

W/h. 218

R. - 30.045

✓

**GEOTECNOLOGIA DEL AVANCE
MECANIZADO DE GALERIAS,
TUNELES Y POZOS**

14 MAYO 1987

SERIE: Geotecnia



INSTITUTO GEOLOGICO Y MINERO DE ESPAÑA

00944

14 MAYO 1987



*** GEOTECNOLOGIA DEL AVANCE
MECANIZADO DE GALERIAS,
TUNELES Y POZOS**

Pedro RAMIREZ OYANGUREN

Dr. Ingeniero de Minas, Catedrático de Laboreo de Minas y Mecánica de Rocas de la E.T.S. de Ingenieros de Minas de Madrid.

† **Luis de la CUADRA IRIZAR (q. e. p. d.)**

Dr. Ingeniero de Minas, Catedrático jubilado de Laboreo de Minas de la E.T.S. de Ingenieros de Minas de Madrid.

Ricardo LAIN HUERTA

Dr. Ingeniero de Minas Profesor de Mecánica de Rocas de la E.T.S. de Ingenieros de Minas de Madrid.

Manuel ROMANA RUIZ

Dr. Ingeniero de Caminos, Catedrático de Geotecnia y Cimientos de la E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Valencia.

José Antonio OJEDA RUIZ

Alumno de 6.º Curso de la E.T.S. de Ingenieros de Minas de Madrid.

COORDINACION:

Francisco Javier AYALA CARCEDO

Jefe del Area de Geotecnia del Instituto Geológico y Minero de España.

Profesor de Doctorado de Mecánica de Suelos Aplicada a la Minería y la Industria, E.T.S. de Ingenieros de Minas. Universidad Politécnica de Madrid.

* La financiación de este libro ha corrido a cargo del IGME íntegramente con fondos del Programa de Minería No energética.

INDICE

	Pág.
PROLOGO	5
Capítulo 1	
ESTUDIOS TEORICOS DEL CORTE DE ROCAS MEDIANTE PICAS	13
1.1. Mecanismo de penetración de las cuñas	15
1.1.1. Interacción roca-cuña en régimen frágil	16
1.1.2. Interacción roca-cuña en régimen dúctil	18
1.1.2.1. Modelo de Cheatham y Pariseau-Fairhurst	18
1.2. Teoría de Merchant sobre corte de metales	21
1.3. Teorías sobre el corte de rocas	22
1.3.1. Corte con pica simétrica en materias frágiles	22
1.3.1.1. Primer desarrollo de la teoría	22
1.3.1.2. Segundo desarrollo de la teoría	24
1.3.1.3. Teoría de Evans (1984) para picas cónicas	25
1.3.2. Estudio del corte de la roca basado en el criterio de rotura de Mohr-Coulomb	28
1.3.2.1. Proceso del corte de la roca	28
1.3.2.2. Hipótesis	29
1.3.2.3. Suposición del estado de tensiones	29
1.3.2.4. Criterio de rotura	30
1.3.2.5. Fórmula de la fuerza de corte	30
1.3.2.6. Cálculo del ángulo de fricción pica-roca	31
1.3.2.7. Cálculo del factor de distribución de tensiones	32
1.3.3. Crítica de las teorías de Evans y Nishimatsu	33
1.3.4. Corte con pica asimétrica en materiales frágiles	34
1.3.5. Corte con pica plana en materiales frágiles	36
1.3.6. Aplicación de la teoría de Evans al corte de rocas	38
1.3.6.1. Cálculo de la energía específica	38
1.4. Corte de la roca por impacto	40
1.4.1. Teoría de Evans y Pomeroy	40
1.4.2. Teoría de Whittaker y Szwiłski (1973)	41
Capítulo 2	
ESTUDIOS TEORICOS DEL CORTE DE ROCAS MEDIANTE DISCOS	45
2.1. Mecanismos de penetración de los discos	47
2.1.1. Esquirlas producidas en la rotura	49
2.1.2. Ciclo de penetración	50
2.1.3. Relaciones de penetración	50
2.2. Análisis teórico de las fuerzas que actúan sobre el disco. Fuerza total de empuje	51
2.2.1. Distribución aproximada de fuerzas sobre el disco	51
2.2.2. Obtención de las fuerzas sobre el disco mediante integración	53
2.3. Rotura a cortante de la roca entre surcos adyacentes	57

Capítulo 3

	Pág.
ESTUDIOS TEORICOS DEL CORTE DE ROCAS CON CHORRO DE AGUA	61
3.1. Introducción	63
3.2. El modelo teórico. Antecedentes	63
3.3. Teoría de Crow.	64
3.3.1. Hipótesis geométricas	64
3.3.2. Estudio de la dinámica del agua	66
3.3.3. Estudio de la tensión de corte	67
3.3.4. Resolución de las ecuaciones	69
3.3.5. Corrección de la teoría. Efecto de la porosidad	70
3.4. Teorías de Rehbinder y Haschish	71
3.5. Efecto de los aditivos químicos en el corte de rocas con chorro de agua	73
3.6. El chorro de agua como auxiliar del corte mecánico	73

Capítulo 4

ESTUDIOS EXPERIMENTALES DE CORTE DE ROCAS POR PICAS EN EL LABORATORIO	75
4.1. Factores que intervienen en el arranque	77
4.2. Efectos de la profundidad de corte	77
4.3. Efecto del espaciado entre surcos	83
4.4. Velocidad de corte de las picas.	87
4.4.1. Influencia de la velocidad de corte en el desgaste del útil	89
4.4.2. Evolución de las fuerzas en función del desgaste de la pica.	91
4.4.3. Relación entre la fuerza normal y el semiplano de desgaste de la pica.	91
4.4.4. Aumento de la temperatura durante el corte	92
4.5. Geometría de las picas de ataque lateral	95
4.5.1. Definición de los parámetros geométricos de la pica	95
4.5.2. Efecto del perfil de la pica sobre los resultados de corte	96
4.5.3. Efecto de los ángulos de incidencia y corte de la pica en los resultados de corte.	97
4.5.4. Influencia de la forma de la cara de corte de la pica en el arranque	102
4.5.5. Efecto de anchura de la pica sobre diversos parámetros.	103
4.6. Conclusiones generales	105
4.7. Tipos de picas y materiales de que están compuestas	107
4.8. Comparaciones entre picas de ataque lateral y de ataque en punta	109

Capítulo 5

ESTUDIOS EXPERIMENTALES DE CORTE DE ROCAS POR DISCOS EN EL LABORATORIO	113
5.1. Introducción	115
5.2. Características de las rocas ensayadas	118
5.3. Mecanismo de corte y geometría de la rotura	120
5.4. Factores que intervienen en el corte de disco	121
5.4.1. Influencia de la resistencia de la roca en las fuerzas normal, de corte, lateral y en la energía específica.	123
5.4.2. Relaciones entre las fuerzas normal, de corte, lateral y el espaciado	123
5.4.3. Influencia del radio de corte y velocidad de corte de las fuerzas normal F_n y F_c de corte. Relaciones entre fuerzas	125
5.4.4. Relaciones entre la penetración y diversos parámetros	126

	Pág.
5.4.5. Influencia del ángulo del filo del disco en las fuerzas normal y de corte	135
5.4.6. Influencia del diámetro del disco en las fuerzas normal y de corte	136
5.5. Ensayos con varios discos. Comparaciones entre configuraciones de dos y tres discos	135
5.6. Comparación entre picas y discos	136
5.7. Características de los ensayos sobre rocas anisótropas	137
5.7.1. Tipos de ensayos	137
5.7.2. Influencia del ángulo α' sobre la fuerza normal del disco	138
5.7.3. Influencia del ángulo β' sobre la fuerza normal del disco	139
5.7.4. Constante de corte. Influencia de la anisotropía de la roca en las fuerzas del disco	139
5.8. Características de los ensayos de desgaste de discos	140

Capítulo 6

ESTUDIOS EXPERIMENTALES DE CORTE DE ROCAS CON CHORRO DE AGUA EN LABORATORIO	145
6.1. Características de los ensayos de corte con chorro de agua	147
6.2. Comparación entre los resultados experimentales y las teorías de Crow y Rehbinder	148
6.3. Factores que intervienen en el corte	150
6.3.1. Parámetros relacionados con el chorro	151
6.3.2. Parámetros relacionados con las condiciones de utilización	152
6.3.3. Parámetros relacionados con las propiedades de las rocas	153
6.4. Estudios experimentales del chorro de agua como auxiliar al corte mecánico	154
6.4.1. Estudio experimental de la combinación de una pica y un chorro de agua	156
6.4.2. Estudio experimental de la combinación de un disco con chorros de agua	157

Capítulo 7

ESTUDIO DE LA CABEZA DE CORTE DE LAS MAQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL	161
7.1. Definición de los parámetros geométricos	163
7.2. Cálculo de las fuerzas y del par de giro.	165
7.3. Diseño de la cabeza de corte para que las fuerzas en las picas sean mínimas	167
7.4. Optimización del diseño de la cabeza mediante simulación con ordenador	170
7.5. Relación entre empuje aplicado y penetración.	174
7.6. Comparación entre las cabezas de corte axiales y radiales	175
7.6.1. Estabilidad de la máquina	176
7.6.2. Rendimiento de la máquina	176
7.6.3. Perfilado de galerías	177
7.6.4. Corte de rocas resistentes	177
7.7. Formas de corte de la cabeza	177
7.8. Ensayo para analizar el rendimiento de corte de una cabeza axial	179
7.8.1. Fuerzas a lo largo del brazo en la penetración de la cabeza	181
7.8.2. Par de giro de la cabeza durante la penetración	182
7.8.3. Variación de la energía específica con la profundidad de corte durante la penetración	183
7.8.4. Variación de la energía específica con el espaciado de las picas durante la penetración	183
7.8.5. Rendimiento de la cabeza en el arranque lateral	184

Capítulo 8

TECNOLOGIA DE LA CABEZA DE CORTE CON DISCOS	187
--	------------

8.1. Introducción	189
8.2. Parámetros de diseño	191
8.3. Fuerzas sobre los discos en la cabeza de corte	192
8.4. Potencia y par de giro de la cabeza de corte	196
8.5. Diseño de la cabeza de corte. Nomogramas	198
8.6. Relación entre el empuje y la penetración de la cabeza de corte	200
8.7. Corte de rocas resistentes	202
8.8. Mejoras en el diseño y la operación de las cabezas de corte con discos	203
8.8.1. Aumento del diámetro de los discos	203
8.8.2. Nuevos diseños de los discos	203

Capítulo 9

EL CHORRO DE AGUA EN LA TECNOLOGIA DE LAS CABEZAS DE CORTE	205
9.1. Introducción	207
9.2. Características técnicas de los equipos utilizados	207
9.2.1. Mecanismo generador del chorro	207
9.2.2. Parámetros que influyen en la acción de los chorros de agua	208
9.2.3. Disposición de los chorros de agua en la cabeza de corte	208
9.3. Influencia de la asistencia de los chorros de agua en las fuerzas que proporciona la cabeza de corte	210
9.4. Posibilidades y limitaciones de los chorros de agua como medio de asistencia al corte	211

Capítulo 10

PROPIEDADES DE LAS ROCAS Y DE LOS MACIZOS ROCOSOS QUE INTERVIENEN EN EL ARRANQUE	213
10.1. Introducción	215
10.2. Abrasividad de las rocas	216
10.2.1. Métodos petrográficos	216
10.2.2. Métodos mecánicos	222
10.3. Resistencia de la roca	225
10.3.1. Resistencia a compresión simple	225
10.3.2. Resistencia a tracción	225
10.4. Dureza	225
10.4.1. Martillo Schmidt	225
10.4.2. Esclerómetro Shore	226
10.4.3. Cono del NCB (National Coal Board)	227
10.4.4. Ensayo Cérchar	228
10.4.5. Ensayo Morris	229
10.5. Coeficiente de cementación	229
10.6. Propiedades de los macizos rocosos	230
10.6.1. Introducción	230
10.6.2. Fracturación del macizo rocoso	230
10.7. Microfracturación de la roca	231
10.7.1. Observación de la fracturación del testigo mediante tintes penetrantes	231
10.7.2. Medida de fracturas cerradas	232
10.7.3. Descripción del testigo basada en el valor "A"	232

Capítulo 11	Pág.
PREDICCIÓN DE LA VELOCIDAD DE AVANCE DE LAS MÁQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL	235
11.1. Factores que influyen en el rendimiento de una máquina de ataque puntual.	237
11.2. Primeros métodos para predecir el rendimiento de arranque de las máquinas de ataque puntual	237
11.3. Conclusiones sobre los métodos iniciales	246
11.4. Correlaciones establecidas por Aleman (1982) entre las propiedades de las rocas, macizos y rendimiento de arranque de máquinas de ataque puntual	247
11.5. Utilización de ensayos de corte en el laboratorio para predecir el rendimiento de arranque de un minador continuo.	248
11.6. Experiencia española de predicción de la velocidad de Avance de máquinas de ataque puntual	252
 Capítulo 12	
PREDICCIÓN DE LA VELOCIDAD DE AVANCE DE LAS MÁQUINAS DE ARRANQUE A SECCIÓN COMPLETA	257
12.1. Las máquinas tuneladoras a sección completa	259
12.1.1. Historia	259
12.1.2. Descripción de la máquina	260
12.1.3. Los cortadores	263
12.1.4. La cabeza de corte	265
12.1.5. El cuerpo central	266
12.1.6. El desescombro	268
12.1.7. Los equipos complementarios	270
12.2. Disponibilidad real de las tuneladoras	270
12.3. Métodos de previsión del avance	272
12.3.1. Introducción	272
12.3.2. Efecto de fracturación del macizo rocoso	276
12.3.3. Fórmulas empíricas de predicción del avance	279
12.3.4. Parámetros característicos del avance	282
12.3.5. Correlaciones con la dureza total	282
12.3.6. Correlaciones con la resistencia a compresión simple y la dureza Schmidt	283
12.4. Vibraciones producidas por una tuneladora	285
12.5. Desgaste de cortadores	287
12.6. Algunos ejemplos de túneles construídos con tuneladoras en España	290
12.6.1. Túnel del Talave	290
12.6.2. Túnel del Regueral	292
12.6.3. Túnel de acceso a la Presa del Llauset	294
12.6.4. Túnel de Trokas-Begoña	294
12.6.5. Túneles de Portugalete y Sestato	297
12.6.6. Túneles de Portugalete y Sestao	297

Capítulo 1

**ESTUDIOS TEORICOS DEL
CORTE DE ROCAS MEDIANTE PICAS**

INDICE DEL CAPITULO 1

	Pág.
1.1. Mecanismo de penetración de las cuñas	15
1.1.1. Interacción roca-cuña en régimen frágil	16
1.1.2. Interacción roca-cuña en régimen dúctil	18
1.1.2.1. Modelo de Cheatham y Pariseau-Fairhurst	18
1.2. Teoría de Merchant sobre corte de metales	21
1.3. Teorías sobre el corte de rocas	22
1.3.1. Corte con pica simétrica en materiales frágiles.	22
1.3.1.1. Primer desarrollo de la teoría	22
1.3.1.2. Segundo desarrollo de la teoría	24
1.3.1.3. Teoría de Evans (1984) para picas cónicas	25
1.3.2. Estudio del corte de la roca basado en el criterio de rotura de Mohr-Coulomb	28
1.3.2.1. Proceso del corte de la roca	28
1.3.2.2. Hipótesis	29
1.3.2.3. Suposición del estado de tensiones	29
1.3.2.4. Criterio de rotura	30
1.3.2.5. Fórmula de la fuerza de corte	30
1.3.2.6. Cálculo del ángulo de fricción pica-roca	31
1.3.2.7. Cálculo del factor de distribución de tensiones	32
1.3.3. Crítica de las teorías de Evans y Nishimatsu	33
1.3.4. Corte con pisa asimétrica en materiales frágiles	34
1.3.5. Corte con pica plana en en materiales frágiles	36
1.3.6. Aplicación de la teoría de Evans al corte de rocas	38
1.3.6.1. Cálculo de la energía específica	38
1.4. Corte de la roca por impacto	40
1.4.1. Teoría de Evans y Pomeroy	40
1.4.2. Teoría de Whittaker y Szwilski (1973)	41



CAPITULO I

ESTUDIOS TEORICOS DEL CORTE DE ROCAS MEDIANTE PICAS

1.1. Mecanismo de penetración de las cuñas

Gnirk y Cheatham (1965), cuando investigaron la penetración de una cuña en roca, variando las presiones de confinamiento sobre la superficie, encontraron que, en general, el mecanismo de penetración es de carácter frágil o quebradizo a presiones de confinamiento bajas y de naturaleza dúctil o plástica a presiones de confinamiento altas, con una zona de transición entre ambas (Ver Figura 1). La característica fuerza-desplazamiento es lineal, cuando el modo de penetración es dúctil o plástico, pero es discontinua y escalonada cuando saltan esquirlas de la superficie de roca.

