

Tema 9. Técnicas de Voladuras de Contorno

Índice del Tema:

1. INTRODUCCIÓN
2. ALTERACIÓN DEL MACIZO ROCOSO DEBIDO A LA ACCIÓN DEL EXPLOSIVO
3. FUNDAMENTOS DE LAS TÉCNICAS DE VOLADURAS DE CONTORNO
4. PRINCIPIOS TEÓRICO-PRÁCTICOS DE DISEÑO
5. TÉCNICAS DE VOLADURAS DE CONTORNO
6. CONCLUSIONES

1. Introducción

El uso de la energía química contenida en el explosivo y liberada en el proceso de detonación, como medio eficiente de fragmentación ha sido contrastado a lo largo de los siglos, desde que se introdujo, allá por el s. XVII, la pólvora negra como herramienta habitual de arranque de rocas.

La aparición de los explosivos rompedores en el último tercio del s. XIX supuso un enorme incremento en la productividad de los trabajos de excavación, así como una mayor afección sobre el macizo rocoso, debido a las potentes características explosivas de las recién aparecidas dinamitas y gomas, que originaban una presión en el barreno dos órdenes de magnitud mayor que la producida por la pólvora.

Durante varias décadas no hubo especial preocupación por las alteraciones que provocaba el uso de explosivo sobre el macizo rocoso, más bien se aceptaba que el daño producido (en un sentido amplio del término) era debido a la debilidad inherente de la roca frente a la potencia devastadora que liberaba el explosivo y que tan útil resultaba para conseguir el objetivo de fragmentar a bajo coste y con una elevada productividad.

Sin embargo, aproximadamente a mediados del s. XX, una serie de investigadores, en su mayoría escandinavos (Langefors, Kihlström, Lundborg, Holmberg...), con una gran visión ingenieril se plantearon la interesante posibilidad de controlar la alteración que provocaba el explosivo sobre el macizo rocoso, ya que, en determinadas circunstancias y especialmente en grandes explotaciones mineras en las que se realizan enormes voladuras de banco, esto supondría un considerable ahorro de costes a la par que una mejora de las condiciones de seguridad de los trabajadores.

Todo ello derivó en la aparición de una serie de técnicas de voladuras que, desde entonces, han ido poco a poco desarrollándose, aplicándose cada día más y cobrando mayor importancia, dado el continuo crecimiento en los diámetros de perforación empleados y, por tanto, en la cantidad de explosivo que se dispara y afecta al macizo rocoso en cada voladura de producción.

2. Alteración del macizo rocoso debido a la acción del explosivo

Si bien, de manera general, podemos establecer que el daño que provoca el explosivo sobre el macizo rocoso se traduce en una disminución de sus propiedades mecánicas, es interesante hacer una distinción acorde con los efectos que se perciben tras realizar la voladura.

Sobre-excavación del macizo

En primera instancia se observa el fenómeno de sobre-excavación por detrás de la última hilera de barrenos perforada (Figura 1). Esta circunstancia, que económicamente resulta interesante en el avance normal de la obra o explotación (en banqueo y siempre que no quede comprometida la seguridad), al llegar a los límites o contorno final se presenta como un oneroso inconveniente, derivado de los costes que acarrea la carga, transporte y vertido del material caído, con el añadido de las pérdidas de productividad global o retrasos que implica la realización de estas labores, y del incremento de los desprendimientos de bloques que pueden poner en peligro la seguridad del personal y la maquinaria.

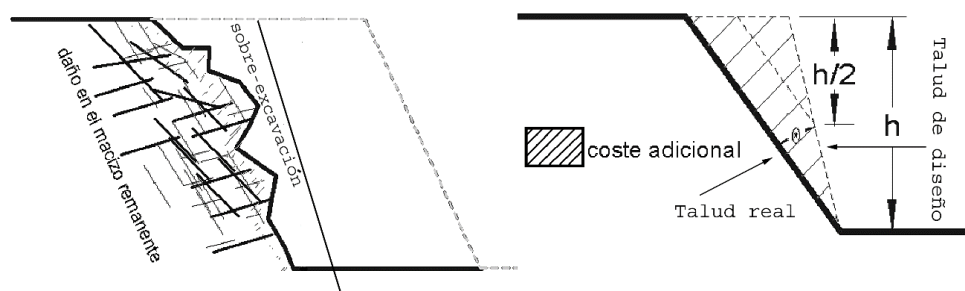


Figura 1. Daños en el macizo por las voladuras

Dichos costes adicionales serán función:

- De la diferencia entre el ángulo de talud estable de diseño (supuestas las propiedades del macizo inalterado) y el ángulo de talud real obtenido tras la voladura

- De la profundidad de la excavación, creciendo más que linealmente con aquella como se observa en la figura anterior
- De la longitud total del contorno

Se podría pensar que dado que se conoce la magnitud de la sobre-excavación, ajustando la posición de la última hilera de barrenos de manera que con dicha sobre-excavación se alcance el contorno deseado se resuelve el problema. Pero esto no es así, ya que la sobre-excavación se traduce en una disminución del ángulo de talud final estable.

El resultado real (Figura 2) sería que se introduciría el talud en el hueco final, con lo que se tendría que echar hacia atrás el talud (otra solución que lamentablemente a veces se observa, es reducir o eliminar las bermas de seguridad, cuando precisamente se requiere lo contrario, dado el daño provocado al macizo).



Figura 2. Afectación del talud final por los daños

Daño estructural al macizo remanente

Por detrás de la zona sobre-excavada el macizo remanente se encuentra alterado. El daño consiste en la creación de grietas y fisuras, en la activación y extensión de las preexistentes, y, en general, en el deterioro de las propiedades mecánicas de las estructuras que en diferentes escalas integran el macizo.

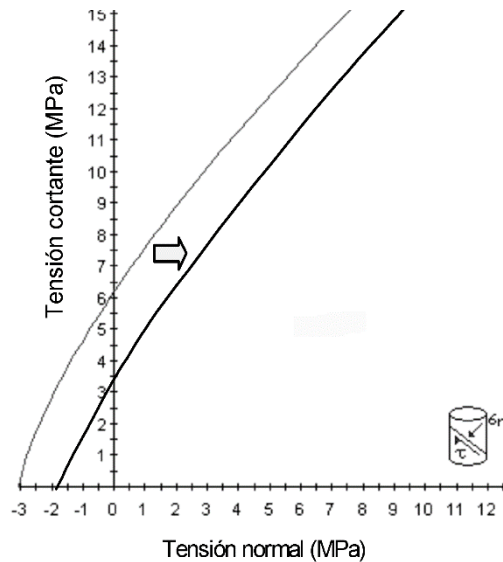


Figura 3. Variación de los parámetros resistentes con el daño (Hoek et al., 2002)

Consecuencia de la disminución de las características resistentes del macizo, es el desplazamiento de la curva que representa los estados de tensión que causan su rotura (Figura 3). El resultado final será una menor estabilidad mecánica de los frentes, tanto a corto y medio plazo en lo que concierne al nivel operativo, como a largo plazo pensando en el cierre de la explotación o el final de la obra, al estar mucho más expuestas estas superficies a la acción del agua.

De lo expuesto se concluye que el daño estructural al macizo implica (Figura 4):

- Mayor necesidad de saneo
- Mayor riesgo de caída de bloques
- Mayor necesidad de sostenimiento: bulones, mallas, hormigón proyectado, etc.
- Menores ángulos de talud estable en banqueo
- Menor estabilidad mecánica a largo plazo de los frentes como consecuencia del agrietamiento del macizo que incrementa los flujos de agua

Por tanto, y en ello radica la base del desarrollo de las técnicas de voladuras contorno, si se controla la alteración que produce la voladura en el macizo se obtiene una disminución de costes y un aumento en la seguridad.

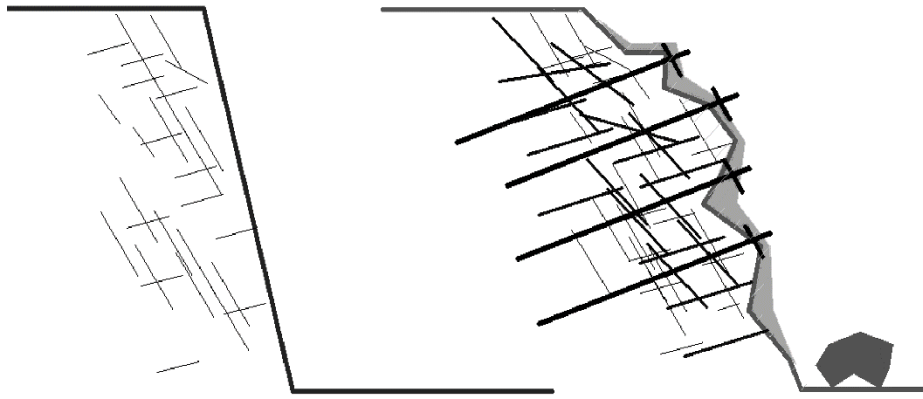


Figura 4. Resultados de controlar o no controlar el daño en el macizo

3. Fundamentos de las técnicas de voladuras de contorno

Ya que las voladuras de contorno pretenden controlar el daño que se produce sobre el macizo rocoso se ilustran a continuación, sucintamente, los orígenes de aquél, y que están íntimamente ligados a algunos de los mecanismos de fracturación del macizo expuestos en un capítulo anterior.

