	112.5		Crushing

De la tabla 1 y la Figura 114 se entiende que el PPV crítico para causar daño en la roca es del orden de 700-1000 mm/s.

### Estudios de Ouchterlony (2003)

Ouchterlony (2003) señaló que los formulismos que indican que las distintas zonas de daño se hayan relacionadas con una cierta cantidad de veces el diámetro de perforación no son del todo correctas. El realizó estudios en perforaciones de 40 mm donde encontró que la zona altamente fragmentada era del orden de 1 vez el diámetro. Mientras que en perforaciones de 200 mm, la misma zona, era del orden de 5 veces el diámetro. La Figura 115 proporciona una vista de los tipos de daños esperados respecto de la distancia al pozo. La secuencia implica:

- Zona de Trituración (crushing) - donde la roca resultante es fina
- Sobre quiebre (back break) - donde la roca está completamente fragmentada y se aleja de lo que es un sólido
- Daño medible - donde el macizo rocoso se halla fracturado, pero parece intacto
- Movimiento en las estructuras- La onda de esfuerzo de la detonación es capaz de mover estructuras y causar cambios en las propiedades del macizo rocoso

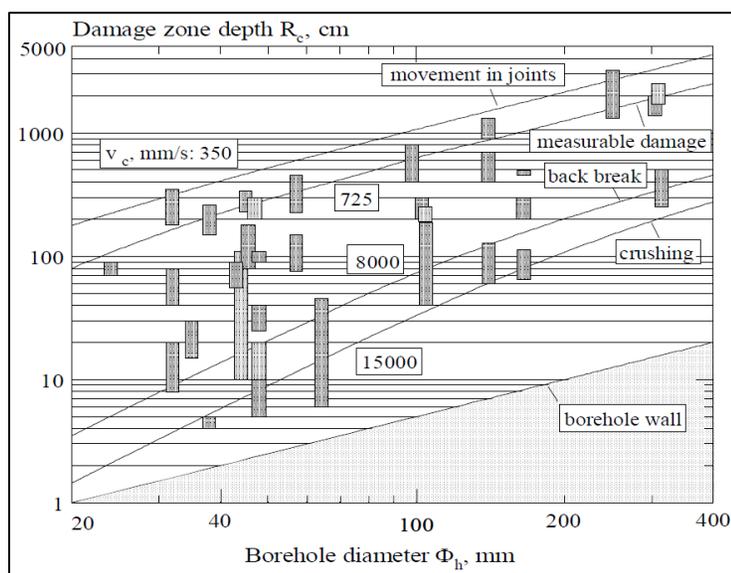


Figura 115: Daños en la zona por profundidad con el aumento de diámetro de la perforación (Ouchterlony, 2003)

Además, obtuvo una relación aproximada para la extensión de zona pulverizada  $R_c$  (m) de:

$$R_c \approx (\phi_h/100)^{4/3}$$

Con  $\phi_h$  igual al diámetro de la perforación en mm.

#### Estudios por (McKenzie y Holley, 2004)

McKenzie y Holley (2004) Señalan que los criterios de daño de tronadura subterránea se relacionan bien con los criterios desarrollados para limitar el daño en las paredes de los bancos en minería a cielo abierto (esto se muestra en la Figura 116).

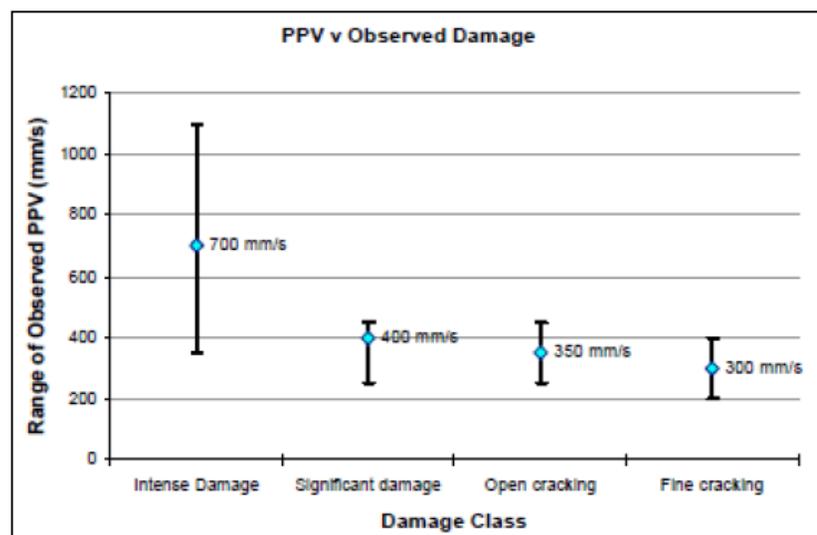


Figura 116: Relación entre velocidad de las partículas crítica y daño para minería a cielo abierto (McKenzie y Holley, 2004)

#### Estudios por (Onederra, et al., 2013)

En un escenario de pre-acondicionamiento en minería de Caving, Onederra, et al., (2013) calibraron resultados con modelos y hallaron que el umbral de daño incipiente era aproximadamente de 1100 mm / segundo.

Estudios por Catalán, et al., 2012b

Catalán, et al., 2012b midieron la PPV en pozos de 165mm de diámetro, 150 metros de largo, con 3,2 toneladas de explosivos cada uno con el fin de poder estimar la velocidad de partícula crítica para campo cercano, y utilizando lo anterior descrito por Onederra, et al.,( 2013), descubrieron que la zona de daño podría extenderse por lo menos 10 metros (60 diámetros) del pozo (Figura 117).

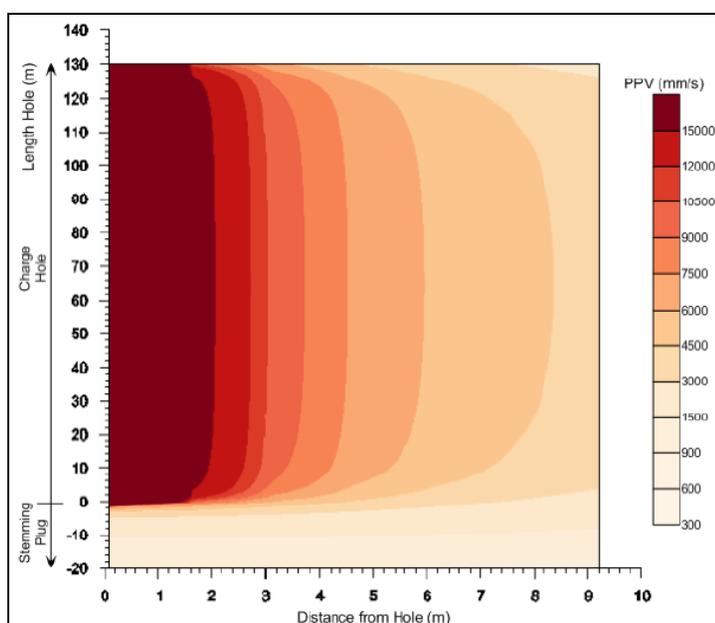


Figura 117: Velocidad de la partícula crítica estimada para pozos de pre acondicionamiento (Catalán, et al, 2012b)

Estudios de (Iversen, et al., 2010)

En la Tabla 14 Iversen, et al., (2010) entregan distintos radios de daño asociados a diferentes modelos, los cuales muestran discrepancias significativas en su predicción. Se aplican los diferentes modelos sobre un bloque de hormigón y determinaron una amplia gama de valores para la zona ampliamente fragmentada (triturada) de 6 a 22 diámetros y alcance de las fracturas hasta 102 diámetros.

Tabla 14: Rango de extensiones de daños predichos por diferentes modelos (Iversen, et al., 2010)

Blast model	Damage limit, cm	Damage type*	Damage mechanisms
Modified-Ash energy based	61	Practical	Energy
Modified-Ash pressure-based	87	Practical	Quasi-static pressure
NIOSH stress decay	26	Extensive crushing	P-wave
NIOSH stress decay	44	Transition	P-wave Quasi-static
Drukovanyi stress	33	Crush	pressure
Drukovanyi stress	396	Radial cracks	Quasi-static pressure

\*El daño se define según el modelo

#### Estudios de (Esen, et al., 2003)

Esen, et al., 2003 encontró un amplio rango de estimaciones para la zona altamente triturada (Figura 122). Ellos desarrollaron un modelo predictivo que daba como resultado un diámetro de influencia menor para la zona triturada basado en un nuevo parámetro que depende de la presión de barreno, el UCS, el módulo dinámico y la razón de Poisson. Se proporciona una ley empírica para la extensión de la zona triturada. El modelo se llevó a cabo con dinamita en 92 cilindros de hormigón. Las propiedades físicas y mecánica del hormigón se encuentran en Tabla 15, las propiedades del explosivo en la Tabla 16. Las condiciones de cargas acoplada y desacopladas en la Tabla 17. Para su validación operacional se aplicó en terreno en minas de carbón, y se predijo que la zona triturada varió entre 3 a 5 diámetros (según el modelo) en comparación con las observaciones de terreno que entregaban valor alrededor de 4 a 5 diámetros.

#### Estudios de Olsson & Bergqvist (1993)

Estudios realizados por Olsson & Bergqvist (1993) en granito, con UCS de 200MPa y 10-15 MPa de resistencia a la tensión, muestra sus resultados en la Tabla 18y Tabla 19. En donde "Crack Length" hace referencia a la mayor extensión de las fracturas.

#### Estudios (Tooper, et al., 2000) y (Tooper, 2003)

La mayoría de los estudios de tronadura confinada no entregan información acerca del alcance de sus daños. Un estudio que entrega ciertos datos fue realizado por Tooper, et al., (2000), los cuales señalan que se distingue en pruebas realizadas en minería subterránea en Sudáfrica (oro) una "región estrecha, anular de roca triturada" y luego un "sistema denso de fracturas radiales y grietas circunferenciales y radiales" que se extiende alrededor de 3,5 radios de perforación. Luego, se produce una zona donde estas fracturas se extienden y ramifican, después de la región intensamente fracturada. Finalmente observaron una "zona elástica": donde había "comparativamente pocas grietas" impulsada por "la presurización de los gases de la combustión". Estos estudios no proporcionan detalles de los daños, pero indican que el patrón depende de la "condición y configuración de detonación", así como "grado de acoplamiento" con un daño paulatino al aumentar el acoplamiento.

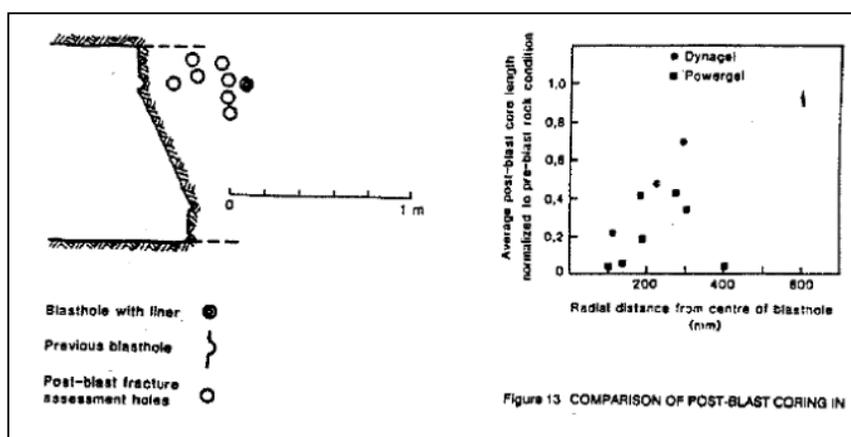


Figura 118: Extensión del daño para diferentes tipos de explosivos (Brinkman, 1990) a) sección de los pozos relativos a la cara libre (izquierda) y b) el daño respecto de la distancia a la carga (a la derecha).

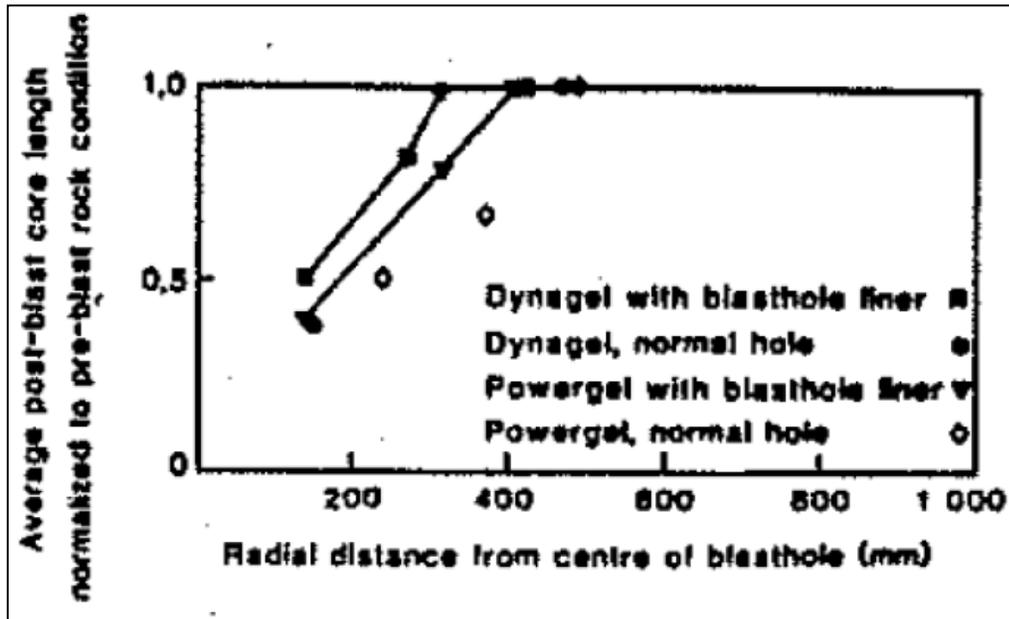


Figura 119: Extensión del daño desde la carga (Brinkman, 1990)

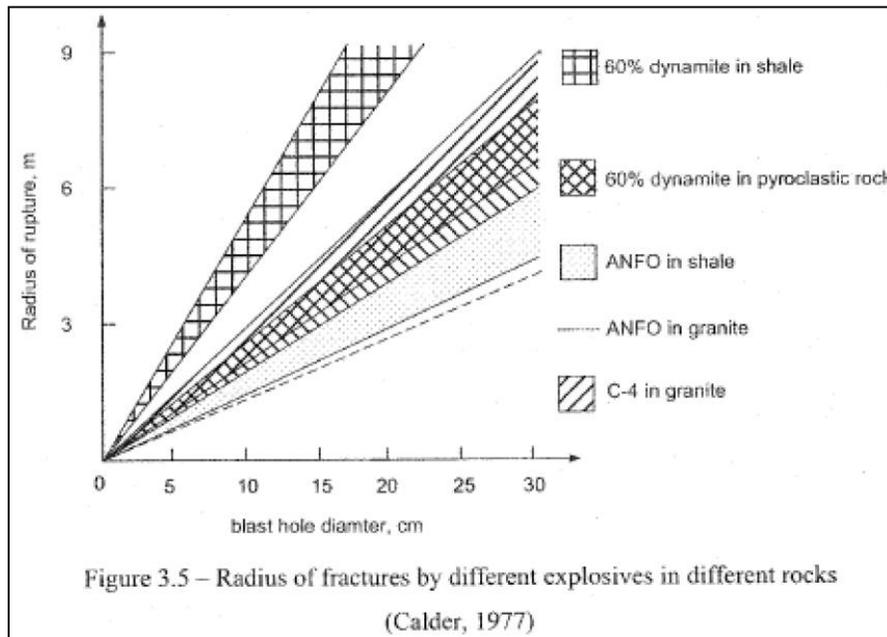


Figure 3.5 – Radius of fractures by different explosives in different rocks (Calder, 1977)

Figura 120: Extensión del daño como función del diámetro de la perforación desarrollada por Calder (copiada de (Sahara, 2004) )

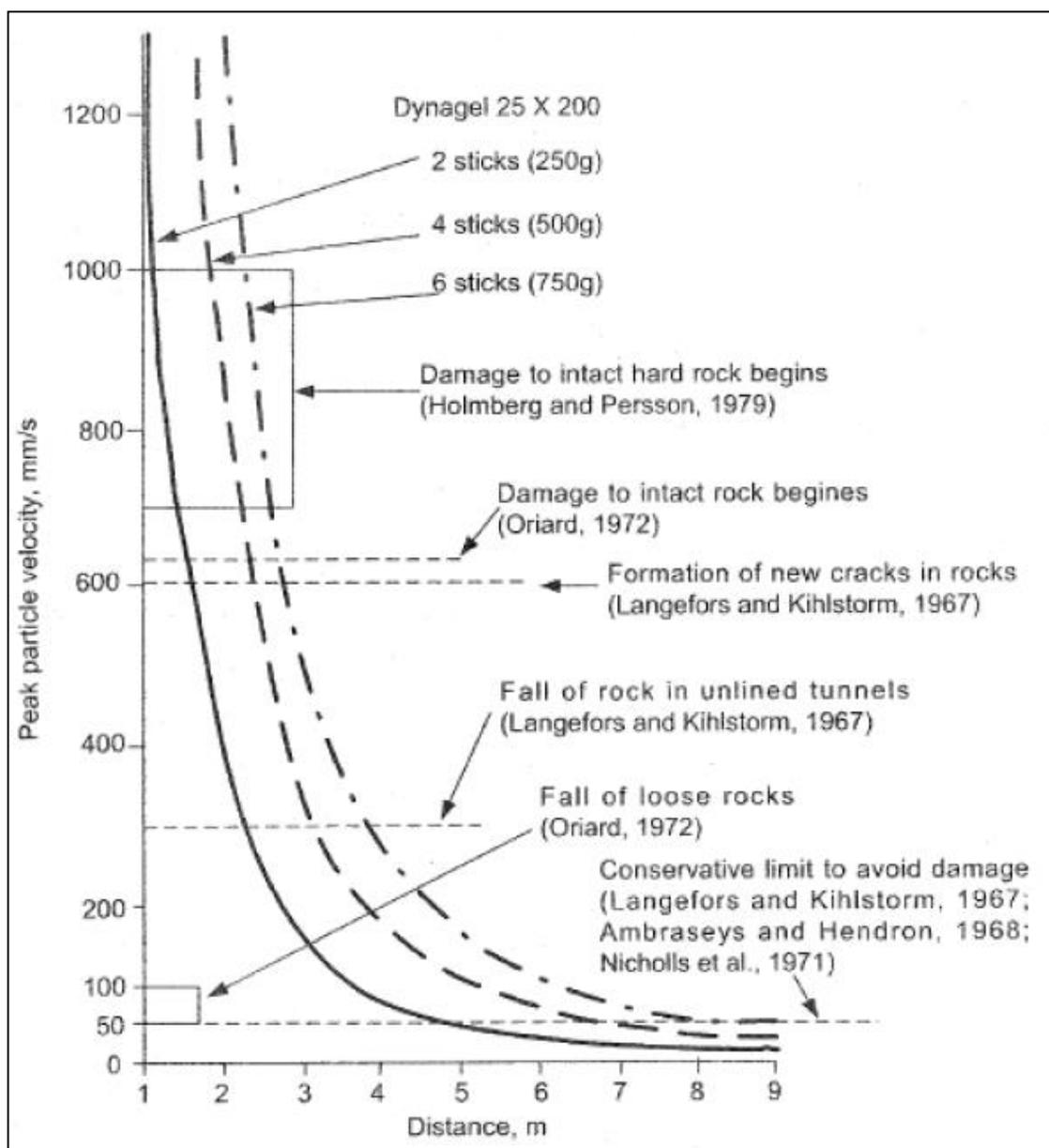


Figura 121: Relación entre la velocidad de partícula crítica y el daño desarrollada por Brinkman para perforaciones de pequeño diámetro en niveles profundos de las minas de oro de Sudáfrica y dibujadas de nuevo por (Sahara, 2004)

Tabla 15: Propiedades físicas y mecánicas de las muestras de concreto, modificadas a partir de Esen et al (2003)

Sample	UCS (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Density (g/cc)	V-wave velocity (m/s)	S-wave velocity (m/s)	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio
Low strength (-)	6.7	0.3	2.26	3372	1871	20.2	0.278
Low strength (+)	10.5	0.8	2.27	3752	2064	24.8	0.283
Medium strength (-)	16.3	1.2	2.29	3935	2157	27.3	0.285
Medium strength (+)	24.6	2.9	2.38	4553	2471	37.5	0.291
High strength (-)	42.1	2.2	2.34	4341	2363	33.7	0.29
High strength (+)	56.5	4.3	2.46	4891	2642	44.4	0.294

Tabla 16: Propiedades de los explosivos, modificadas a partir de Esen et al. (2003)

Property	Gelatin dynamite	Elbar dynamite	Remarks
Density (g/cc)	1.5	1.0	
Velocity of detonation (m/s)	1278	1081	Based on unconfined charge with 16 mm diameter
Energy (KJ/Kg)	4700	3760	

Tabla 17: Parámetros experimentales, modificadas a partir de Esen et al. (2003)

Parameter	Fully-coupled tests	Decoupled tests ( $d_h/d_e$ )
Decoupled ratio	1	1.25, 1.5, 1.75, 2.0
Borehole diameter (mm)	16-20	20, 24, 28, 32
Burden (cm)	22.7-46.2	18.2-31.3
Hole depth (cm)	40.4-45.4	39.8-45.0
Specific charge (kg/m <sup>3</sup> )	0.11-0.25	0.15-0.175
Explosive amount (g)	8.0-22.8	7.8-16.1
Stemming material	1.18-3 mm aggregate	1.18-3 mm aggregate
Stemming length (cm)	26.5-40.3	20.0-39.6

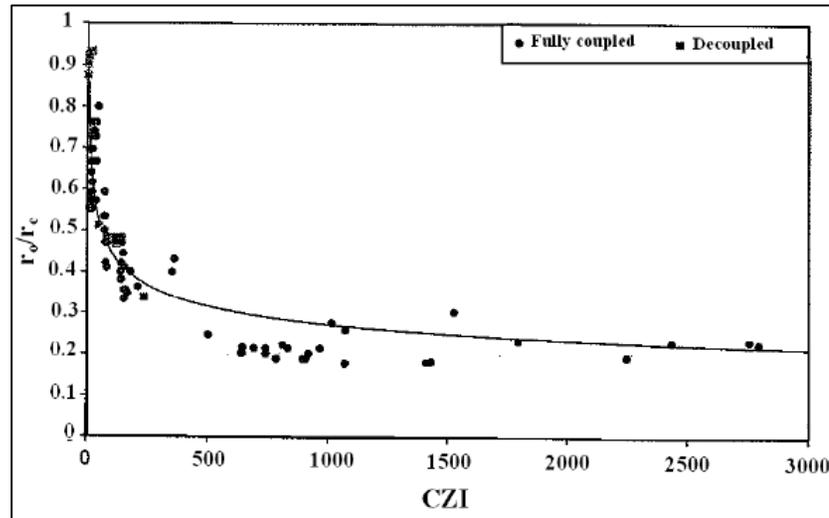


Figura 122: Zona de trituramiento ( $r/r_h$ ) versus Índice de zona triturada (CZI) Esen et al. (2003)

Tabla 18: Propiedades de los explosivos, modificadas a partir de Olsson & Bergqvist (1993)

Explosive	Density (g/cc)	Diameter of explosive (mm)	VOD (m/s)
Gurit	1	17	2200
Kimulux	1.15	22	4800
Emulet 20	0.25	Bulk	1850
Emulet 50	0.5	Bulk	2650
Detonex 40	1.05	8.3*	7000
Detonex 80	1.05	10.6*	7000

\*Basado en especificaciones técnicas, la equivalencia en diámetro (mm) debiese ser de 7 y 10 mm para Detonex 40 y 80 respectivamente

Tabla 19: Largo de fracturas de mediciones y cálculos realizados por Olsson & Bergqvist (1993)

Hole # and explosive	Density (g/cc)	Diameter of explosive (mm)	VOD (m/s)	Diameter of hole (mm)	Crack Length (cm)
#1 Guirt	1	17	2200	38	44
#2 Guirt	1	17	2200	51	28
#3 Guirt	1	17	2200	64	20
#4 Kimulux	1.15	22	4800	38	45
#4 Kimulux	1.15	22	4800	51	35
#6 Emulet 20	0.25	Bulk	1850	38	40
#7 Emulet 50	0.5	Bulk	2650	38	80
#8 Detonex 40	1.05	8.3*	7000	38	22
#9 Detonex 80	1.05	10.6*	7000	38	30

## 15. ANEXO F: CASOS DE ESTUDIO: PA MINAS DE VETAS ESTRECHAS

El pre acondicionamiento del macizo rocoso se ha utilizado bajo varias modalidades de forma de disminuir los estallidos de roca. Este es el caso de niveles profundos de minas de oro en sudafricanas, donde, desde 1957 se ha ocupado la técnica (Hill & Plewman, 1957), y Topper, 2003 se ha encargado de realizar una revisión de estos.