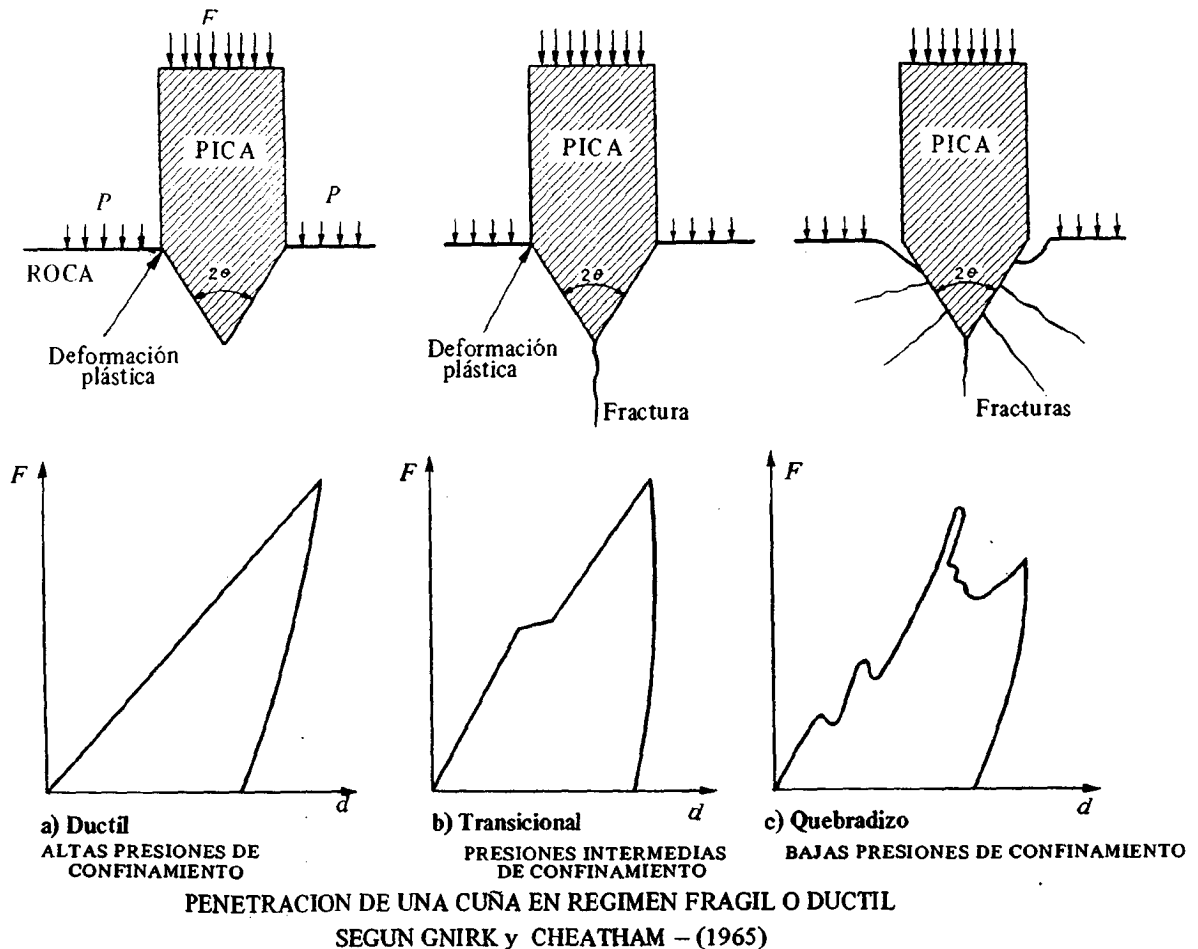
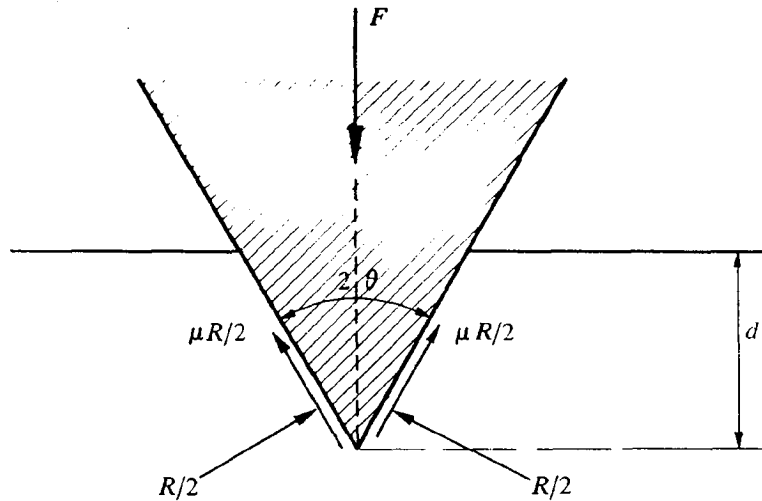


FIG. 1

Una curva fuerza-desplazamiento que muestra una s3la discontinuidad y tiene la misma inclinaci3n antes y despu3s de la rotura, es representativa de la transici3n de un comportamiento predominantemente fr3gil a otro predominantemente d3ctil. En este caso, las porciones lineales de las curvas corresponden al comportamiento d3ctil y una discontinuidad simple corresponde a la formaci3n de una grieta, esencialmente vertical, por debajo o muy cerca de la punta de la cu3a.

1.1.1. Interacci3n roca-cu3a en r3gimen fr3gil

EVANS y POMEROY (1966), describieron el proceso de penetraci3n de una cu3a en el carb3n (Ver figura 2).



PENETRACION DE UNA CU3A EN CARBON
SEGUN EVANS Y POMEROY - 1966

FIG. 2

El modelo propuesto consiste en una cu3a de 3ngulo 2θ que penetra en el carb3n con un coeficiente de fricci3n cu3a-carb3n μ . La reacci3n normal en el material es $R/2$ y la reacci3n paralela a cada superficie de la cu3a es de $\mu R/2$. Por tanto la fuerza necesaria para una penetraci3n d es la siguiente:

$$F = 2 \left(\frac{R}{2} \sin \theta + \mu \frac{R}{2} \cos \theta \right) = R \sin \theta (1 + \mu \cotg \theta) \quad (1)$$

Esta ecuaci3n muestra que la fricci3n de la cu3a con la roca debe tenerse en cuenta, multiplicando la fuerza de penetraci3n correspondiente a fricci3n cero por el factor $(1 + \mu \cotg \theta)$.

En el modelo anterior, la presi3n de contacto en la cu3a puede suponerse igual a la resistencia a compresi3n de la roca, por lo que:

$$F = 2 d w q \tg \theta \quad (2)$$

donde: w = anchura de la cu3a, d = profundidad de penetraci3n, q = resistencia a compresi3n simple de la roca.

Multiplicando la expresi3n anterior por el factor de fricci3n, se tiene que

$$F = 2 q w d \tg \theta (1 + \mu \cotg \theta) = 2 q w d (\tg \theta + \mu) \quad (3)$$

Te3rica y experimentalmente, seg3n demostraron EVANS y POMEROY (1966), la fuerza re-

querida para la penetración de la cuña en la roca aumenta rápidamente al aumentar el coeficiente de fricción y el ángulo de la cuña. REICHMUTH, (1963), sugirió la siguiente relación entre el ángulo de cuña 2θ y el coeficiente de fricción μ del contacto cuña-roca.

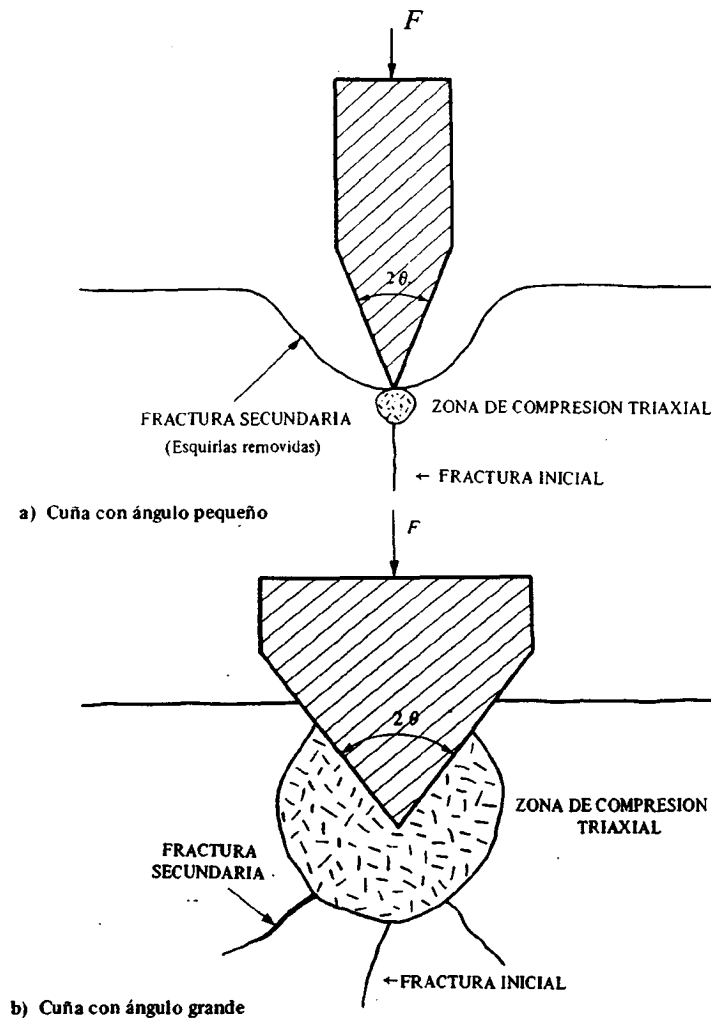
$$2\theta = \arctg \frac{\pi - 2\mu}{2 + \pi\mu} \quad (4)$$

Si θ es numéricamente más grande que la expresión del lado derecho de la ecuación, la distribución de tensiones se localiza, principalmente, en una región situada por debajo de la cuña, con lo cual, se produce una considerable trituración y compactación de la roca. Contrariamente, si θ es menor se desarrollan fracturas cercanas a la superficie de la roca, y esto da como resultado la formación de esquirlas y un aplastamiento y compactación comparativamente pequeños (Ver Figura 3).

PAUL y SIKARSKIE, (1965) postularon que la rotura de la roca está gobernada por el criterio de Mohr y Coulomb y predijeron el cese en la formación de esquirlas, cuando:

$$\theta > \frac{\pi}{2} - (\phi + \varphi) \quad (5)$$

donde: ϕ es el ángulo de fricción interno de la roca y φ el ángulo de fricción útil-roca.

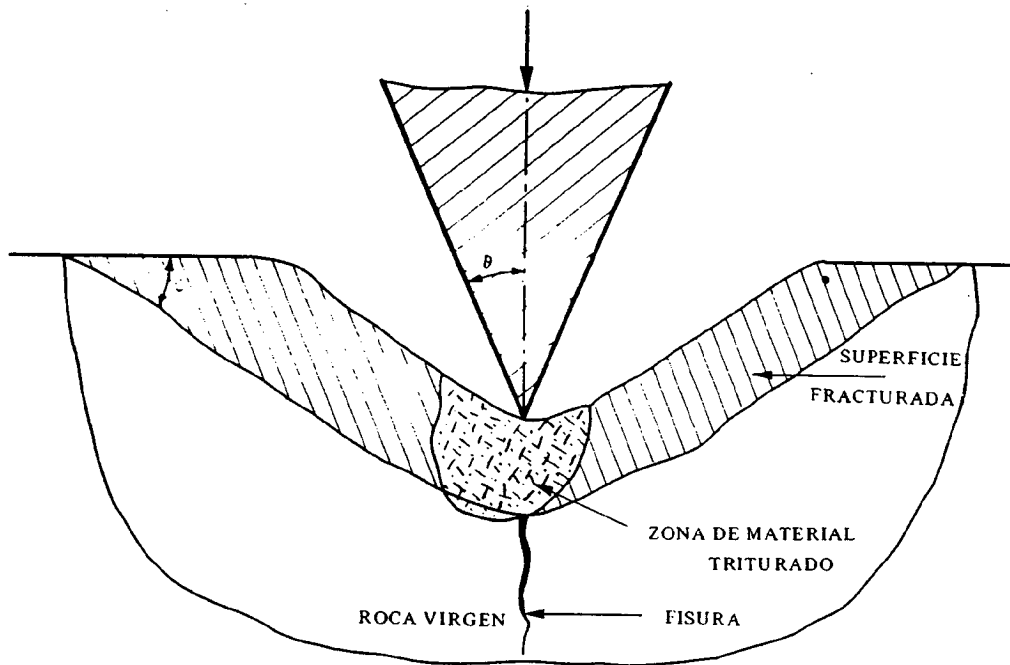


PENETRACION DE UNA CUÑA
SEGUN REICHMUTH - 1963

FIG. 3

Los ángulos de fricción útil-roca, generalmente, son de alrededor de 55° , por tanto la condición (5) viene a ser $\theta > 35 - \phi$, lo que pone de manifiesto la escasa validez de dicha hipótesis.

Estos investigadores supusieron, además, que las fracturas se producen a lo largo de planos inclinados de ángulo ψ , que se extienden desde la punta de la cuña hasta la superficie de la roca, y que el equilibrio de tensiones y el criterio de Mohr-Coulomb se satisfacen para todos los puntos de esos planos (Ver figura 4).



PENETRACION DE UNA CUÑA SEGUN PAUL Y SIKARSKIE

FIG. 4

DALZIEL y DAVIES (1964) observaron que la fuerza requerida para producir una fractura en carbón con una cuña despuntada o de punta redondeada aumenta con el radio de curvatura de la punta de la cuña elevado a un exponente, aproximadamente 0,5 (Ver figura 5).

Sugirieron que una capa de carbón triturado por debajo de la cuña ejerce una presión uniforme p' en el carbón, produciendo una concentración de tensiones de tracción t en el carbón bajo la punta de la cuña, y demostraron que estas tensiones variaban aproximadamente de la forma:

$$t \propto p' / \sqrt{\rho}$$

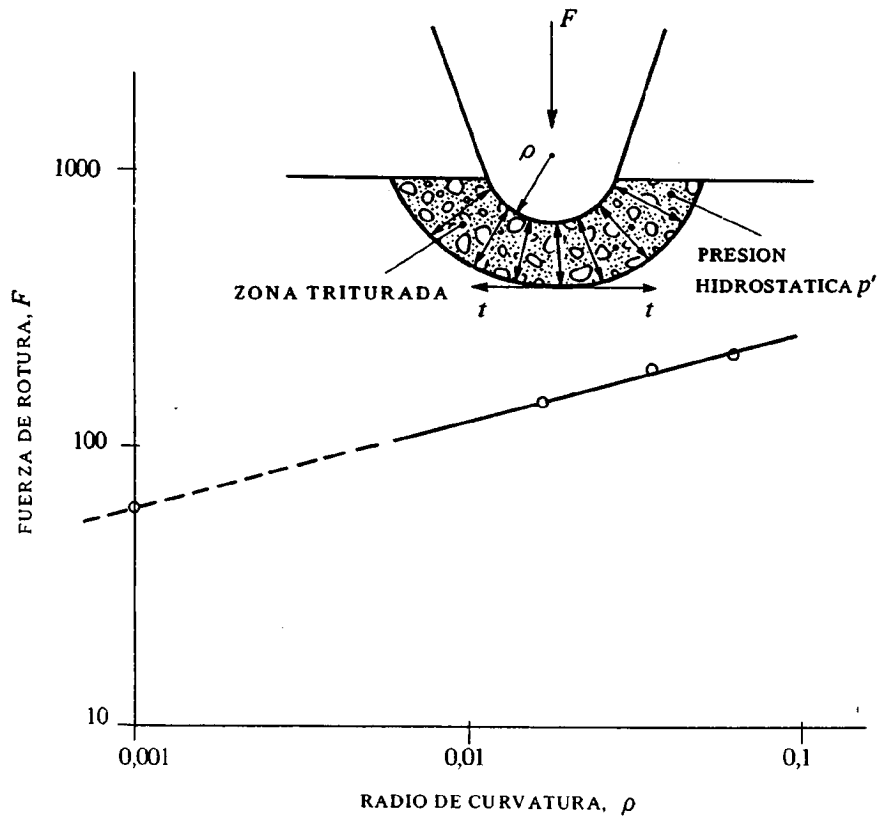
donde, ρ es el radio de curvatura de la cuña.

La presión hidrostática es proporcional a la fuerza que actúa sobre la cuña ($p' \propto F$). Si la rotura tiene lugar cuando t excede la resistencia a tracción de la roca, la fuerza de fracturación será proporcional a $\sqrt{\rho}$.