Daño producido por las voladuras

Cuando el explosivo libera su energía en el interior de un barreno se produce una onda de alta presión (del orden de GPa) que actúa sobre las paredes de aquél, transmitiéndose parte de la energía al macizo rocoso circundante (Figura 5).

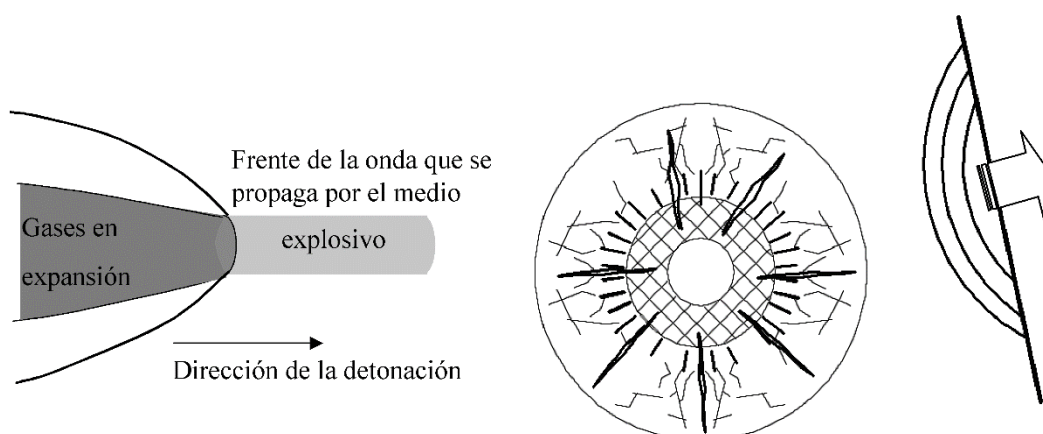


Figura 5. Detonación y su efecto sobre el macizo

En los primeros instantes las tensiones radiales y circunferenciales que se inducen en las proximidades del barreno son compresivas, provocando la deformación elastoplástica y rotura por cizallamiento de la roca, si se iguala el valor de su resistencia dinámica bajo el estado tensional originado.

Rápidamente caen las tensiones circunferenciales a valores negativos, rompiendo la roca a tracción, circunstancia que se ve favorecida por la reducida resistencia de las rocas bajo dichas cargas tractivas. Algunas de las grietas radiales se desarrollarán más que el resto dependiendo del campo tensional inicial del macizo, de la fábrica y demás estructuras presentes en el mismo.

Conforme se aleja del barreno, la onda de presión va decayendo rápidamente debido a que su energía se distribuye en una superficie cada vez mayor, a la vez que se consume en la fragmentación de la roca, pero las tensiones pueden ser suficientes para activar, extender o debilitar las fracturas o fisuras preexistentes, minorando así las propiedades mecánicas del macizo.

Finalmente, cuando la onda alcanza una cara libre, su componente radial compresiva se refleja en el macizo como onda de tracción o tractiva (dado la baja impedancia acústica del aire), originando el fenómeno denominado descostramiento (Figura 5, derecha), si nuevamente se sobrepasa la resistencia a tracción de la roca.

Mientras tanto los gases de la explosión continúan actuando sobre el barreno, con la particularidad de que, si bien las presiones son considerablemente menores que las iniciales, su tiempo de actuación es varios órdenes de magnitud mayor (decenas-centena de milisegundo). No cabe duda que una parte de su energía seguirá los pasos que acabamos de describir, mas el resto se empleará en ampliar las fisuras y fracturas, introduciéndose por las zonas de menor presión, disgregando y empujando el material.

Otro de los mecanismos que provocan el daño en el macizo remanente, es el efecto de liberación de las tensiones a que está sometido (como cuando se libera un muelle que previamente ha sido comprimido), produciéndose grietas de tracción en la cresta del banco (Figura 6).

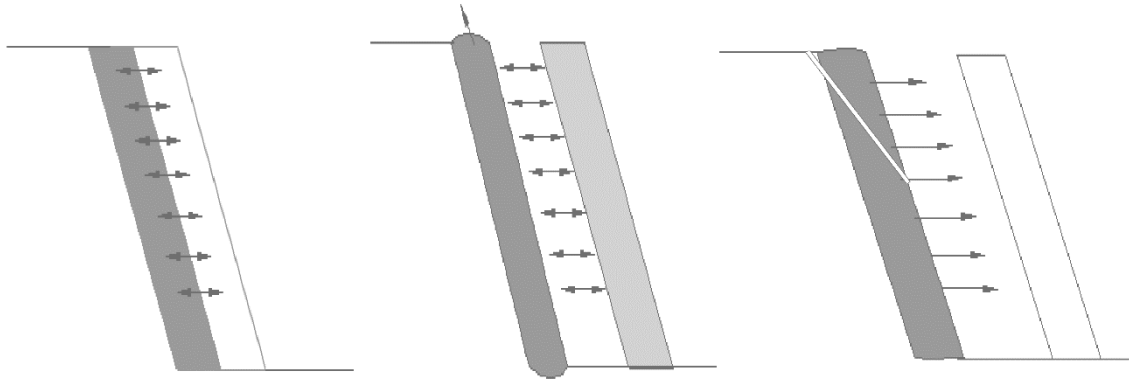


Figura 6. Efecto de la liberación de las tensiones

Cada uno de estos mecanismos es, en mayor o en menor grado, causante del deterioro de las propiedades mecánicas del macizo y ya que todos ellos están gobernados por las tensiones provocadas por la voladura parece claro que si se quiere limitar el daño se debe reducir la magnitud de las tensiones inducidas en el macizo remanente.

En la práctica esto se consigue de las siguientes maneras:

- Desacoplando el explosivo en los barrenos que delimitan el contorno de la excavación
- Favoreciendo la creación de un plano de corte en el contorno de la excavación que actúe como barrera frente a la propagación de grietas y tensiones, y que permita la liberación rápida de los gases
- Limitando la carga en las hileras adyacentes a la hilera de contorno en caso necesario.

En definitiva, se redistribuyen las cargas en la zona adyacente al contorno de la excavación de manera que se elimine la trituración alrededor del barreno y la formación de la roseta de grietas radiales, y se favorezca la creación de una única grieta orientada según el plano que forman los barrenos.

Tensiones inducidas en el macizo

Cuando una carga explosiva que rellena completamente el barreno detona, provoca una presión en las paredes del mismo que se puede estimar, supuesto que el fenómeno es cuasi-estático, a partir de las siguientes expresiones:

$$P_{CJ} = \frac{\rho_o D^2}{1 + \gamma} \approx \rho_o D^2 (1 - 0.725 \rho_o^{0.04})$$

$$P_b = \frac{\gamma^\gamma P_{CJ}}{(1 + \gamma)^\gamma} \approx 0.115 \rho_o^{0.868} D^2$$

En las que P_b (en GPa) representa la presión en el barreno: presión en el barreno una vez que los gases recuperan la densidad inicial del explosivo (ρ_0 en g/cc); γ es el coeficiente de expansión isentrópica medio de los gases entre en el estado de detonación y el de explosión, con valores aproximados entre 2.4-2.8, y D representa la velocidad de detonación en km/s. Por ejemplo, para una goma con $\rho_0 = 1.4$ g/cc y $D = 6$ km/s, se tiene que: $P_{CJ} = 13.1$ GPa y $P_b = 5.5$ GPa (P_b es del orden del 42% de P_{CJ}). Dichas presiones superan las resistencias dinámicas de las rocas. Para el anfo tomando valores de $\rho_0 = 0.8$ g/cc y $D = 4$ km/s, se tiene que: $P_{CJ} = 3.5$ GPa y $P_b = 1.5$ GPa -valores considerablemente menores que los anteriores pero lo suficientemente elevados para quebrantar las rocas.

En el caso de que la carga no ocupe totalmente la sección del barreno, la presión cae debido a la expansión de los gases, pudiéndose estimar la presión en las paredes del mismo, supuesto el fenómeno cuasi-estático, con la expresión:

$$P_{bd} = P_b \left(\frac{d_c}{d_b} \right)^{2\gamma'}$$

Siendo d_c y d_b el diámetro de la carga y del barreno, respectivamente; a su relación se le denomina, como ya saben, factor de acoplamiento (f_a); γ' es el valor medio del coeficiente de expansión isentrópica de los gases entre el estado de explosión y el estado final de expansión. Su valor, que depende del explosivo y del grado de expansión, está entre 1.1-1.5, aproximadamente. Para un valor de $f_a = 1/3$ (del orden habitual en las técnicas de contorno) la presión cae entonces un orden de magnitud. Si bien las presiones siguen siendo muy elevadas, hay que considerar que la resistencia dinámica a compresión de las rocas en las condiciones de carga producidas por la voladura es bastante superior a la resistencia obtenida en los ensayos cuasi-estáticos sin confinamiento.