La naturaleza de las minas de vetas estrechas a gran profundidad implica que todas las caras están ampliamente estresadas (sometidas a altos esfuerzos). Caras que son usualmente de unos 30 metros de largo y 1 m de altura. En este escenario, la tronadura de producción se realiza utilizando alrededor de 60 pozos de unos 38 mm de diámetro y 0,9 a 1,2m de largo. El contexto es que los altos esfuerzos in situ que ahí se dan, generan una región quebrada por delante de la frente de trabajo (Adams et al., 1981) como se muestra en la Figura 123. La zona de falla del macizo rocoso, se desarrolla como resultado del deslizamiento localizado de los planos de estratificación entre el bloque colgante y el bloque yacente (Napier, 1997), y en zonas muy estresadas o en áreas donde el caserón tiene lava sólida en el bloque colgante (Mahne, 2004) existe un potencial peligro para los operadores.

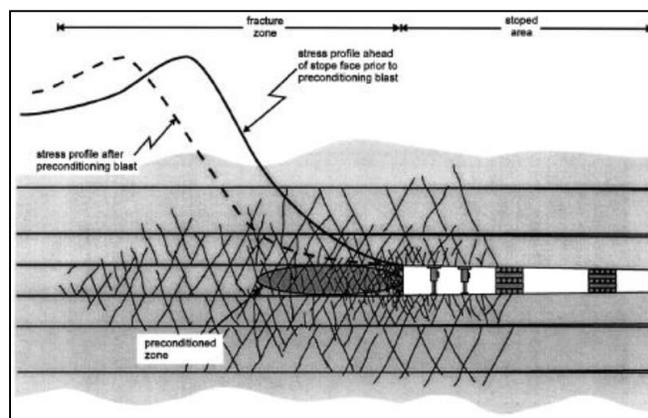


Figura 123: Redistribución de esfuerzos debido al precondicionamiento

La idea de pre acondicionar la roca en este caso fue desarrollada para ablandar (debilitar) el macizo rocoso por delante de la frente de trabajo y crear un colchón de roca dañada de manera que el potencial desprendimiento repentino de la frente se reduzca significativamente (Lightfoot, 1996). Una variedad de diseños de tronadura han sido probados para este fin (Tooper, 2003). Pero de estos, predominan dos diseños: 1) perforaciones largas paralelas a la frente y 2) perforaciones cortas perpendiculares a la frente.

Según Tooper (2003) el método a través de tiros perpendiculares a la frente demostró ser más exitosos, ya que su implementación era más sencilla. Existe mayor cantidad de antecedentes de este tipo de aplicación en minería de vetas estrechas; Gran cantidad de perforaciones pequeñas cargadas por delante de la frente de trabajo. Pero, no será ampliamente discutida, ya que en el preacondicionamiento por Caving consiste en tiros de gran extensión y mayormente confinados. Sin embargo, algunas conclusiones obtenidas sobre la respuesta del macizo rocoso a estos estudios pueden ser válidas para otras situaciones.

### **Perforaciones cortas perpendiculares a la frente**

Generalmente, este método se realiza en perforaciones de 38 a 40 mm de diámetro en tiros de 3.3 metros con un taco de 1 a 1.5 metros y con respectivo burden x espaciamiento de 3x4. Se realiza la iniciación de un conjunto de estos pozos antes de la tronadura de producción principal para generar cambios en el macizo rocoso y desplazar los esfuerzos inducidos por el hecho de hacer minería lejos de la frente de trabajo. Los principales hallazgos fueron que los cambios en el comportamiento del macizo rocoso no se asociaron con la formación significativa de fracturas. De lo que se concluyó que el pulso dinámico y la penetración de los gases fueron los causantes de eliminar la trabazón o asperezas en las estructuras pres existentes que dieron lugar a una mayor activación de estas y la reducción de los esfuerzos in situ. Además, se observó que el estado tensional tiende a volver a su estado natural y que con el tiempo el efecto causado por el pre

acondicionamiento podría disminuir [5]. Cálculos sencillos sugieren que los factores de carga utilizados en estas pruebas van desde  $0.15 \text{ Kg}/\text{m}^3$  a  $0.32 \text{ Kg}/\text{m}^3$ .

Un caso de estudio de aplicación tronadura por delante de la frente de un túnel se realizó durante la extracción de un dique sometido a altos esfuerzos (Adamas & Geysler, 1999) El método propuesto de preconditionamiento fue con perforaciones de 32 mm de diámetro con 4 metros de largo desde la cara del túnel. Se realizaron cuatro perforaciones con un determinado ángulo, de modo de relajar el macizo fuera del perímetro que define el túnel, dos en cada pared lateral, y otras 2 perpendiculares a la cara del túnel de avance (Figura 124).

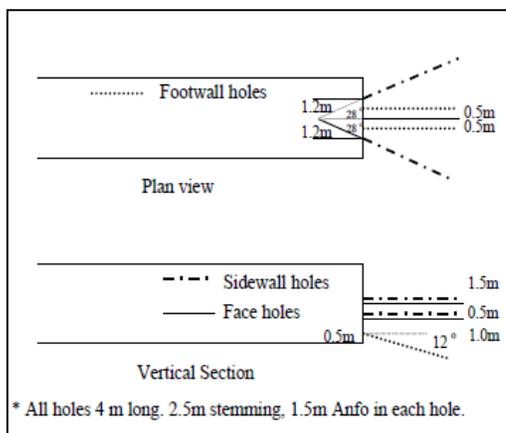


Figura 124: Disposición de preconditionamiento en un dique bajo altos esfuerzos (Adamas & Geysler, 1999)

Las perforaciones se diseñaron con 2 metros de carga y 2m de taco de arcilla. En este caso, se decidió que un explosivo con un alto contenido de gases (tipo ANFO) sería más adecuado para la creación y ampliación de la fractura pre existentes. Luego de la primera tronadura, se decidió variar el diseño a 1.5 m de explosivo y 2.5 metros de taco de arcilla por el excesivo avance de la frente. Posteriormente, hubo estallidos de roca menores desde el piso de la frente de trabajo, por lo que se incluyeron en el diseño dos pozos adicionales, ubicados en el centro y con un ángulo inclinado hacia abajo (Figura 124). Con lo cual, el proyecto se completó sin eventos sísmicos perjudiciales adicionales.

De esto se entiende que para un correcto reacomodo del macizo rocoso y redistribución de esfuerzos que no ocasionen estallidos de roca, no sólo es necesario pre acondicionar

el área específica que se desea relajar, sino más allá de ella de modo que exista espacio suficiente para que puedan ocurrir los desplazamientos y re acomodados del macizo que permitirán un nuevo ambiente de trabajo.

### Perforaciones largas paralelas a la frente

Estos ejemplos son de los pocos experimentos que se realizaron en Sudáfrica con perforaciones más largas para pre acondicionamiento o destressing de pilares con tiros paralelos a la frente.

Uno de estos diseños de Rorke, et al (1989) se presenta en la Figura 125. Realizado con perforaciones de 76mm por delante de y en paralelo a la frente. Con un collar de 1m y perforados con una inclinación de 10 grados hacia arriba (esto se hizo debido a que el caserón estaba inclinado en 22 grados en profundidad, y que con dicho ángulo se aseguraría tronar roca competente). Las perforaciones se hicieron entre 2.5 y 3.5 metros de la cara y direccionados al núcleo altamente estresado del pilar. Los pozos fueron cargados con cartuchos en el fondo y el taco hecho con una mezcla de arcilla y arena de 5 metros para contener la carga. Se tronaron un total de 18 tiros y se registró una reducción de la actividad sísmica durante la minera. La información indica que se registró fracturamiento significativo hasta 3 metros desde las cargas.

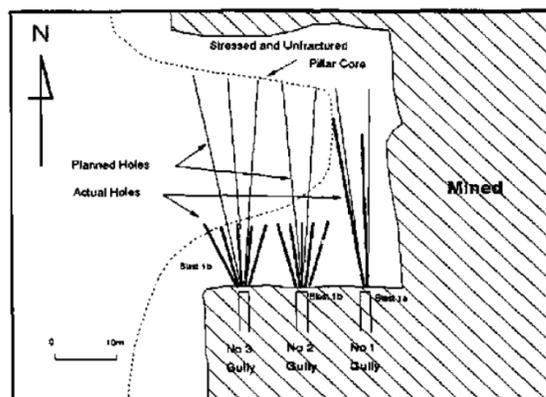


Figura 125: Vista en planta de pozos de preacondicionamiento previstos y reales Rorke, et al (1989)

Otro experimento con perforaciones paralelas a la frente de trabajo se realizó por Toper (2003) a 1900m por debajo de la superficie con una disposición tal como se muestra en la Figura 126. Se tronó una región extensa, circundante al pilar, de esfuerzos in situ muy altos. En total, se realizaron 51 disparos que se llevaron a cabo en más de 39 meses con un total de 722 m de perforación de preconditionamiento. Los hallazgos fueron que los tiros de preconditionamiento fueron eficaces en la reducción del número y magnitud de los eventos sísmicos cerca de la frente, causando la migración de la sismicidad por delante de la frente. Los casos en que esto no ocurrió podrían atribuirse a perforaciones no suficientemente largas, mala posición de la perforación, orientación, dificultades de perforación o taco insuficiente para controlar la carga.

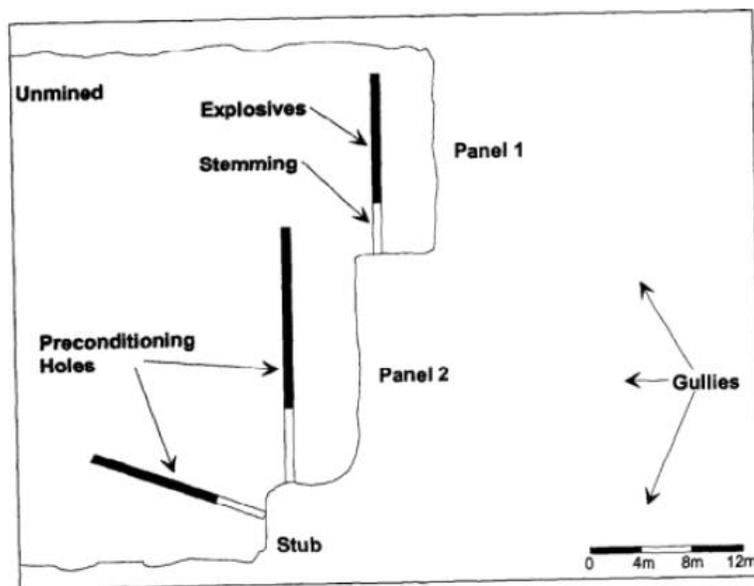


Figure 4.2.2 Preconditioning layout at the test site (17-24W stope)

Figura 126: Diseño de preconditionamiento(Toper, 2003)

Toper (2003) indica que la tronadura realizada por la detonación de explosivos cargados en diámetros de 89 mm es eficiente cuando se carga entre 3,5m y 5,5m antes de la frente del caserón y que pozos más cerca de 3,5 m causan daño significativo en la frente.

La opinión predominante (Lightfoot, et al., 1996) es que la mayoría de los resultados de daño al macizo rocoso son producto de la reactivación de fracturas pre existentes en lugar de la creación de nuevas fracturas. Además, observaciones hechas por Topper (2003) (pg. 227) indican que barras de acero de perforación causan fracturas poco profundas en la roca, pero que inciden en la redistribución de esfuerzos.

Topper (2003) realizó experimentos con distintos tacos e indicó que el confinamiento de la carga es fundamental. Hizo pruebas con perforaciones de 89mm de diámetro y 5 m de largo y observó que la efectividad del taco contribuye a la efectividad del pre acondicionamiento. Que para el diseño del taco debe tenerse en cuenta la profundidad de las fracturas desde el collar del pozo para crear una zona de taco efectiva. Los mejores resultados se obtuvieron con 1 metro de taco de arcilla mezclado con roca triturada con un grano angular del orden de 1/30 a 1/15 el diámetro de la perforación. Las pruebas con taco de arcilla pura tendían a eyectarse y causar daños en los caserones. Las pruebas con tramos cortos de lechada y tapones no tuvieron éxito y longitudes de taco más cortas fueron consideradas indeseables.

Con estos argumentos decir que los tacos de resina deben mezclarse con grava u otro para tener mayor peso específico y no salir eyectados.

Otra información de interés recopilada fue la magnitud de los eventos sísmicos equivalente a las tronaduras (Figura 127). Se registraron todas las tronaduras de más de 100kg como eventos sísmicos con una magnitud de -0,5 a 0,5. Esto sirve como indicio para correlacionar Kg de explosivos tronados con magnitud de evento sísmico.

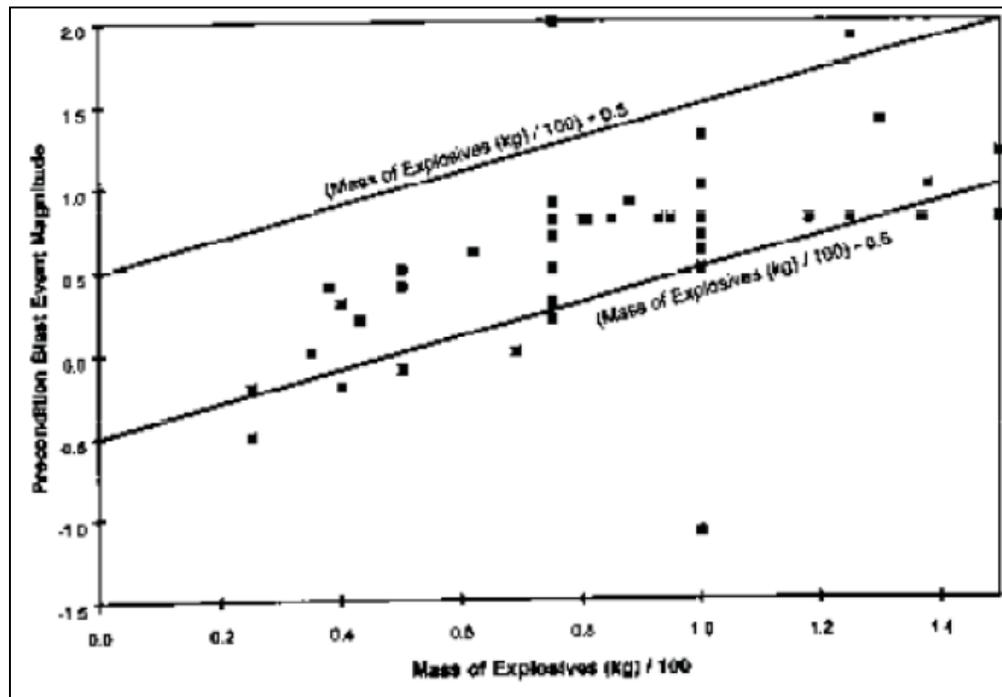


Figura 127: Relación entre parámetros de la fuente sísmica medidos y Kg de carga explosiva

## **16. ANEXO G: CASOS DE ESTUDIO: SIMULACIONES DE ESTALLIDOS DE ROCA**

Estos experimentos han buscado evaluar cómo las ondas sísmicas emanadas de una determinada fuente pueden influir en el daño al macizo rocoso. Varios de los estudios llevados a cabo se resumen en Potvin, et al (2010)

Estos estudios principalmente se basan en: inducir vibraciones sísmicas y a través de estos generar daños en una pared y medir capacidad de un determinado soporte para prevenir estallidos de roca. Los dos principales problemas relativos al estudio de estos experimentos son: 1) La detonación no está significativamente lejos de la cara libre (pared del túnel) y por lo tanto no puede ser considerado este caso como completamente confinado. 2) En los experimentos en que las cargas fueron colocadas suficientemente lejos como para considerarse confinadas, con el fin de limitar el efecto de las presiones de gases sobre los soportes, no se observó daño alguno.

Un ejemplo de una simulación de estallido de roca fue llevada a cabo por Hagan, et al (2001) donde se utilizaron explosivos como fuente sísmica a cierta distancia de la pared de un túnel y se determinó como la magnitud de PPV de las ondas sísmicas afectaba el grado de daño en las paredes. La tronadura consistió en un conjunto de 5 tiros de 102 mm de diámetro de hasta 14 m de largo y espaciados a 0,5 m entre ellos, cargados con ANFO como se indica en la Figura 128.

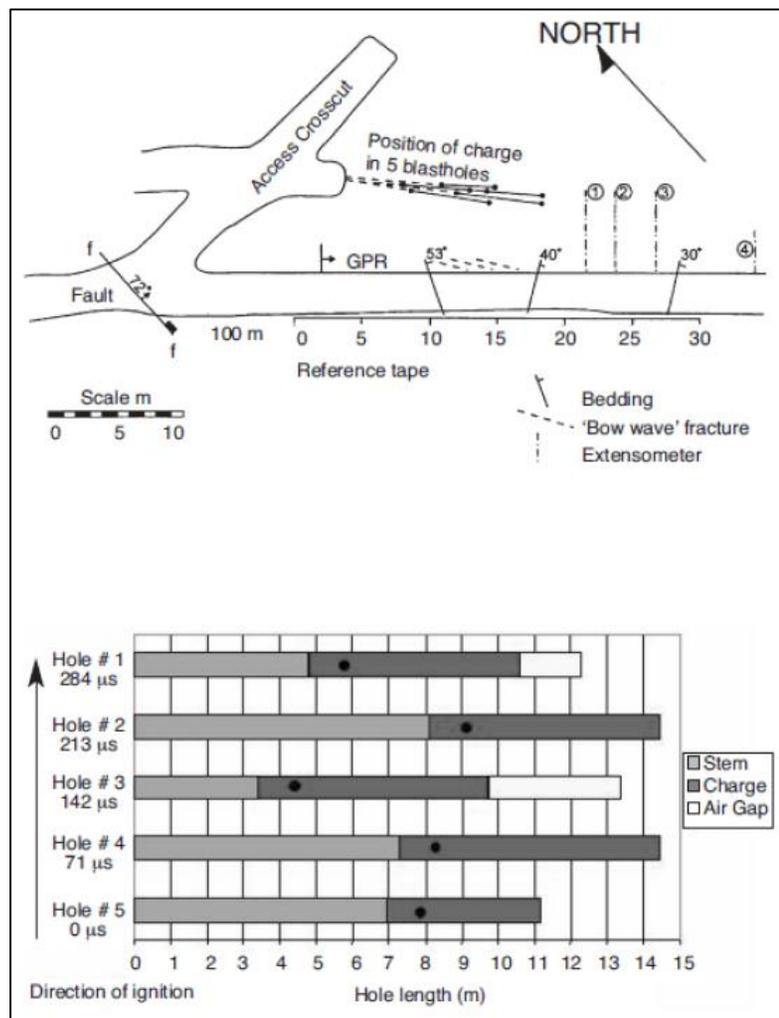


Figura 128: Simulación de experimento en terreno de estallidos de roca a) Plano del sitio y b) Detalle de los pozos (Hagan, 2001)

Al momento de cargar con ANFO neumáticamente hubo problemas que se tradujeron en espacios de aire en el pozo. Estos fueron detonados de forma simultánea. El daño registrado en la inmediación de la carga se determinó utilizando un radar de penetración de tierra. El cual registró cambios significativos en el macizo rocoso in situ, que fueron observados en resultados GPR como indica la Figura 129 .

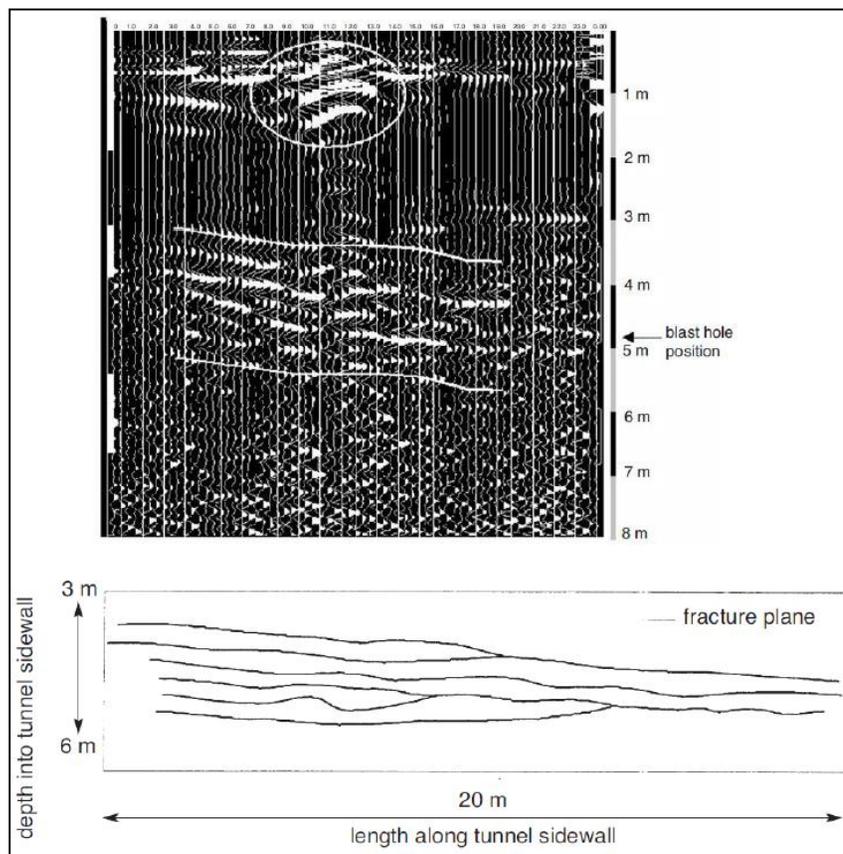


Figura 129: Exploración a través de GPR mostrando fracturas inducidas por la detonación (arriba) y b) la interpretación de las fracturas (abajo) (los collares de barrenos se encuentran en el lado derecho de las figuras) Grodner 2001

Estos resultados fueron interpretados por Grodner (2001) como “un paño de fracturas, estrechamente espaciados en las inmediaciones de los pozos y el movimiento hacía el exterior del macizo rocoso lejos de los pozos”. En este caso, existe una clara evidencia de la creación de fracturas nuevas y distintas que no están asociados con la reactivación de fracturas pre-existente. El daño se concentra en una zona estrecha alrededor de 2 m de ancho, y no existen datos sobre la extensión vertical de las fracturas. La relación entre la velocidad de partícula máxima y el daño de la pared lateral del túnel fue el tema central del experimento y la Figura 130 muestra que el nivel crítico para alta intensidad de daño, es decir, la fracturación de la roca es de aproximadamente 1500 mm / s. Se encontró que

la eyección de rocas sueltas o desacopladas por características geológicas in situ ocurre a un PPV de al menos 600 mm / s.