1.1.2. Interacción roca-cuña en régimen dúctil.

1.1.2.1. Modelo de Cheatham y Pariseau-Fairhurst.

Para paliar el inconveniente de la teoría de PAUL y SIKARSKIE, CHEATHAM y después PARISEAU

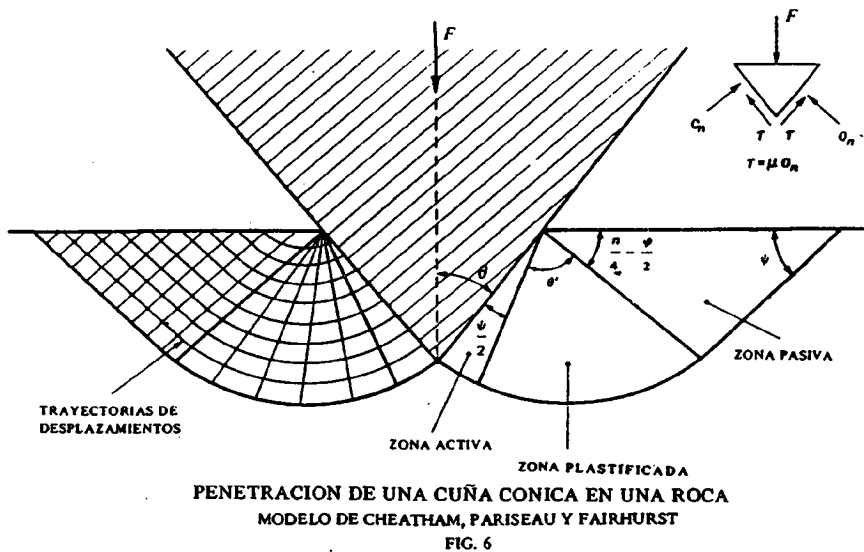


FUERZA DE LA FRACTURA EN FUNCION DEL RADIO DE LA PUNTA DE LA CUÑA
SEGUN DALZIEL Y DAVIES

FIG. 5

y FAIRHURST, utilizando como criterio de rotura el de Mohr-Coulomb, obtuvieron una solución similar a la de la mecánica de suelos propuesta por Prandtl. (Ver Figura 6).

Cheatham aplicó la teoría de la plasticidad a un modelo consistente en una cuña puntiaguda



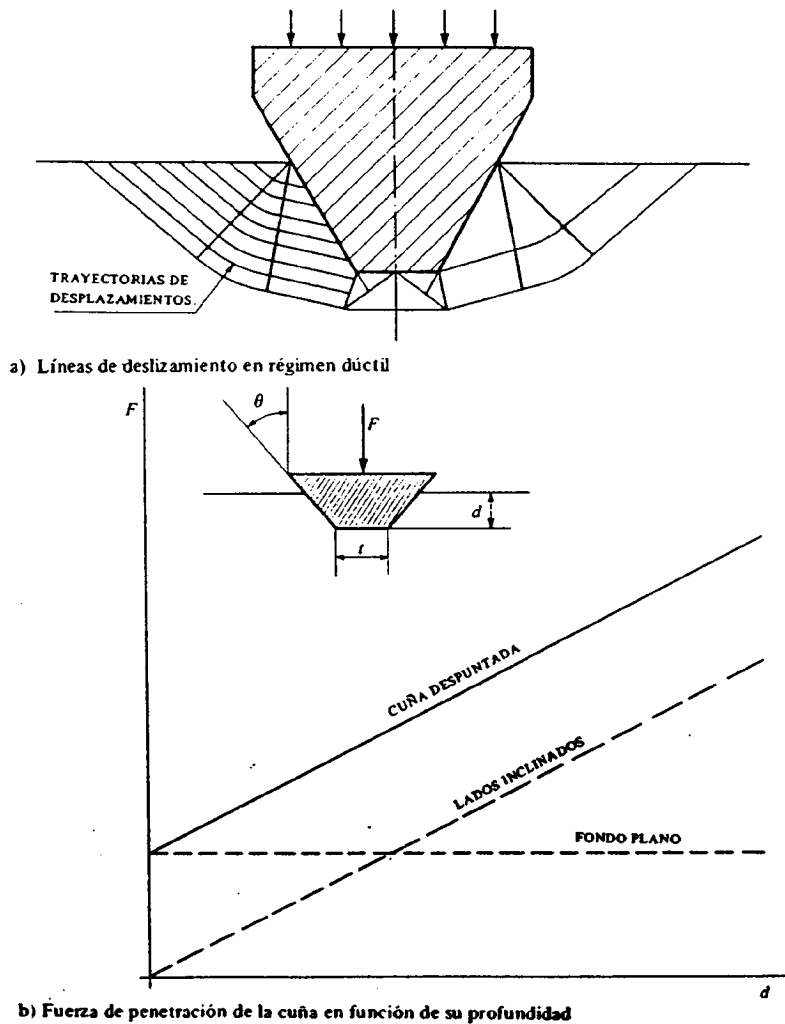
PENETRACION DE UNA CUÑA CONICA EN UNA ROCA
MODELO DE CHEATHAM, PARISEAU Y FAIRHURST

FIG. 6

que penetra dentro de una roca a presiones de confinamiento por encima de la presión de transición. En su análisis se supone que la roca es isotrópica y homogénea y que las tensiones principales satisfacen el criterio de rotura de Mohr-Coulomb. Tuvo en cuenta el efecto de fricción entre cuña y roca, y supuso que la rotura se producía cuando el círculo de Mohr era tangente a la envolvente de Mohr.

Para una presión de confinamiento constante y un ángulo de cuña, también, constante, las ecuaciones de Cheatham predicen un aumento lineal en la fuerza de la cuña al aumentar la profundidad de penetración, es decir, la característica fuerza-desplazamiento es lineal. Los valores calculados de las fuerzas en una cuña aguda en base a este modelo y los estimados por observaciones experimentales en muchas rocas, están, en general, de acuerdo.

También aplicó la teoría de plasticidad a una cuña con la punta desgastada que penetra dentro de un material que obedece al criterio lineal de rotura de Mohr-Coulomb. Para esta situación idealizada, la fuerza de resistencia a la penetración de la cuña es una combinación lineal de una fuerza constante que actúa contra la zona plana de la cuña y de dos fuerzas en los lados inclinados que aumentan linealmente con la profundidad de penetración (ver figura 7).



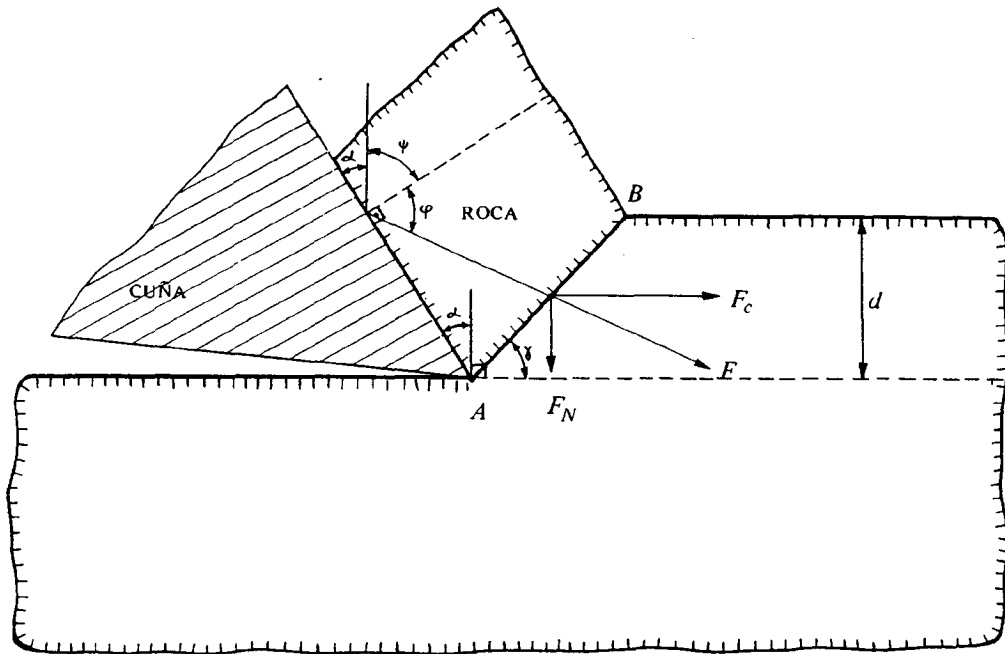
PENETRACION DE UNA CUÑA DESPUNTADA EN UNA ROCA
MODELO DE "CHEATHAM"

FIG. 7

1.2. Teoría de Merchant sobre corte de metales

Esta teoría ha servido de base a las teorías del corte de rocas de Evans y Nishimatsu, que se expondrán más adelante.

MERCHANT (1942) propuso una teoría para explicar el proceso de corte, en el que se forma una lasca o viruta continua, mediante una cuña afilada que corta una profundidad constante, generalmente pequeña comparada con la anchura de la cuña, para un estado plano de deformaciones. Este autor supuso que el corte se produce según una línea AB que forma un ángulo γ con la horizontal (Ver figura 8).



TEORIA DEL CORTE DE METALES (MERCHANT - 1942)

FIG. 8

La resistencia del material está caracterizada por una cohesión C y un coeficiente de fricción μ , asociado con un ángulo de fricción φ .

Para calcular la fuerza resultante F en la cuña, además de las suposiciones anteriores, se analiza el equilibrio entre la lasca y el instrumento de corte. De la figura 8, teniendo en cuenta que F es la fuerza resultante en la cuña que actúa sobre la esquirola, y F_c y F_N sus componentes horizontal y vertical, se deduce que:

$$\frac{F_N}{F_c} = \cotg(\pi - \psi - \varphi) = -\cotg(\psi + \varphi) \quad (6)$$

donde: φ es el complemento del ángulo de corte α . Proyectando F_N y F_c a lo largo del plano de corte AB , se tiene que:

$$F_c \cos \gamma - F_N \sin \gamma = \frac{Cd}{\sin \gamma} \quad (7)$$

Combinando las ecuaciones (6) y (7) resulta:

$$F_c \left[\cos \gamma + \frac{\operatorname{sen} \gamma}{\operatorname{tg}(\psi + \varphi)} \right] = \frac{Cd}{\operatorname{sen} \gamma}$$

de donde:

$$F_c = \frac{Cd}{\operatorname{sen} \gamma} \frac{\operatorname{sen}(\psi + \varphi)}{\cos \gamma \operatorname{sen}(\psi + \varphi) + \operatorname{sen} \gamma \cos(\psi + \varphi)}$$

y, por consiguiente:

$$F_c = \frac{Cd \operatorname{sen}(\psi + \varphi)}{\operatorname{sen} \gamma \operatorname{sen}(\psi + \varphi + \gamma)}$$

Ahora, si se supone que la dirección del plano de corte es tal que la fuerza de corte, y por tanto, el trabajo necesario para efectuar el corte sea mínimo, es decir, la hipótesis de mínimo trabajo, tenemos:

$$\frac{\partial F_c}{\partial \gamma} = 0$$

de donde,

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - \frac{1}{2}(\psi + \varphi) \quad (8)$$

Merchant determina γ experimentalmente, y utiliza (8) para deducir un valor de φ . Si φ es conocido

$$F_{c \min} = 2 Cd \operatorname{tg} \frac{1}{2}(\psi + \varphi)$$

1.3. Teorías sobre el corte de rocas

EVANS y sus colaboradores fueron los pioneros en el campo de la investigación del corte de rocas mediante picas.

Actualmente, la teoría de EVANS, deducida del corte de carbón, junto con la de NISHIMATSU, que se verá más adelante, constituyen la base para el estudio del corte de rocas mediante picas.

A continuación, se van a exponer los principios en que se basa la teoría del corte de EVANS en materiales frágiles y sus posteriores desarrollos.

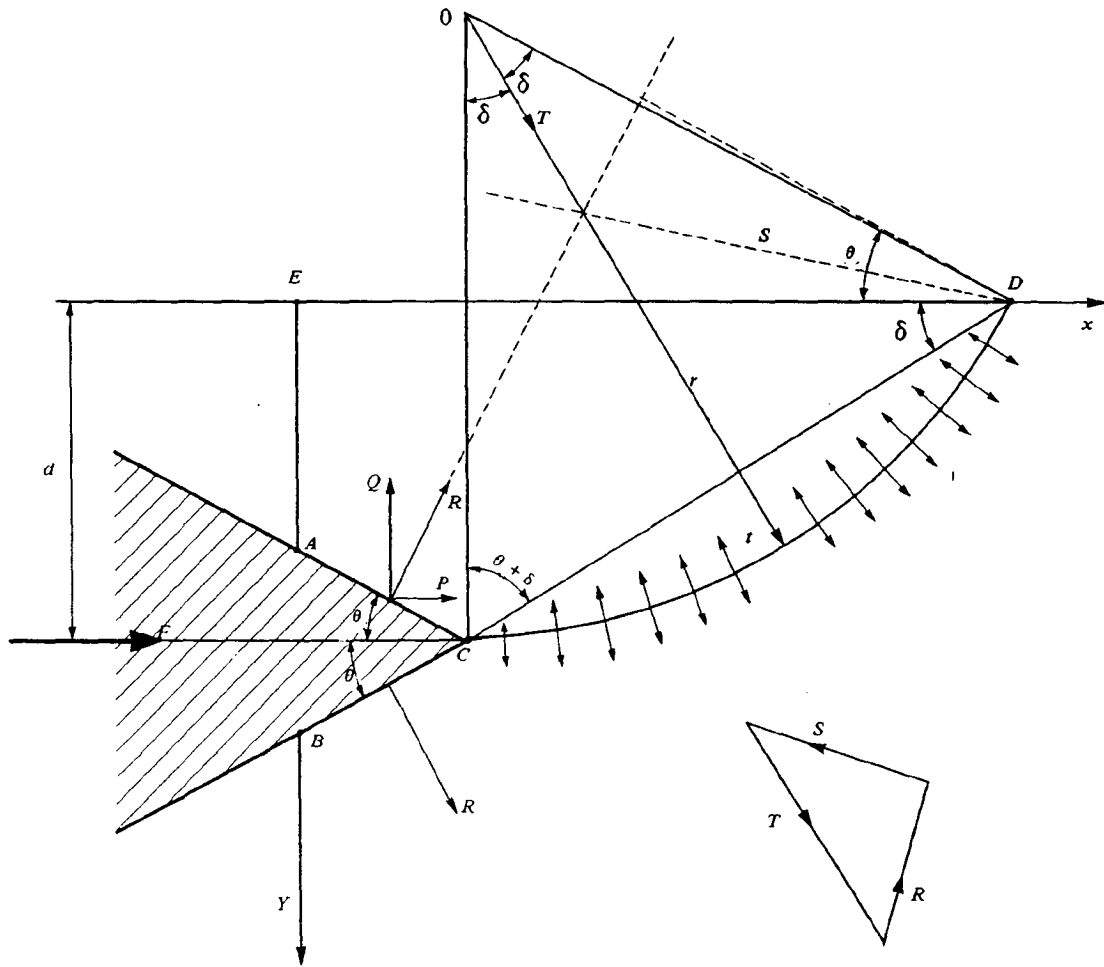
1.3.1. Corte con pica simétrica en materiales frágiles

1.3.1.1. Primer desarrollo de la teoría

EVANS y POMEROY (1966) mostraron que durante la penetración de una pica normal a una superficie, primeramente, al penetrar la cuña, se produce una trituración inicial. La fuerza requerida para dicha trituración está relacionada con la resistencia a compresión de la roca. Posteriormente, a partir de la punta de la pica se origina una rotura por tracción a lo largo de la curva CD (ver figura 9), que es tangente a la punta de la pica. La curva se supone que es circular de radio r y centro O .

En un primer instante se supone que hay fricción cero entre la pica y la roca. Las fuerzas que actúan en el macizo son (Ver Figura 9):

- La fuerza R que actúa normal a la superficie de la pica AC .
- La resultante T de la resistencia a tracción.
- Una tercera fuerza S es necesaria para mantener el equilibrio en el macizo. Debido a que



TEORIA DE EVANS - 1966

FIG. 9

la acción de la pica tiende a arrancar a la roca y ésta a girar alrededor del punto D , se supone que esta fuerza S actúa a partir de D .

El macizo $EACD$ está en equilibrio bajo la acción de las tres fuerzas, que pueden, por esto, ser representadas en magnitud y dirección por los tres lados de un triángulo.

A continuación, se calcula la relación entre R y T tomando momentos alrededor de D .

En primer lugar se supone un estado de deformaciones planas. Por consiguiente, si t es la resistencia a tracción de la roca, se tiene que:

$$T = tr \int_{-\delta}^{\delta} \cos \nu \, d\nu = 2 tr \sin \delta$$

donde: $r \cdot d\nu$ es un elemento de arco CD , que forma un ángulo ν con el radio de simetría y d es la profundidad de corte. Se supone que la penetración de la pica es pequeña, de modo que puede ser despreciada en comparación con la profundidad de corte d .

Tomando momentos alrededor de D .

$$R \frac{d}{\sin \delta} \cos(\delta + \theta) = Tr \sin \delta$$

donde, θ es el ángulo de pica.