Como consecuencia de los fenómenos plásticos y del continuo incremento de la superficie que abarca la onda, el pulso se atenúa conforme se aleja del barreno. Para estimar la tensión a una distancia d del barreno existen diferentes modelos, siendo el más sencillo el que se presenta a continuación (Hino, 1956):

$$\sigma_d = P_{bd} \left(\frac{d_b/2}{d} \right)^m$$

En donde, σ_d es el valor del pico de la tensión a una distancia d del barreno, y m es el factor de amortiguación de la onda que tiene en cuenta tanto la divergencia geométrica como el consumo de energía en deformaciones no elásticas (factor de amortiguación inelástico). Su valor depende del explosivo, de la distancia d y del macizo, siendo del orden de 1.2-1.5.

De las expresiones anteriores se deduce que para una distancia determinada las tensiones aumentan con:

- La impedancia del explosivo ($\rho_o \times D$)
- Con el factor de acoplamiento (f_a)
- Con el diámetro del barreno (d_b)

En la Figura 7 se representa cómo varían las tensiones de pico a una distancia prefijada (se ha tomado $m = 1.23$). En la curva superior, cuando se varía el acoplamiento de la carga manteniendo el diámetro del barreno, y, en la inferior, cuando se varía el diámetro del barreno manteniendo el factor de acoplamiento, f_a , igual a 1.

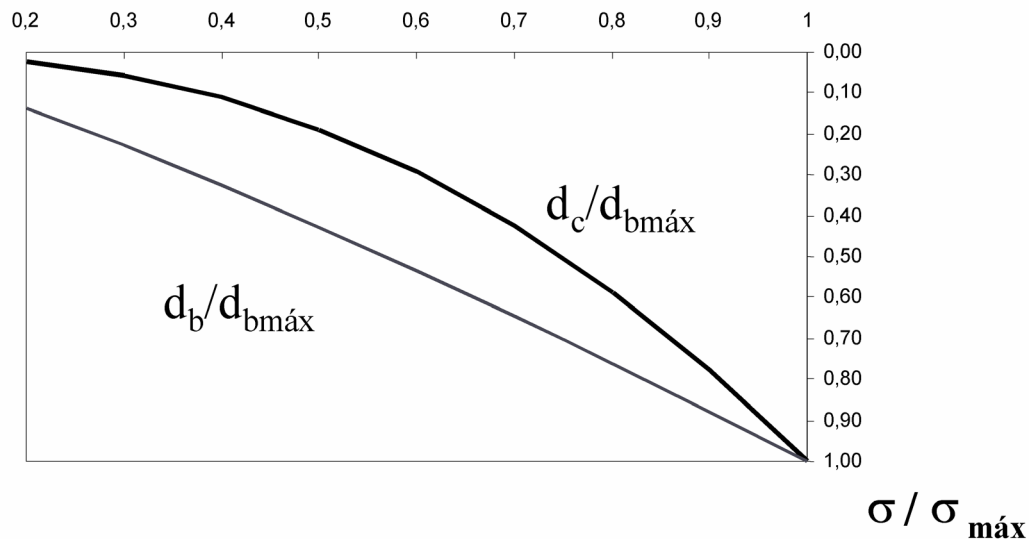


Figura 7. Variación de la tensión con el factor de acoplamiento y con el diámetro de carga

Las curvas indican que es más efectivo, si lo que se desea es disminuir las tensiones en el barreno, desacoplar el barreno que disminuir el diámetro de perforación manteniendo el factor de acoplamiento igual a 1.

La disminución del factor de acoplamiento tiene efectos multiplicativos, ya que implica una disminución del diámetro de la carga y del confinamiento del explosivo en el barreno, lo que a su vez ocasiona una disminución de su velocidad de detonación y, por tanto, de la presión de detonación.

La Figura 8 muestra la variación de la presión en el barreno con el f_a para diferentes explosivos industriales.

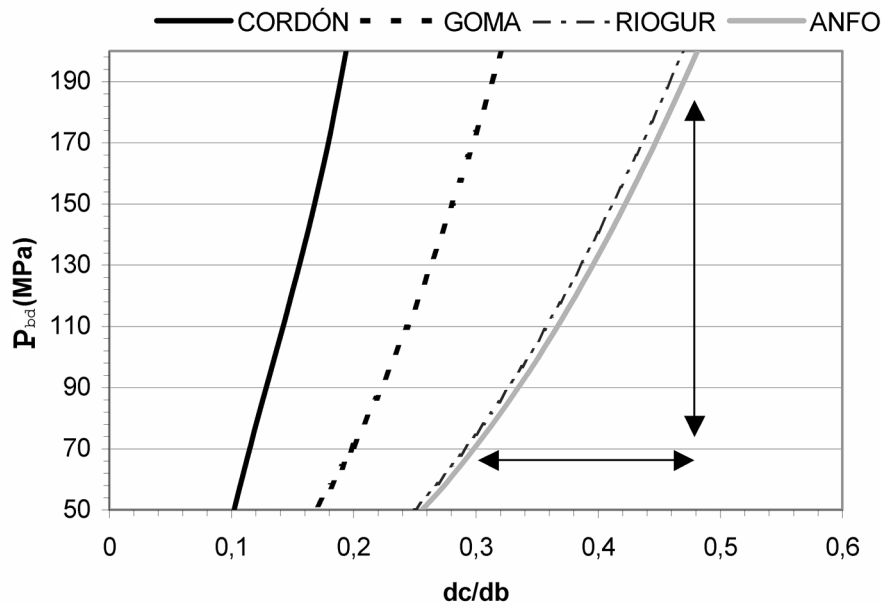


Figura 8. Presión en el barreno para diferentes explosivos y factores de acoplamiento

Se ha indicado con flechas el rango del f_a con el que habitualmente se trabaja en el caso de emplear ANFO o hidrogeles/emulsiones y se observa que la P_{bd} está comprendida entre 70 MPa y 190 MPa. Se ve también que con un explosivo tan rompedor como la pentrita (cordón detonante) el f_a para no superar dichas presiones es bastante menor y las gelatinas se encuentran en un caso intermedio. Hay que prestar especial atención en el sistema de iniciación dado que con cargas tan desacopladas puede producirse el efecto canal.

Creación del plano de corte

La creación de la superficie de corte se consigue disparando los barrenos del contorno simultáneamente, de manera que las componentes circunferenciales/tangenciales inducidas, que son tractivas, se sumen (Figura 17.9).

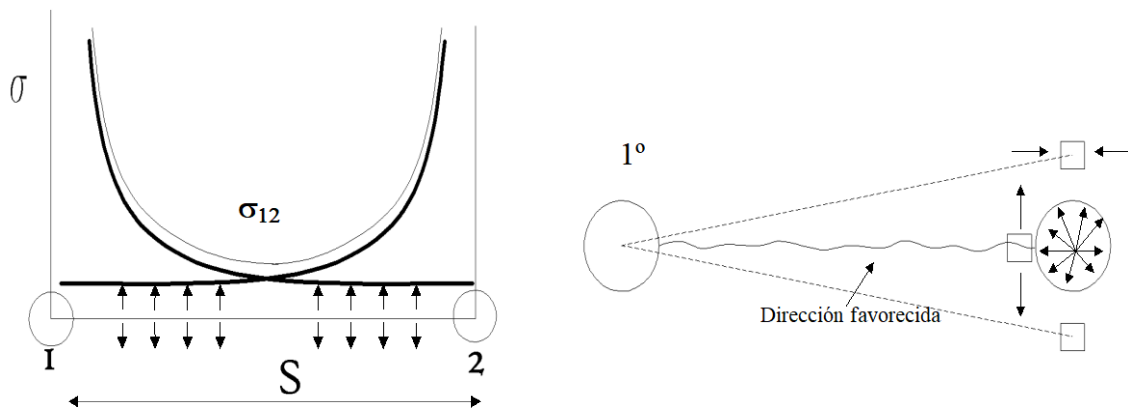


Figura 9. Modelo tensional cuando se disparan dos barrenos adyacentes

En la realidad siempre hay una pequeña dispersión en los tiempos de salida de los barrenos, mas aún así el plano de fractura favorecido es el formado por ellos (Figura 9, derecha). Esto es debido al campo tensional inducido en las inmediaciones de los adyacentes por el primer barreno que sale. La componente tangencial es compresiva en el plano perpendicular a los barrenos, mientras que es tractiva en el plano de unión, facilitándose así la formación de la grieta de tracción según este plano y su desarrollo posterior por la acción de los gases, al salir los adyacentes.