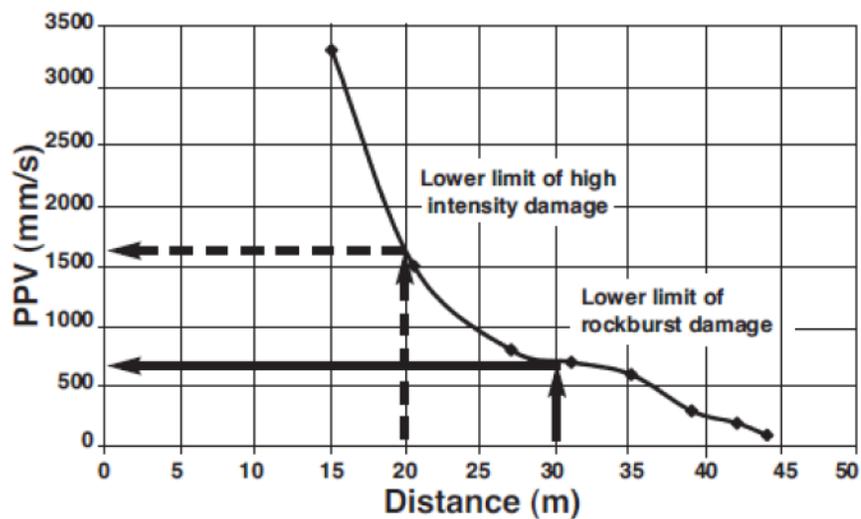


Figura 130: Daños en la pared del túnel vs PPV para el experimento de estallidos de roca

## 17. ANEXO H: CASOS DE ESTUDIO: DESTRESSING

Existen una gran cantidad de casos de estudios de la aplicación de esta técnica en minas alrededor de todo el mundo (Figura 131), pero es principalmente usada en Canadá, EE.UU., Suecia y Finlandia. Además, existen ciertos ejemplos de destressing de pilares en niveles profundos de minas en Sudáfrica ((Rorke y Brummer, 1990 & Sellers, 2011)

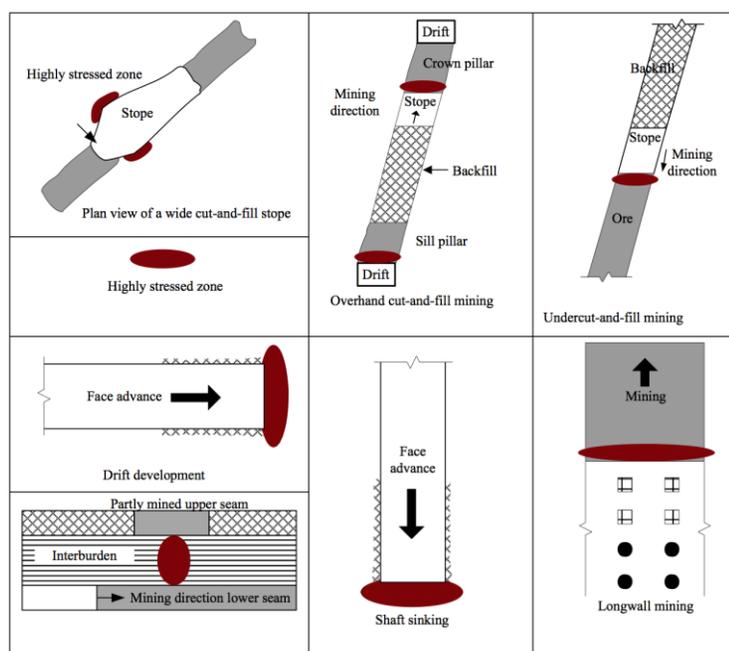


Figura 131: Diferentes aplicaciones de la técnica de destressing (Mitri, 2000)

El principal problema en la interpretación de los resultados derivados de las tronaduras de destressing es que la zona desestresada no se extrae, y por lo tanto la información cuantitativa sobre el tipo y la magnitud de los daños no está bien definida.

Saharan, (2004) hizo un recuento de una amplia gama de diámetro perforaciones y longitudes de pozos que se indica en la Tabla 20. Esta indica que a menudo existe escasa información proporcionada por la tronadura. En general, los factores de carga utilizados son bastante bajos: van desde 0,1 kg / m<sup>3</sup> a 0,25 kg / m<sup>3</sup>.

Tabla 20: Parámetros de tronadura (Sahara, 2004)

		Length m	Dia mm	Explosive	PF Kg/m <sup>3</sup>	
Strathcona Mine, Falconbridge, Canada	Hanson et al 1982	5.5	63	Magnafrac 3000	0.11- 0.16	Triggered rockburst
Star Mine, Coeur d'alene, USA	Blake 1982	30	100	Tovex 5000	0.28	Low velocity zone created. Stress transfer inuded rockburst
Brunswick mine, Canada	Andrieux et al, 2003	>20	165	emulsion	0.11- 0.16	Tomography indicates ineffective fracturing

Tang (2000) realizó una lista con al menos 25 minas que han realizado tronadura de destressing. Algunos de los parámetros de estas tronaduras están tabulados y se representan en la Tabla 21. Estos utilizan diámetro de perforaciones más pequeños que los estudios de casos presentados por Sahara, (2004), aunque los factores de carga, son similares.

Tabla 21: Rango de parámetros de tronadura recopilados por Tang (2000) y modificados

N°	Dia (mm)	Length (m)	Spacing (m)	PF (kg/m3)	Explosive
	0		1.8	0.2	ANFO
	45			0.09	ANFO
	45	2.5	0.3		ANFO
	45	6	1.8	0.2	ANFO
	45		1.4	0.7	ANFO
28	44	6	1.8	0.2	ANFO
14	63.5	16.8		0.14	ANFO
6	50.8	27			primaflex
4	35	3.6			
2		19	7.6		AMEX
66	76	5.5	2.1	0.115	MR3000
2	50.8	17			ANFO
	48	6	1.5		ANFO
11		10	1.5		ANFO
58		24	3	0.6	APEX340
	103	30	2.3		TOVEX500
	57	2			ANFO
29	57	11			
1	67	14			
4	32	3			ANFO
4	41	3.6			ANFO

El uso de la técnica es ampliamente usada, para diversas situaciones. Según lo descrito por O'Donnell Sr (1999). Entre ellas están:

- Galerías desarrolladas por vetas
- Roturas de galerías
- Caserones

- Corte de pilar a piso y pilares estresados
- Horizontes de extracción VRM
- Caserones de altura media
- Abutments
- Elimination of hole closure, stuck rods
- Disminuir dilución

En general, luego de una cierta cantidad de años de aplicación, el destressing por tronadura se considera exitoso en la reducción de estallidos de roca, en macizos rocosos primarios con fuerte presencia de estructuras y en ambiente de altos esfuerzos. El éxito disminuyó en aquellos casos en que la cantidad de estructuras presentes era menor.

Sin embargo, cuando la roca es competente y frágil, y el patrón de estructuras consiste en bloques ortogonales, se hace muy difícil lograr el destressing.

El estudio del destressing sugiere que los factores que lo controlan son:

- La calidad de la roca
- Frecuencia de fracturas
- La extensión del daño a través de la fracturas generadas

En un escenario con roca competente con formación de bloques ortogonales, se necesita agregar una serie de cambios:

- Cambio en el secuenciamiento: De una tronadura instantánea a una secuenciada
- Considerar cierto ángulo en las perforaciones
- Duplicar el largo de los tiros desde la frente

O'Donnell Sr (1999) detalla su experiencia con tronadura de destressing en la mina Stobie en Sudbury, Canadá. Realizada en una roca muy competente, con un UCS entre 220MPa y 440 MPa. Con 3 familias estructurales, que debilitan el macizo rocoso y hacen que se identifique como un lugar potencial de estallidos de roca.

Se planificó una tronadura de destressing en un pilar (entre dos caserones), cuya secuencia de tronadura utilizada se muestra en la Figura 132 y se consideró exitosa ya

que se registró una disminución de los esfuerzos in situ y una reducción significativa en la sismicidad diaria.

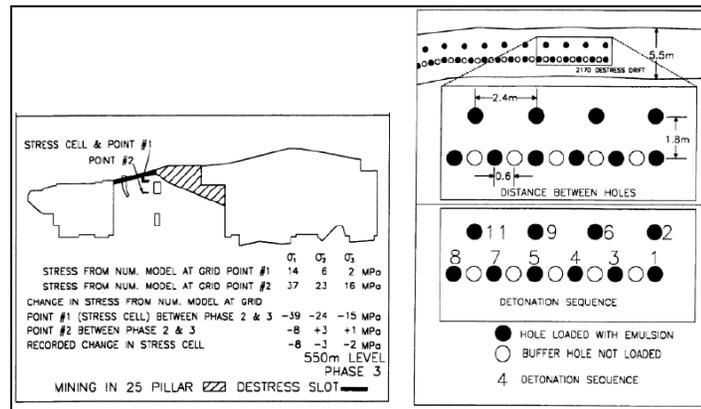


Figura 132:a) Destressing de un pilar entre dos caserones con cambios en los esfuerzos (izquierda) y b) Configuración de las cargas (derecha) (O'Donnell Sr., 1999)

Otro caso exitoso de tronadura de destressing, pero con una configuración de carga inusual fue realizada en la mina Mt Charlotte en Australia en una roca competente y rígida ubicada cerca de algunas fallas significativas (Miluka, et al., 1995). El objetivo fue generar un *rib pillar* para cerrar y redistribuir esfuerzos. Como se muestra en la Figura 133, las perforaciones fueron de 140 mm de diámetro y 50 m de longitud.

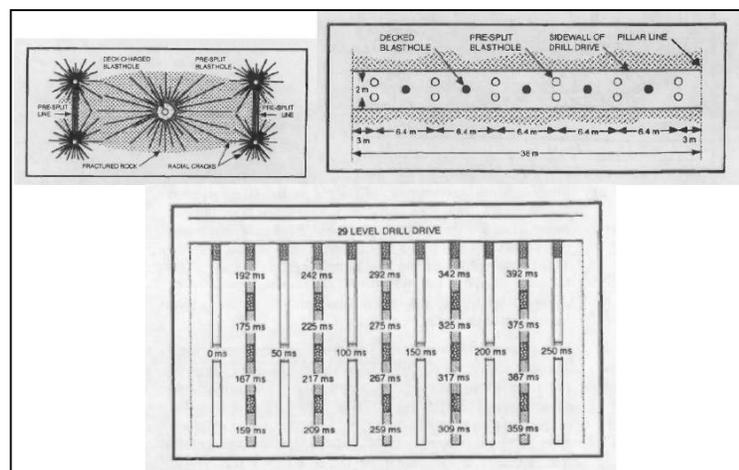


Figura 133: Configuración de barreno para crear divisiones con fracturas en el medio (Miluka, et al, 1995) a) concepto (arriba a la izquierda) b) vista en planta (arriba a la derecha) y c) Secuenciamiento (abajo)

Se diseñaron 6 tiros cortos de precorte a intervalos regulares utilizando cargas desacopladas. Estos pozos tenían 40 kg de emulsión a granel colocados en el centro de la perforación, con dos bolsas de aire por ambos lados. Entre cada uno de estos diseños de pre corte, se ubicaron pozos para fracturar la roca entre estas divisiones. Estos pozos se cargaron con 4 cargas de 150 kg cada una separadas por 4.5m de taco. Se iniciaron 100 ms luego del pre corte y entre ellos con una diferencia de 8 ms para dar tiempo a la energía de cada tronadura de ser entregada en intervalos discretos y reducir las vibraciones en terreno. Los resultados fueron ampliamente monitoreados. Las vibraciones y sistemas de registro sísmicos mostraron que la sismicidad se redujo dentro del pilar durante la minería, las “cells” de monitoreo de esfuerzos de CSIRO indicaron un cambio en los esfuerzos de hasta 21MPa, los extensómetros midieron 21 mm de dilatación o cizalle a través de las estructuras y el monitoreo de campo cercano en los caserones un incremento de 7 mm. El preacondicionamiento se consideró exitoso debido a que, mientras se realizó minería no se presentaron significativos eventos sísmicos. El movimiento continuo observado en el pilar mientras se hacía minería fue interpretado como un deslizamiento y rotación de los bloques creados dentro de la columna por la tronadura de pre acondicionamiento.

Una metodología para predecir la eficiencia de una tronadura de destressing fue desarrollada por Andrieux y Hadjigeorgiou, (2008) y considera una matriz de interacción de factores. Dentro de los cuales, los nueve factores principales que deben tenerse en cuenta en el diseño de una tronadura de destressing son:

- Rigidez de la roca medida en laboratorio o en la calificación del macizo rocoso
- Fragilidad de la roca definida como el radio de relación entre la resistencia a la tracción y a la compresión.
- Grado de fracturamiento medido por el RMR.
- La proximidad al criterio de falla considerando los esfuerzos principales y utilizando la envolvente de falla de Hoek Brown.

- La orientación de la tronadura de destressing de acuerdo al esfuerzo principal mayor
- El ancho que tendrá la tronadura de destressing en función de la cantidad de anillos y el burden.
- Propiedades de explosivos medidas como: Densidad, AWS, largo del pozo, diámetro, longitud del collar, burden, espaciamiento, la relación de acoplamiento con relación al volumen de roca quebrada, definida mediante una regla de oro de 16 veces el diámetro del barreno para cada hoyo.
- Confinamiento de las cargas explosivas con propiedades medibles de la relación de la suma de las longitudes no cargados para el diámetro cargado.
- Resultado de la tronadura de destressing en términos de reducción del nivel de esfuerzos basado en instrumentación y mediciones.

Dado que muchos de estos parámetros están relacionados, se creó una matriz de 9x9 con todos los parámetros y su respectiva ponderación (determinada según juicio de experto). Luego, eliminando el noveno parámetro, se utilizó esta matriz como “índice de destressing”. El método se utilizó para valorizar una tronadura de 32 pozos de 165 mm de diámetro, con un burden x espaciamiento de 2.4x2.4, longitud de la carga promedio de 20 m cargada con un emulsión con micro esferas (ETI Fragma plus) de 1.25 kg/m<sup>3</sup> en la mina de Brunswick en Canadá (Figura 134).

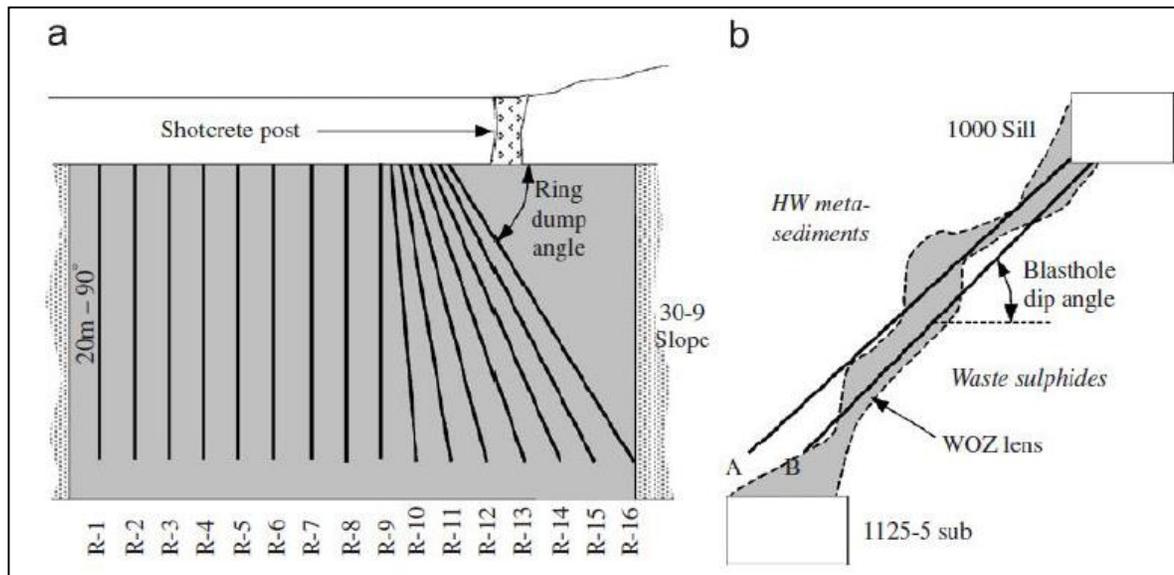


Figura 134: Diseño de tronadura de destressing en la mina Brunswick (Andrieux y Hadjigeorgiou, 2008)

Una serie de factores, tales como el cambio en la sismicidad del sector de 4MPa en los esfuerzos in situ y el drenaje de agua a través de los pozos, sirvieron de base para fundamentar que el destressing había causado el efecto deseado.

## 18. ANEXO I: CASOS DE ESTUDIO: DESTRESSING TUNELERIA

Un estudio realizado por Toper (1995) con perforaciones de 61mm y 93mm con longitud variable entre 4 y 5 metros desde la frente de trabajo del túnel, como se ilustra en la Figura 135.

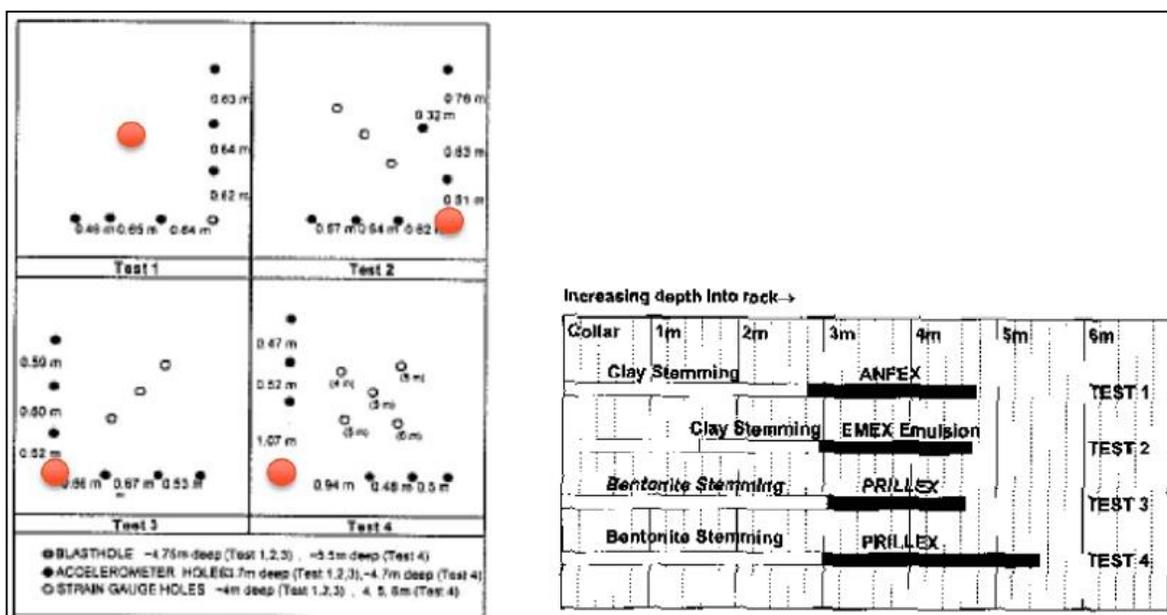


Figura 135: Diseños de tronadura confinada en avance de túneles (Toper, 2003) (En color naranja los pozos por detonar) a) Se observa la cara final del desarrollo b) Diferentes secciones de explosivos

Se realizaron cuatro tronadura aisladas en las cuales se midió diámetro, tipo de explosivo y densidad de este. La carga explosiva se confinó con un taco de arcilla o bentonita de 2-3 m de largo. A esto debe tomarse en cuenta, que una eyección del taco si pudo ser observada a un determinado tiempo luego de la detonación. Los experimentos realizados fueron ampliamente medidos antes y después de la tronadura. A través de strain gauges, acelerómetros y células de esfuerzos colocadas en perforaciones perpendiculares a aquellos de las tronaduras. Se midió también la velocidad de la detonación (VoD) durante la detonación y con un método de corta cable se midió el

momento de la eyección del taco. Además, se midieron esfuerzos in situ, estereofotografía, radar de penetración a tierra y RQD antes y después de la tronadura.

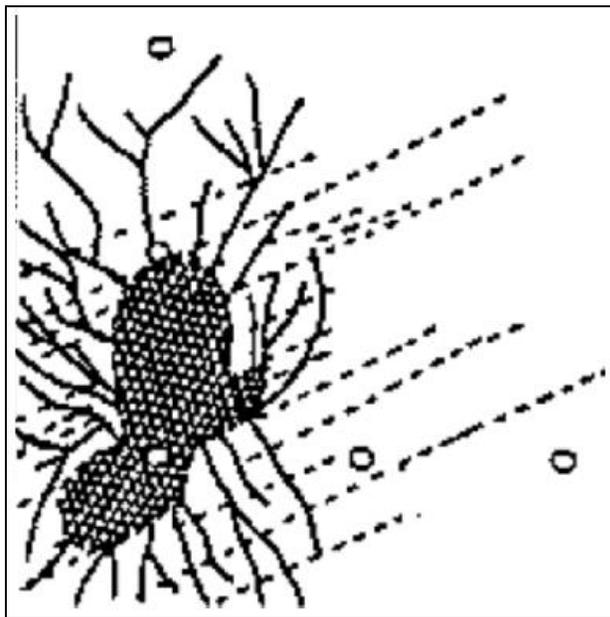


Figura 136: Zona de Daños y fracturamiento que rodea a una carga confinada (Tooper, 2003)

En la Figura 136 se muestra un patrón típico de este experimento. Una zona extensa de material pulverizado fue hallada alrededor de las perforaciones de mayores diámetros y explosivos de mayor densidad. Zona que es claramente extendida por la influencia y la activación de los diversos planos que forman las estructuras. En este sector el macizo rocoso estaba constituido por roca metamórfica competente con estructuras que mantenían hacia la derecha respecto al piso del túnel. Lejos de la zona pulverizada, se registró una zona de múltiples fracturas radiales. Estas fracturas radiales a su vez mostraron gran ramificación, lo cual indica que la velocidad dinámica alcanzada fue significativa.

Los cuatro experimentos realizados por Topper (2003) muestran un rango de respuesta basada en el uso de diferentes diámetros de perforación y explosivos. Los resultados se muestran en la Figura 137 y Tabla 22.

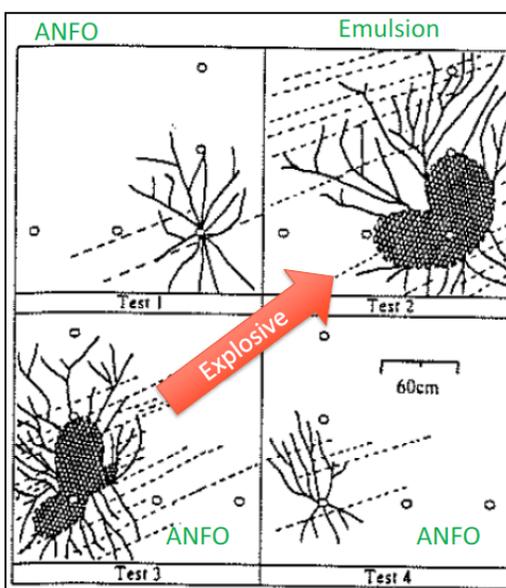


Figura 137: Comparación de las zonas de fractura de cuatro pruebas con distintos explosivos por (Topper, 2003) con modificaciones propias para indicar tendencias.

Tabla 22: Detalles de tronaduras confinadas (Topper, 2003)

Description	Blast 1	Blast 2	Blast 3	Blast 4
Explosive type	Anfex- ANFO (blow-loaded)	Emex ED7 (catridges)	Prillex-ANFO (Blow-loaded)	Prillex ANFO (Blow-loaded)
Hole diameter (mm)	61	93	93	93
Hole Depth (m)	4.75	4.7	4.86	6.5
Charge length(m)	1.95	1.76	1.6	2.52
Charge mass(kg)	6	12	12	12

Density (kg/m <sup>3</sup> )	1050	1004	1100	700
Total energy output (MJ)	17	42	34	34
Stemming Length (m)	2.8	1.8	3.05	2.98
Stemming material	Clay (Tamped)	Clay (Tamped with cone)	Bentonite mixture (Tamped)	Bentonite mixture (Tamped)
Initiaton system	Nonel with detonador at toe of hole			

\*La densidad de la blow loaded ANFO dependerá de la softness del prill y de la presión de aire en el momento del carguío

La primera prueba utilizó un diámetro de 63mm cargado con ANFO. La tronadura no dio como resultado una zona triturada significativa y causó una red de fracturas que se extiende en la dirección del esfuerzo principal mayor (las direcciones de los esfuerzos verticales presentan una orientación de 20 grados aproximadamente respecto de la vertical, como se en la Figura 138).

El aumento del diámetro de perforación a 91mm en la prueba 3 con el mismo explosivo (ANFO) causó una extensa zona de trituramiento de la roca, extensión de fracturas y la ramificación menos controlada por las direcciones de los esfuerzos principales. Muchas de las fracturas más distantes muestran ramificación lo que indica altas velocidades de grietas y por lo tanto una fuerza motriz grande. La diferencia entre la prueba 3 con ANFO en una perforación de 91mm de diámetro y la prueba 2 con emulsión muestran el efecto de los diferentes explosivos en el proceso de generación de fracturas a densidades similares. La zona de fracturas de la emulsión es aún mayor y las grietas tienen mayor extensión. El grado de activación de las estructuras y la distancia hasta la cual las estructuras están activas también aumenta y se halla a mayor distancia de la carga. Esto hace invalido la comprensión convencional que se tiene del ANFO, que provoca

fracturas que se extienden más lejos de la barreno y que la extensión de las fracturas es controlada por el nivel relativo de la presión generada dentro del barreno. La relación entre las pruebas 3 y 4 ilustra que el nivel relativo de presión en la perforación define la extensión de las fracturas. En esta prueba, la densidad relativa del ANFO se redujo desde 1,1 hasta 0,7. Esta caída en la densidad significó una disminución significativa de la presión en el barreno y el patrón de fractura es similar a la de un ANFO de mayor densidad cargado en un pozo más pequeño.