Hay una relación geométrica auxiliar

$$r \sin \delta = \frac{d}{2 \sin \delta}$$

De aquí

$$R = \frac{td}{2 \sin \delta \cos(\theta + \delta)} \quad (9)$$

La componente horizontal de R , P , está dada por $R \sin \theta$, y, debido a la simetría de las fuerzas que actúan en la pica, la fuerza total de corte F en la pica es igual a $2P$. Por tanto:

$$F = 2R \sin \theta = \frac{td \sin \theta}{\sin \delta \cos(\theta + \delta)} \quad (10)$$

La segunda suposición es que δ sea tal que haga F mínima. es decir:

$$\frac{dF}{d\delta} = 0$$

$$\cos \delta \cos(\theta + \delta) - \sin \delta \sin(\theta + \delta) = 0$$

$$\cos(\theta + 2\delta) = 0$$

$$\delta = \frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \theta \right)$$

$$F_{min} = \frac{2td \sin \theta}{1 - \sin \theta} \quad (11)$$

La variación de F con la fricción se traduce en que la fuerza R actúa según un ángulo φ con la normal a la cara correspondiente de la pica, siendo φ el ángulo de fricción entre pica y roca. Entonces, θ se reemplaza en la ecuación (11) por $\theta + \varphi$.

$$F_{min} = \frac{2td \sin(\theta + \varphi)}{1 - \sin(\theta + \varphi)} \quad (12)$$

1.3.1.2. Segundo desarrollo de la teoría

Un posterior desarrollo de la teoría realizado por EVANS (1966), supone que la tracción procede esencialmente de la propagación de una grieta que comienza desde la punta de la pica. La simple teoría anterior, que aceptaba un repentino desgajamiento uniforme no está muy justificada, ya que es mucho más probable que se produzca una rotura progresiva bastante rápida. También es posible que sólo una fracción de la resistencia a tracción sea movilizada a lo largo de la superficie potencial de rotura cuando las tensiones en la punta de la pica han alcanzado el nivel de desgajamiento.

La variación de la tensión a tracción en la proximidad de la punta de la cuña es un problema que no está muy claro. Por ello para obtener alguna idea de tal variación de una manera relativamente simple, este autor supuso que la rotura tenía lugar a lo largo de la línea CD (Ver Figura 9) y que la tensión de tracción a lo largo de esta línea seguía la ley $t(x'/l)^{n'}$.

donde: x' es la distancia desde el punto D , l es la longitud de la cuerda y n' es un exponente empírico.

Así, la tensión de tracción varía desde un valor máximo (punto *C*) hasta cero (punto *D*), de acuerdo con la mencionada ley. Entonces, tomando momentos alrededor del punto *D* y considerando que la fuerza *R* actúa según un ángulo φ con la normal, se obtiene:

$$R l \cos (\delta + \theta + \varphi) = t \int_0^l \left(\frac{x'}{l} \right)^{n'} x' dx' = \frac{t l^2}{n'+2}$$

de modo que:

$$F = 2 R \operatorname{sen} (\theta + \varphi) = \frac{2 t d}{n'+2} \frac{\operatorname{sen} (\delta + \theta)}{\operatorname{sen} \delta \cos (\delta + \theta + \varphi)}$$

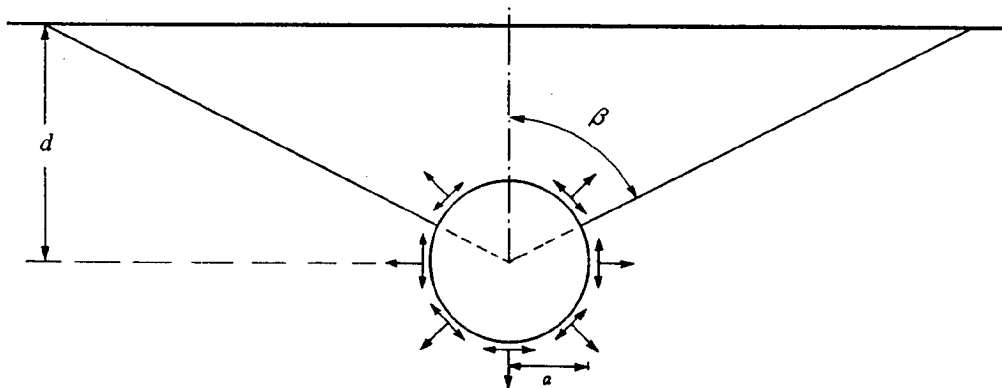
Si se hace que *F* sea mínimo con respecto a δ , $\frac{dF}{d\delta} = 0$, se llega a:

$$F = \frac{2}{n'+2} \frac{2 t d \operatorname{sen} (\theta + \varphi)}{1 - \operatorname{sen} (\theta + \varphi)} \quad (13)$$

Esta expresión (13) es igual que la (12), excepto que la resistencia a tracción efectiva del material se multiplica por el factor $2/n' + 2$.

1.3.1.3. Teoría de EVANS (1984) para picas cónicas

El problema propuesto consiste en estudiar la rotura de la roca, que forma un medio semi-infinito, por medio de un agujero circular realizado en la roca, con el eje paralelo a la superficie y sujeto a presión interna (Figura 10).

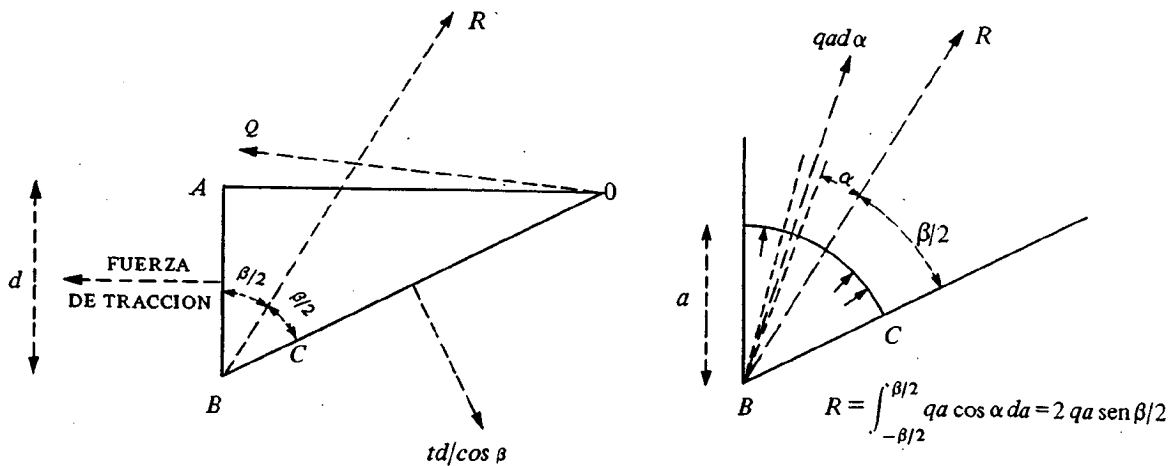


AGUJERO SUJETO A PRESION INTERNA
SEGUN EVANS (1984)
FIG. 10

Se produce en la roca una compresión radial acompañada de tensiones tangenciales de tracción. Cuando estas tensiones alcanzan el valor de la resistencia a tracción de la roca, se forman grietas de tracción en la interfase agujero-roca. Si las condiciones son propicias, estas grietas se propagarán hasta la superficie libre de la roca. En experimentos realizados con picas cónicas se ha encontrado que los surcos abiertos tienen forma de "V" y en la modelización efectuada por Evans se supone que las superficies de rotura son planos perpendiculares al de la figura 10 que forman un ángulo β con el plano central vertical.

Se supone que la esquirla en forma de V arrancada por la pica es simétrica con relación al plano central vertical.

Para realizar un análisis de tipo equilibrio límite de media esquirla potencial (Figura 11) hay que hallar las fuerzas que actúan sobre ella:



EQUILIBRIO LIMITE DE MEDIA ESQUIRLA

FIG. 11

- Fuerza de tracción perpendicular a OC . El radio "a" del agujero representa, en el caso de la pica cónica, compresión elástica anterior a la rotura de la roca, y por ello es mucho menor que la profundidad de corte "d". El valor de esta fuerza por unidad de longitud es $td/\cos \beta$, donde "t" es la resistencia a tracción de la roca.
- La fuerza radial de arranque R actúa según un ángulo $\beta/2$ con el radio vertical. Esta fuerza es consecuencia de la compresión α que se ejerce en el perímetro del agujero y se puede calcular integrando las fuerzas elementales a lo largo del arco β .

$$R = \int_{-\beta/2}^{\beta/2} qa \cos \alpha d\alpha = 2 qa \sin \beta/2 \quad (14)$$

- Una fuerza de tracción que actúa perpendicularmente al radio vertical AB . Según HURT y EVANS (1980) esta fuerza puede ser despreciada en relación con las otras.
- Una fuerza Q que actúa en O o muy cerca de este punto, producida por el giro de la media esquirla alrededor de la zona de roca intacta.

Q se puede eliminar tomando momentos alrededor de O .

$$R \frac{d}{\cos \beta} \sin \frac{\beta}{2} = t \frac{d}{\cos \beta} \times \frac{1}{2} \frac{d}{\cos \beta} \quad (15)$$

De (14) y (15) se deduce que:

$$q = \frac{t}{4} \frac{d}{a} \frac{1}{\cos \beta \sin^2 \beta/2} \quad (16)$$

Se supone que el valor de β para el que se produce la rotura es el que hace mínima la energía del desplazamiento radial producida por q . La energía es el producto de la presión por el desplazamiento, más por la teoría de la elasticidad se sabe que en este caso el desplazamiento es proporcional a la presión. Por consiguiente, la energía correspondiente a la rotura es proporcional a q^2 , que es mínimo cuando:

$$2q \frac{dq}{d\beta} = 0, \text{ es decir, } \frac{dq}{d\beta} = 0$$

Derivando la ecuación (16)

$$2 \operatorname{sen} \beta/2 \cos \beta/2 \times \frac{1}{2} \cos \beta - \operatorname{sen} \beta \operatorname{sen}^2 \beta/2 = 0$$

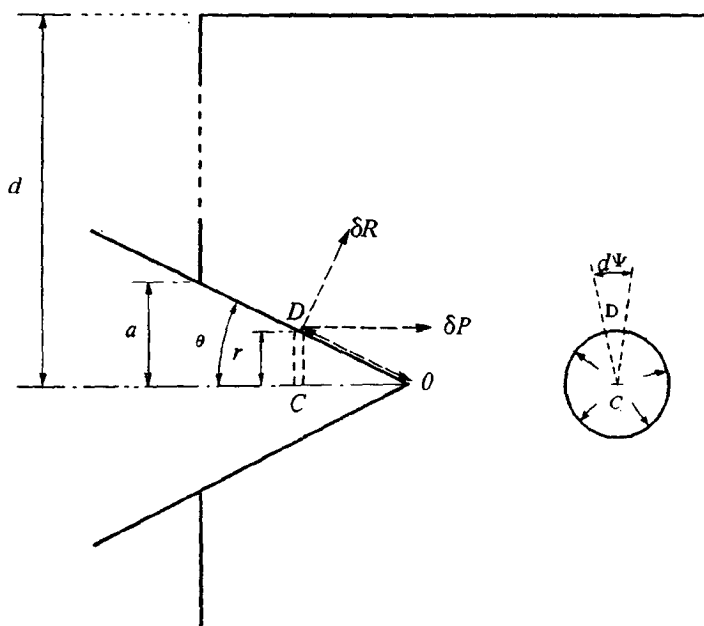
de donde:

$$\cos \frac{3\beta}{2} = 0, \text{ es decir } \beta = 60^\circ$$

Sustituyendo en (16), se deduce el valor de "q" correspondiente a la rotura, que es:

$$q = \frac{t}{4} \frac{d}{a} \frac{1}{1/2 (1/2)^2} = 2t \frac{d}{a} \tag{17}$$

Si se mira la pica de lado en lugar de según su línea de acción, su forma es la de un cono, en lugar del menos real agujero uniforme en el terreno (Ver figura 12).



FUERZAS QUE ACTUAN EN UN AGUJERO CONICO
SEGUN EVANS (1984)
FIG. 12

Si se considera una fina rebanada CD del cono, un área elemental de superficie δA tiene el valor de $r \delta \psi \delta l$; donde $r = CD$, $\delta \psi$ es el ángulo correspondiente a partir de C y δl es un incremento de la longitud $l = OD$. La profundidad de D a lo largo de la línea de aplicación de la tensión, es decir, la perpendicular a la arista del cono, es $d/\cos \theta$. La fuerza elemental δR viene dada por:

$$\delta R = q \delta A = 2t \frac{d}{\cos \theta} \times \frac{1}{r} \times r \delta \psi \delta l$$

pero,

$$l = \frac{r}{\operatorname{sen} \theta} \quad \text{y} \quad \delta l = \frac{1}{\operatorname{sen} \theta} \delta r$$

luego,

$$\delta R = 2t \frac{d}{\cos \theta \operatorname{sen} \theta} \delta \psi \delta r$$

Su correspondiente horizontal δP , viene dada por:

$$\delta P = \delta R \operatorname{sen} \theta = 2t \frac{d}{\cos \theta} \delta \psi \delta r$$

La fuerza total horizontal para la parte alta de la superficie cónica es por tanto:

$$P = \int dP = 2t \frac{d}{\cos \theta} \int_0^{\pi} \int_0^a d\psi dr = 2t \frac{d}{\cos \theta} \pi a$$

Como en la parte inferior del cono se genera el mismo empuje, la fuerza total horizontal P_c será igual a:

$$P_c = \frac{4 \pi t}{\cos \theta} da \quad (18)$$

Para obtener el valor de "a", basta tener en cuenta que P_c debe superar la resistencia a compresión simple de la roca en las proximidades de la pica, por lo tanto:

$$P_c = \pi a^2 q \quad (19)$$

donde, q es la resistencia de la roca.

De (18) y (19) se obtiene finalmente:

$$P_c = \frac{16 \pi}{\cos^2 \theta} \left(\frac{t}{q} \right) t d^2$$

1.3.2. Estudio del corte de la roca basado en el criterio de rotura de Mohr-Coulomb

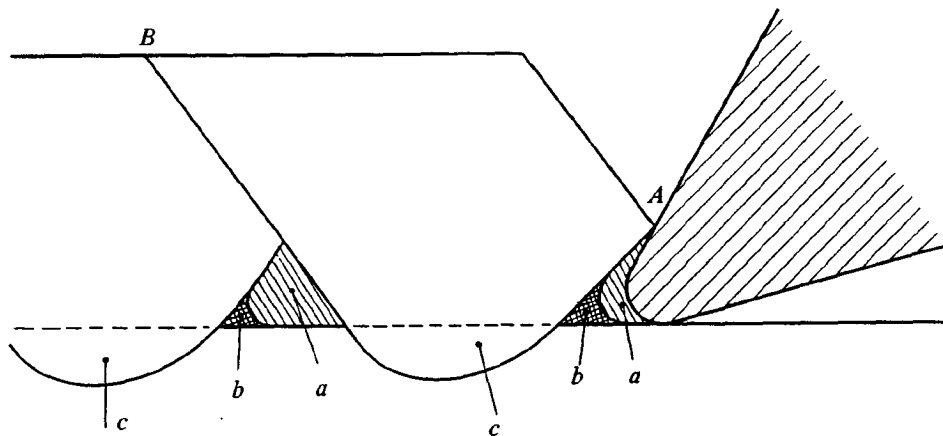
1.3.2.1. Proceso del corte de la roca

NISHIMATSU (1972) supone que la velocidad de corte no influye en las fuerzas necesarias para el arranque mecánico de la roca. Basado en esta suposición, el autor observa el corte para una velocidad de 0,4 m/mín.

El proceso de corte es el siguiente (Ver figura 13): Conforme el filo del instrumento de corte penetra en la roca, se genera una primera zona triturada alrededor del mismo. Cuando el filo del instrumento de corte penetra más profundamente, esta zona triturada se pega contra la cara inclinada anterior de la pica, donde es recompactada (zona *a*). Así se produce una primera zona que actúa de forma parecida a la que aparece en el corte de metales, de forma que cuanto más profunda es la penetración de la pica más grande será la fuerza necesaria para el corte. A un valor crítico de la profundidad de penetración se genera un estado de tensiones que permiten la propagación de una fractura macroscópica de rotura. La iniciación y propagación de esta fractura da como resultado la formación de una gruesa lasca o esquirla.

Después de la formación de esta lasca, conforme la pica avanza, aparece una segunda zona (*b*) triturada en finas lascas; a esta zona se le denomina "zona secundaria de trituración". Siguiendo el proceso de corte, el instrumento penetra en la zona (*c*) sin ninguna resistencia, donde aparece la fractura mencionada anteriormente. De la misma forma, se repite un nuevo ciclo de corte.

En un ciclo, la fuerza de corte aumenta con la penetración de la pica hasta un máximo, que coincide con la iniciación de una fractura macroscópica, y luego decrece. Esta fractura macroscópica no comienza en el punto más bajo de la trituración, sino en un punto cerca del límite superior de



PROCESO DE ROTURA DE UNA ROCA SEGUN NISHIMATSU

FIG. 13

esta zona.