De todo ello se deduce la gran importancia que tiene el que los barrenos sean coplanarios (paralelos), estando limitada la altura del talud que se puede cortar por la precisión en la perforación. Generalmente se admite una desviación máxima en el fondo del barreno de unos 15 cm, para obtener buenos resultados.

También se debe tener en cuenta que las tensiones naturales, la fábrica de la roca y la estructura del macizo pueden afectar de manera significativa los resultados del corte (Figura 10).

La formación de grietas se ve favorecida en la dirección de la tensión principal mayor y en la dirección de mínima resistencia de la roca, por lo que la facilidad y limpieza del corte dependerá de su orientación relativa con el plano del contorno.

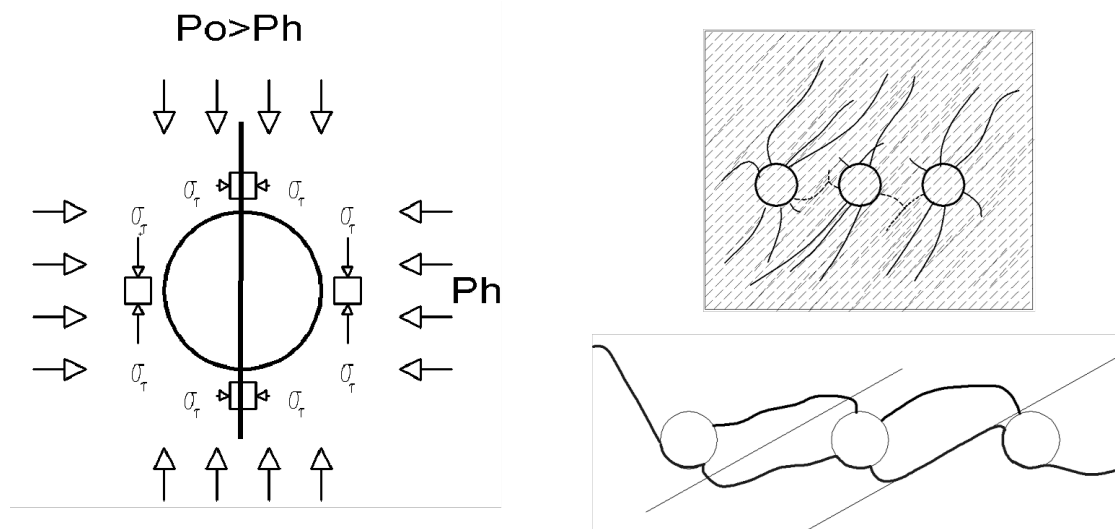


Figura 10. Influencia de las tensiones naturales, fábrica y fracturación en la creación del corte

Daño provocado por las hileras adyacentes

Pudiera ocurrir que las filas de producción provocasen el deterioro del macizo remanente (Figura 11), ya que, aun habiendo diseñado y ejecutado correctamente la hilera de

contorno, las tensiones compresivas se propagarán a través de la grieta creada, en mayor o menor grado según sea la apertura de la misma.

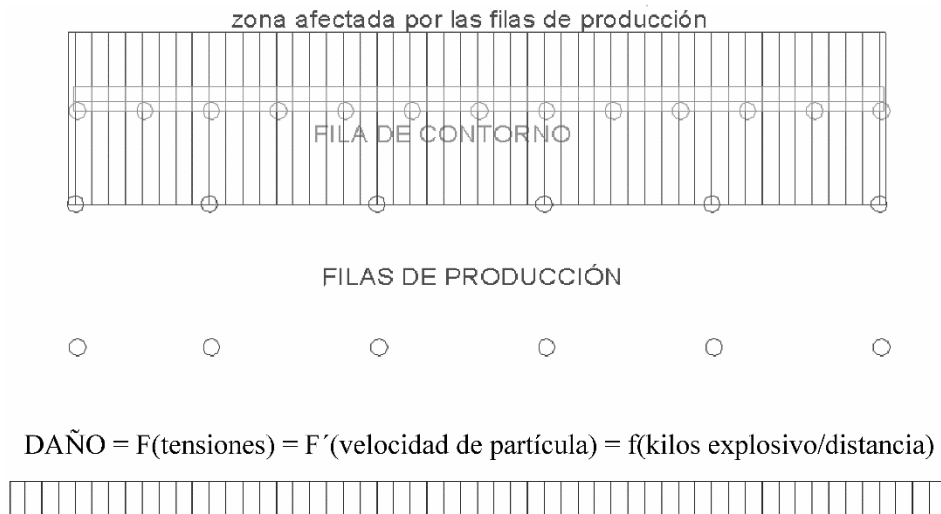


Figura 11. Extensión del daño por detrás de la hilera de contorno

También se ha de tener en cuenta que en alguna de las técnicas que se aplican los barrenos de contorno se disparan posteriormente a los de producción. Por todo ello, a veces, es necesario limitar la carga en las filas de producción adyacentes (filas amortiguadas) y para ello:

- Se reduce el esquema de perforación
- Se reduce o elimina la sobreperforación
- Se reduce la carga de columna

Por ejemplo, si se reduce el esquema al 75% del que se realiza en producción, se necesitará en el barreno del orden de la mitad de carga de fondo para romper la piedra, pudiéndose eliminar o reducir la sobreperforación. La densidad lineal de carga de columna no superará en más de 3 o 4 veces la de los barrenos de contorno para evitar el fenómeno de descostramiento en la superficie del banco (Langefors y Kihlström, 1987).

4. Principios teórico-prácticos de diseño

Se puede realizar una estimación preliminar del espaciamiento y del factor de acoplamiento a emplear en las voladuras de contorno partiendo de un modelo teórico muy sencillo (ver figura 9 izda.):

- Agujero cilíndrico en un medio elástico infinito
- Presión cuasiestática sobre las paredes del agujero igual a P_{bd}

- Resultante de tensiones entre barrenos adyacentes igual a la suma de las tensiones individuales originadas por cada barreno

De acuerdo con este modelo, y si se desprecian las tensiones naturales, la tensión tangencial a una distancia d del centro del barreno se calcula con la siguiente expresión:

$$\sigma_t = -P_{bd} \left(\frac{d_b / 2}{d} \right)^2$$

La fuerza de tracción por metro de barreno (F) se obtiene integrando la suma de las componentes de los dos barrenos entre $(d_b/2)$ y $(S - d_b/2)$, siendo el resultado:

$$F = -d_b \cdot P_{bd} \cdot \frac{S - d_b}{S - d_b / 2}$$

Si llamamos σ_{tr} a la resistencia a la tracción de la roca bajo las condiciones de carga, la fuerza resistente a la rotura por metro de barreno será (F_r): $F_r = (S - d_b) \sigma_{tr}$

La condición de rotura utilizada es $F_r < F$. Operando las expresiones se llega a:

$$S < d_b \cdot \frac{P_{bd} + (\sigma_{tr} / 2)}{\sigma_{tr}}$$

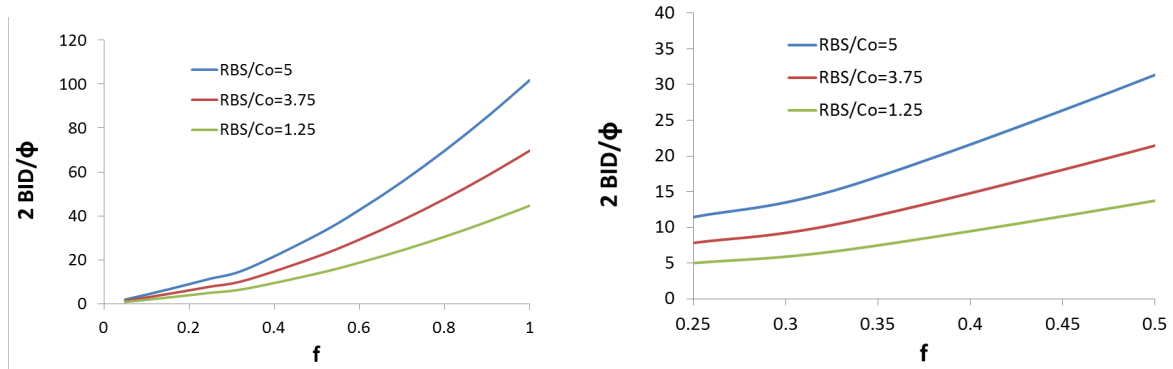
Para la aplicación de estas fórmulas se exige que P_{bd} no supere la resistencia dinámica a compresión de la roca (RCS) y se toma como σ_{tr} el valor de su resistencia dinámica a tracción (RT).