La Figura 138 muestra las mediciones de las orientaciones de los esfuerzos antes y después de la tronadura.

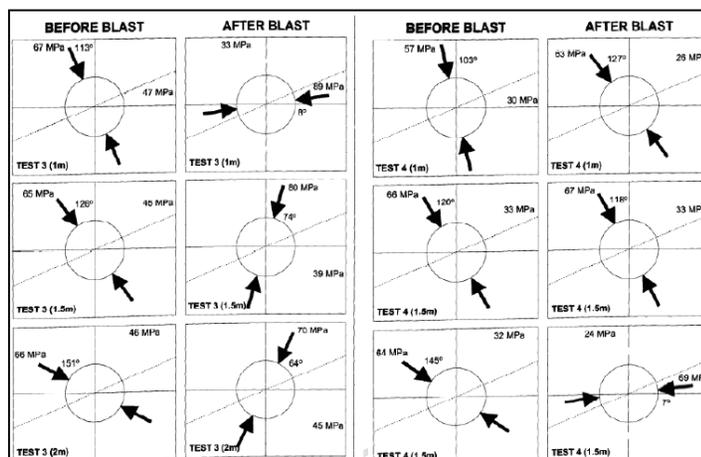


Figura 138: Rotación en el esfuerzo principal mayor en dos de las pruebas de (Tooper, 2003) a) Prueba 2 y b) Prueba de 3

La Prueba 2, parece haber causado más rotación en el tensor de esfuerzos que la prueba 3 por ejemplo. Cuando los esfuerzos giran de manera significativa, el esfuerzo principal mayor rota, y pasa de ser casi perpendicular a las estructuras in situ (línea con inclinación en la imagen) a estar casi paralela a esta. Esta es una prueba más de que la tronadura confinada está causando deslizamiento de estructuras pre-existentes. Aquí explicar que la tronadura debe ser tal que genere rotación en los esfuerzos y si es así, genera deslizamiento de estructuras. En este caso emulsión lo hizo y el ANFO no.

## 19. ANEXO J: CASOS DE ESTUDIO: EXPERIMENTOS A PEQUEÑA ESCALA

Yang, et al (1994) realizaron un experimento con perforaciones de 100 mm de diámetro, con carga explosiva de 2,4 m de emulsión, a una profundidad de 4,8 m por debajo de la superficie. Adicionalmente, se perforó una malla de pozos cercanos al lugar de la tronadura para medir vibraciones y daños. La disposición de esto en la Figura 139. Además, se realizó tomografía sísmica con cross hole para caracterizar el daño antes y después de la tronadura.

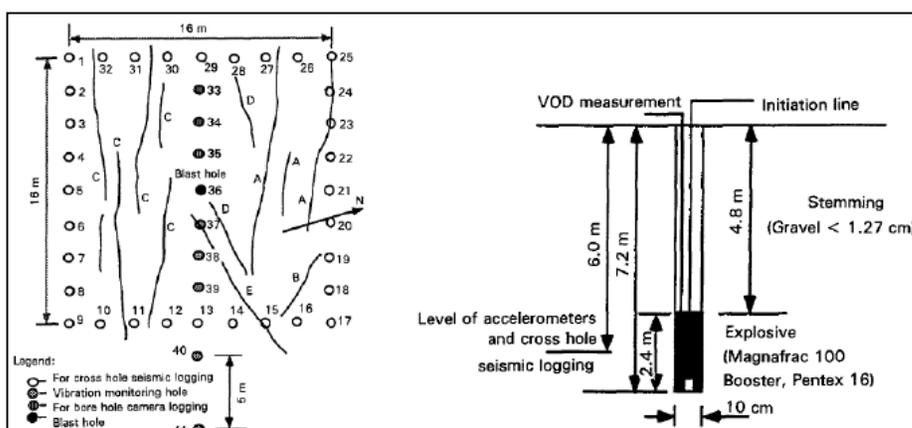


Figura 139: Vista en planta y sección del experimento de tronadura confinada (Yang et al., 1994)

La carga confinada provocó un cráter de desprendimiento en superficie que parte de los 0.65 m de profundidad. La extensión de fracturas fue del orden de los 3 metros y apertura de grietas aparentes se observó hasta los 5 metros. La presencia del cráter en la superficie implica que la tronadura no está totalmente confinada según la teoría formación de cráteres (Hustrulid, 1999).

Las mediciones de tomografía sísmica y atenuaciones de velocidad son mostrados en la Figura 140a e indican que hubo una reducción del 20% en el módulo de Young del

macizo rocoso a una distancia de 3 m desde la carga, y una pequeña reducción observada de este a una distancia de 8 m. Observaciones de la curva de frecuencia de atenuación indican que existen dos zonas principales de daño, entre 0 y 2 m y de 2 a 4 m. Esto se complementa con las observaciones a través de borehole camera de un aparente aumento en la densidad de la grieta a 2m de la detonación de la carga. En cuanto a la reducción de la velocidad de partícula crítica, hay una caída significativa de la velocidad medida a partir de 6000 mm / s a 2 metros a 1000 mm/s a 4 m.

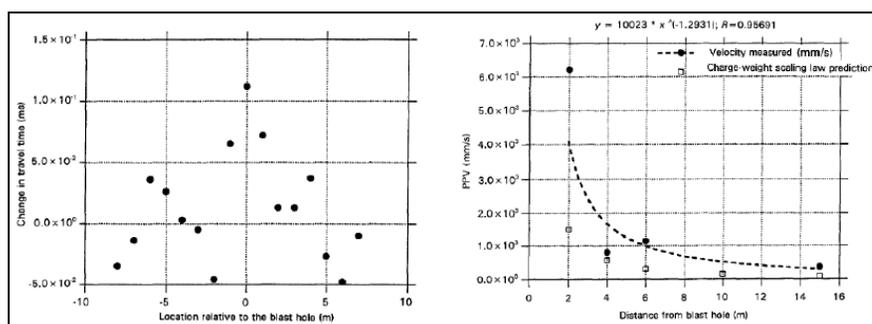


Figura 140:A) Cambio en el tiempo de viaje de onda sísmica (izquierda) y b) reducción de la velocidad de partícula crítica con la distancia para el experimento de (Yang, et al, 1994) (derecha)

Triviño y Mohanty (2010) utilizan cross hole sísmico con el fin de identificar la zona de daño causada por una tronadura confinada (Figura 141).

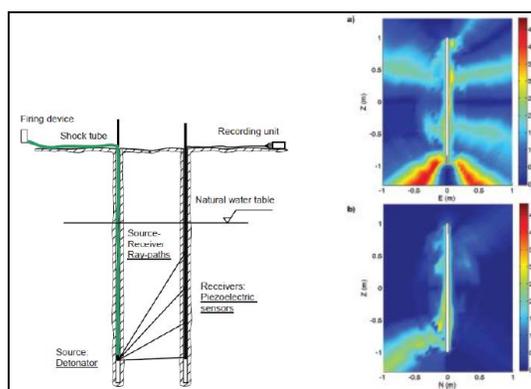


Figura 141:a) Configuración de carga y b) Resultados de la tomografía sísmica para la prueba de tronadura confinada en dos direcciones diferentes (Trivino et al., 2013)

Estos experimentos se llevaron a cabo con pozos de 45mm y 75mm, llenos de agua y con cargas desacopladas de emulsión. Como conclusiones se obtuvo que el daño principal se concentrara en forma de grietas, formando un cono que emanan de la esquina inferior del barreno como se muestra en la Figura 141b. Algunas grietas sub horizontales se observan también en el centro y la parte superior de la carga. Ambas mediciones indican como gran hallazgo que el daño es anisotrópico.

Sumada a la información anterior, con datos de los experimentos de Triviño (2012), también se monitorearon e incluyeron en modelamientos las presiones de gases (Figura 142).

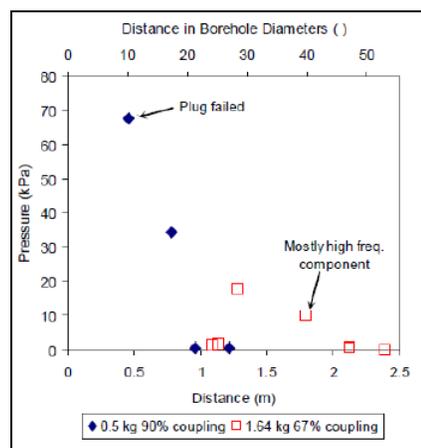


Figura 142: monitoreo de la presión de gas (Triviño, 2012)

Se observaron cambios de presión de gas a una distancia de 30 a 50 diámetros de la pared del pozo. Sin embargo, la dirección del aumento de la presión se registró cuando la tomografía sísmica no registró ningún daño inducido. Esto se atribuye a la desviación de los gases a lo largo de planos de fractura preexistentes. El daño observado por el método de tomografía no fue concluyente entre las diferentes pruebas que varían de cuatro a veinte diámetros de pozo.

Changshou Sun (2013), en su metodología elaborada a través de datos de terreno y software determinó la extensión del daño para un pozo de 152.6 mm de diámetro en

granito. Además, a través del software pudo variar la resistencia a la tensión y compresión y ver el efecto de esto (Tabla 23 y Figura 143)

Tabla 23: Resultados del experimento de extensión de fracturas (Changshou, 2013)

Tensile strength (MPa)	Crack zone (m)	Crack zone with scale distance ( $r/r_b$ )	Compressive strength (MPa)	Crush zone (mm)	Crush zone with scale distance ( $r/r_b$ )
3	6.0	79.0	50	225	3.0
5	5.2	68.4	90	183	2.4
10	3.4	44.0	120	165	2.2
15	2.7	36.0	160	149	2.0
20	2.3	30.7	200	138	1.8
25	2.2	28.5	240	129	1.7
30	2.0	26.3	280	122	1.6

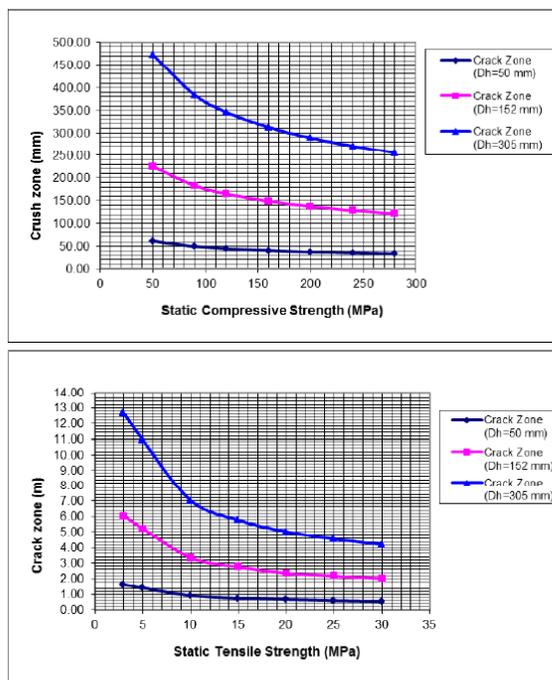


Figura 143: Alcance de la zona de extensión de fracturas según incremento en resistencia a la tracción y compresión (Changshou, 2013)

## 20. ANEXO K: CASOS DE ESTUDIO: PREACONDICIONAMIENTO EN EL TENIENTE

DFN Property	Distribution/Description	Parameters	Comments
Model Method	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Geocellular model</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Boreholes turned into grid cell pillars and intensity correlated to this property</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Boreholes turned into grid cell pillars and intensity correlated to this property</li> </ul>
Orientation	<ul style="list-style-type: none"> <li>• <u>Bivariate Normal Distribution</u> allowing independent control of dip direction and dip</li> <li>• Dip Direction uniformly distributed 0-360°</li> <li>• Dip is normally distributed</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Trend = 0, Std Dev = 180</li> <li>• Dip Mean = 78, Dip Std Dev = 15°</li> </ul>	
Fracture Size, Radius	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Exponential</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Mean = 5m</li> <li>• Max = 8m</li> <li>• Min = 0.5m</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Size derived by simulated sampling of differing sizes to optimize ratio of BH intensity</li> </ul>
Spatial Distribution	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Equally probable along DDE holes</li> </ul>		
Intensity	<ul style="list-style-type: none"> <li>• P10 along DDE holes</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• 0.45m-1</li> </ul>	

Figura 144: Propiedades utilizadas para fracturas de DDE (Brzovic et al., 2014)

## 21. ANEXO L: MODELAMIENTO DE TRONADURA CONFINADA PARA PREACONDICIONAMIENTO

### Modelamiento: Proceso y análisis

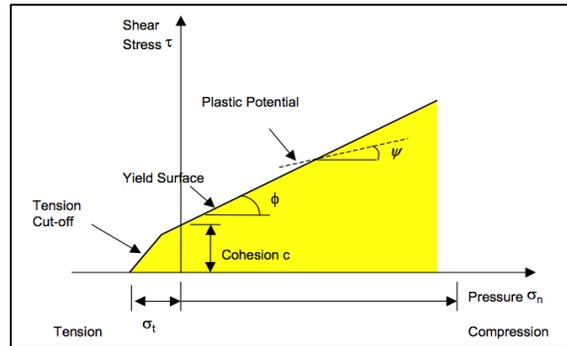


Figura 145: Envolvente de Mohr Coulomb con modificaciones al método de Rankine (Elfen Explicit Manual)

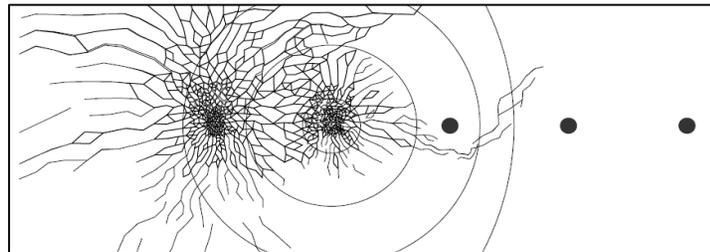


Figura 146: Fracturamiento direccional según consideración de esfuerzos locales (Elfen Explicit Manual)

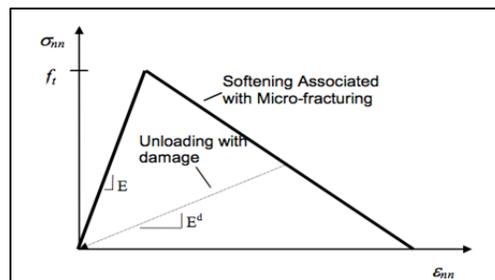


Figura 147: Daño y degradación del módulo de elasticidad (Elfen Explicit Manual)

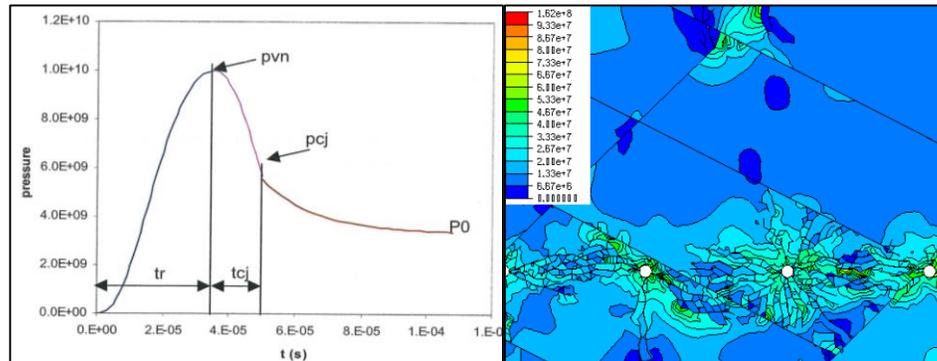


Figura 148: Detonación y consideración de gases

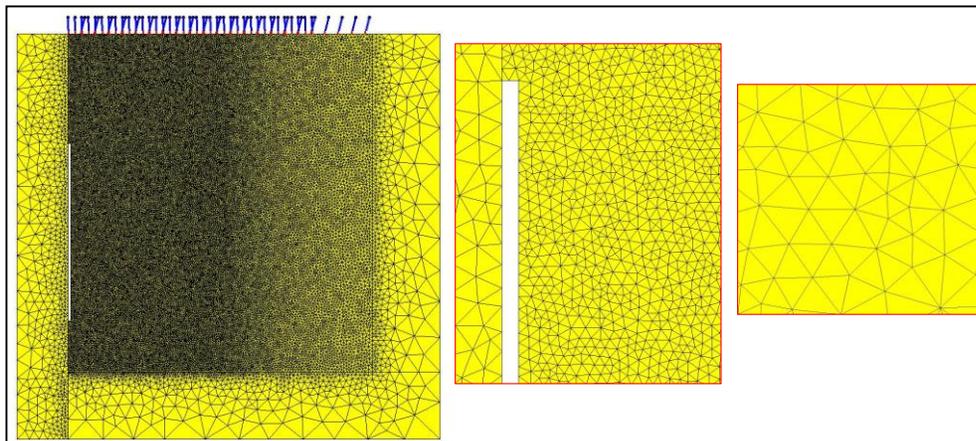


Figura 149: Vista axisimétrica

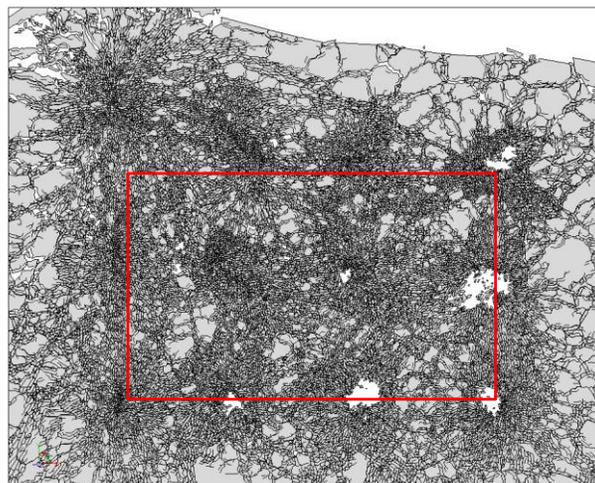


Figura 150: Vista en planta

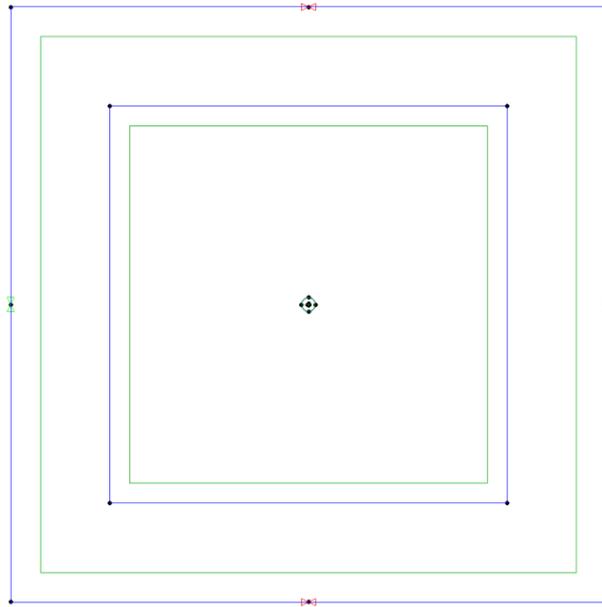


Figura 151: Constrains del modelo

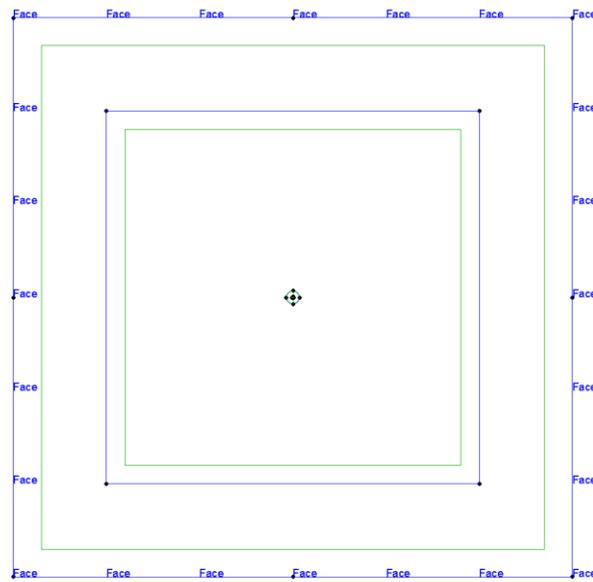


Figura 152: Face Loading del modelo

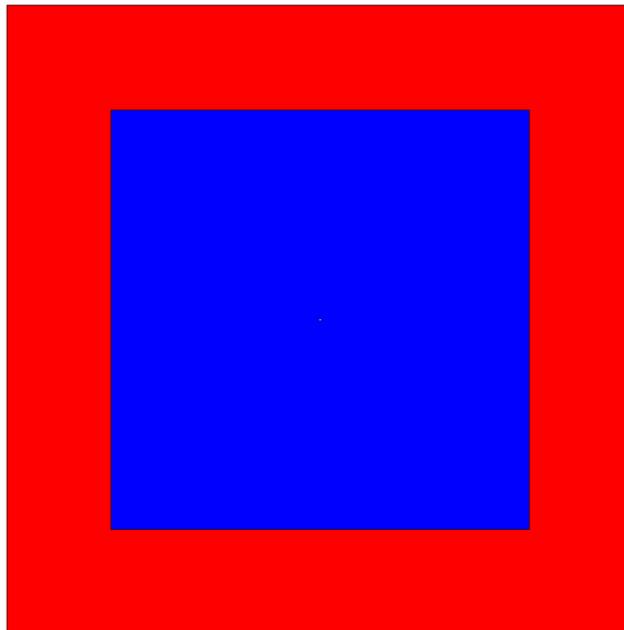


Figura 153: Material Region del modelo

Tabla 24: Propiedades de la roca utilizada en el modelo

<b>Parámetro Geotécnico</b>	<b>Intrusivos Féllicos Dacita</b>
$\gamma$ (ton/m <sup>3</sup> )	2,62±0,02
$\eta$ (%)	2,04±0,99
UCS (MPa)	151±18
TI (MPa)	8±3
E (GPa)	39±11,1
$\nu$	0,17±0,06
$V_p$ (m/s)	4770±429
$V_s$ (m/s)	2490±423
E/UCS	255±82
UCS/TI	19±8
$m_i$	18,6
$\sigma_{ci}$ (MPa)	145
$\sigma_{ti}$ (MPa)	8
$c$ (MPa)	25
$\phi$ (°)	50

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Tianji ANFO 92 (ANFO CLASS) ROCK: Dacita DIAMETER: 76 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Tianji ANFO 92</b>									
Prism V2.2 B1826 17:17 08/03/2016 Ismael Gottreux									
COMPOSITION									
ENVIRONMENTAL									
Total Carbon 52 kg/t CO2 Equivalent 191 kg/t									
NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol									
Reference: EOE ANFO 81 Dacita 76 mm									
Actual VoD									
Max Pressure									
CJ Pressure									
Reaction time									
Reaction rate									
Shock Energy									
Heave Energy									
vN density									
CJ density									
CJ velocity									
Fragmn Index									
Damage Index									
Vibration Index									

Figura 154: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 76 mm

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Bulk VE1.13 (EMULSION CLASS - gassed) ROCK: Dacita DIAMETER: 76 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Bulk VE1.13</b>									
Prism V2.2 B1826 17:18 08/03/2016 Ismael Gottreux									
COMPOSITION									
ENVIRONMENTAL									
Total Carbon 55 kg/t CO2 Equivalent 200 kg/t									
NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol									
Reference: EOE ANFO 81 Dacita 76 mm									
Actual VoD									
Max Pressure									
CJ Pressure									
Reaction time									
Reaction rate									
Shock Energy									
Heave Energy									
vN density									
CJ density									
CJ velocity									
Fragmn Index									
Damage Index									
Vibration Index									