1.3.2.2. Hipótesis

Se supone un corte ortogonal, en el que el ancho del filo de corte es más grande que la profundidad de corte, con objeto de poder tratar el corte mecánico de la roca como un problema bidimensional.

1.3.2.3. Suposición del estado de tensiones

Se considera que las tensiones se distribuyen a lo largo de una línea recta AB en la roca (Ver figura 14) y que la concentración de tensiones es mayor en la proximidad de la punta de la pica, de forma que la tensión resultante p decrecerá desde el punto A al punto B .

Como primera hipótesis, se supone que la magnitud de p por unidad de longitud de la línea AB viene dada por:

$$p = p_o (d/\text{sen } \gamma - \lambda)^n \quad (20)$$

donde: p_o es una constante.

d es la profundidad de corte.

γ es el ángulo entre la dirección de corte y la línea AB .

λ es la distancia de la punta del filo A a un punto arbitrario de la línea AB .

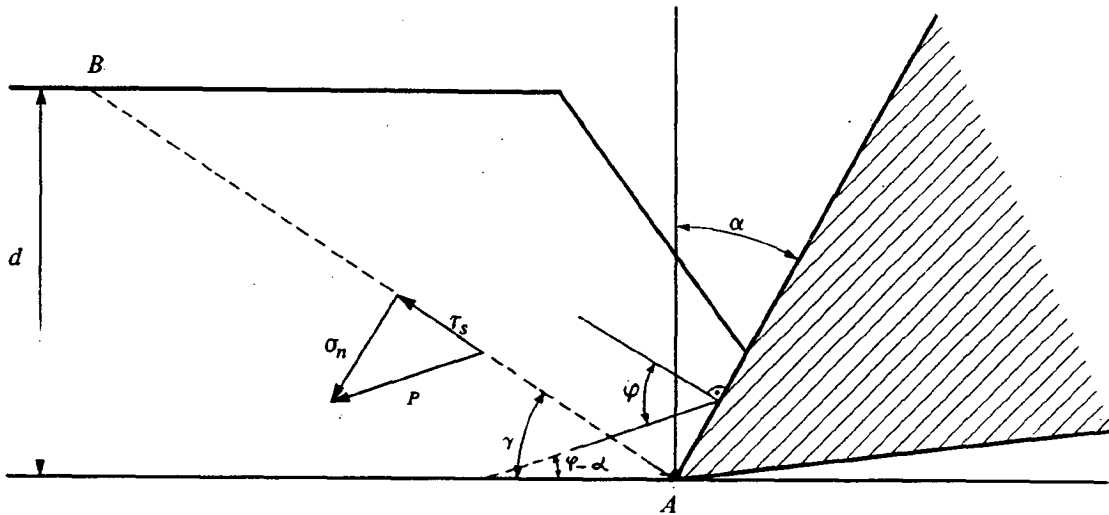
n es el factor de distribución, que es una constante relacionada con el estado de tensiones derivado del proceso de corte de la roca.

Una segunda hipótesis consiste en suponer que la dirección de la tensión resultante p es constante a lo largo de la línea AB . La integración de p a lo largo de la línea AB estará en equilibrio con la resultante de la fuerza de corte F . Así, resulta:

$$F + p_o \int_0^{d/\text{sen } \gamma} (d/\text{sen } \gamma - \lambda)^n d\lambda = 0$$

Integrando el segundo término de la ecuación, se puede determinar la constante p_o como:

$$p_o = -\frac{F(n+1)}{(d \text{ sen } \gamma)^{n+1}} \quad (21)$$



DISTRIBUCION DE TENSIONES Y FUERZAS EN EL CORTE DE UNA ROCA,
SEGUN NISHIMATSU - 1972

FIG. 14

Sustituyendo (21) en (20), se obtiene una ecuación que describe el estado de tensiones inducido por la fuerza de corte.

Descomponiendo la tensión p en las componentes normal σ_N y tangencial τ_s y haciendo $\lambda = 0$, se obtienen los valores máximos de las componentes de tensión:

$$\begin{aligned}\gamma_{NO} &= -(n+1) \frac{\text{sen } \gamma}{d} F \text{sen}(\gamma - \alpha + \varphi) \\ \tau_{SO} &= -(n+1) \frac{\text{sen } \gamma}{d} F \text{cos}(\gamma - \alpha + \varphi)\end{aligned}\quad (22)$$

donde: α es el ángulo de corte de la pica y φ es el ángulo de fricción roca-pica.

La rotura tiene lugar cuando estas tensiones máximas cumplen el criterio de rotura. En las fórmulas anteriores se ha supuesto que las tensiones de compresión tienen signo negativo.

1.3.2.4. Criterio de rotura

El criterio de rotura de una roca puede venir dado por la envolvente de sus círculos de Mohr. Esta envolvente, que es aproximadamente recta en la región de las tensiones, está determinada por la siguiente ecuación (Ver figura 15):

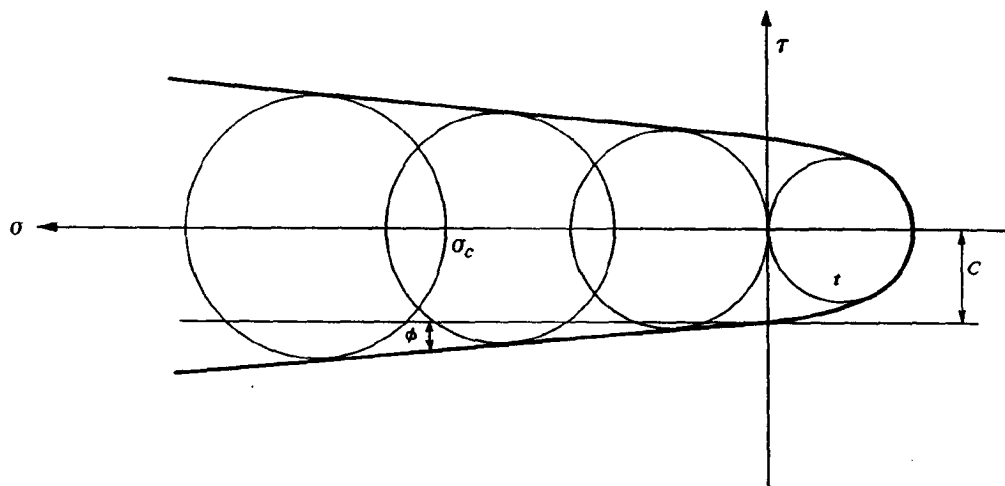
$$\pm \tau_s = C - \text{tg } \phi \sigma_N \quad (23)$$

donde: C es la cohesión y ϕ es el ángulo de fricción interna de la roca.

1.3.2.5. Fórmula de la fuerza de corte

De la ecuación (22), aceptando que la tensión normal que actúa en la línea AB es una compresión, se deduce que $\gamma > \alpha - \varphi$.

De las ecuaciones (22) y (23) se obtiene:



ENVOLVENTE DE MOHR-COULOMB

FIG. 15

$$F = - \frac{1}{n+1} \frac{d}{\text{sen } \gamma} \cdot \frac{C}{\text{tg } \phi \text{ sen } (\gamma - \alpha + \phi) - \cos (\gamma - \alpha + \phi)} \quad (24)$$

Suponiendo que la línea AB, a lo largo de la cual actúan las tensiones de rotura, hace que la fuerza de corte sea mínima, hay que derivar la ecuación (24) con respecto a γ e igualar a 0. Así se obtiene la fórmula de la fuerza resultante de corte por unidad de anchura del filo de la pica:

$$F = - \frac{2}{n+1} C d \frac{\cos \phi}{1 - \text{sen } (\phi - \alpha + \phi)} \quad (25)$$

Conviene destacar que la línea según la cual la fuerza de corte es mínima no coincidirá con la dirección de la fractura macroscópica de rotura, ya que la línea AB es necesaria para describir el estado de tensiones pero la propagación de una fractura no depende únicamente del estado tensional antes de la iniciación de la misma. Por último, la fuerza de corte F puede ser descompuesta en otros dos, una horizontal P (fuerza cortante) y otra vertical Q (fuerza de empuje).

$$\begin{aligned} P &= F \cos (\phi - \alpha) \\ Q &= F \text{sen } (\phi - \alpha) \end{aligned} \quad (26)$$

1.3.2.6. Cálculo del ángulo de fricción pica-roca

De los resultados de una serie de ensayos que se llevaron a cabo en mortero de cemento y en toba volcánica se dedujo que existía una relación entre las dos componentes de la fuerza F y la profundidad de corte. Esta relación se puede expresar de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} P &= a_1 + b_1 d \\ Q &= a_2 + b_2 d \end{aligned} \quad (27)$$

donde: P es la fuerza de corte y Q es la fuerza de empuje.

Los parámetros de la ecuación (27) se han determinado aplicando el método de los mínimos cuadrados a los resultados de los ensayos. Recordando que la fuerza F , dada por la ecuación (25), está relacionada con la formación de una gruesa lasca, se puede suponer que los primeros términos

de las ecuaciones (27) están relacionados con la zona de trituración secundaria y los segundos términos corresponden a la ecuación (26). De ahí se deduce que:

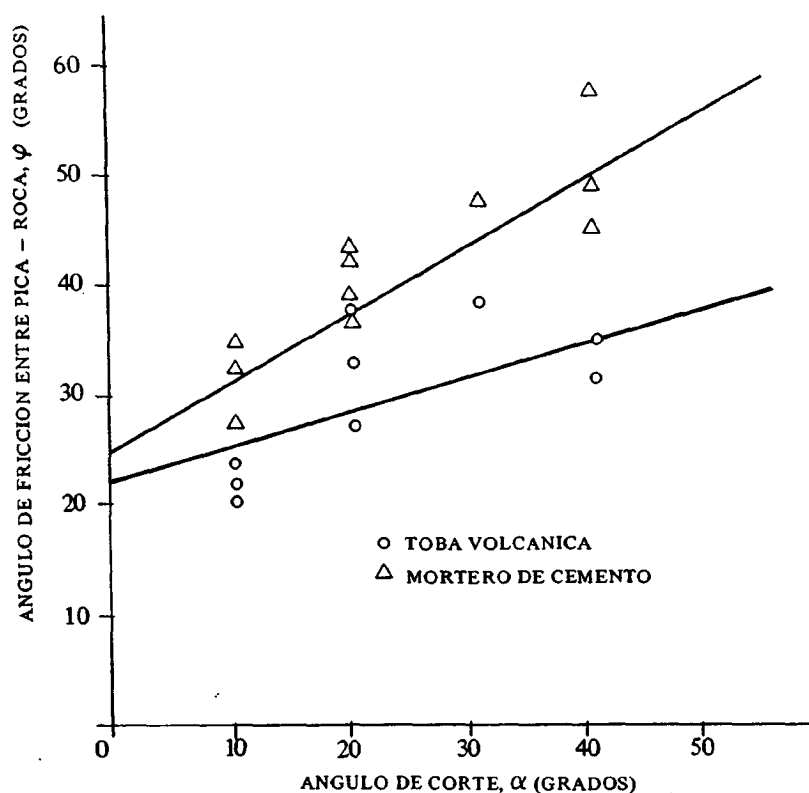
$$b_1 = \frac{2}{n+1} C \frac{\cos \phi}{1 - \sin(\phi - \alpha + \varphi)} \cos(\varphi - \alpha) \quad (28)$$

Considerando que el segundo término de la ecuación (27) corresponde a la ecuación (26), se obtiene:

$$\frac{b_2}{b_1} = \operatorname{tg}(\varphi - \alpha) \quad (29)$$

Observando las pendientes de las rectas componentes de la fuerza F profundidad de corte, deducidas de los ensayos mencionados, se obtienen b_1 y b_2 que, introducidos en la ecuación (29), permiten evaluar el ángulo de fricción pica-roca. Por consiguiente, este ángulo es una función lineal del ángulo de corte de la pica, como se expresa a continuación (Ver Figura 16).

$$\begin{aligned} \varphi &= 25'4^\circ + 0,66 \alpha \text{ para mortero de cemento} \\ \varphi &= 22'9^\circ + 0,22 \alpha \text{ para toba volcánica} \end{aligned} \quad (30)$$



ÁNGULO DE FRICCIÓN PICA-ROCA EN FUNCIÓN DEL ÁNGULO DE CORTE SEGUN MISHIMATSU (1972)

FIG. 16

1.3.2.7. Cálculo del factor de distribución de tensiones

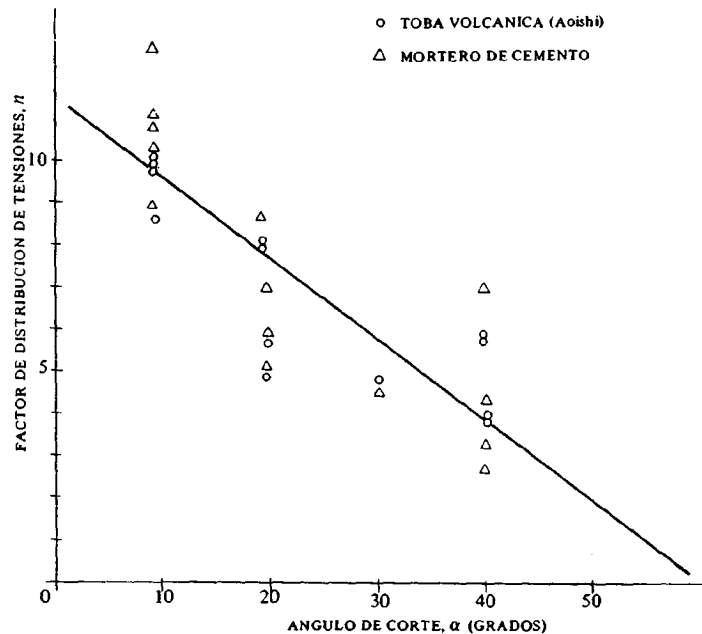
A partir del ángulo de fricción interno y de la cohesión de la roca, ambos obtenidos de la envolvente de rotura de Mohr, se puede estimar el factor de distribución de tensiones.

Utilizando la ecuación (30) se puede evaluar el ángulo de fricción pica-roca para un valor arbitrario del ángulo de corte. Llevando el valor observado de b y los valores evaluados de φ , ϕ y C a la ecuación (28), se determina el factor de distribución de tensiones para un valor dado del ángulo de corte.

El factor de distribución de tensiones no depende de las propiedades mecánicas de la roca, sino de su estado tensional que depende sustancialmente del ángulo de corte de la pica. Esta afirmación queda verificada por los resultados de los ensayos (Ver figura 17). En ella se puede observar que la relación del ángulo de corte con el factor de distribución de tensiones es la siguiente:

$$n = 11,3 - 0,18 \alpha^{\circ}$$

tanto para mortero de cemento como para tobas volcánicas.



EFFECTO DEL ANGULO DE CORTE EN EL FACTOR DE DISTRIBUCION DE TENSIONES SEGUN MISHIMATSU (1972)

FIG. 17

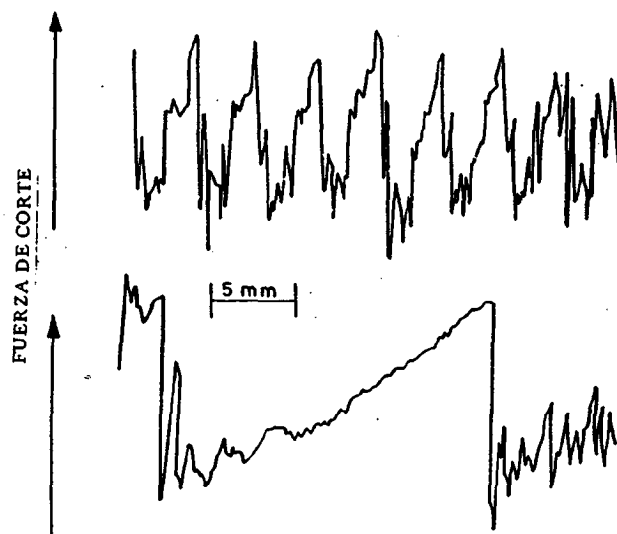
1.3.3. Críticas de las teorías de EVANS y NISHIMATSU

En ambos modelos la fuerza de corte queda determinada por la generatriz de la pica y de la lasca de roca y por las propiedades mecánicas de esta. Las dos teorías tienen dos hipótesis en común: la primera consiste en suponer que todas las lascas tienen la misma geometría y la segunda estriba en aceptar que la superficie de la roca es regular, es decir, sin cortes previos.

K.E. RANMAN (1985) ha demostrado experimentalmente que ni la geometría ni el tamaño de las lascas de roca son constantes. Utilizó en sus estudios picas de tipo cónico que arrancaban en distancias pequeñas a una velocidad de 0,1 m/s, con objeto de que no sufrieran desgaste. Las fuerzas se medían con un dinamómetro. Antes de empezar los ensayos, la superficie de la roca se "preparó" mediante varios cortes realizados con el mismo espaciado que el ensayo. De esta forma, cada corte posterior se efectuaba en un surco previamente abierto.