Por ejemplo, perforando con un diámetro de 100 mm, si el valor de la resistencia dinámica a compresión de la roca es de 150 MPa, se entra con este valor en la Figura 8 obteniendo un f_a de 0.28 en el caso de utilizar una goma, y un f_a de 0.41 si se utiliza hidrogel. Los diámetros comerciales disponibles más cercanos a 28 mm y 41 mm son 26 mm y 40 mm para la goma y el hidrogel, respectivamente. Con estos diámetros se obtiene la P_{bd} (126 MPa y 140 MPa, respectivamente). Si la resistencia dinámica a tracción de la roca es de 12 MPa, el espaciado entre barrenos será de $11d_b$ y $12 d_b$, para la goma y el hidrogel, respectivamente. La dificultad del modelo es la determinación/estimación de los valores de las resistencias dinámicas de la roca.

Otro modelo que permiten estimar el alcance de la extensión de las grietas, a partir de parámetros más sencillos de obtener, es el desarrollado por Bastante et al. (2012), según el cual la extensión de las grietas radiales (BID) puede estimarse con la expresión:

$$\left(\frac{2BID}{\Phi} \right) = 36 f^{Y_F} \sqrt{RBS/c_o}$$

En donde, Φ es diámetro de perforación, f es el factor de acoplamiento (f_a); $\gamma_F = 1.7$ si $f > 1/3$, y si es menor: $\gamma_F = 1.1 - 0.66 / \ln(f)$; RBS es la potencia del explosivo relativa en volumen (= 1 para el ANFO y ≈ 2 para la goma) y c_o es el consumo específico mínimo para romper el fondo del banco (constante de roca) con valores típicamente entre 0.2 y 0.8 $\text{kg}_{\text{goma}}/\text{m}^3$. El modelo no tiene en cuenta la presencia de agua o de estructuras que pudieran favorecer el desarrollo de las grietas.



Extensión de las grietas radiales según Bastante et al., 2012

Holmberg y Persson (1993) desarrollaron un modelo teórico muy interesante para la estimación de la extensión del daño en el macizo producido por las voladuras.

La tensión que provoca el paso de una onda por un medio es una función de la velocidad de partícula que imprime aquella en el medio. Por tanto, al igual que se relaciona el daño con la tensión, éste también puede relacionarse con la velocidad de partícula (v). A su vez, la velocidad de partícula en un punto es una función de la carga explosiva disparada simultáneamente (Q , carga operante) y de la distancia del punto a la carga (D).

La función anterior puede ser conocida si se hace un estudio de vibraciones del terreno, que consiste en medir, en varias voladuras, la velocidad máxima de partícula en diferentes puntos y encontrar, mediante regresión, su relación con la carga operante y la distancia. Como resultado se obtiene la ley de propagación de vibraciones del macizo mediante expresiones del tipo:

$$v = K \frac{Q^\alpha}{D^\beta} = K \left[\frac{D^\alpha}{Q^\beta} \right]^{-\beta}$$

En la que K , α y β son parámetros a determinar. Al término del corchete se le conoce como distancia reducida.

La expresión anterior sólo es válida para el campo lejano de vibraciones, ya que los puntos donde se toman las medidas están situados a bastante distancia de los barrenos disparados. Para estimar la ley de propagación de vibraciones en el campo cercano Holmberg y Persson definen la función de intensidad de vibración como:

$$w = \left(\frac{v}{K} \right)^{\frac{1}{\alpha}} = \frac{Q}{D^{\frac{\beta}{\alpha}}}$$

Expresión que diferenciada da lugar a:

$$dw = \frac{1}{D^{\frac{\beta}{\alpha}}} dQ$$

En la Figura 12 se representa una carga cilíndrica en el sistema de referencia (r, x), en donde r es la distancia de un punto al eje de la carga, y x la distancia del punto a la superficie.

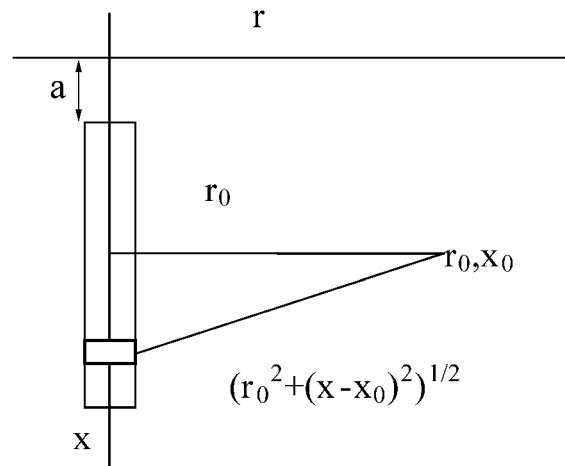


Figura 12. Modelo de Holmberg y Persson.

Si se llama l (kg/m) a la densidad lineal de carga se tiene: $dQ = l dx$

Por otra parte, D , para un punto de coordenadas (r_0, x_0) , según la figura es igual a:

$$D = \left(r_0^2 + (x - x_0)^2 \right)^{\frac{1}{2}}$$

Entonces si se llama L a la longitud de la carga y suponiendo que la velocidad de detonación y la de propagación de la onda en el medio son infinitas, se tiene que:

$$w = l \int_a^{a+L} \frac{dx}{\left(r_0^2 + (x - x_0)^2 \right)^{\frac{\beta}{2\alpha}}}$$

Expresión que integrada, y junto con $v = K w^\alpha$, permite obtener la velocidad de vibración en el campo cercano. Para el caso particular $\beta=2\alpha$, se obtiene la solución analítica siguiente:

$$v = K \left(\frac{l}{r_0} \right)^\alpha \left[\arctan \left(\frac{a+L-x_0}{r_0} \right) - \arctan \left(\frac{a-x_0}{r_0} \right) \right]^\alpha$$

Conociendo la ley de propagación de vibraciones en el macizo se puede estimar la velocidad de vibración en las cercanías del barreno para cada densidad lineal de carga. Si se calcula la velocidad de vibración a una profundidad igual a la profundidad media de la carga, entonces será $x_0 = a + L/2$, y operando se tiene:

$$v = K \left(\frac{l}{r_0} \right)^\alpha \left[2 \cdot \arctan \left(\frac{L}{2r_0} \right) \right]^\alpha$$

Ya que $l = Q/L$, se puede transformar la ecuación anterior en la que se muestra a continuación:

$$v = K \left(\frac{Q}{r_0^2} \right)^\alpha f^\alpha = K \left(\frac{\sqrt{f \cdot Q}}{r_0} \right)^\beta, \text{ siendo } f = \frac{\arctan \left(\frac{L}{2r_0} \right)}{\frac{L}{2r_0}}$$

Expresión, válida para $\beta=2\alpha$, que permite calcular la zona afectada por la voladura (r) una vez prefijada un umbral de la velocidad de vibración que superado produce un daño determinado en el macizo rocoso (Ouchterlony et al., 1993).

La cuestión siguiente es, precisamente, determinar el umbral de velocidad que provocará el daño en el macizo. La respuesta no es sencilla ya que dependerá de las características mecánicas del mismo y del nivel de daño que se esté dispuesto a asumir.

Como primera aproximación y sin que ello exima de analizar posteriormente los resultados de cada voladura, se puede adoptar un modelo analítico sencillo: el de propagación de una onda elástica plana unidimensional, en cuyo caso se tiene:

$$\sigma = \varepsilon E = \frac{v}{c} E = \rho c v$$

En donde,

- σ es la tensión dinámica
- ε es la deformación unitaria
- v es la velocidad de vibración de partícula

- E es el módulo dinámico de Young
- ρ es la densidad del medio
- c la velocidad de propagación de las ondas longitudinales en el medio

Limitando el valor de las tensiones en las cercanías del barreno, se puede establecer un umbral máximo de la velocidad de partícula que no supere a aquellas. Por ejemplo, si se limita v de manera que la tensión quede por debajo de la resistencia dinámica a tracción de la roca cabe esperar que el daño en la misma se reduzca a un hinchamiento del macizo rocoso (apertura de las juntas). En la zona en donde la tensión supera la resistencia dinámica a compresión la roca se pulverizará. Entre estos valores extremos se pueden dar diferentes niveles de daños.

Holmberg y Persson realizaron medidas del daño producido por voladuras en roca dura, en Escandinavia, con los resultados que se presentan en la Tabla 1 (Persson, 1997).

Tabla 1. Velocidades de vibración frente a daños en un macizo rocoso

Velocidad de Partícula (m/s)	Tensión (MPa)	Efecto típico en macizo de roca dura
0.7	8.7	Esponjamiento incipiente
1	12.5	Daño incipiente
2.5	31.2	Fragmentación
5	62.4	Gran fragmentación
15	187	Trituración

Según esta tabla los daños en un macizo rocoso comenzarían a partir de velocidades de vibración de 700 mm/s – 1000 mm/s. En macizos menos resistentes los umbrales podrían ser del orden de la mitad (400 mm/s – 500 mm/s).