Figura 155: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 76 mm

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Tianji ANFO 92 (ANFO CLASS) ROCK: Dacita DIAMETER: 102 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Tianji ANFO 92</b>									
Prism V2.2 B1826 17:17 08/03/2016 Ismael Gottreux									
COMPOSITION									
ENVIRONMENTAL									
Total Carbon 52 kg/t CO2 Equivalent 191 kg/t									
NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol									
Reference: EOE ANFO 81 Dacita 102 mm									
Actual VoD									
Max Pressure									
CJ Pressure									
Reaction time									
Reaction rate									
Shock Energy									
Heave Energy									
vN density									
CJ density									
CJ velocity									
Fragmn Index									
Damage Index									
Vibration Index									
<b>IDEAL DETONATION STATE</b> Initial Density 0.92 g/cc Ideal VoD 5323 m/s CJ Pressure 6.73 GPa Expl. State Pres. 3.03 GPa Oxygen Balance -1.32% Heat of Reaction 3.83 MJ/kg CJ Temperature 2990 K <b>IDEAL ENERGIES</b> Reference: EOE ANFO 81 at 100 MPa Effective energy 2.51 MJ/kg, 2.31 MJ/l RWS 110% RBS 125% RWANE 110% Notes: from Stuart Rigby. Density 0.92									

Figura 156: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 102 mm

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Bulk VE1.13 (EMULSION CLASS - gassed) ROCK: Dacita DIAMETER: 102 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Bulk VE1.13</b>									
Prism V2.2 B1826 17:18 08/03/2016 Ismael Gottreux									
COMPOSITION									
ENVIRONMENTAL									
Total Carbon 55 kg/t CO2 Equivalent 200 kg/t									
NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol									
Reference: EOE ANFO 81 Dacita 102 mm									
Actual VoD									
Max Pressure									
CJ Pressure									
Reaction time									
Reaction rate									
Shock Energy									
Heave Energy									
vN density									
CJ density									
CJ velocity									
Fragmn Index									
Damage Index									
Vibration Index									
<b>IDEAL DETONATION STATE</b> Initial Density 1.13 g/cc Ideal VoD 5957 m/s CJ Pressure 9.89 GPa Expl. State Pres. 4.32 GPa Oxygen Balance -6.94% Heat of Reaction 2.69 MJ/kg CJ Temperature 2126 K <b>IDEAL ENERGIES</b> Reference: EOE ANFO 81 at 100 MPa Effective energy 2.17 MJ/kg, 2.45 MJ/l RWS 95% RBS 132% RWANE 124% Notes: from Deane Tunaley, EP based on 80% AN soln, gassed									

Figura 157: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 102 mm

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Tianji ANFO 92 (ANFO CLASS) ROCK: Dacita DIAMETER: 127 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Tianji ANFO 92</b>									
Prism V2.2 B1826 17:17 08/03/2016 Ismael Gottreux									
COMPOSITION									
ENVIRONMENTAL									
Total Carbon 52 kg/t CO2 Equivalent 191 kg/t									
NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol									
Reference: EOE ANFO 81 Dacita 127 mm									
Actual VoD									
Max Pressure									
CJ Pressure									
Reaction time									
Reaction rate									
Shock Energy									
Heave Energy									
vN density									
CJ density									
CJ velocity									
Fragmn Index									
Damage Index									
Vibration Index									

Sort/Select: ANFO CLASS

FP29 - 27.5% AS 3% Si  
 FP57 - 18% AS\*\*  
 Gran'l ANFO 85  
 LA ANFO 91 6mm tube  
 LA ANFO 91 tubeless  
 LBD 1.7mm Prill  
 LBD SASOL Prill  
 Liuzou PPAAN 85\*\*  
 Marbyl ANFO 88  
 Nitropril aged 82  
 Nitropril aged 85  
 Nitropril ANFO 82  
 Nitropril ANFO 84  
 Omnia gran 80  
 Paterson Coarse  
 Paterson fine  
 Paterson Mixed HO  
 Paterson Mixed LO  
 Sapphyr ANFO 79  
 Sasol ANFO 85  
**EMULSION CLASS - gassed**  
 Yarwun ANFO 74  
 Yarwun ANFO 79

Calculate  
 Set as Reference Case

Generic Class: ANFO CLASS  
 Rock: Dacita  
 Diameter: 127 mm

IDEAL DETONATION STATE  
 Initial Density: 0.92 g/cc  
 Ideal VoD: 5323 m/s  
 CJ Pressure: 6.73 GPa  
 Expl. State Pres.: 3.03 GPa

Oxygen Balance: -1.32%  
 Heat of Reaction: 3.83 MJ/kg  
 CJ Temperature: 2990 K

IDEAL ENERGIES  
 Reference: EOE ANFO 81 at 100 MPa  
 Effective energy: 2.51 MJ/kg, 2.31 MJ/l  
 RWS: 110%  
 RBS: 125%  
 RWANE: 110%

Notes:  
 from Stuart Rigby. Density 0.92

Figura 158: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 127 mm

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Bulk VE1.13 (EMULSION CLASS - gassed) ROCK: Dacita DIAMETER: 127 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Bulk VE1.13</b>									
Prism V2.2 B1826 17:19 08/03/2016 Ismael Gottreux									
COMPOSITION									
ENVIRONMENTAL									
Total Carbon 55 kg/t CO2 Equivalent 200 kg/t									
NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol									
Reference: EOE ANFO 81 Dacita 127 mm									
Actual VoD									
Max Pressure									
CJ Pressure									
Reaction time									
Reaction rate									
Shock Energy									
Heave Energy									
vN density									
CJ density									
CJ velocity									
Fragmn Index									
Damage Index									
Vibration Index									

Sort/Select: EMULSION CLASS - gassed

ANE 130 - 0.91\*\*  
 ANE 140 - 0.91\*\*  
 ANE 150 - 0.91\*\*  
 ANE 200 - 0.91\*\*  
 ANE 210 - 0.91\*\*  
 ANE 230 - 0.91\*\*  
 ANE 800 - 0.91\*\*  
 ANE Advantage - 0.91\*\*  
 ANE Coal - 0.91\*\*  
 ANE Gold - 0.91\*\*  
**EMULSION CLASS - gassed**  
 EM Gold 250 @1.16  
 EM Gold 500@1.21  
 EM Gold 550 @1.16  
 EM Gold 750@1.00  
 HPBE  
 VE0.91

Calculate  
 Set as Reference Case

Generic Class: EMULSION CLASS - gassed  
 Rock: Dacita  
 Diameter: 127 mm

IDEAL DETONATION STATE  
 Initial Density: 1.13 g/cc  
 Ideal VoD: 5957 m/s  
 CJ Pressure: 9.89 GPa  
 Expl. State Pres.: 4.32 GPa

Oxygen Balance: -6.94%  
 Heat of Reaction: 2.69 MJ/kg  
 CJ Temperature: 2126 K

IDEAL ENERGIES  
 Reference: EOE ANFO 81 at 100 MPa  
 Effective energy: 2.17 MJ/kg, 2.45 MJ/l  
 RWS: 95%  
 RBS: 132%  
 RWANE: 124%

Notes:  
 from Deane Tunaley, EP based on 80% AN soln, gassed

Figura 159: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 127 mm

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Tianji ANFO 92 (ANFO CLASS) ROCK: Dacita DIAMETER: 146 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Tianji ANFO 92</b>									
Sort/Select: ANFO CLASS									
FP29 - 27.5% AS 3% Si FP57 - 18% AS** Gran1 ANFO 85 LA ANFO 91 6mm tube LA ANFO 91 tubeless LBD 1.7mm Prill LBD SASOL Prill Liuzou PPAN 85* Marbyl ANFO 88 Nitropril aged 82 Nitropril aged 85 Nitropril ANFO 82 Nitropril ANFO 84 Omnia gran 80 Paterson Coarse Paterson fine Paterson Mixed HO Paterson Mixed LO Sapphyr ANFO 79 Sasol ANFO 85 <b>Tianji ANFO 92</b> Yanwun ANFO 74 Yanwun ANFO 79									
Prism V2.2 B1826 17:20 08/03/2016 Ismael Gottreux TIANJI ANFO 92 Generic Class ANFO CLASS Rock Dacita Diameter 146 mm IDEAL DETONATION STATE Initial Density 0.92 g/cc Ideal VoD 5323 m/s CJ Pressure 6.73 GPa Expl. State Pres. 3.03 GPa Oxygen Balance -1.32% Heat of Reaction 3.83 MJ/kg CJ Temperature 2990 K IDEAL ENERGIES Reference: EOE ANFO 81 at 100 MPa Effective energy 2.51 MJ/kg, 2.31 MJ/l RWS 110% RBS 125% RWANE 110% Notes: from Stuart Rigby, Density 0.92									
COMPOSITION ENVIRONMENTAL Total Carbon 52 kg/t CO2 Equivalent 191 kg/t NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol Reference: EOE ANFO 81 Dacita 146 mm Actual VoD Max Pressure CJ Pressure Reaction time Reaction rate Shock Energy Heave Energy vN density CJ density CJ velocity Fragmn Index Damage Index Vibration Index									

Figura 160: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 146 mm

**Prism** V2.2 Build 1826 08/03/2016

EXPLOSIVE: Bulk VE1.13 (EMULSION CLASS - gassed) ROCK: Dacita DIAMETER: 146 mm

Explosive	Rock	Diameter	Ideal	Non-ideal	Chemistry	CPeX	Performance	Plots	Data
<b>Bulk VE1.13</b>									
Sort/Select: EMULSION CLASS - gassed									
ANE 130 - 0.91** ANE 140 - 0.91** ANE 150 - 0.91** ANE 200 - 0.91** ANE 210 - 0.91** ANE 230 - 0.91** ANE 800 - 0.91** ANE Advantage - 0.91** ANE Coal - 0.91** ANE Gold - 0.91** <b>Bulk VE1.13</b> EM Gold 250 @1.16 EM Gold 500 @1.21 EM Gold 550 @1.16 EM Gold 750 @1.00 HPBE VE0.91									
Prism V2.2 B1826 17:19 08/03/2016 Ismael Gottreux BULK VE1.13 Generic Class EMULSION CLASS - gassed Rock Dacita Diameter 146 mm IDEAL DETONATION STATE Initial Density 1.13 g/cc Ideal VoD 5957 m/s CJ Pressure 9.89 GPa Expl. State Pres. 4.32 GPa Oxygen Balance -6.94% Heat of Reaction 2.69 MJ/kg CJ Temperature 2126 K IDEAL ENERGIES Reference: EOE ANFO 81 at 100 MPa Effective energy 2.17 MJ/kg, 2.45 MJ/l RWS 95% RBS 132% RWANE 124% Notes: from Deane Tunaley, EP based on 80% AN soln, gassed									
COMPOSITION ENVIRONMENTAL Total Carbon 55 kg/t CO2 Equivalent 200 kg/t NON-IDEAL CONDITIONS (axial) %w/w %vol Reference: EOE ANFO 81 Dacita 146 mm Actual VoD Max Pressure CJ Pressure Reaction time Reaction rate Shock Energy Heave Energy vN density CJ density CJ velocity Fragmn Index Damage Index Vibration Index									

Figura 161: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 146 mm

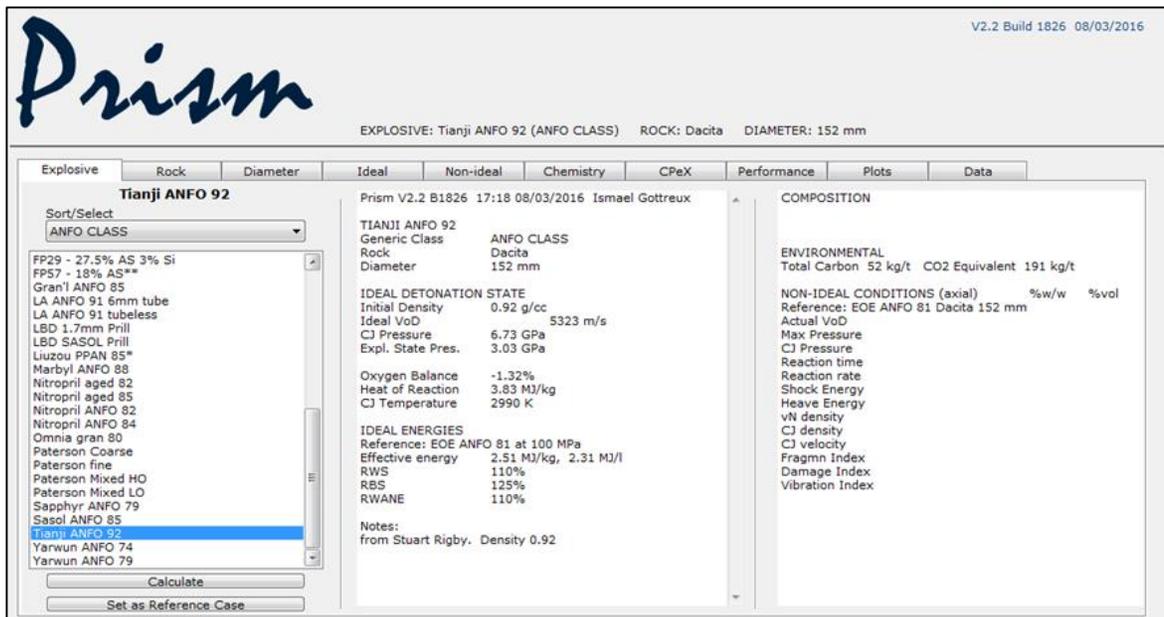


Figura 162: Parámetros de explosivo ANFO en roca Dacita en 152 mm

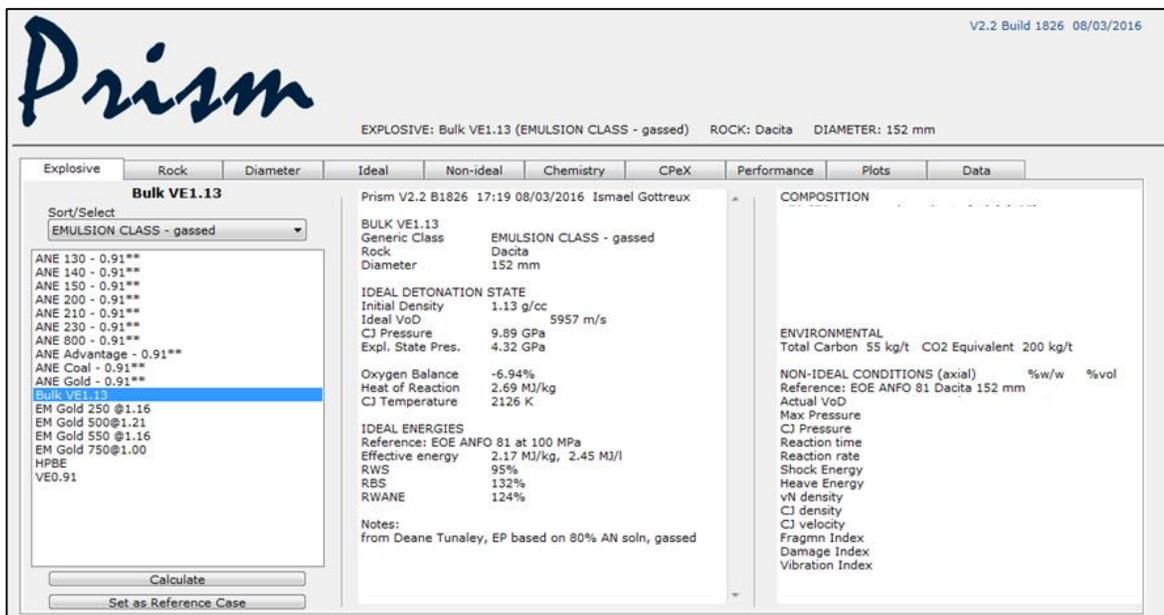


Figura 163: Parámetros de explosivo Emulsión en roca Dacita en 152 mm

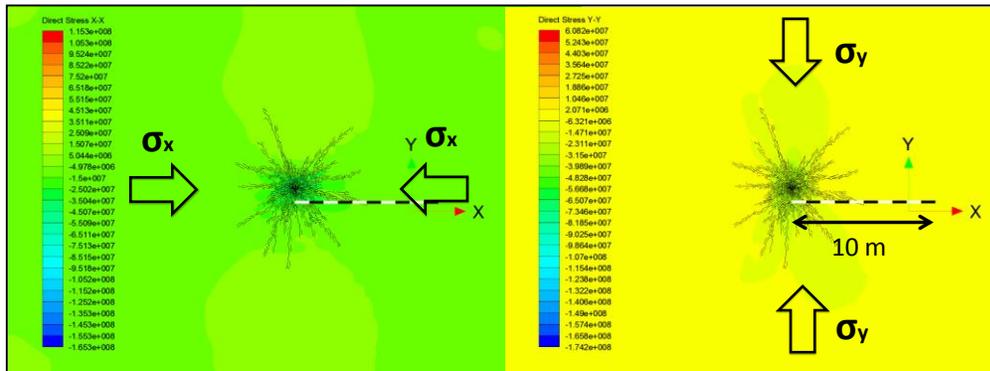


Figura 164: Definición del modelo

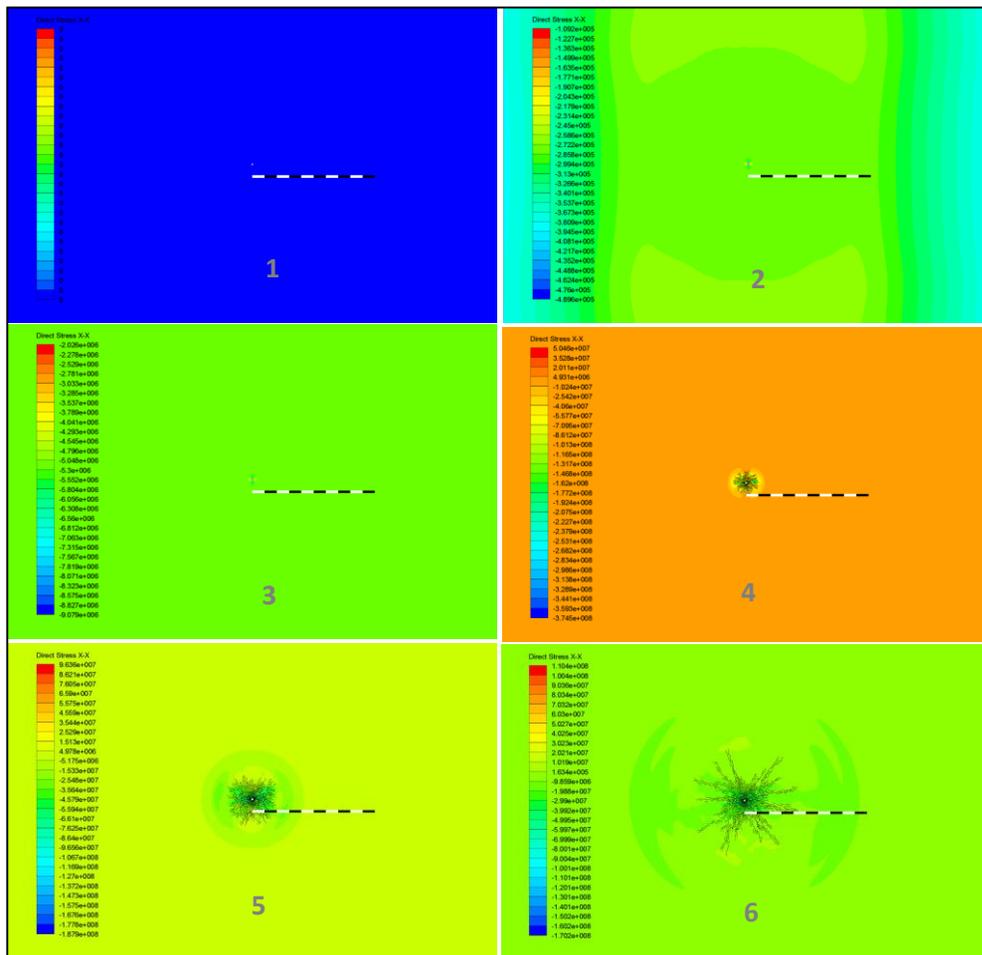


Figura 165: Secuencia de carga de esfuerzos y detonación del explosivo

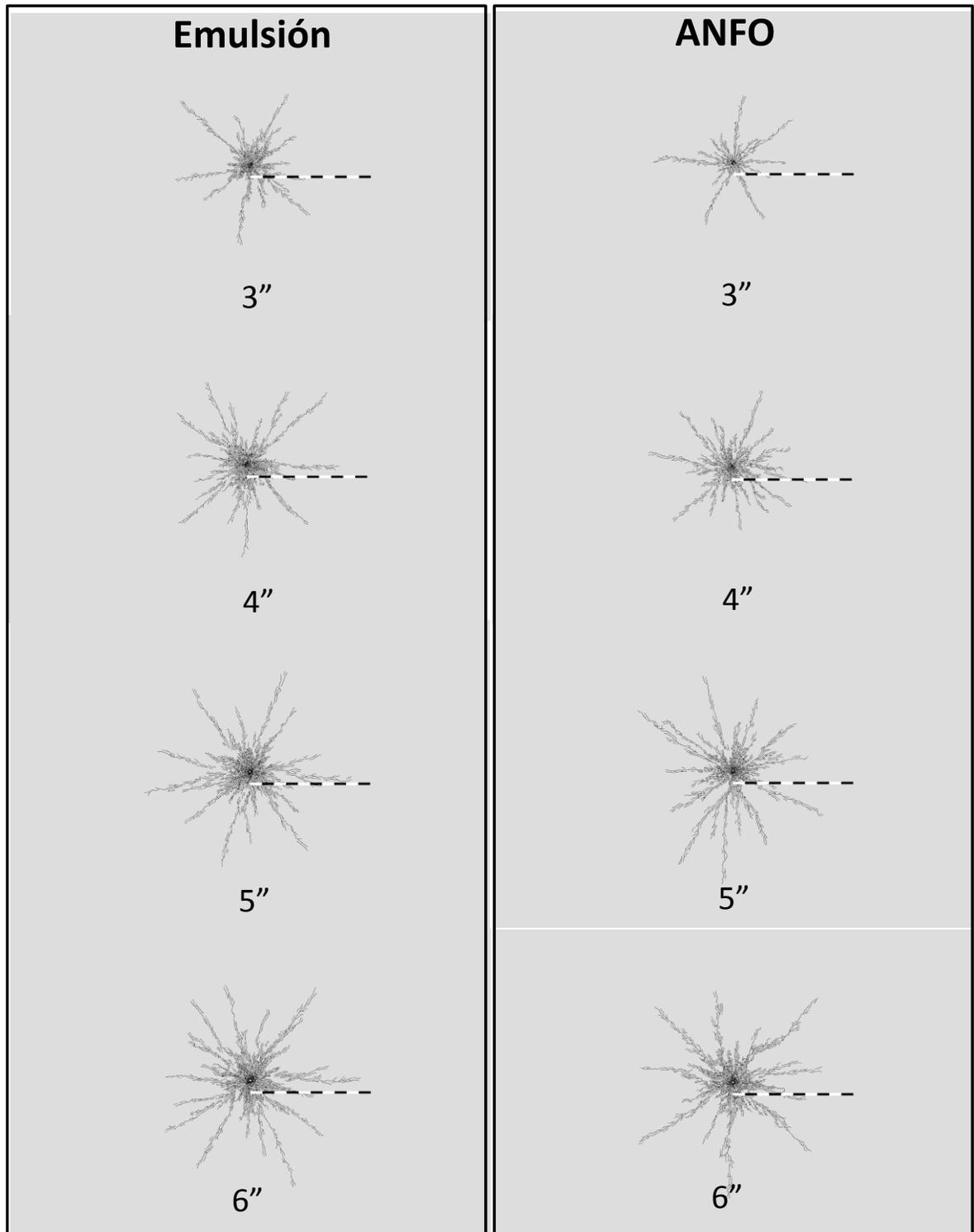
**Sensibilidad al diámetro del explosivo**