De los resultados de los ensayos se dedujo que el tamaño de las lascas era muy variable y tomando las de tamaño mayores, con objeto de facilitar su comparación, se halló que geoméricamente

eran diferentes.



CURVAS DE CORTE PARA INTERVALOS CORTOS Y LARGOS ENTRE FRACTURAS
EN LA ROCA - SEGUN RANMAN - 1985

FIG. 18

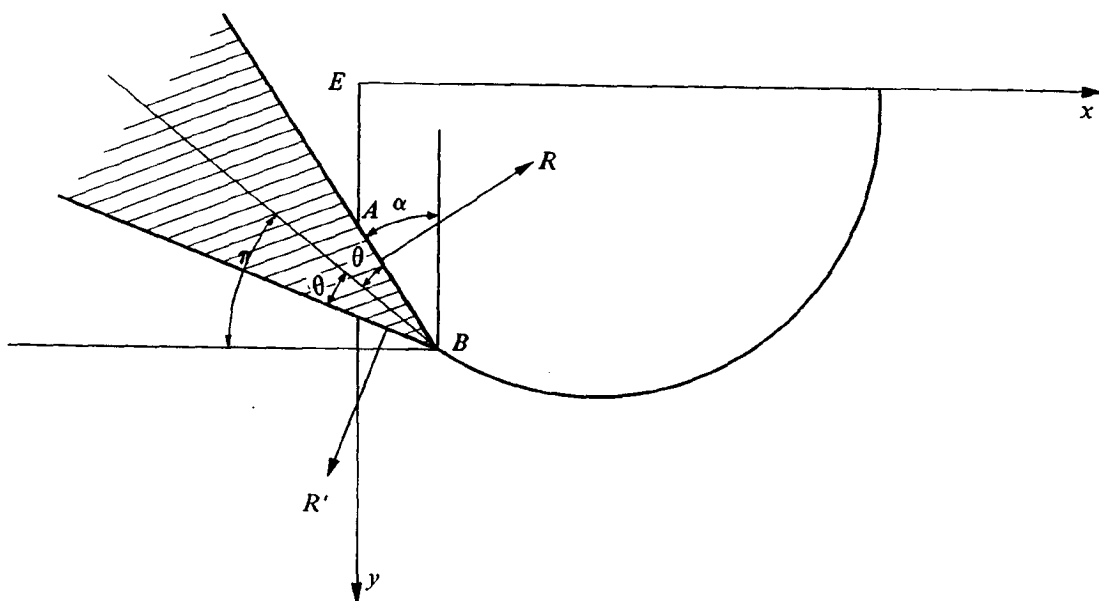
La rotura de lascas pequeñas y grandes debe de estar relacionada con variaciones de la fuerza de corte, por lo que el investigador, supuso que el tiempo transcurrido entre las fuerzas de pico puede corresponder a la longitud de la lasca. Por consiguiente, midió en los diagramas de fuerzas (Figura 18) los mencionados tiempos con lo que obtuvo, dado que la velocidad de avance de la pica es constante, la longitud de las astillas de roca. El resultado fue que la distribución de las longitudes de las lascas es similar a la de Poisson, con un valor medio de 3 mm, de lo que se deduce que las roturas de la roca ocurren al azar y son independientes unas de otras. Por consiguiente, no es posible predecir el tamaño y forma de las lascas a partir de los cortes anteriores, o sea, que el mecanismo del corte debe analizarse desde un punto de vista estadístico y describirse mediante una función probabilística. De donde se deduce que los modelos que tratan de una única lasca no pueden describir correctamente el proceso de corte.

A menudo el corte se ha descrito como un quebrantado inicial de la roca en contacto con la pica y la posterior rotura de una gran lasca. Sin embargo, puede consistir en realidad en el arranque de pequeñas lascas. En realidad el proceso de corte es similar para cualquier tamaño de lasca: cuando la fuerza en la pica alcanza un cierto nivel, que es casi independiente del tamaño de la lasca, se desprende una de estas. El tamaño de la astilla sólo depende de las características de la roca situada delante de la pica.

1.3.4. Corte con pica asimétrica en materiales frágiles

En la práctica, el corte se hace con instrumentos asimétricos. En general, el plano bisector de la pica forma un ángulo π con la línea de avance del útil, siendo $(\pi - \theta)$ el ángulo de incidencia γ .

Normalmente, este ángulo de incidencia es positivo y tiene una influencia notable en el desgaste de la cara posterior de la pica. Otro ángulo a tener en cuenta es el ángulo de corte α , que es igual a $90 - (\pi + \theta)$. (Ver figura 19).



CORTE MEDIANTE UNA CUÑA ASIMETRICA
SEGUN EVANS Y POMEROY (1966)

FIG. 16

EVANS y POMEROY (1966) para calcular la fuerza necesaria para la rotura de una roca mediante una pica supusieron que, hasta el momento en que se inicia la rotura, la roca está en contacto con las dos superficies de la pica en un estado de deformación elástica. El cálculo de dicha fuerza se realiza de la misma forma que para el caso de ataque simétrico, es decir, se supone que el arco de rotura es circular y que el plano bisector de la cuña es tangente al arco de rotura.

WHITTAKER (1962) encontró que existía una buena relación entre la realidad y la teoría de rotura por tracción para el caso de picas asimétricas con desgaste plano, y propuso el sistema de fuerzas que se muestran en la figura 20 para una pica asimétrica.

Las componentes del sistema son las siguientes: T_N , fuerza normal que actúa en el plano de desgaste, $\mu \cdot T_N$ fuerza de fricción entre roca y acero en dicho plano, R , fuerza normal en el plano de corte, y $\mu \cdot R$ fuerza de fricción correspondiente. F_c es la fuerza de corte y F_N la fuerza normal a la trayectoria de la cuña. De aquí:

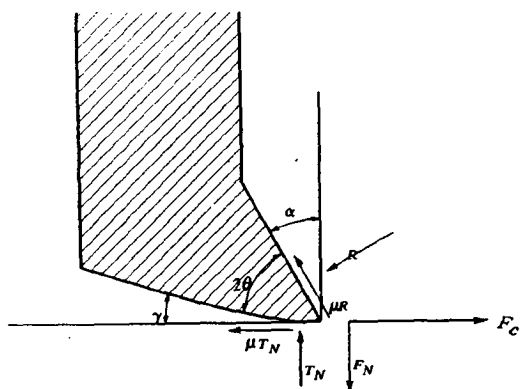
$$F_c = R \cos \alpha + \mu R \sin \alpha + \mu T_N$$

$$F_N = \mu R \cos \alpha - R \sin \alpha + T_N$$

Ahora bien, μT_N es probablemente una componente pequeña de F_c , mientras que T_N no es una componente despreciable de F_N , de aquí las ecuaciones simplificadas siguientes:

$$F_c = \frac{R \cos (\varphi - \alpha)}{\cos \varphi} \tag{31}$$

$$F_N = \frac{R \sin (\varphi - \alpha)}{\cos \varphi} + T_N$$



FUERZAS QUE ACTUAN EN UNA PICA ASIMETRICA
CON DESGASTE PLANO, SEGUN WHITTAKER

FIG. 20

Por consiguiente,

$$F_N = F_c \operatorname{tg}(\varphi - \alpha) + T_N \quad (32)$$

Ahora bien, teniendo en cuenta la teoría de Evans:

$$F_c = \frac{2td \operatorname{sen} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) + \varphi \right]}{1 - \operatorname{sen} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) + \varphi \right]} \quad (33)$$

de modo que:

$$F_N = \frac{2td \operatorname{sen} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) + \varphi \right]}{1 - \operatorname{sen} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) + \varphi \right]} \operatorname{tg}(\varphi - \alpha) + T_N \quad (34)$$

Según esta expresión cuando α aumenta decrece F_N . Para $\alpha = \varphi$, $F_N = T_N$ tiene un valor pequeño, y para grandes valores de α F_N será negativa.

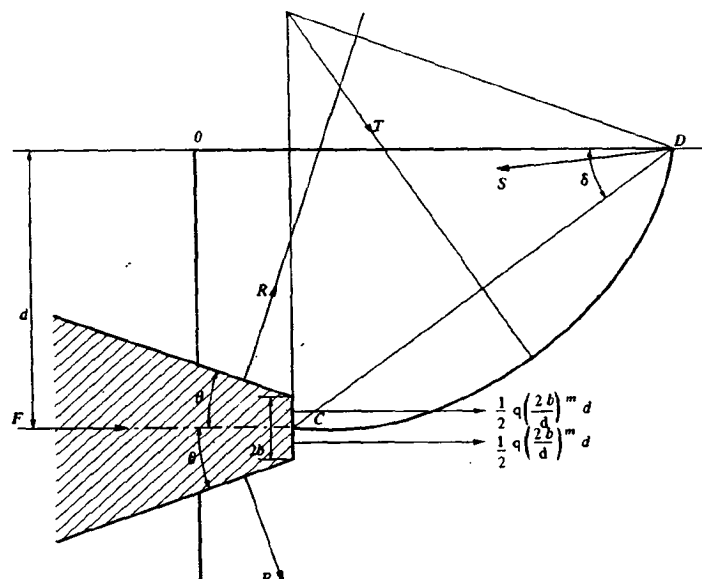
Para una pica asimétrica de anchura w y fricción roca-acero nula, la ecuación (33) se transforma en:

$$F_c = \frac{2wd \operatorname{sen} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) \right]}{1 - \operatorname{sen} \left[\frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{2} - \alpha \right) \right]} \quad (35)$$

1.3.5. Corte con pica plana en materiales frágiles

La teoría de Dalziel y Davies aclara los resultados obtenidos con cuñas despuntadas, y a la vez, explica el fenómeno físico de la rotura de la roca. Esta teoría proporciona también según EVANS y POMEROY (1966), la clave por medio de la cual la teoría del corte con picas puntiagudas puede ser extendida a las picas planas. Esta teoría está basada en el supuesto de que para el cálculo de la fuerza máxima de tracción, una cuña asimétrica puede ser reemplazada por una cuña simétrica, con el mismo ángulo total de cuña.

La figura 21 muestra una pica simétrica con un lado plano de anchura $2b$ normal a la dirección



ROTURA POR TRACCION DE UNA ROCA MEDIANTE UNA CUÑA DESPUNTADA
SEGUN EVANS Y POMEROY (1966)

FIG. 21

de corte. Una vez se ha producido la penetración de la pica, se inicia una rotura por tracción que se propaga hasta la superficie debido a la acción de la fuerza R .

En el cálculo se supone que la fuerza de compresión requerida para iniciar la rotura del macizo por tracción es proporcional a $(2b)^m$, siendo m un parámetro conocido, que difiere del valor 0,5 dado por Dalziel y Davies.

Si la tensión de compresión es q , la expresión de la fuerza de compresión en la punta de la pica para que sea dimensionalmente correcta e incluya los parámetros importantes, será:

$$q (2b)^m d^{1-m} \text{ ó } q \left(\frac{2b}{d}\right)^m d.$$

Por tanto, la fuerza en cada mitad es:

$$q 2^{m-1} \left(\frac{b}{d}\right)^m d \text{ ó } A_o q \left(\frac{b}{d}\right)^m d,$$

donde

$$A_o = 2^{m-1}.$$

Si se supone que se produce una rotación de la lasca alrededor del punto D , la fuerza de compresión debida al lado plano dará lugar a un momento alrededor de D de sentido opuesto al producido por la fuerza R . Se considera despreciable la profundidad de penetración de la pica en el macizo en comparación con la profundidad de corte. En el equilibrio límite de la rotación, tomando momentos alrededor de D se obtiene:

$$R \frac{d}{\sin \delta} \cos(\delta + \theta) = \frac{1}{2} \frac{t d^2}{\sin^2 \delta} + A_o q (b/d)^m d^2 \quad (36)$$

$$\text{ó } R = \frac{td}{2} \frac{1}{\sin \delta \cos(\delta + \theta)} + A_o q d \left(\frac{b}{d}\right)^m \frac{\sin \delta}{\cos(\delta + \theta)}$$

Según el principio del trabajo mínimo:

$$\frac{dR}{d\delta} = 0$$

ó

$$\frac{td}{2} \left[\frac{-\cos \delta \cos(\delta + \theta) - \sin \delta \sin(\delta + \theta)}{\sin^2 \delta \cos^2(\delta + \theta)} \right] + A_o q d (b/d)^m \left[\frac{\cos \delta \cos(\delta + \theta) + \sin \delta \sin(\delta + \theta)}{\cos^2(\delta + \theta)} \right] = 0$$

Simplificada

$$\frac{\cos(2\delta + \theta)}{1 - \cos 2\delta} = A_o (q/t) (b/d)^m \cos \theta$$

Mediante esta ecuación puede calcularse el valor de δ correspondiente a valores particulares de los parámetros del lado derecho de la ecuación. La condición para que se produzca un valor mínimo de R es que $\frac{d^2 R}{d\delta^2}$ sea positivo. Pero, dado que este cálculo es tedioso, lo único que se ha hecho es confirmar que el valor de δ obtenido de la ecuación produce un mínimo para R . La fuerza de corte se considera como la suma de R y la debida al lado plano de la cuña.

$$F = 2R \sin \theta + 2 A_o q (b/d)^m d \quad (37)$$

de (36) y (37) se deduce:

$$\frac{F}{2td} = \frac{\sin \theta}{2 \sin \delta \cos(\delta + \theta)} + A_o (q/t) (b/d)^m \frac{1 + \sin \delta \sin \theta}{\cos(\delta + \theta)} \quad (38)$$

Si el ángulo de fricción roca-acero es φ , el semiángulo efectivo de la cuña será $(\theta + \varphi)$, de modo que la ecuación final es

$$\frac{F}{2td} = \frac{\text{sen}(\theta + \varphi)}{2 \text{sen} \delta \cos(\delta + \theta + \varphi)} + 2^{(m-1)} (q/t) (b/d)^m \left[\frac{1 + \text{sen} \delta \text{sen}(\theta + \varphi)}{\cos(\delta + \theta + \varphi)} \right] \quad (39)$$

1.3.6. Aplicación de la teoría de Evans al corte de rocas

Roxborough (1973) realizó ensayos de corte en el laboratorio con tres rocas sedimentarias: caliza, arenisca y anhidrita, y observó que el modelo de rotura, en arco de círculo, fue el mismo, más o menos, para las tres.

La resistencia a tracción de cada roca, se determinó utilizando dos métodos: el ensayo directo y el ensayo brasileño, siendo los valores obtenidos en el ensayo directo algo más bajos que los del brasileño. Cuando se emplean en la fórmula (35) los valores de resistencia a tracción de la roca obtenidos del ensayo brasileño, los valores calculados de la fuerza de corte se aproximan más a los obtenidos de las medidas.

El efecto de la fricción, que se ha despreciado en la ecuación (35), puede ser teóricamente un factor importante, ya que los coeficientes de fricción acero-roca pueden ser altos. Sin embargo, si se incluyen los ángulos de fricción, los valores calculados son mucho más altos que los valores medidos en la pica en el laboratorio.

Para investigar el papel de la fricción acero-roca se realizaron algunos ensayos colocando una cantidad de grafito en la punta de la pica. Los valores medios de la fuerza en la pica obtenidos no fueron apenas alterados, de donde se deduce que la fricción parece ser menos importante en el proceso de arranque de la roca de lo que se ha supuesto.

1.3.6.1. Cálculo de la energía específica

Aceptando que el ángulo de rotura permanece constante para cualquier profundidad de corte (Ver figura 22), la energía específica de corte se define como el trabajo necesario para arrancar un volumen unidad de roca.

En primer lugar se considerará una pica de ancho w , operando a una profundidad de corte d y con un ángulo de rotura β . Definidos los siguientes parámetros:

A = Área del surco excavado = $wd + d^2 \text{tg} \beta$.

V = Volumen del surco = $L (wd + d^2 \text{tg} \beta)$;

siendo:

L = Longitud del surco.