Aunque es interesante disponer de unos órdenes de magnitud a priori, se recuerda que los resultados dependerán de cada macizo en particular. Sea, por ejemplo, una roca con las siguientes propiedades:

- $RCS = 150$ MPa
- $RT = 10$ MPa
- $E = 55$ GPa

- $\rho = 2700 \text{ kg/m}^3$
- $c = 4500 \text{ m/s}$

Sustituyendo en la ecuación anterior, y suponiendo que las resistencias estáticas y dinámicas sean iguales, se obtiene que para velocidades inferiores a 800 mm/s no cabe esperar más que un hinchamiento del macizo. Para velocidades del orden de 12000 mm/s la roca se pulveriza. La fragmentación de la roca, quizá se produzca con tensiones del orden de 3 veces la RT (equivale a 2400 mm/s).

Estas estimaciones teóricas deberán contrastarse con la realidad, midiendo la sobreexcavación que provoca la voladura y el daño en el interior del macizo. Este último se puede estudiar realizando sondeos con recuperación de testigo, antes y después de la voladura, y analizando la fracturación de estos (RQD y nº de fracturas por unidad de longitud). También se puede medir el hinchamiento vertical por detrás de la zona de la voladura, con ayuda de extensómetros.

Con los valores umbrales de daños, expresados mediante la velocidad de partícula, y la ley de propagaciones de vibraciones en el campo cercano, se puede estimar el alcance de la zona dañada para diferentes densidades lineales de carga (Figura 13). La figura corresponde a la velocidad según un eje perpendicular al banco que pasa por el centro del barreno. La longitud de la carga es de 15 m y se tomó una ley de vibraciones con $K = 0.7 \text{ m/s}$, $\alpha = 0.7$ y $\beta = 1.4$.

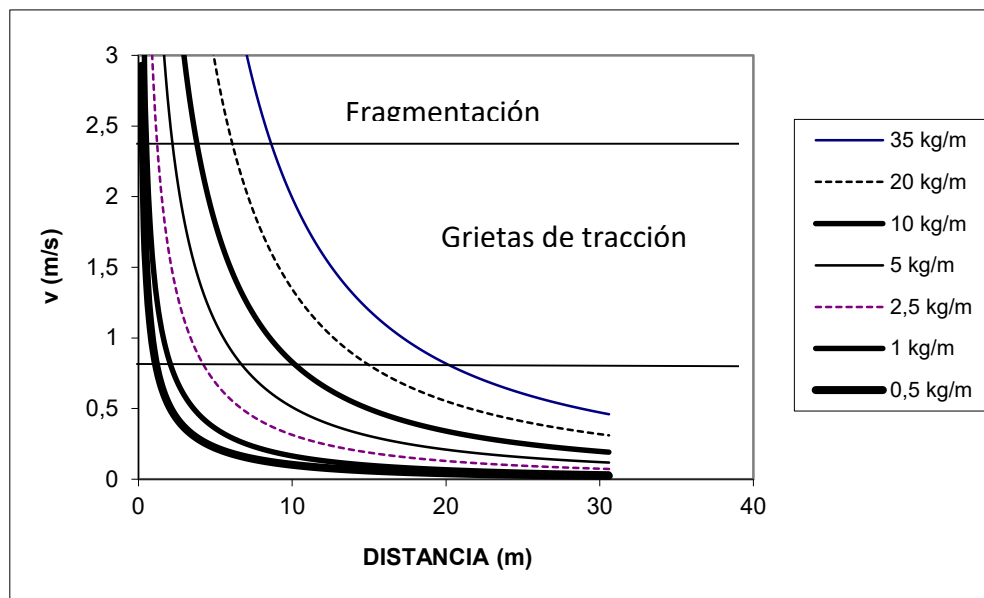


Figura 13. Velocidad de partícula para diferentes densidades de carga

Con ayuda de este gráfico se pueden ubicar y dimensionar las filas de barrenos amortiguados, de manera que el daño al macizo no supere en extensión al producido por la hilera de contorno (Figura 14).

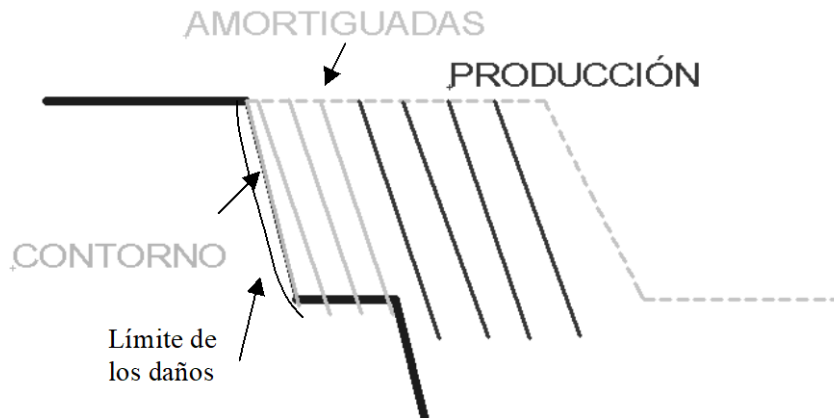


Figura 14. Esquema de diseño de voladuras con control de daños

De igual manera, puede utilizarse el modelo de Bastante et al. (2012) para controlar la extensión de las grietas radiales en el interior del macizo.

5. Técnicas de voladuras de contorno

Perforación en línea

Técnica consistente en perforar en el contorno deseado de la excavación una hilera de barrenos de pequeño diámetro (38 mm a 76 mm), con un espaciado muy reducido, de 2 a 4 diámetros (ISEE, 1998). Con ello se crea un plano de debilidad que romperá bajo la acción de las cargas explosivas de las hileras adyacentes.

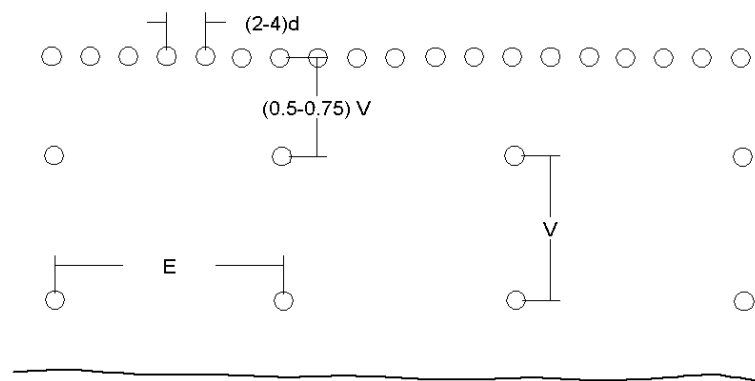


Figura 15. Perforación en línea.

Los barrenos del contorno que, en general, irán sin carga, deben ser perforados cuidadosamente, al igual que en el resto de las técnicas de voladuras de contorno.

Los resultados de aplicar esta técnica en macizos homogéneos son espectaculares en macizos homogéneos (si en el diseño se tiene en cuenta el daño que pueden provocar las filas adyacentes), mas debido a lo oneroso de la misma no se utiliza demasiado hoy en día.

Precorte

En esta técnica (Figura 16), los barrenos de contorno son disparados antes de salir el resto de barrenos de la voladura.

Se aconseja que dichos barrenos se adelanten a la pega principal al menos unos 100ms - 150ms (Bauer, 1984), para permitir la formación y extensión de la grieta entre los barrenos.

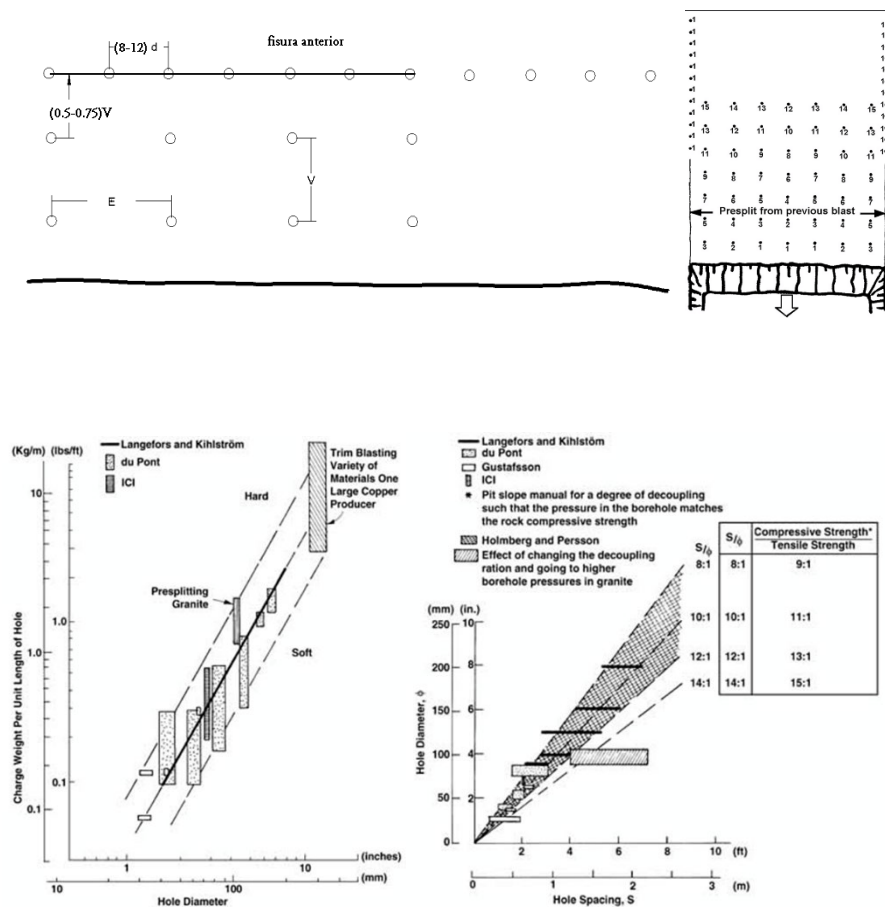


Figura 16. Precorte

Los parámetros iniciales de diseño son los siguientes:

- $E = (8-12) d$ $I_c(\text{kg/m}) = 90 d^2(\text{m})$ si $d < 150 \text{ mm}$
- $E = (7.5-10.5) d$ $I_c(\text{kg/m}) = 75 d^2(\text{m})$ si $d > 150 \text{ mm}$
- $V_{\text{pre}} = (0.35-0.75) V$

En donde: E representa el espaciamiento entre barrenos, V la piedra, d el diámetro del barreno y I_c es la densidad lineal de carga en columna. De acuerdo con estas expresiones, cuando se trabaja con grandes diámetros ($d > 150\text{mm}$) conviene reducir algo la carga de explosivo y el espaciamiento entre barrenos.

La longitud de carga se extiende hasta una distancia de $(10d - 15d)$ de la superficie. En el fondo del barreno se introduce una pequeña carga adicional para favorecer el desarrollo de la grieta (por las mayores desviaciones en la perforación y las mayores tensiones de campo en dicha zona del barreno).

La aplicación de esta técnica permite llevar adelantado el precorte, si se planifica correctamente la perforación, frente a la voladura de producción, como se indica en la figura anterior.

Normalmente, si se trabaja con pequeños diámetros (hasta 100 mm), las hileras de producción y las de contorno se perforan con la misma broca. Para diámetros mayores se debe plantear su elección en función del daño que se esté dispuesto a asumir.

Si bien esta técnica ofrece buenos resultados (Figura 17), no se debe olvidar el gran confinamiento al que está sometida la voladura cuando sale (piedra infinita). Esto puede dar lugar a proyecciones, onda aérea e incluso, si el número de barrenos es elevado, a fuertes vibraciones en el macizo. Por tanto, hay que considerar todos estos fenómenos en el diseño de la voladura.



Figura 17. Resultados de la aplicación de precorte en una explotación

Recorte

En esta técnica los barrenos que delimitan el contorno de la excavación son disparados después de que hayan salido el resto de barrenos de la voladura.

Los parámetros preliminares de diseño son los siguientes:

- $E = (12-16) d$ $I_c(\text{kg/m}) = 90 d^2(\text{m})$
- $E/V = 0.8$

La carga de fondo debe diseñarse para que rompa la piedra y suele estar comprendida entre un 10% y un 20% de la carga de fondo de los barrenos de producción.

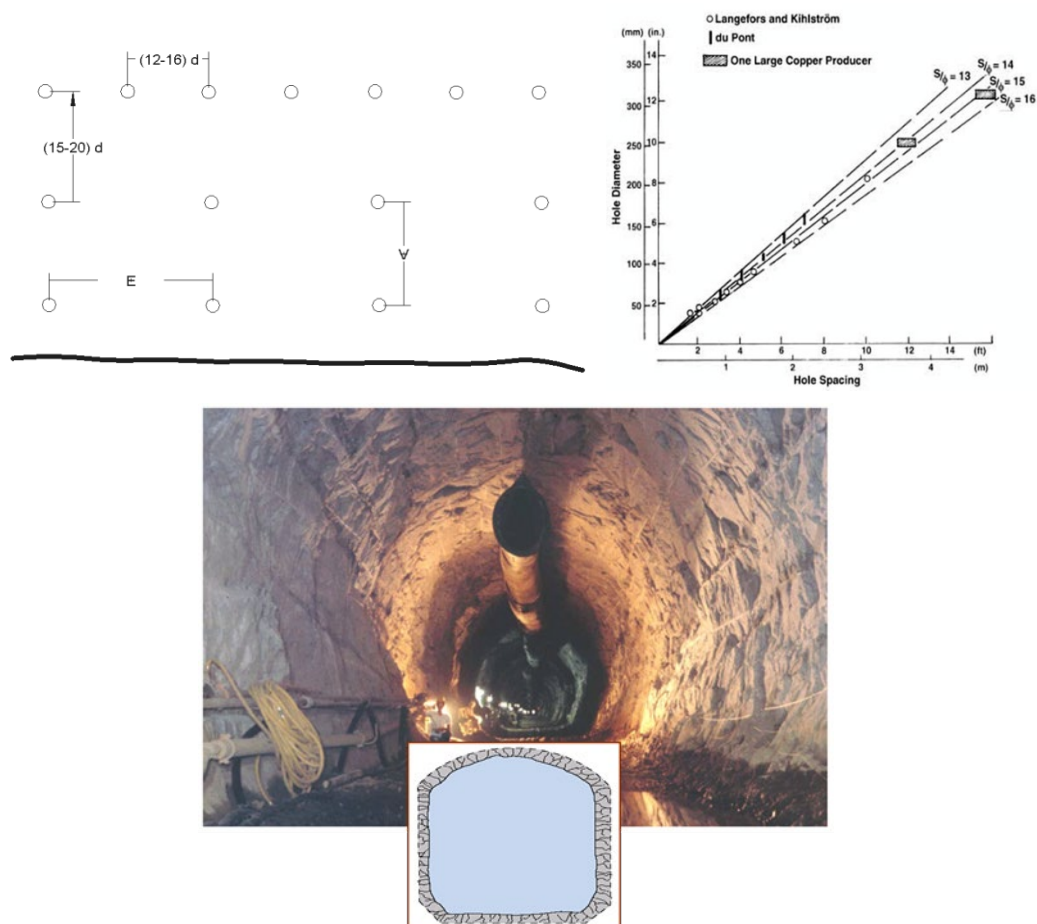


Figura 18. Recorte

También en este tipo de voladura de contorno es muy importante la exactitud en la perforación y el diseño apropiado de las filas amortiguadas para que no produzcan daños por detrás de la hilera de contorno.

El inconveniente de esta técnica es que, si se quiere que salgan todos los barrenos a la vez, en la misma pega, se deben disparar con el número más alto (mayor dispersión), con el riesgo de corte de la línea. Por otra parte, la grieta se crea posteriormente a la transmisión de tensiones al macizo.

El primer inconveniente se puede solventar si se dispara de forma independiente la hilera de recorte después de haber sacado la pega; esta técnica suele denominarse “trim blasting” (Atlas Powder Company, 1987). Como realizar esto implica una pérdida de productividad, lo que normalmente se hace es secuenciar los barrenos del contorno con la pega principal, lo que significa un desfase de unas decenas de milisegundos entre los mismos. En general, esta técnica es más apropiada para los barrenos de corona y hastiales en el avance de túneles u galerías.

Variantes

Con objeto de mejorar los resultados de las voladuras de contorno se han introducido a lo largo del tiempo algunas variantes interesantes. Una de ellas es la perforación con entalladuras en el barreno (Langefors y Kihlström, 1987). Consiste en crear dos fracturas artificiales en el barreno, diametralmente opuestas, según el plano de corte deseado (Figura 19). Éstas favorecerán la rotura según dicho plano.

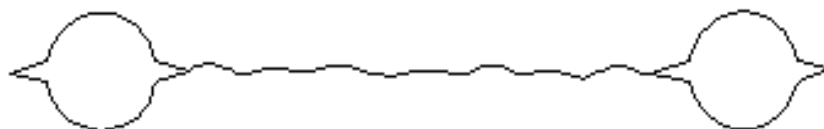


Figura 19. Entalladura de barrenos

Por otra parte, la presión necesaria para que se propague la grieta artificial es inversamente proporcional a la raíz cuadrada de la longitud de las entalladuras, por lo que si se practican éstas en los barrenos se puede crear el plano de rotura con menor presión en el barreno. Las entalladuras se pueden crear con cargas conformadas, con agua a alta presión o con acoplamiento en las brocas, diseñados a tal efecto, y perforación percusiva.