Figura 166: Sensibilidad del diámetro emulsión vs ANFO en ambiente sin esfuerzos

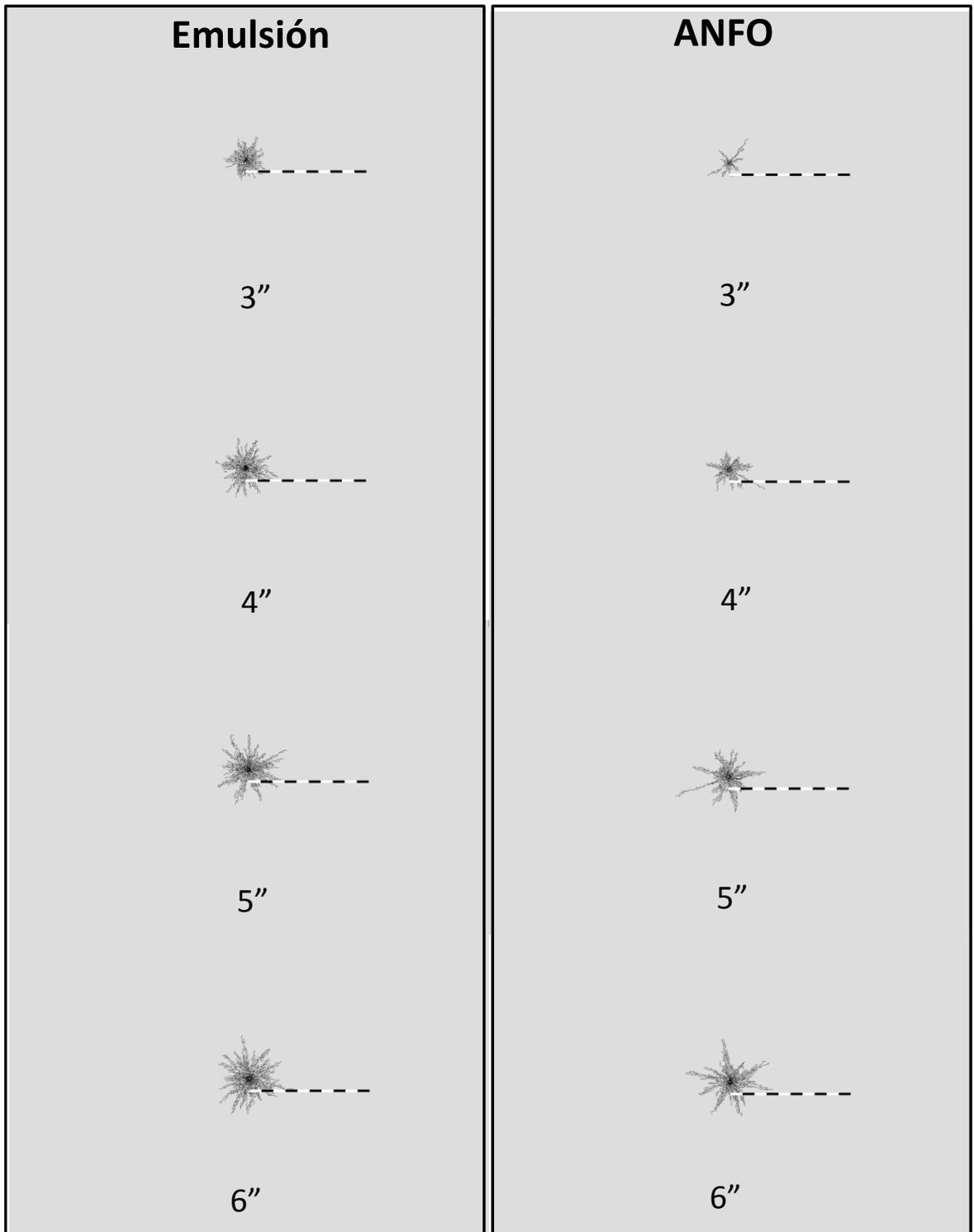


Figura 167: Sensibilidad del diámetro emulsión vs ANFO confinado a 10 MPa

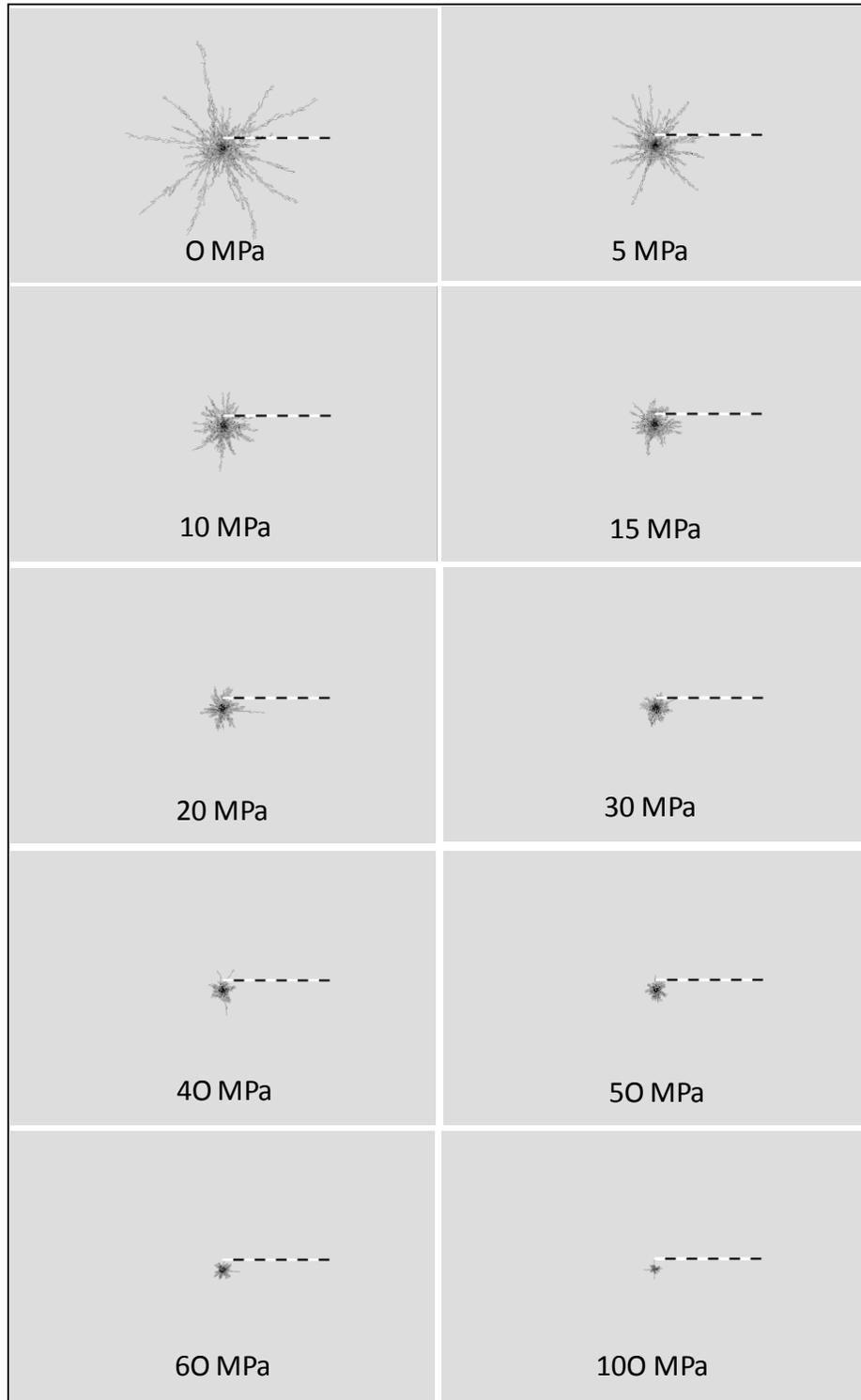
**Efecto del confinamiento según tipo de explosivo**

Figura 168: Explosivo emulsión en 5 3/4" a distinto confinamiento

### Efecto de la anisotropía en los esfuerzos

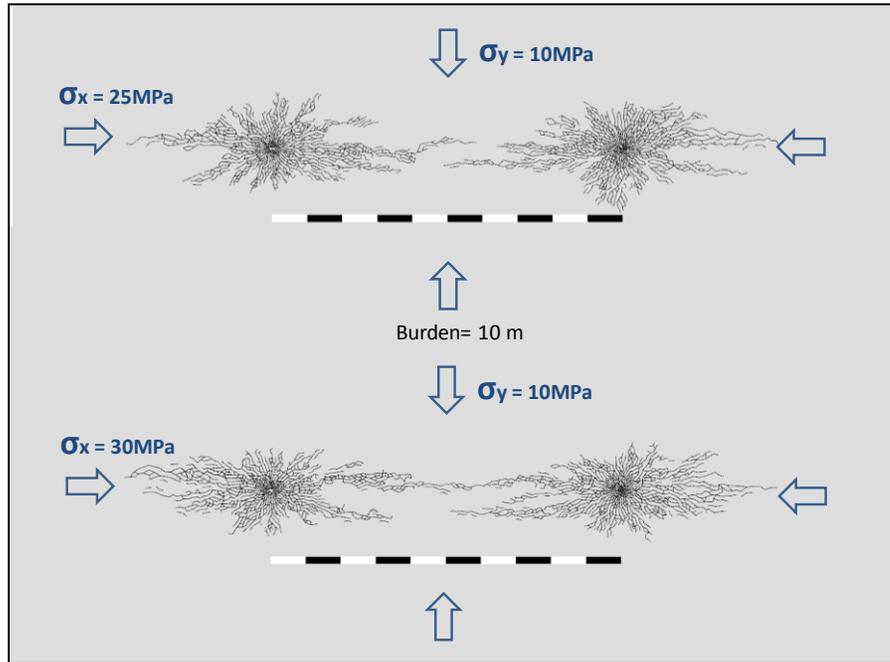


Figura 169: Interacción entre pozos burden 10 m, 5 3/4" y diferencias de 15 y 20 MPa respectivamente