El trabajo necesario para excavar dicho surco será:

$$E = F'_c L$$

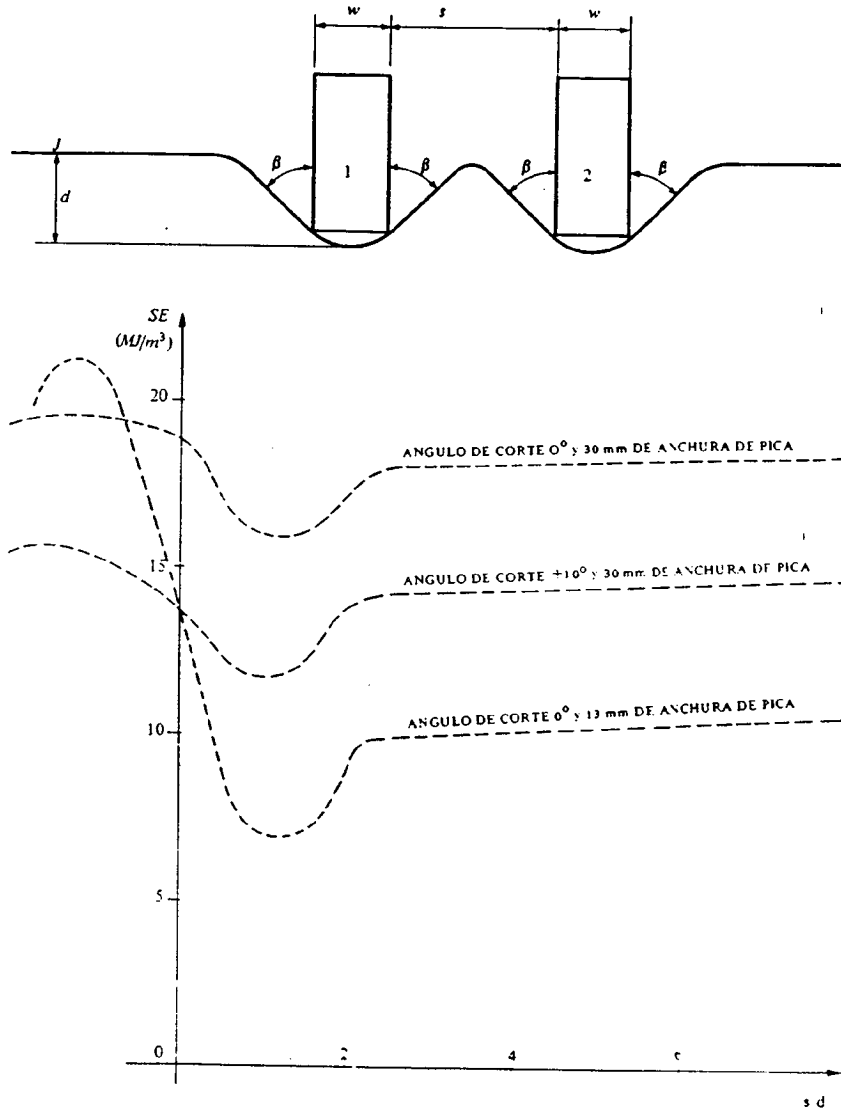
y la energía específica de corte, será:

$$SE = \frac{F'_c}{wd + d^2 \text{tg} \beta} \quad (40)$$

donde F'_c = fuerza media de corte de la pica.

La fuerza de corte teórica para el instante de rotura de la roca, que se designa F_c , se obtiene de la ecuación (35). Esta fuerza se calcula utilizando un valor medio de la resistencia a tracción de la roca.

En una roca dada, los resultados experimentales muestran que la relación entre F_c y F'_c es constante. Esta relación es normalmente igual a 2 ó un poco menos, pero alcanza valores de 3 ó más para rocas resistentes. En el caso del carbón este valor suele ser alrededor de 2.



RELACION HIPOTETICA ENTRE LA ENERGIA ESPECIFICA Y LA RELACION s/d . SEGUN ROXBOROUGH

FIG. 22

Utilizando la relación $F'_c = F_c/C$, de las ecuaciones (35) y (40) se puede obtener la siguiente relación:

$$SE = \frac{K_1}{K_2 + d} \quad (41)$$

donde:

$$K_1 = \frac{2 t w \text{ sen } 1/2 (\pi/2 - \delta)}{C \text{ tg } \beta [1 - \text{sen } 1/2 (\pi/2 - \delta)]}$$

$$K_2 = \frac{w}{\operatorname{tg} \beta}$$

Esta ecuación muestra que para una roca dada y un instrumento de corte determinado, la energía específica decrecerá cuando la profundidad de corte aumente.

Hasta ahora se ha hecho el estudio de una pica operando aisladamente, pero en la práctica, el corte se efectúa con un conjunto de picas colocadas en un tambor y, por tanto, hay que tener en cuenta el efecto de interacción entre los útiles y, por consiguiente, la disposición de los instrumentos de corte, con objeto de alcanzar una energía específica total mínima para el sistema de corte. Si el ángulo de rotura β es constante, entonces la interacción entre los instrumentos de corte, para que el macizo que queda entre los dos surcos hechos por los mismos rompa, se producirá cuando:

$$s/d \leq 2 \operatorname{tg} \beta$$

Conociendo el ángulo de rotura de la roca, es posible tener alguna idea de cómo la energía específica variará con el espaciado de los instrumentos de corte. La figura 22 muestra tres casos de corte, dos de ellos usando picas de 30 cm de anchura y el otro de 13 mm de anchura que operan a una profundidad de corte de 10 mm, en anhidrita. El ángulo de rotura para la anhidrita es de 52° . Por tanto la interacción se producirá con relaciones de s/d menores que 2,6, y para valores de s/d mayores que 2,6 la energía específica será constante.

1.4. Corte de la roca por impacto

1.4.1. Teoría de EVANS y POMEROY

El corte de la roca por impacto en régimen frágil, es de particular importancia en minería. La teoría de penetración de la pica de EVANS (1966), supone que la rotura por tracción es la más usual, y ha sido extendida por Evans y Pomeroy a la rotura de carbón por impacto. Se supone que la fuerza requerida para clavar una pica simétrica dentro de la roca es función del área de apoyo de la pica y viene dada por:

$$F \propto 2 h \operatorname{tg} \theta$$

donde: h es la profundidad de penetración y θ es la mitad del ángulo de la cuña.

Si la resistencia a la penetración es igual a la resistencia a compresión de la roca q , entonces:

$$F = 2 h q w \operatorname{tg} \theta \quad (42)$$

donde: w = anchura de la pica.

Si la energía requerida para clavar la pica a lo largo de una profundidad h es U , entonces:

$$U = F \frac{h}{2}$$

De aquí

$$U = \frac{F^2 \operatorname{cotg} \theta}{4 q w} \quad (43)$$

Ahora bien, según Evans (1966) la fuerza requerida en una cuña simétrica para cortar una roca es:

$$F = \frac{2 t d \operatorname{sen} (\theta + \varphi)}{1 - \operatorname{sen} (\theta + \varphi)} \quad (44)$$

Sustituyendo (44) en (43), se obtiene la ecuación general de la energía de percusión:

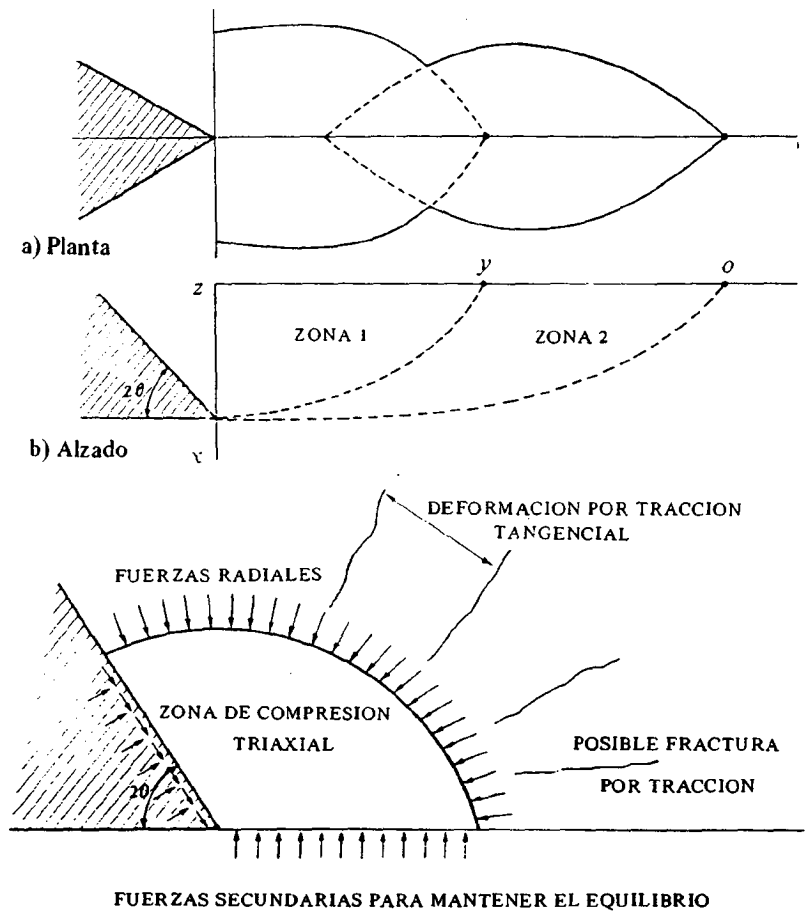
$$U = \frac{td^2}{Aw} \cotg \theta \left[\frac{\text{sen}(\theta + \varphi)}{1 - \text{sen}(\theta + \varphi)} \right]^2$$

donde: t es la resistencia a tracción de la roca, A es la relación entre la resistencia a compresión y la resistencia a tracción y φ es el ángulo de fricción entre pica y roca.

1.4.2. Teoría de WHITTAKER y SZWILSKI (1973)

Estos investigadores estudiaron el corte por impacto de la roca por la acción de una pica montada en un brazo radial giratorio (Ver figura 23).

El modelo general de rotura se vio que constaba de dos zonas, de las cuales el límite de la zona 1 se juzgó que quedaba determinado por las grietas de tracción desarrolladas de acuerdo con la teoría de Evans. La zona 2 era eliminada, posteriormente, por la acción de avance de la pica en su giro continuado, ya que el radio de giro del brazo era más grande que el radio de curvatura de la grieta



c) Fuerzas que intervienen en el corte

**MODELO DE ROTURA DE LA ROCA POR IMPACTO
(WHITTAKER Y SZWILSKI)**

FIG. 23

inicial de tracción.

Se supone que el proceso de fracturación es originado en la zona de compresión triaxial que se genera cerca de la punta de corte de la pica, la cual se extiende a una zona secundaria de rotura a tracción.

La masa de roca desplazada por el golpe es directamente proporcional a la velocidad de impacto, y la energía absorbida en el impacto se vio que seguía la ley general

$$E_o = K d^n$$

donde: E_o es la energía absorbida, d es la profundidad de corte y K es una constante característica de la roca. Para las rocas ensayadas $n = 1,35$.

♦

BIBLIOGRAFIA

- DALZIEL, J.A. y DAVIES, E., (1964) *Initiation of cracks in coal by blunted wedges.*— The Engineer, London 217.
- EVANS, I y POMEROY, C.D. (1966) *The strength, fracture and workability of coal.*— Pergamon. Press. London.
- EVANS, I. (1984). *A Theory of the Cutting Force for Point-Attack Picks. Technical Note.*- International Journal of Mining Engineering. Vol. 2, n.º 1. March.
- GNIRK, P.F. y CHEATHAM, J.B. (1965) *An experimental study of single bit tooth penetration into rock at confining pressures 0–5000 p. si.*- TRANŠ. AM. Inst. Min. Engrs. 234, 11–130.
- HURT K.G. y EVANS I. (1980) *Point Attack Tools: An Evaluation of Function and Use for Rock Cutting.* The Mining Engineer. Vol. 140 n.º 234. pp. 673–675.
- MERCHANT, M.E. (1942) *Basic mechanics of the metal cutting process.*- J. APP MECH. 161 11, pp. A 168.
- NISHIMATSU, Y. (1972) *The mechanics of rock cutting,* Int. J. Rock Mech. Min. Sci. 9, 261–70.
- PAUL, B. y SIKARSKIE, D.L. (1965) *A Preliminary Theory of Static Penetration by a Rigid Wedge into Brittle Materials.*- Trans. Am. Inst. Min. Engrs. 232, 372–83.
- RANMAN, K.E. (1985) *A Model Describing Rock Cutting with Conical Picks.* Rock Mechanics and Rock Engineering. 18.
- REICHMUTH, D.R. (1963) *Correlation of force–displacement data with physical properties of rock for percussive drilling systems.*- Proc. 5th Symp. on Rock Mech., Univ. of Minnesota. Colliery Guard. Vol. 205, August, pp. 242.
- WHITTAKER, D. (1962) *Rock cutting by impact action.* Int. J. Rock. Mech. Min. Sci. 10, pp. 659-71.
- SZWILSKI, A.B. (1973)



Capítulo 2

**ESTUDIOS TEORICOS DEL CORTE
DE ROCAS MEDIANTE DISCOS**

INDICE DEL CAPITULO 2

	Pág.
2.1. Mecanismos de penetración de los discos	47
2.1.1. Esquirlas producidas en la rotura	49
2.1.2. Ciclo de penetración	50
2.1.3. Relaciones de penetración	50
2.2. Análisis teórico de las fuerzas que actúan sobre el disco. Fuerza total de empuje	51
2.2.1. Distribución aproximada de fuerzas sobre el disco	51
2.2.2. Obtención de las fuerzas sobre el disco mediante integración	53
2.3. Rotura a cortante de la roca entre surcos adyacentes.	57

♦

ESTUDIOS TEORICOS DEL CORTE DE ROCA MEDIANTE DISCOS

2.1. Mecanismos de penetración de los discos

Aparte de los efectos localizados de contorno, las tensiones inducidas en un semiespacio elástico por una carga en la superficie, son similares tanto si la carga se aplica a través de una sección plana que de una circular, o puntualmente. Se puede hacer una estimación de las tensiones por debajo de una sección cargada de semianchura a y sometida a un incremento de presión vertical Δq_s , a partir de las soluciones de Boussinesq. La figura 1-A representa los incrementos de tensión vertical y horizontal y la figura 1-B los incrementos de tensiones $\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_3$ y $\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3$ (tensión desviadora), divididos en cada caso por el incremento de presión en la superficie.

Las condiciones de rotura de un material sometido a tensiones se puede expresar mediante un criterio basado en los mecanismos de rotura del material, como, por ejemplo, el criterio de Griffith. Este criterio se ha desarrollado a partir de la observación de roturas, donde la fracturación se manifiesta por la propagación de microfisuras, sometidas a grandes tracciones en sus extremos, en dirección normal a la dirección de la tracción máxima. El criterio modificado de Griffith, propuesto por McIntonck y Walsh (1962), supone que existe cierta fricción en la superficie de fisuras cerradas y plantea un criterio de tensión máxima de tracción de la forma:

$$\sigma_{tm} = (\sigma_1 - \sigma_3) (1 + \tan^2 \phi) / 2 - (\sigma_1 + \sigma_3) \tan \phi > \sigma_t$$

o si $\phi = 40^\circ$:

$$\sigma_{tm} = 0,33 (\sigma_1 - \sigma_3) - 0,21 (\sigma_1 + \sigma_3) > \sigma_t$$

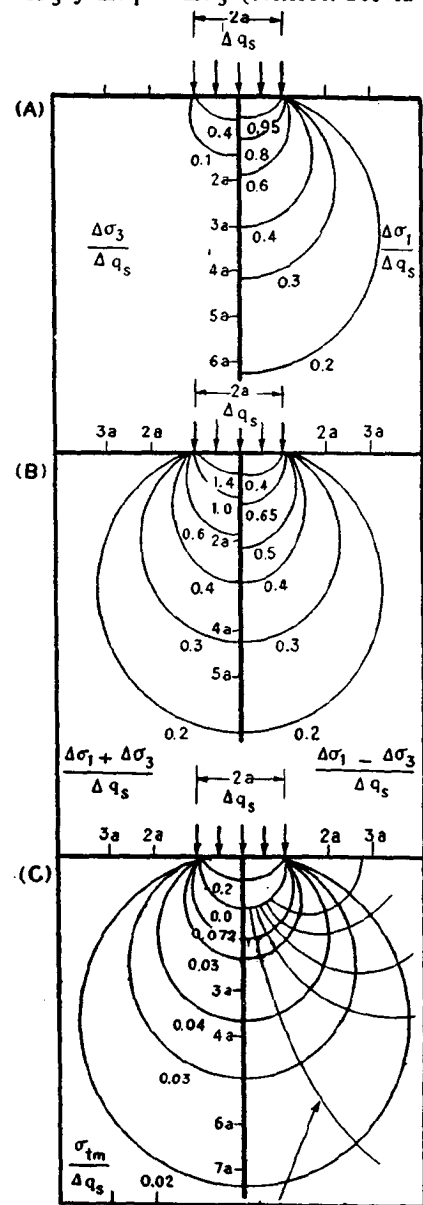
donde:

- σ_{tm} es la tensión de tracción máxima
- σ_1 y σ_3 son las tensiones principales máxima y mínima
- σ_t es la resistencia a tracción de la roca
- ϕ es el ángulo de rozamiento interno

Este criterio se representa en la figura 1-C.

Si $(\sigma_1 + \sigma_3)$ es mayor que $(\sigma_1 - \sigma_3)$, la roca quedará comprimida y no se producirá rotura por tracción. Por otra parte, si $(\sigma_1 - \sigma_3)$ es mayor o sólo algo menor que $(\sigma_1 + \sigma_3)$, la roca estará sometida a tracción y se puede producir la rotura. Si $\sigma_{tm} > \sigma_t$ la rotura tendrá lugar siguiendo una trayectoria perpendicular a las isóneas de tensiones. Esto se ha demostrado mediante un conjunto de imágenes fotográficas obtenidas por Ozdemir et al (1977).