Langefors ofrece otra variante, que se aplica en material poco competente o cuando se pretende conseguir una gran exactitud del contorno, consistente en perforar barrenos guía entre los barrenos de contorno. Estos van sin carga y no tienen que ser, necesariamente, simétricos con respecto a los adyacentes.

Muchas veces puede ser interesante introducir material de retacado a lo largo del barreno de contorno (Langefors y Kihlström, 1987). Por un lado, la presión sobre las paredes del barreno no caerá tanto como si la carga estuviera efectivamente desacoplada y, por otro,

se impide que los gases penetren por las grietas, ensanchándolas. Al recorte de una hilera efectuado con esta técnica se le denomina “cushion blasting” (Olofsson, 1991), o como se mencionó anteriormente “trim blasting”.

En rocas masivas y blandas, se ha utilizado otra variante consistente en introducir toda la carga en el fondo del barreno, dejando la columna sin carga, para permitir la expansión de los gases (Hustrulid, 1999). En la zona superior del barreno se realiza el retacado con ayuda de una cámara que se infla y ajusta a las paredes del barreno, taponándolo.

Desviaciones de los resultados del corte

Además de aquellas desviaciones derivadas de la estructura geológica del macizo y del campo tensional a que está sometido, en macizos masivos se pueden producir fallos en el diseño o en la implementación de las voladuras (Figura 20).

En la hilera de arriba se muestra el caso de sobre-excavación de la roca, indicando un exceso de carga, bien sea de la hilera de contorno bien sea de las hileras adyacentes o de ambas.

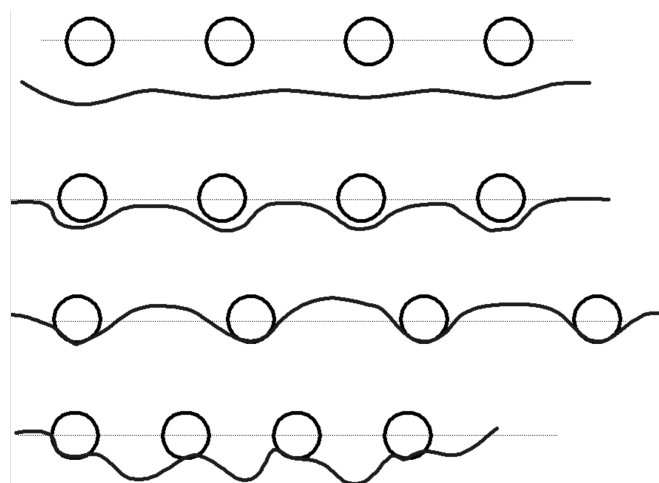


Figura 20. Desviaciones de los resultados del corte

En la segunda hilera se muestra un corte plano, pero con trituración de la roca en los alrededores del barreno. Esto indica un exceso de carga en el mismo.

La tercera hilera, en la que se aprecian salientes de roca entre las cañas de los barrenos, indica espaciamiento excesivo. Por último, en la cuarta hilera la rotura se introduce en el macizo a proteger, con las cañas prácticamente desaparecidas, indicando un espaciado entre barrenos demasiado reducido.

Explosivos utilizados

Existen diferentes posibilidades en cuanto a los explosivos en las voladuras de contorno.

Explosivos convencionales

Generalmente gomas que se adosan a un cordón detonante o se introducen en tubos omega (tubo plástico rajado longitudinalmente), dejando el espaciamiento adecuado entre los cartuchos para conseguir la densidad de carga deseada.



Cartuchos especiales (pequeña concentración de carga)

Se comercializan hidrogeles sensibles en bajos calibres (18 mm - 55 mm), bien en formato rígido (250 g/m - 500 g/m) con conectores, para facilitar la carga en labores de interior, bien flexibles (300 g/m – 2800 g/m) usados en trabajos a cielo abierto.



Cordón detonante

Dado el gran poder rompedor de la pentrita, con el uso de cordón detonante con gramajes de tan solo 40 g/m - 100 g/m, en barrenos de pequeño y mediano diámetro (50 mm a 100 mm), se pueden obtener buenos resultados.

ANFO

Únicamente para barrenos de gran diámetro. En estos casos, el ANFO se entuba con el diámetro apropiado para satisfacer las necesidades de carga. Encartuchar el ANFO en pequeños diámetros implica la posibilidad de que la onda de presión se propague más rápidamente por el espacio anular que por la propia columna explosiva, insensibilizándola, con lo que se produciría el riesgo de ocurrencia de barrenos fallidos.

También se han experimentado mezclas de ANFO con diferentes agentes reductores de densidad (v.g. bolitas de poliestireno). De esta manera se reducen tanto la densidad como la velocidad de detonación del explosivo, disminuyendo fuertemente la presión en las paredes del barreno sin la necesidad de entubación del explosivo, trabajo siempre laborioso y complicado.

En cuanto al sistema de iniciación a emplear, en principio, si se desea la simultaneidad en la salida de los barrenos se utilizará cordón detonante o el moderno sistema de iniciación

electrónico, que proporciona una gran exactitud en los tiempos de salida. En cualquier otro caso se puede utilizar el sistema eléctrico o el, ya común, sistema no eléctrico Nonel.

6. Conclusiones

Se incluyen a continuación unas breves reflexiones para finalizar el capítulo.

Las técnicas de voladura de contorno suponen una disminución de los costes totales y un aumento en la seguridad de la obra. Esto queda patente por uso cada vez más extendido y sistemático en todo tipo de obras de ingeniería minera y civil.

Su diseño es un proceso dinámico que comienza antes de alcanzar el perímetro deseado, debiéndose evaluar la influencia de las propiedades mecánicas del macizo, sus caracteres estructurales y el estado tensional al que está sometido, y termina con el fin de la obra. Su naturaleza dinámica proviene de las características localmente variables del macizo rocoso, de la dirección relativa entre su estructura geológica y el plano del frente, por la aparición de nuevas tecnologías en el campo de los explosivos y por la propia necesidad de superación. En la Figura 21 se muestra un posible esquema de implementación de una estrategia de diseño de voladuras.

Holmberg y Persson (1980), especialistas en la tecnología de explosivos, señalan:

“Frecuentemente culpamos al macizo rocoso de su falta de estabilidad cuando lo que realmente tenemos es el resultado de unas voladuras pobremente diseñadas. No se puede saber cual habría sido la estabilidad del talud sin dañar cuando no se tomaron previamente las precauciones para evitar el daño en el mismo. Tan sólo observamos los tristes restos de lo que podía haber sido un talud completamente estable y seguro.”



Figura 21. Estrategia de diseño de voladuras

REFERENCIAS

- Atlas Powder Company (1987)- *Explosives and Rock Blasting*.- Atlas Powder Company. pp.458-463.
- Bastante, F. G., Alejano, L. & González-Cao, J. (2012) Predicting the extent of blast-induced damage in rock masses. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 56, 44–53.
- Bauer (1984)- *Wall control blasting in open pits*.- Rock Breaking and Mechanical Excavation.- CIM Special Volume. CIM.30. pp. 3-10.
- Calder (1977)- *Pit slope Manual*, Chapter 7- Perimeter Blasting. CANMET Report 77-14, Canada Center for Mineral and Energy Technology, Ottawa.
- Hino (1956)- Fragmentation of Rock through Blasting and Shock Wave; Theory of Blasting –Quarterly of the Colorado School of Mines, 1956, Nº 51.
- Hoek, Carranza-Torres and Corkum (2002)- *Hoek-Brown Failure Criterion — 2002 Edition*.- NARMS-TAC 2002: Mining and Tunnelling Innovation and Opportunity, Vol. 1, pp. 267-273. Eds. Toronto.
- Holmberg and Persson (1980)- *Design of tunnel perimeter blasthole patterns to prevent rock damage*.- Trans. Inst. Min. Metall., London, Vol. 89, pp. A37-40.
- Hustrulid (1999)- *Blasting Principles for Open Pit Mining. Volume I-General Design Concepts*.- BALKEMA. pp. 300.
- ISEE (1998)- *Blasters' Handbook*.- 17th Edition. International Society of Explosives Engineers. pp. 488-491.
- Langefors and Kihlström (1987)- *Voladura de Rocas*.- URMO, S.A. 2ª Edición. pp. 317-341.
- Olofsson (1991)- *Applied Explosives Technology for Construction and Mining*.- APPLEX AB. pp. 209-210.
- Ouchterlony, Sjöberg and Jonsson (1993)- *Blast damage predictions from vibration measurements at the SBK underground laboratories at Äspö in Sweden*.- Proc. 9th Ann Symp on Explosives and Blasting Research. ISEE. pp. 189-197.

- Persson (1997)- The relationship between strain energy, rock damage, fragmentation, and throw in rock blasting.- International Journal of Blasting and Fragmentation. FRAGBLAST pp. 99-110.
- Persson, Holmberg and Lee (1993)- *Rock Blasting and Explosives Engineering*.- CRC Press. pp. 244-247.