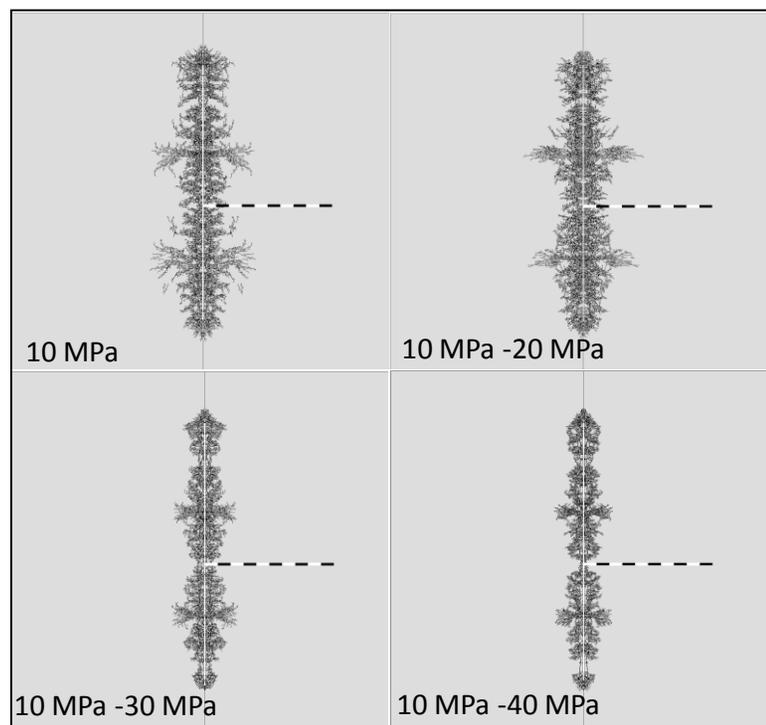


Figura 170: Anisotropía esfuerzo vertical

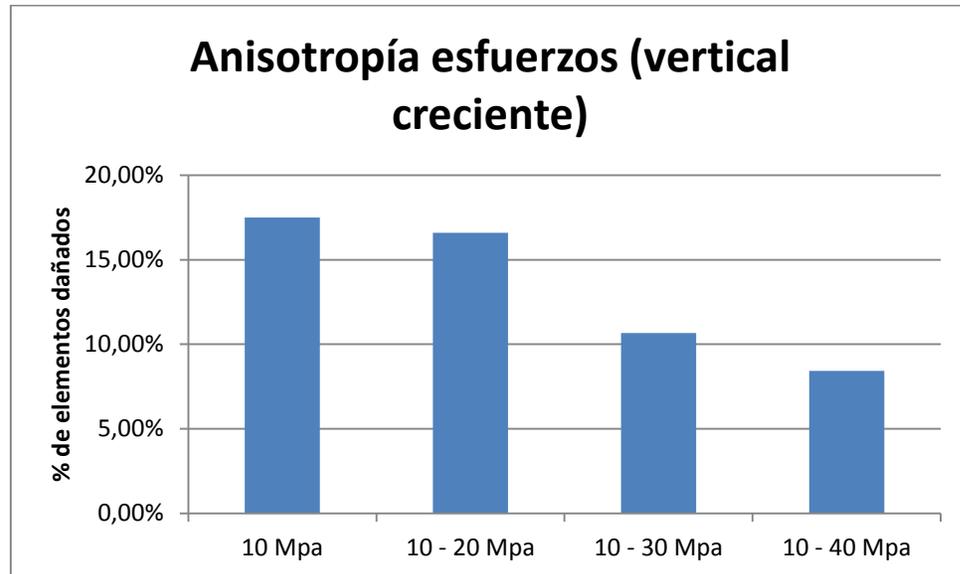


Figura 171: Anisotropía en el esfuerzo vertical

### Posición de primas

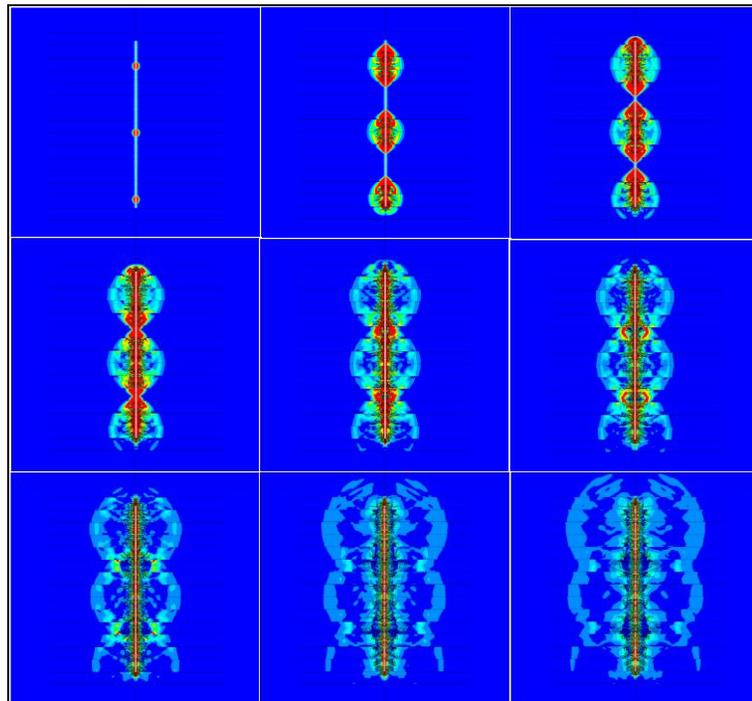


Figura 172: Secuencia de interacción entre primas

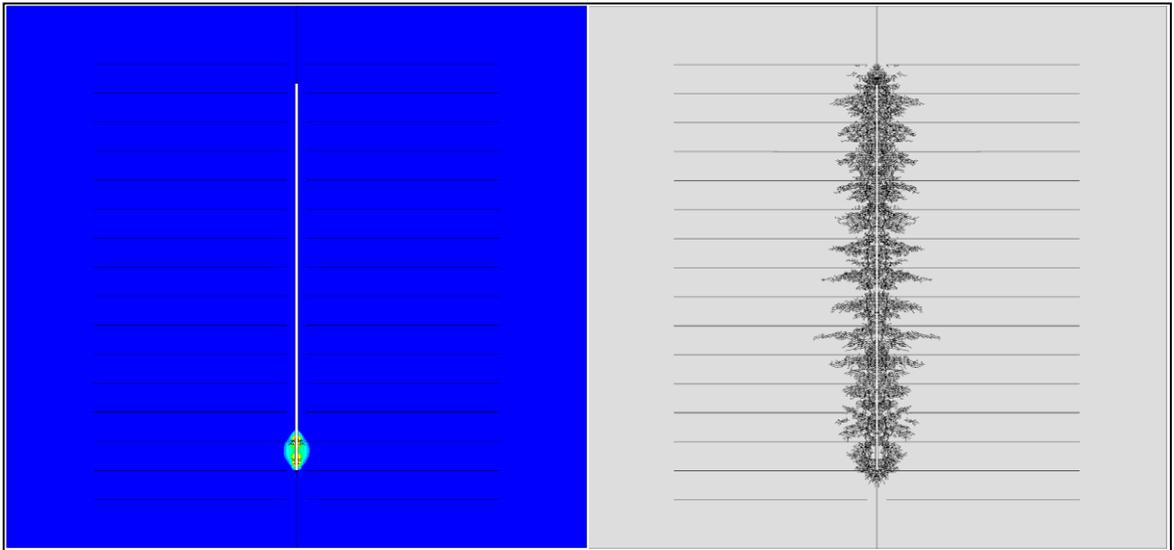


Figura 173: una prima en el fondo

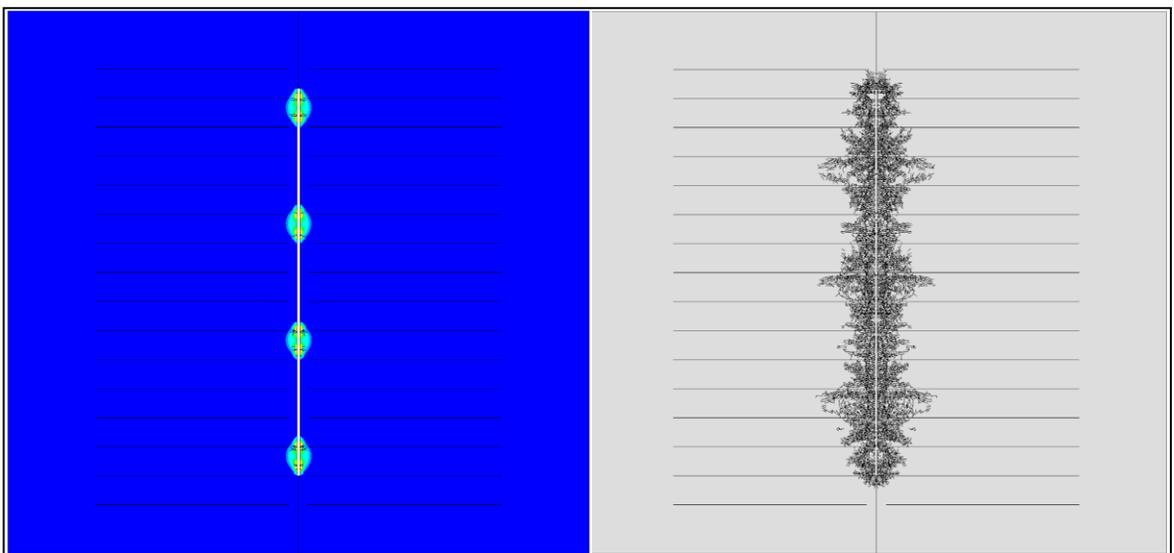


Figura 174: Posición de detonadores cada 6 m

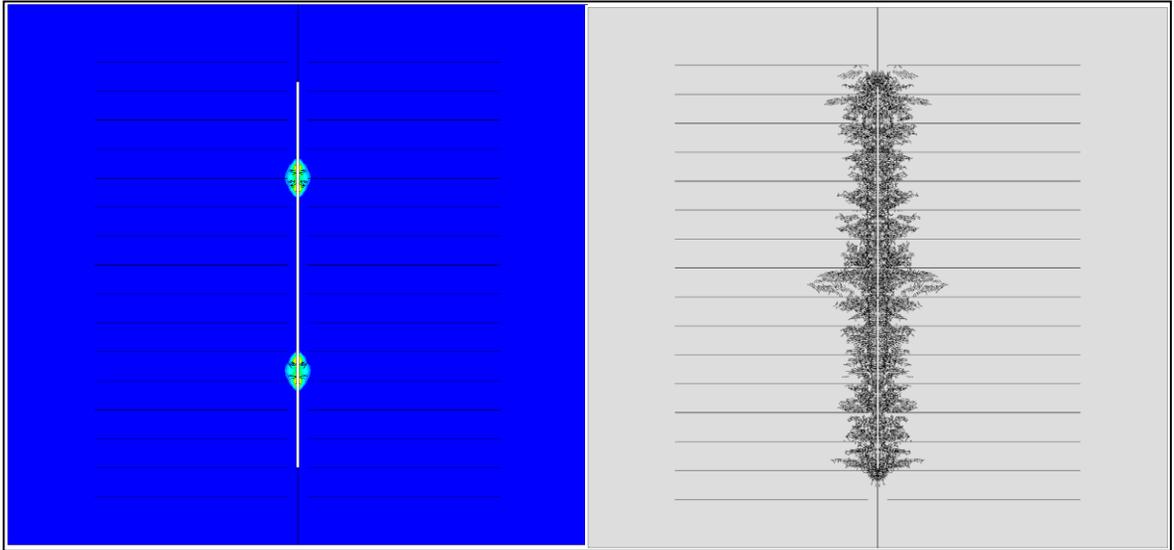


Figura 175: Posición de detonadores cada 10 m

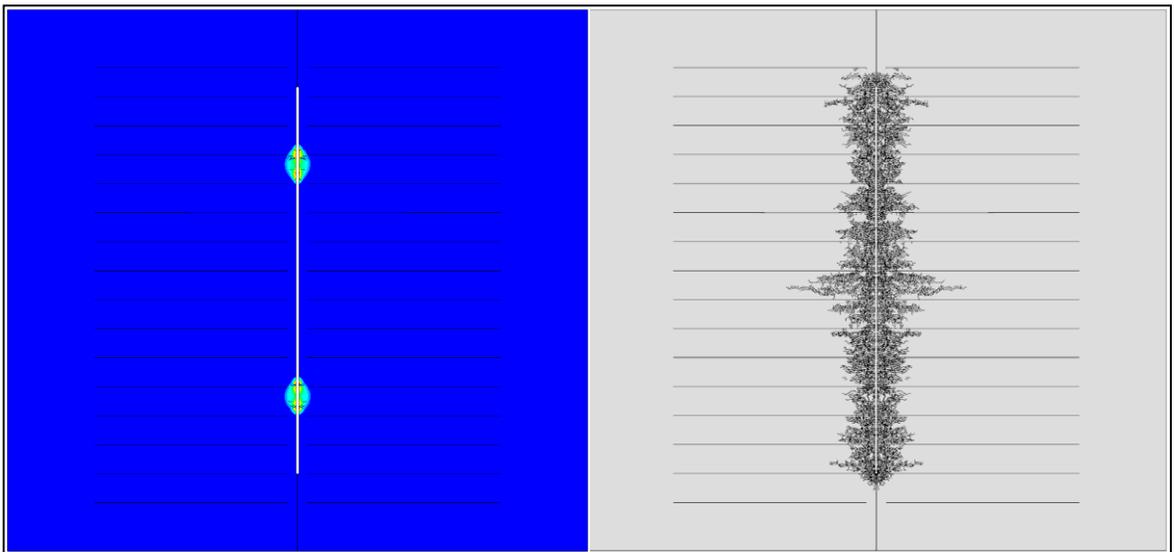


Figura 176: Posición de detonadores cada 12 m

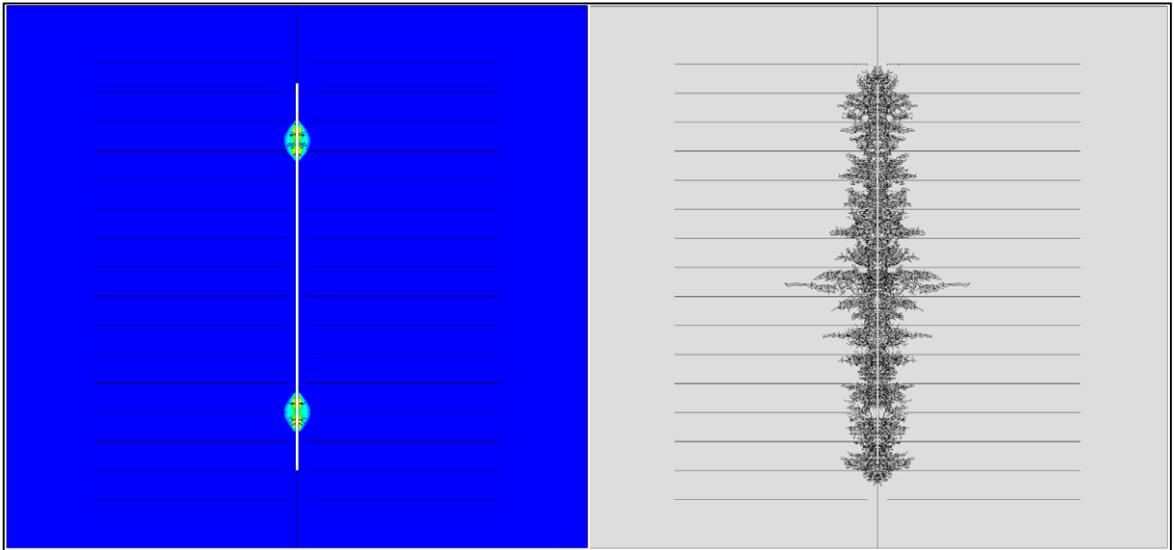


Figura 177: Posición de detonadores cada 14 m

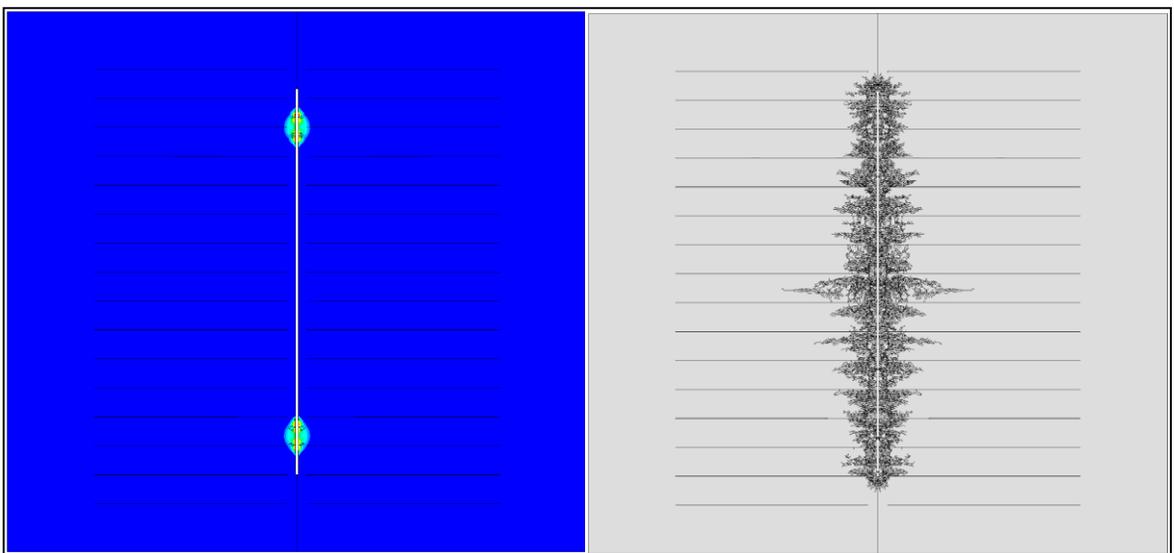


Figura 178: Posición de detonadores cada 16 m

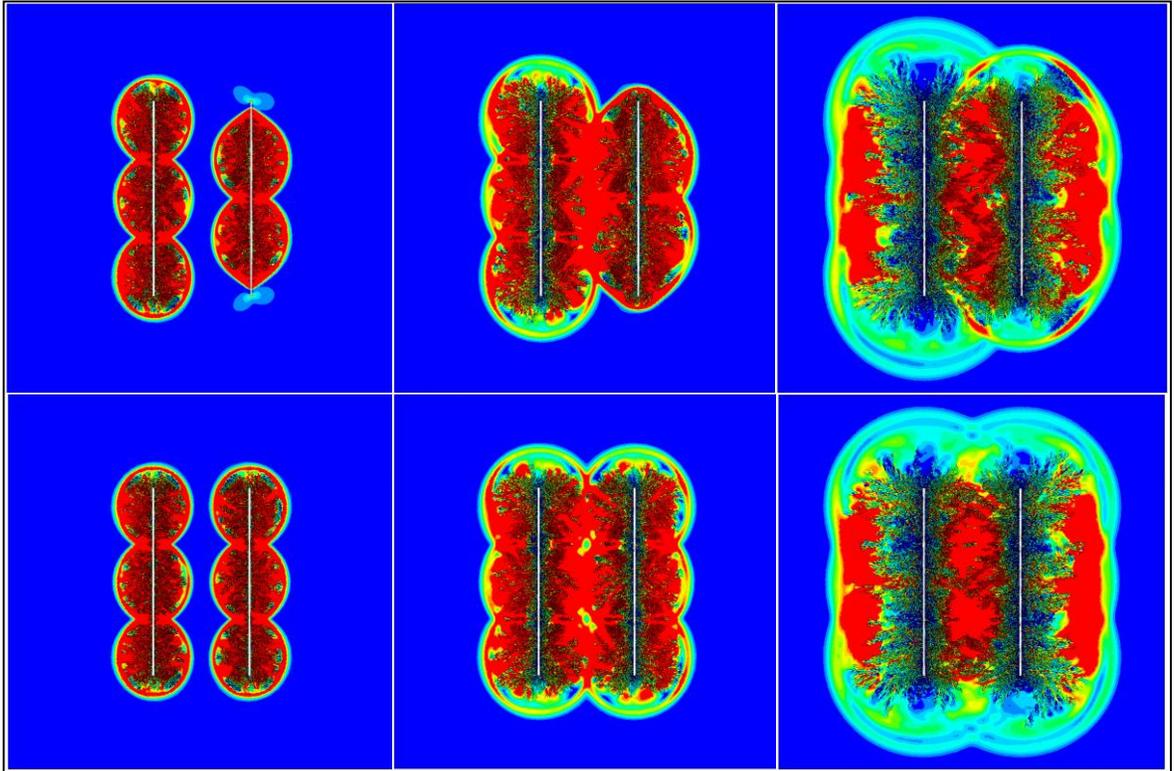


Figura 179: Secuencia de interacción entre pozos

**Análisis de burden**

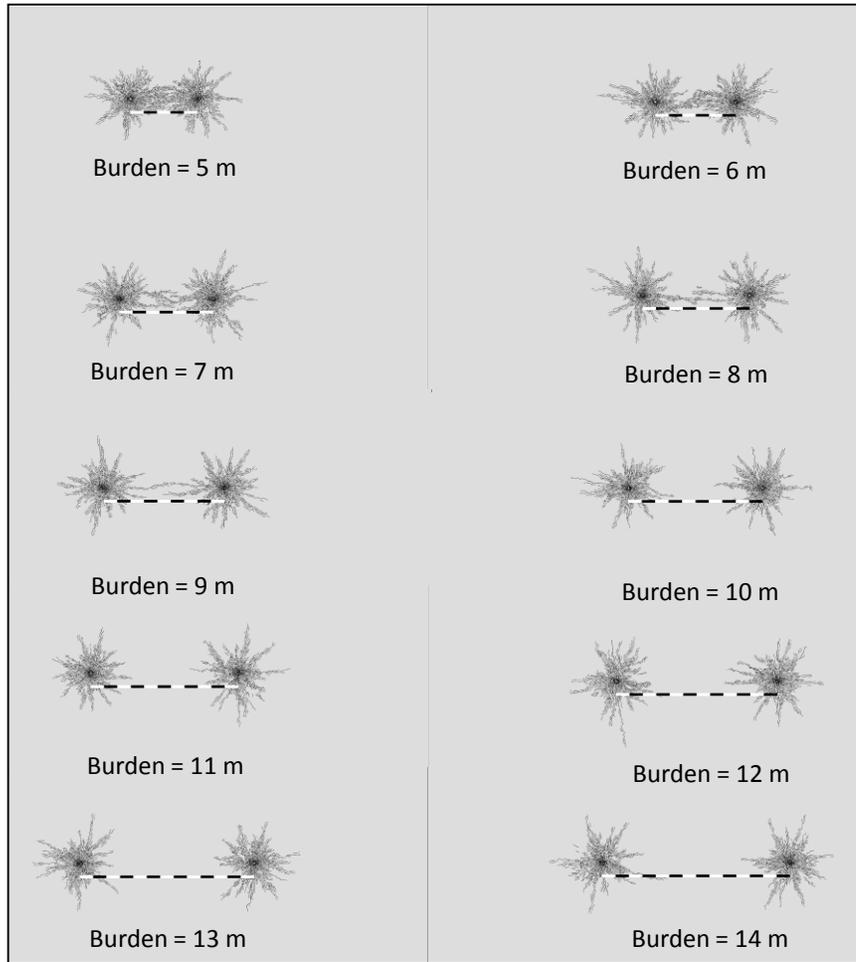


Figura 180: Análisis de burden

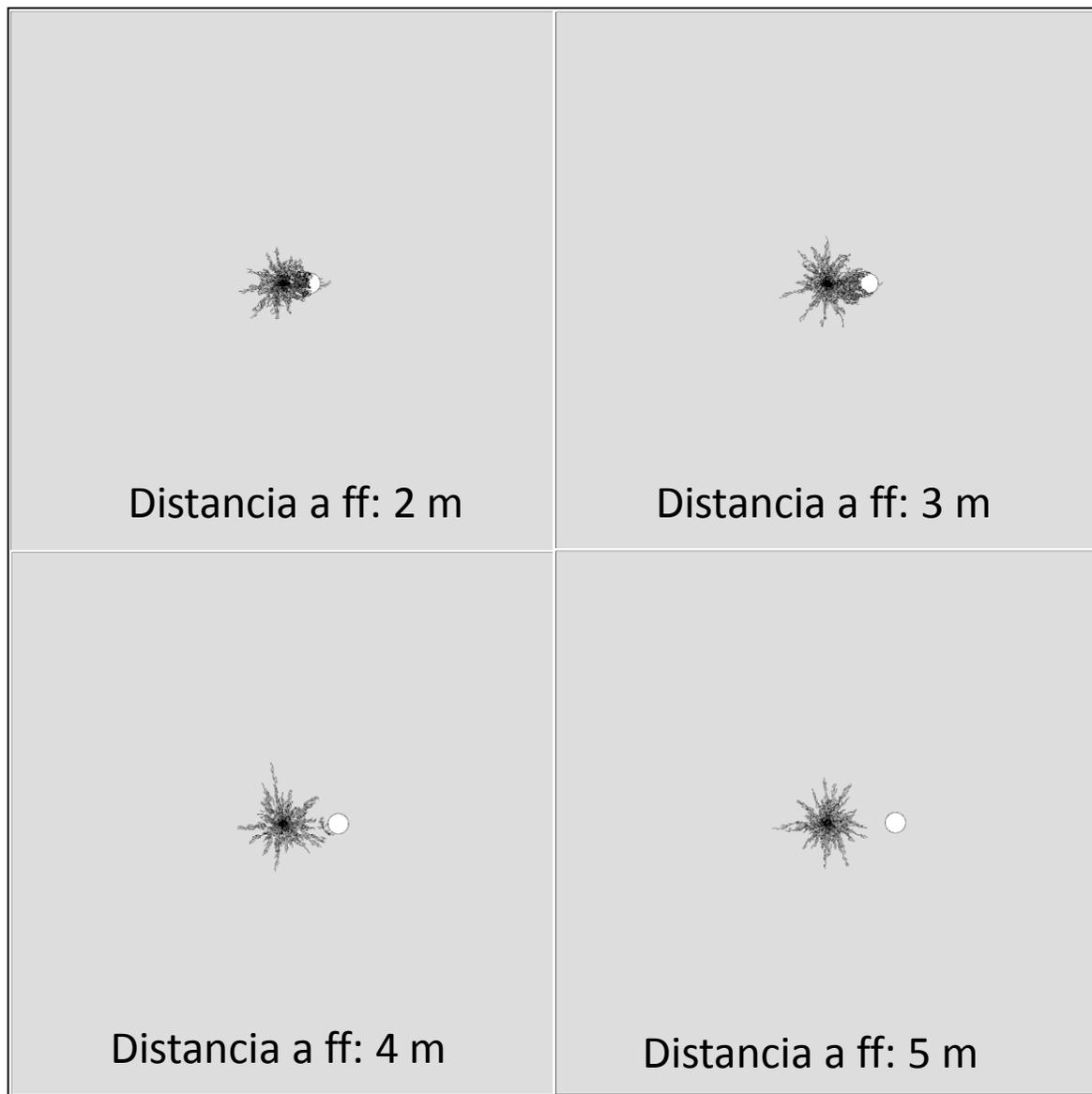
**Análisis de cara libre**

Figura 181: Desplazamiento del material hacía cara libre según distancia 2

## 22. ANEXO M: PROPIEDADES DINÁMICAS DE LA ROCA

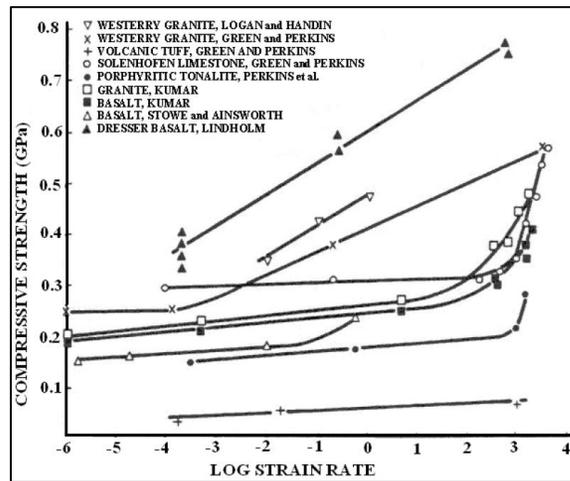


Figura 182: Relación entre la resistencia a la compresión y la velocidad de deformación por Blanton (1981) y revisada por Elsevier

Tabla 25: Comparación entre resistencia a la compresión estática y dinámica con su correspondiente relación, modificada de Prasad (2000)

Rock Type	Static compressive strength (MPa)	Dynamic compressive strength (MPa)	Dynamic factor
Stanstead granite	48±13	160±27	3.3
Altered marble	185±42	459±50	2.5
Kingston limestone	83±27	316±65	3.8
Gneiss	40±20	122±25	3.1
Vineland limestone 1	77±31	272±59	3.5
Marble	32±9	128±14	4
Gneissic marble	34±13	153±32	4.5
Laurentian granite	67±17	245±36	3.7
Quartz	67±17	281±65	4.2
Granite	61±16	241±21	4
Gneissic granite	52±13	238±27	4.6
Vineland limetone 2	49±8	147±20	3

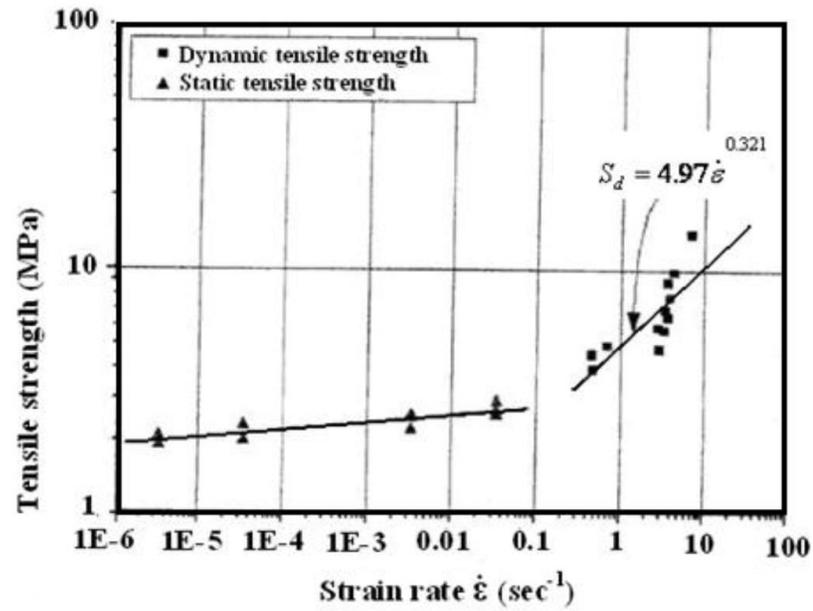


Figura 183: Resistencia a la tracción dinámica como función de la velocidad de deformación en roca Inada granite. Cho et al, (2003)

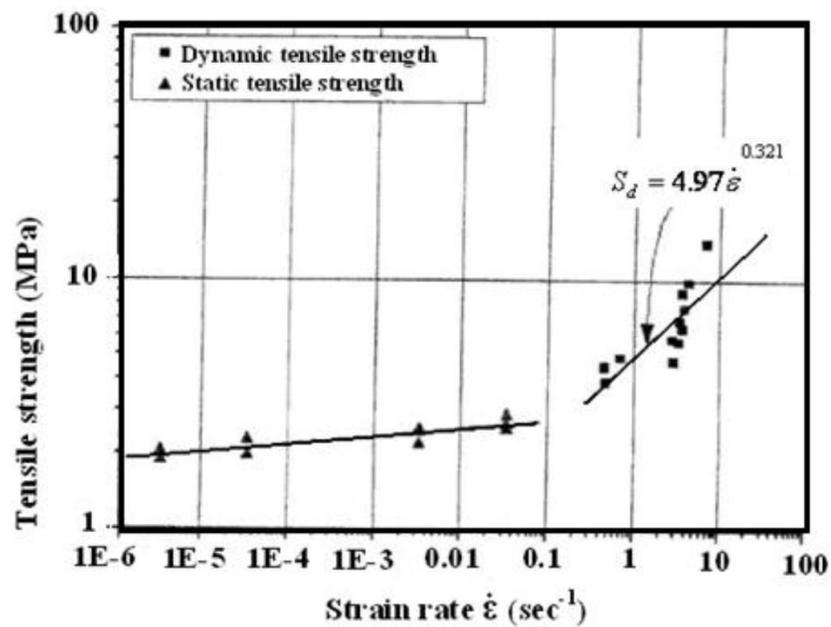


Figura 184: Resistencia a la tracción dinámica como función de la velocidad de deformación en roca Tage tuff. Cho et al, (2003)

Tabla 26: Comparación entre resistencia a la tracción estática y dinámica según tipo de roca y autor

Rock	Dynamic tensile strength (MPa)	Static tensile strength (MPa)	Dynamic factor	Reference
Bedford limestone	26.8	4.1	6.5	Rinehart 1965
Yule marble	48.2	6.2	7.8	Rinehart 1965
Granite	39.3	6.9	5.7	Rinehart 1965
Taconite	91	4.8-7	13	Rinehart 1965
Basalt	20	9.6	2.1	Bacon 1962
Freda sandstone	9.3	4.5	2.1	Bacon 1962
Inada granite	35	5	7	Cho et al. 2003
Tage tuff	10	2	5	Cho et al. 2003

## 23. ANEXO N: ESTRUCTURAS IN SITU

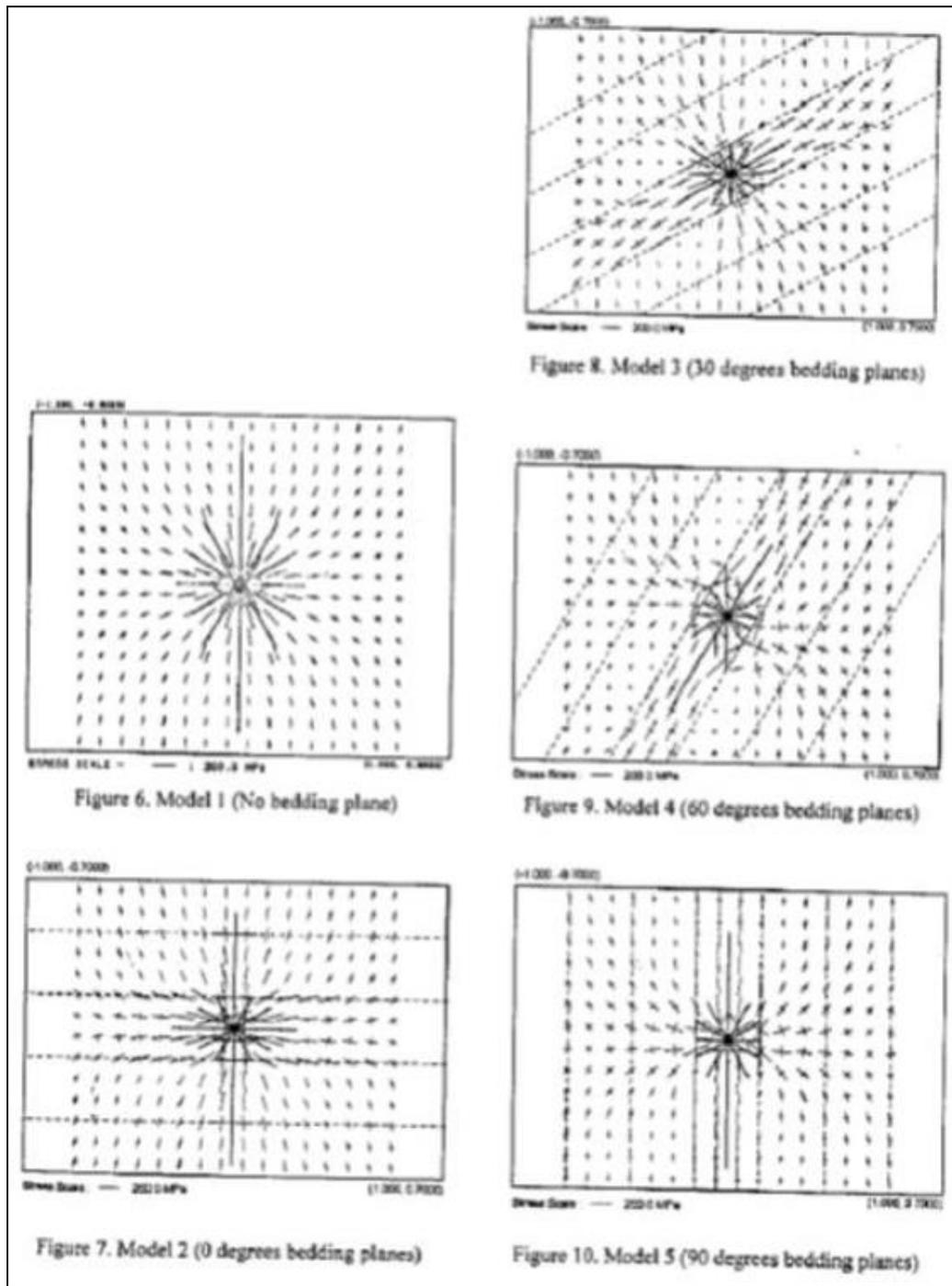


Figura 185: Modelamiento del efecto de las estructuras en un ambiente confinado (Tooper, 1995)

## 24. ANEXO O: ESFUERZOS IN SITU

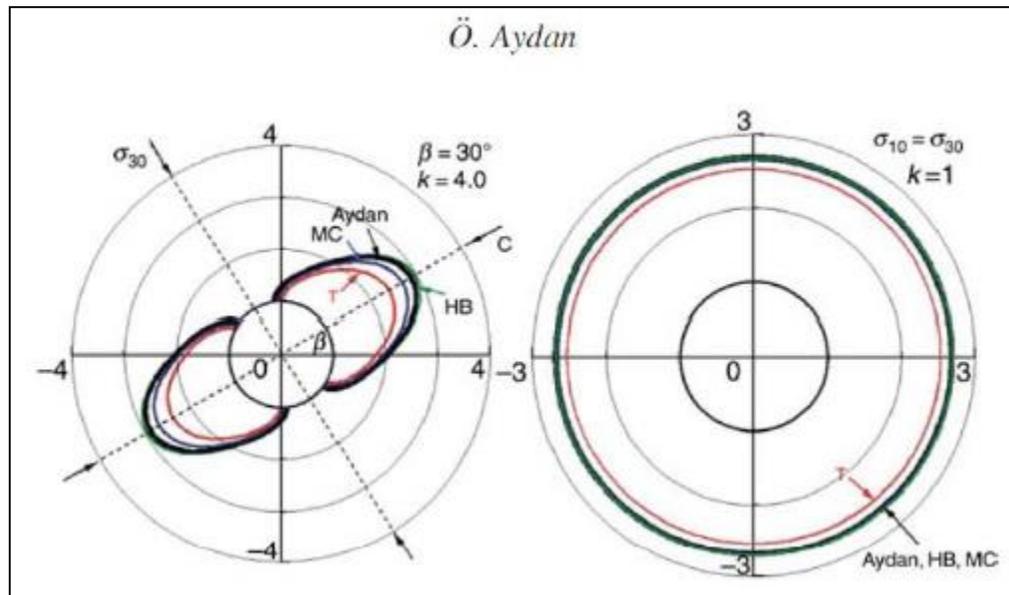


Figura 186: Dos ejemplos predictivos de la zona de influencia de la tronadura debido a  
 a)  $\sigma_{\max}/\sigma_{\min} = 4$  y un ángulo de  $30^\circ$  respecto a la horizontal, y b)  $\sigma_{\max} = \sigma_{\min}$  (Aydan, 2013)

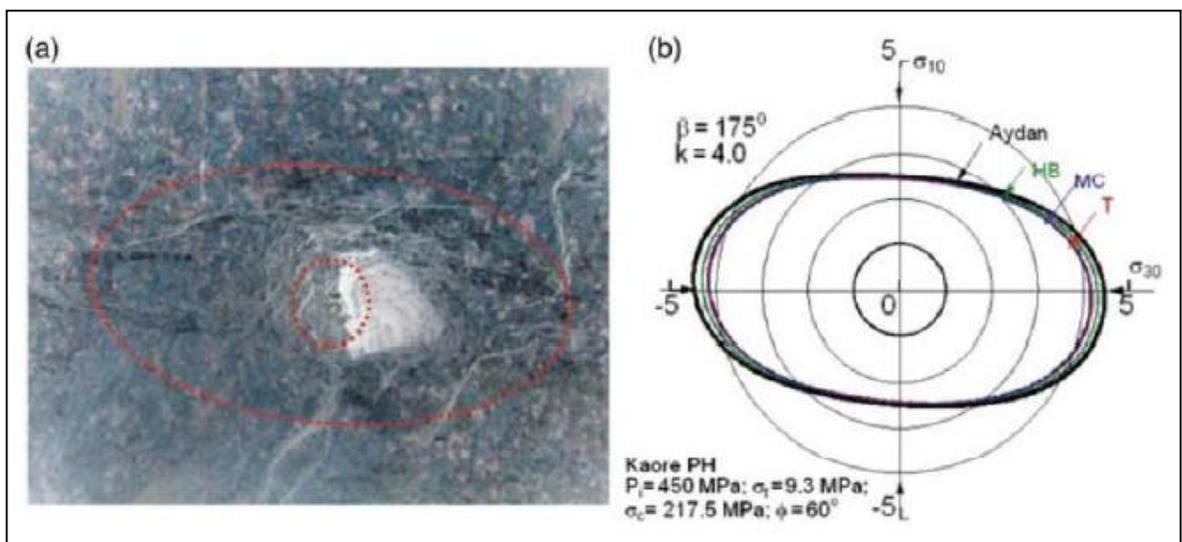


Figura 187: Registro en terreno y modelo de zona dañada en ambiente anisotrópico  
 (Aydan, 2013)

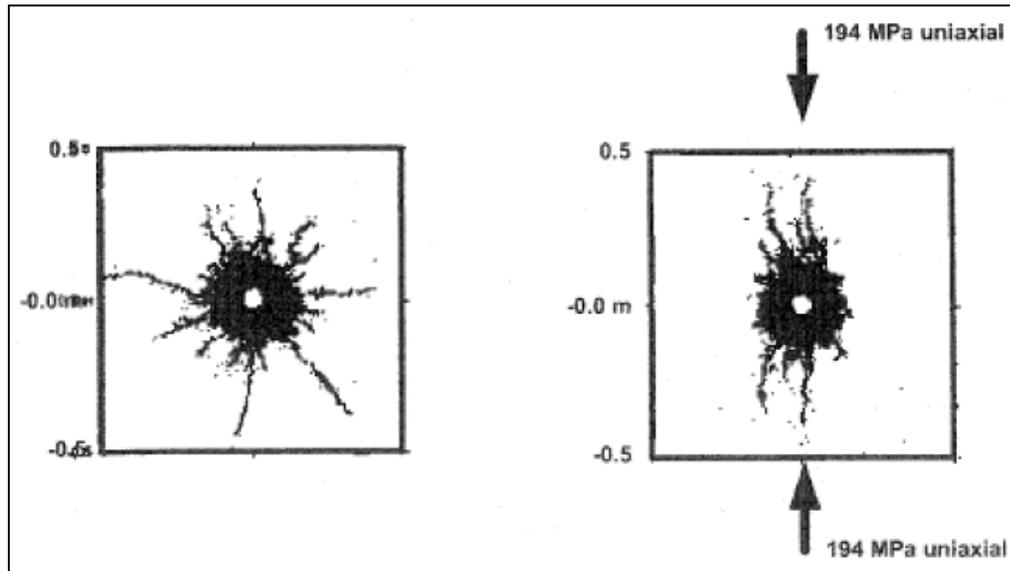


Figura 188: Efecto de los esfuerzos in situ en la generación de fracturas a través de un modelo numérico (Donze, et al, 1997)

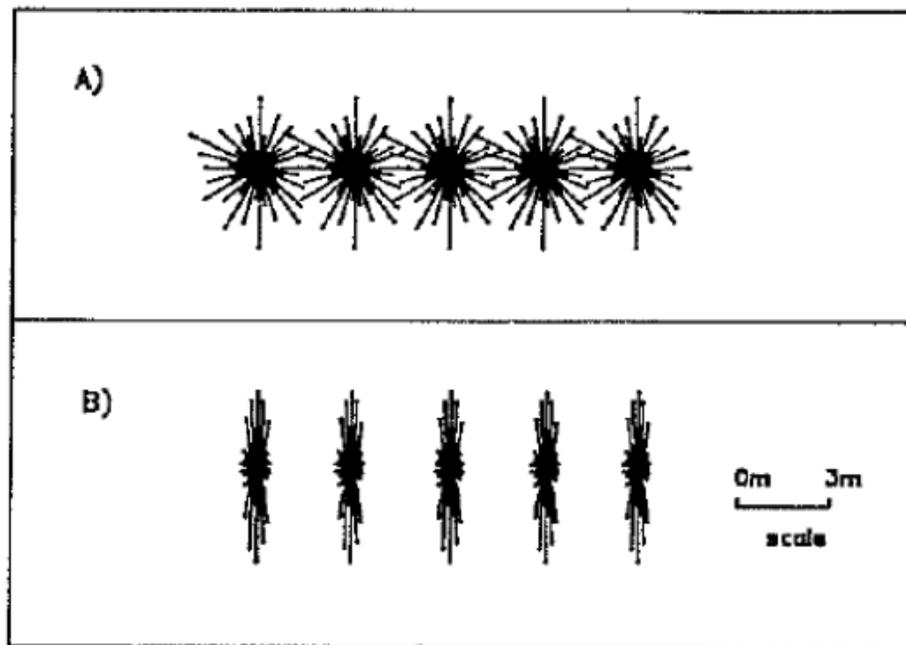


Figura 189: Simulación de distintos escenarios de esfuerzos in situ en un pozo de 57 mm de diámetro (Rorke y Brummer, 1990) a) Esfuerzos in situ uniformes b) Esfuerzo tensional vertical mayor

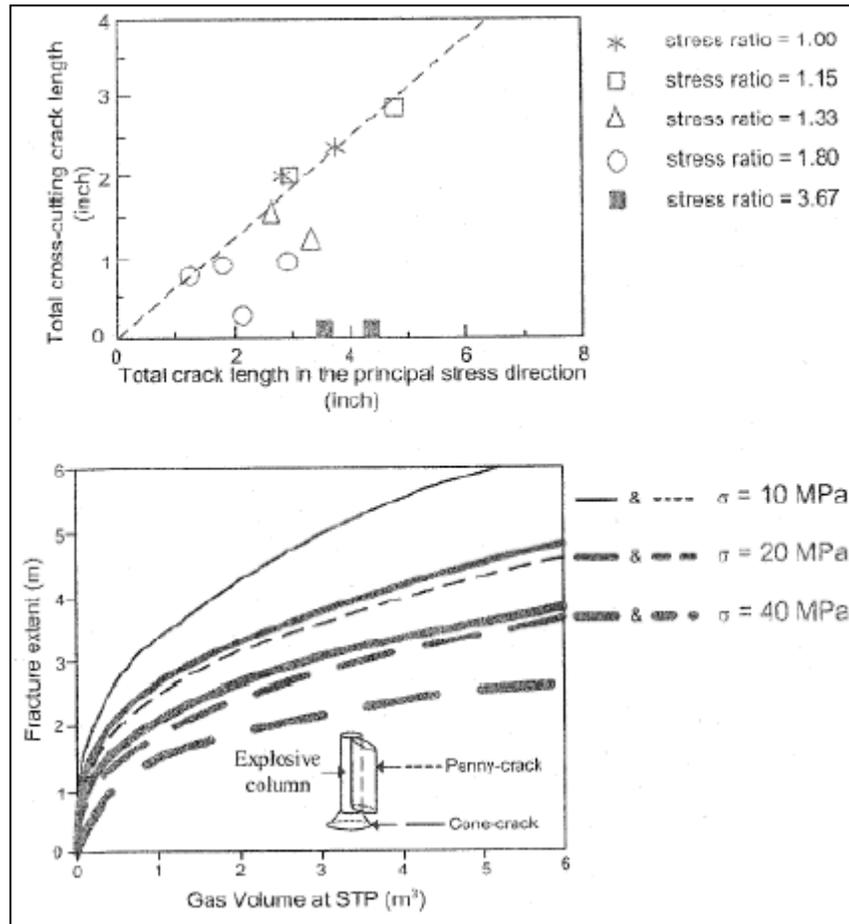


Figura 190: Efecto de los esfuerzos sobre la generación de fracturas por Schatz et al y Daehnke. Reportado en (Saharan, 2004)

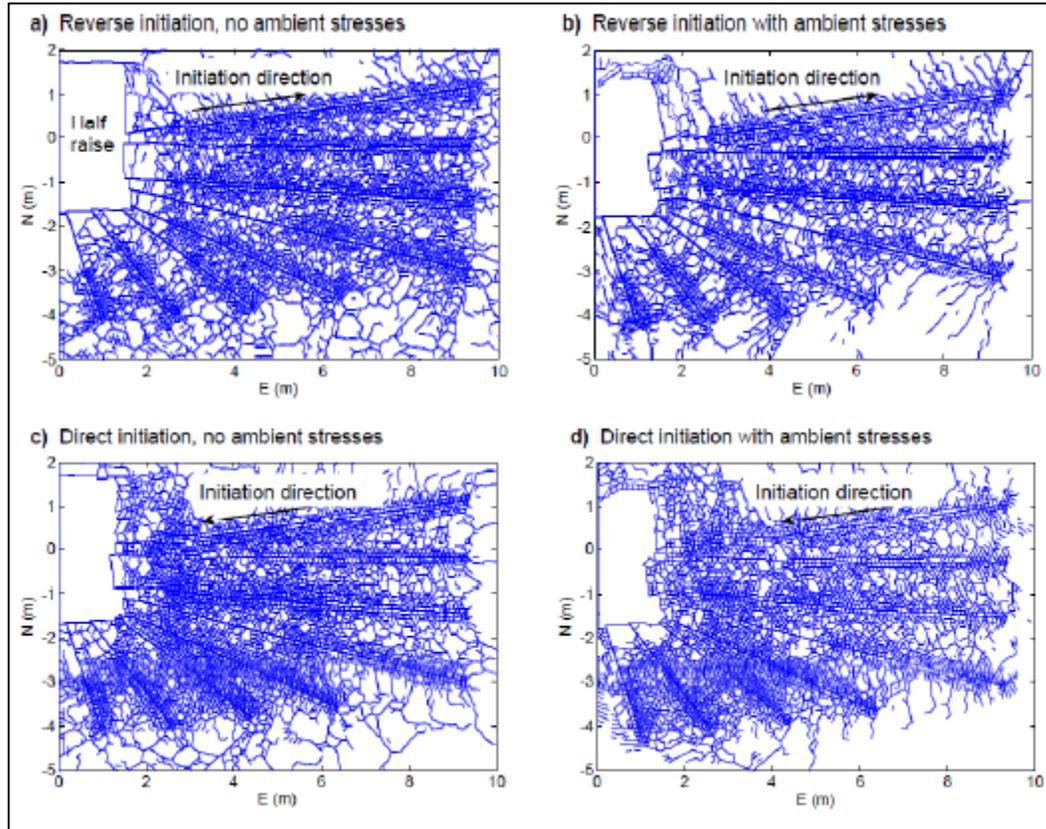


Figura 191: Modelamiento en Y2D del efecto de los esfuerzos in situ y diferente secuencia de iniciación en la tronadura del ring (Triviño, 2012)

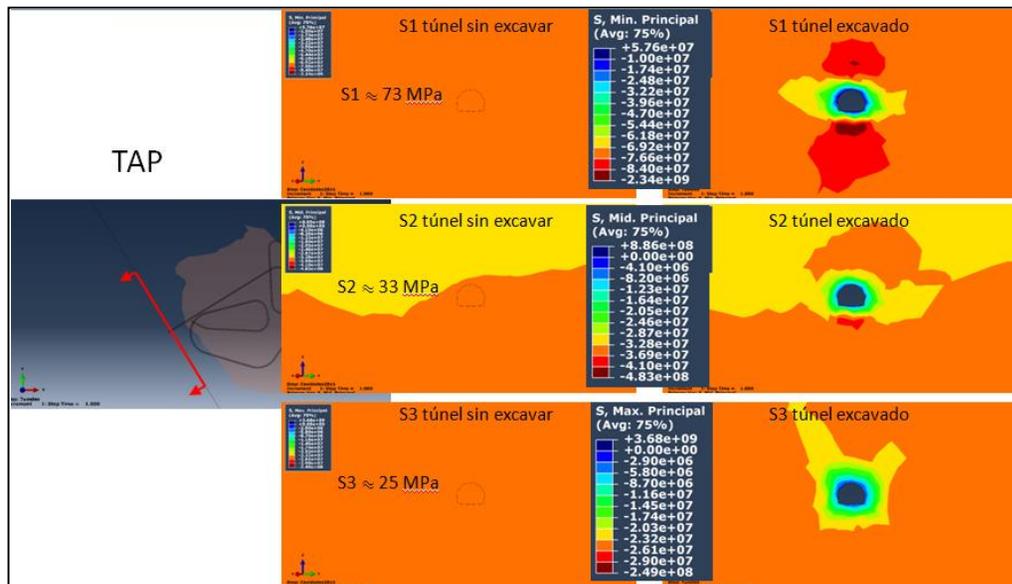


Figura 192: Esfuerzos in situ pre y post minería en túneles de acceso principales PNNM

## 25. ANEXO P: DISEÑO-LARGO DEL TIRO

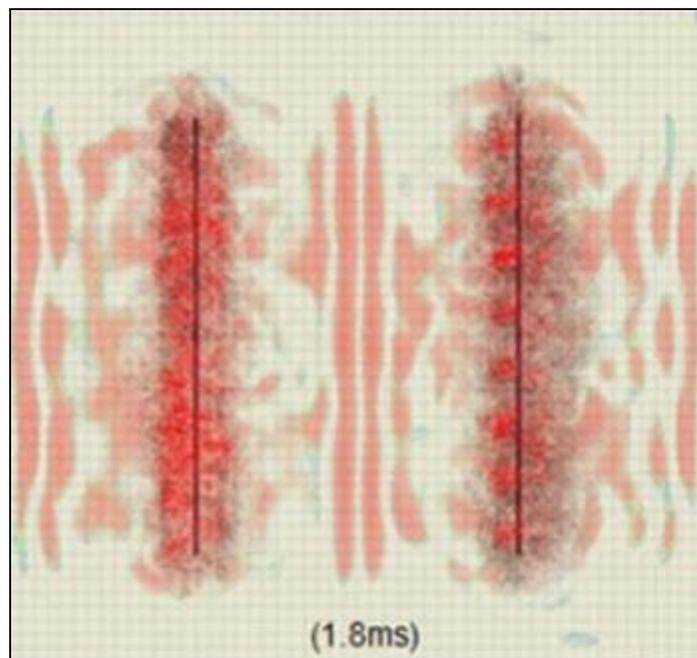


Figura 193: Modelamiento con HSBM que muestra una extensión del área de influencia relativamente constante a lo largo del pozo (Onederra, et al., 2013)

## 26. ANEXO Q: DISEÑO-SECUENCIA Y RETARDOS

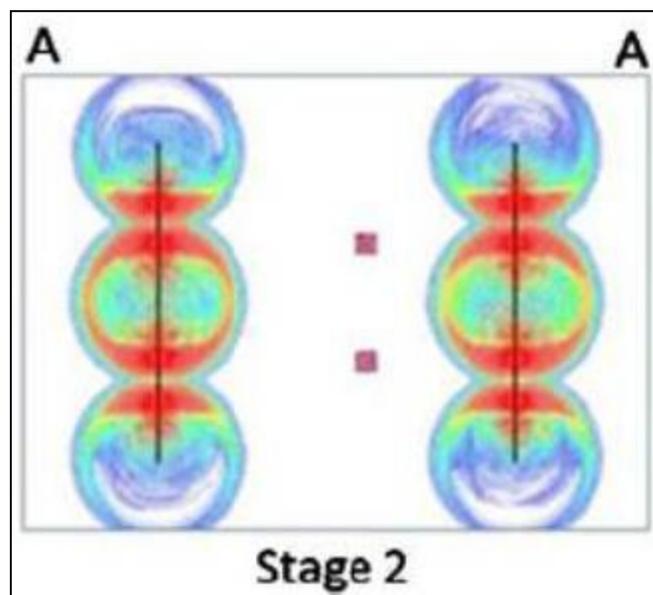


Figura 194: Modelamientos que muestran la interacción entre primas de un mismo pozo  
(Onederra, et al., 2013)

## 27. ANEXO R: LEVANTAMIENTO EN TERRENO Y PROCESO

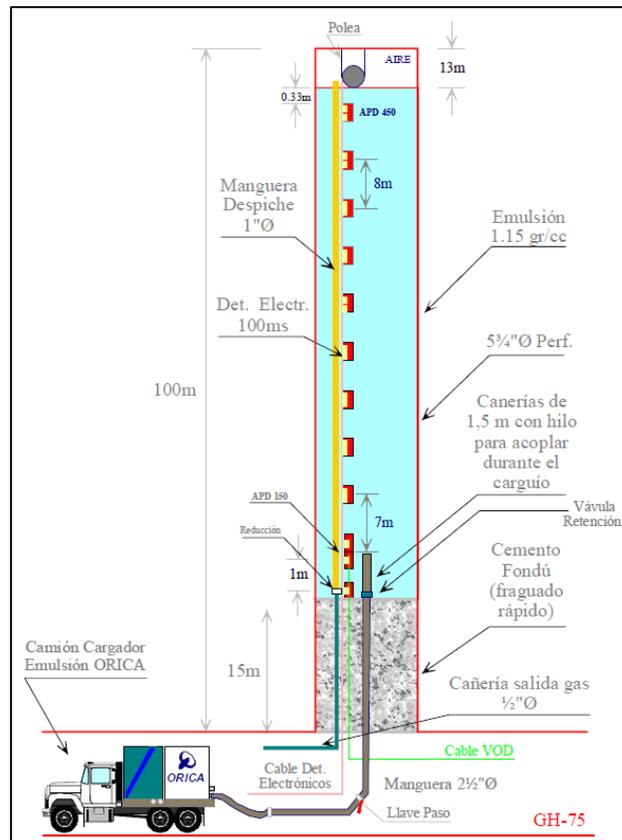


Figura 195: Preacondicionamiento por explosivo (info interna Orica)

### Perforación

Es realizada con equipo que tiene bits de hasta 6". De preferencia se recomienda el uso de tecnología wassara, de modo de tener menor desviación en tiros, mayores rendimientos y control de polvo. De igual modo, es posible perforar con aire reversa, pero debe tomarse la precaución de encapsular polvo con biomba, lona u otro.

### Instalación de anclaje

La perforación del tiro va acompañada posteriormente con la instalación de un anclaje /polea “campana” con una piola de acero, la cual se utilizará para izaje de la guirnalda.

La instalación de la campana se realiza inmediatamente después de terminada la perforación, y para esto se utilizan las misma barras de perforación para levantar el anclaje hasta el fondo del tiro.

La medición del tiro se realiza marcando los extremos y reemplazando la piola de acero existente hasta la aparición de la marca de un de los extremos.



Figura 196: Instalación de anclaje y piola de acero

### Armado de guirnalda

Este trabajo consiste en ensamblar el conjunto de detonador electrónicos (habitualmente Pentex de 450g), cables de conexión, manguera de despiche de aire/agua a la piola de acero para izar y asegurar. Para esto se dispone sobre una mesón la piola de acero de izaje sobre la cual se van acoplando mediante cinta aislante la manguera de despiche, el booster y el detonador electrónico, los cuales se conectan a los cables de conexión respectivos e identificados.

La manguera de despiche de aire/agua de tiene un diámetro usual de 0,5 [pulg] al cable para izar:

Los boosters se disponen con una separación definida por diseño, la que usualmente es espaciada cada 8m en nuestro país. Cada cebo es asilado con film plástico y cinta aislante. También los puntos de conexión deberán quedar aislados. Cinta plástica reforzada, a la cual se le agrega una aislación adicional con film plástico y cinta aislante y posteriormente, el conjunto se fija con cinta aislante a la piola de acero para izaje. Después de cada etapa de conexión se realiza medición de continuidad y fuga, captura de ID y posición de cada detonador mediante equipo de registro de detonadores electrónicos (Logger).



Figura 197: Construcción de guirnalda

### **Izaje de guirnalda**

El izaje de la guirnalda se realiza: uniéndola firmemente a unos de los extremos de la piola de acero y jalando lentamente el extremo libre de la piola de acero. En la medida que se va construyendo y chequeando la guirnalda, esta se va izando mediante la piola en forma segura hasta alcanzar la altura de la campana.

Después de cada etapa de izaje se realiza medición de continuidad y fuga, ID de cada detonador asociado a cada línea de conexión.



Figura 198: Izaje de guirnalda

Antes de proceder a construir el pre-taco se introduce la piola y guirnalda en el tubo de protección de PVC que será parte de taco instalado.



Figura 199: Introducción de piola y guirnalda a tubo de PVC  
Construcción de taco

Las actividades a realizar para la construcción del taco son las siguientes:

- Antes de proceder a la construcción de taco se realiza medición de continuidad, fuga e ID de cada detonador asociado a cada línea de conexión. Cuando todo está conforme se procede a construir el taco, de lo contrario se comienza devolver la guirnalda y a revisar visualmente y con equipo de registro de detonadores hasta solucionar la desconexión, discontinuidad y/o fuga de los detonadores y/o líneas de conexión. Luego se comienzan a instalar uno a uno los tubos de alimentación y despiche.
- Se unen a los tubos la base del tapón.
- Se sube hasta el collar la base del tapón ya conectada a los tubos
- Se procede a fijar la base del tapón al collar con resina u hormigón y se soporta con cuerdas hasta alcanzar la dureza suficiente para soportar el conjunto
- Una vez instalado todo este sistema se procede al accionamiento de la unidad de inyección (resina u hormigón nuevamente), inyectando una cantidad de material suficiente para el pre-taco, correspondiente a 1m. Luego se detiene la bomba y se deja reaccionar el material. Para el caso de la resina se propone dejar 1-2 horas de curado, mientras que el hormigón 24 horas, para que éste se ajuste al tiro antes de continuar con el llenado del taco completo.

- Posterior a esto se procede a rellenar con material (resina u hormigón) hasta completar la longitud del taco definida por diseño. usualmente se ha usado desde 15 a 30m. La resina irá rellenando el espacio existente desde la parte inferior a la parte superior entre la perforación el tubo de la guirnalda y piola, permitiendo salir el aire y el agua acumulada en el interior del tubo. El conjunto se recomienda dejar consolidando 3 horas antes de proceder con el carguío de emulsiones. Para el caso del hormigón se recomienda 48 horas.

Después de cada etapa de construcción de taco se realiza medición de continuidad y fuga, ID cada detonador asociado a cada línea de conexión para observar estatus de cada una de las líneas de conexión asociadas a los detonadores en el pozo y obtener la trazabilidad de las fugas para revisar las prácticas operaciones si corresponde.



Figura 200: Construcción de taco



Figura 201: Inyección de resina en Taco



Figura 202: Inyección de lechada en taco

### **Carguío de Emulsiones a Granel**

Para poder realizar esta tarea, se necesitan los siguientes requerimientos:

- Sector habilitado y en condiciones para realizar la actividad en forma segura Sector fortificado e iluminado para construcción de guirnalda.
- Fortificación en sector de carguío.
- Energía Eléctrica (380V – 32 Amper) en sector definido para construcción de guirnalda y sector de carguío.
- Agua Industrial.
- Aire Comprimido.
- Petróleo para unidades.

El carguío generalmente se realizar con un equipo de carguío de emulsión, y se carga explosivo emulsión con microesferas, para poder asegurar una cierta densidad a lo largo de la columna.