En la Figura 1-C se puede ver que las tracciones aparecen primero por debajo de la superficie cargada a una profundidad 1,1 a y la tracción máxima aparece a 2 a por debajo de la su-



Líneas de rotura a tracción perpendicular a la tensión de tracción máxima. (Famer y Glossop, 1980).

DISTRIBUCION DE TENSIONES PRODUCIDAS POR UNA CARGA PLANA EN UN ESPACIO DE BOUSSINESQ

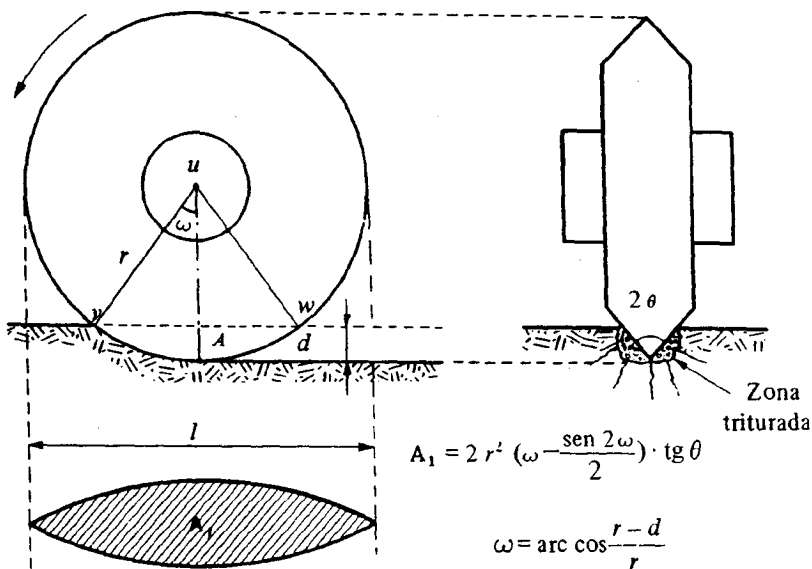
FIG. 1

perficie, siendo $2a$ la anchura del disco que penetra en la roca.

El proceso de penetración del disco se puede describir con bastante exactitud recurriendo a la distribución de tensiones por debajo de un semiespacio cargado. Al principio, cuando el disco pasa por la superficie de la roca, ésta recibe una carga puntual muy fuerte. Esta carga bastará para producir una rotura localizada de la roca y el material roto será evacuado fácilmente por el disco.

A medida que el disco penetra, también lo hace el campo de tensiones, según se indica en la figura 1, haciendo aparecer y desarrollando grietas de tracción en las direcciones que muestra la Figura 1-C. Llegará un momento en que el borde del disco penetre en la zona agrietada. A partir de entonces la fuerza del disco se empleará en propagar las grietas; finalmente, la roca saltará en forma de esquirlas entre surcos adyacentes.

Por consiguiente, con objeto de que pueda penetrar el disco en la roca, ésta debe ir rompiéndose progresivamente. Para que se pueda formar una zona fracturada debajo del disco, la fuerza aplicada F_1 sobre el área de contacto A_1 , debe ser superior a la resistencia a compresión simple σ_c de la roca (Figura 2).



RELACIONES GEOMETRICAS EN EL CORTE CON DISCO
(WANNER et al, 1979)

FIG. 2

Durante el movimiento de corte del disco, sólo interviene la mitad del área de contacto, según se puede observar en la figura.

El área A_1 se puede expresar en función del área A , a través del ángulo del filo del disco:

$$A_1/2 = A \cdot \text{tang } \theta$$

donde A se obtiene como diferencia del área del sector circular de ángulo 2ω y radio r , y el área del triángulo u, v, w , es decir:

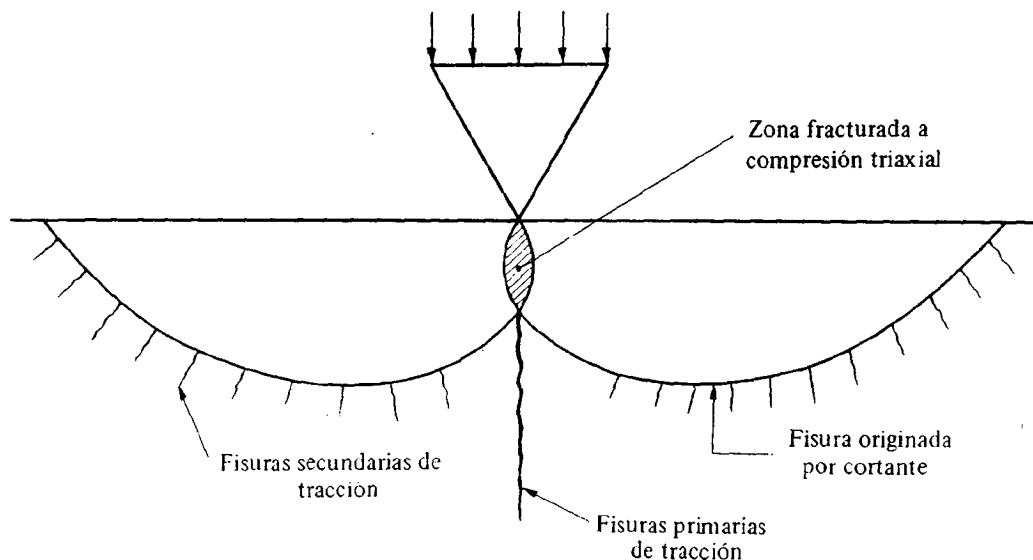
$$A = r \cdot \omega \cdot r - r \text{ sen } \omega \cdot r \text{ cos } \omega = r^2 \left(\omega - \frac{1}{2} \text{ sen } 2\omega \right)$$

$$F_1 = \sigma_c \frac{A_1}{2}$$

$$F_1 = \sigma_c \cdot r^2 \left(\omega - \frac{\text{sen } 2\omega}{2} \right) \text{tg } \theta$$

2.1.1. Esquirlas producidas en la rotura

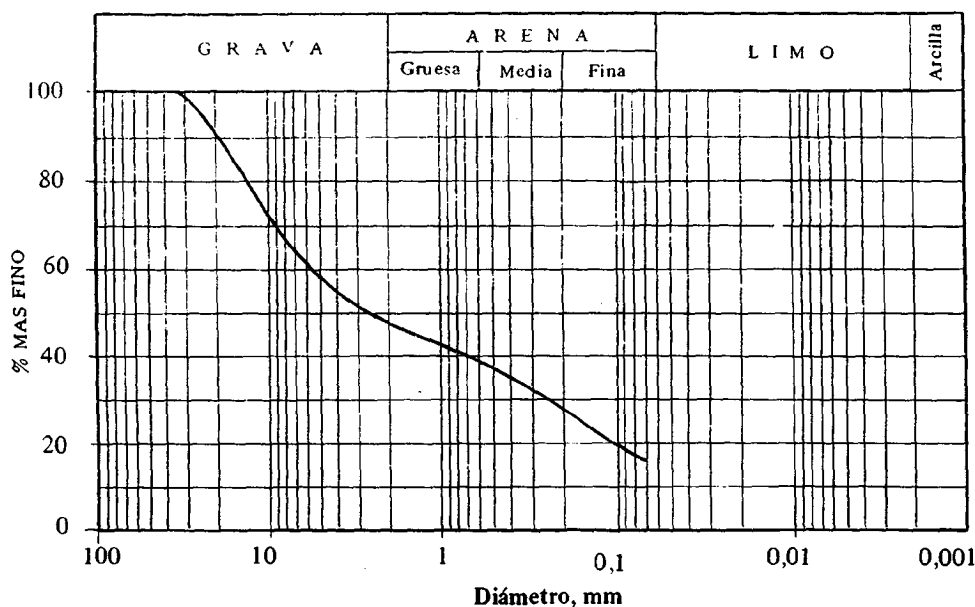
Al aplicar una carga puntual a una roca homogénea, la componente principal de rotura es de cortante, según las dos curvas indicadas en la figura 3. GRAY (1973) ha filmado la formación y arranque de una esquirla de roca, y ha podido observar que, en condiciones normales, estas esquirlas o detritos de roca suelen ser de pequeño tamaño, debido a la microfisuración de la roca, sedimentación, foliación, clivaje, tamaño del grano, etc. Sin embargo, para conseguir un mayor rendimiento en el arranque, interesa un tamaño de esquirla algo mayor, para disminuir la energía específica.



MECANISMOS DE ROTURA DE ROCA SOMETIDA A UNA CARGA PUNTUAL (DISCO) -- (TARKOY, 1973)

FIG. 3

Como ya se ha indicado anteriormente, la zona situada justo por debajo del filo del disco, sufre una intensa fracturación, que se pone de manifiesto al tamizar los detritos del corte con disco, habiéndose podido comprobar que del 10 al 20 % de los residuos pasan por el tamiz de 200 mallas y el 50 % tiene tamaños de arena o más finos, incluso con espaciados entre discos de unos 9 cm.



ANALISIS GRANULOMETRICO DE RESIDUOS DE CORTE (TARKOY, 1973)

FIG. 4

En la Figura 4, TARKOY (1973), muestra los resultados del análisis granulométrico de residuos de corte con discos.

2.1.2. Ciclo de penetración

El ciclo de penetración del disco, análogo al de una cuña, tiene las siguientes fases:

a) *Carga inicial.* El filo del disco penetra en la roca y produce una zona de deformación irreversible a su alrededor. El tamaño de esta zona aumenta proporcionalmente a la fuerza aplicada sobre el disco.

b) *Formación de una zona crítica.* Con una determinada carga crítica, se empieza a desarrollar una fisura paralela a la dirección de carga, debajo del punto de contacto del disco con la roca.

c) *Propagación estable de la fisura.* Al continuar aumentando la carga que ejerce el disco sobre la roca, se va propagando la fisura.

d) *Descarga inicial.* La descarga progresiva del disco hace que la fisura creada al principio se vaya cerrando.

e) *Tensión de rotura residual.* La relajación de la roca deformada en la zona de contacto, justo antes de que termine de pasar el disco, produce fuertes tensiones residuales de tracción, originándose fisuras laterales que se extienden con rapidez. La forma de estas fisuras laterales, obtenidas por Lawn y Swain (1975), coincide aproximadamente con las trayectorias que se muestran en la Figura 1-C.

2.1.3. Relaciones de penetración

La descripción de la penetración del disco se puede utilizar para desarrollar una relación a partir de un simple balance de energía aportada y energía necesaria para crear superficies de rotura en la roca.

$F_Q \cdot d$ es la energía aportada por unidad de longitud de corte

d es la penetración del disco

$\rho \cdot a \cdot v$ es la energía necesaria para crear superficies de rotura en la roca rota.

donde " ρ " es la energía superficial por unidad de área de la fisura;

" a " es el área de fisuras formadas, por unidad de volumen de roca

" v " es el volumen de detritus roca rota por unidad de longitud de corte.

Si la densidad de grietas es uniforme, $\rho \cdot a$ se puede asimilar a la resistencia a tracción σ_t . Si se supone que la roca rota por la penetración del disco está intensamente fracturada y que las otras grietas que salen radialmente de la zona fracturada son una consecuencia secundaria del proceso principal, v estará relacionada con la penetración según la relación:

$$v = d^2 \gamma$$

donde: γ es una constante adimensional cuyo valor depende de la forma de la zona rota.

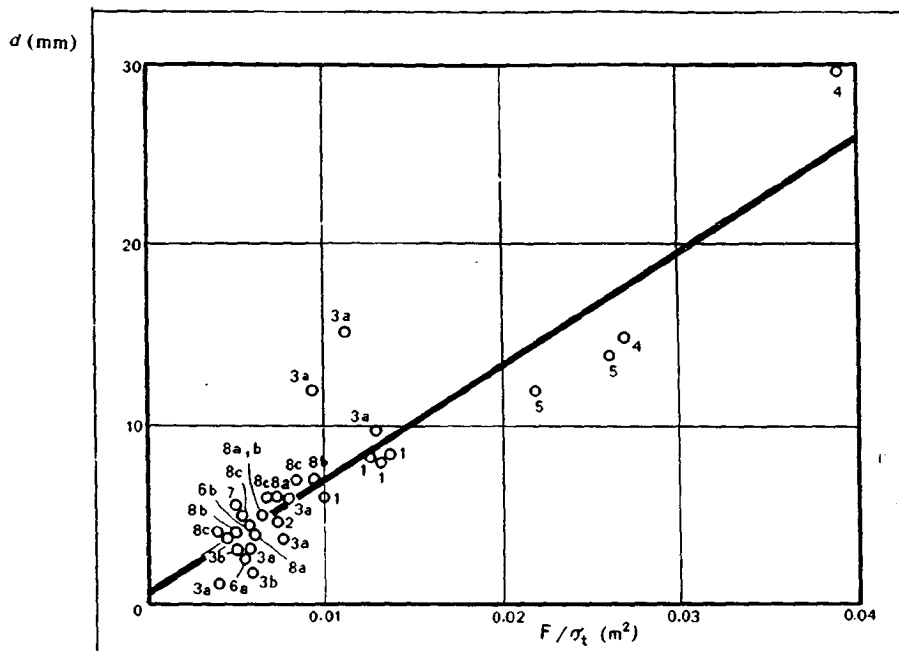
Por consiguiente:

$$F \cdot d = \sigma_t \cdot \gamma \cdot d^2,$$

o bien:

$$\frac{F}{\sigma_t} = \gamma \cdot d$$

En la Figura 5 se presenta la penetración en función de la relación entre la fuerza aplicada sobre el disco y la resistencia a tracción de la roca. Los datos de esta gráfica se han tomado de ocho casos reales.



PENETRACION d POR REVOLUCION EN FUNCION DE LA RELACION ENTRE LA FUERZA MEDIA DEL DISCO F , Y LA RESISTENCIA A TRACCION DE LA ROCA σ_t PARA DIVERSOS CASOS – (Famer y Glossop, 1980)

FIG. 5

El análisis estadístico indica que F/σ_t se correlaciona mejor con d que con d/s , donde s es el espaciado entre surcos. La regresión por mínimos cuadrados da el siguiente resultado:

$$d = 624 F/\sigma_t$$

Es interesante señalar el parecido entre la ecuación anterior y la puramente empírica de GRAHAM (1976):

$d = 3940 F/\sigma_c$, donde σ_c es la resistencia a compresión simple de la roca. Los datos se refieren a corte de rocas con resistencias a compresión comprendidas entre 140 y 200 MPa. Suponiendo que la relación entre resistencia a compresión y a tracción es de 8 a 10, se observa la analogía de las dos expresiones.

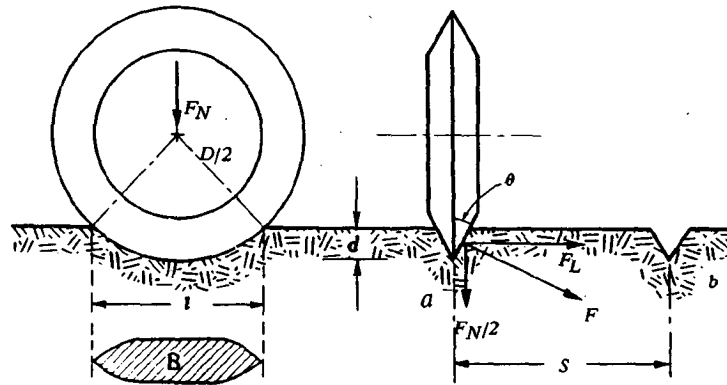
2.2. Análisis teórico de las fuerzas que actúan sobre el disco. Fuerza total de empuje.

2.2.1. Distribución aproximada de fuerzas sobre el disco

Para analizar de forma teórica las fuerzas que actúan sobre un disco, en primer lugar se plantea un esquema de la forma de penetración del disco en la roca, tal como se indica en la Figura 6. (ROXBOROUGH y PHILLIPS, 1975).

Las variables consideradas son:

- D = Diámetro del disco
- d = Penetración
- 2θ = Angulo del filo



ESQUEMA DE PENETRACION DEL DISCO
(ROXBOROUGH Y PHILLIPS, 1975)

FIG. 6

v = velocidad de corte

s = espaciado.

En el análisis de la distribución de fuerzas sobre el disco, se supondrá que la resistencia a la penetración es fundamentalmente de compresión y que la fuerza F_N equivale a una tensión de compresión que actúa sobre el área B de contacto del disco, proyectada.

El valor aproximado del área B es el siguiente:

$$B = 2 \cdot d \cdot l \cdot \operatorname{tg} \theta \quad (1)$$

La fuerza necesaria para producir una penetración d es igual a:

$$F_N = 4 \cdot \sigma_c \cdot \operatorname{tg} \theta \cdot \sqrt{D \cdot d^3 - d^4} \quad (2)$$

donde:

σ_c es la resistencia a compresión simple de la roca.

En los cálculos posteriores, se supone que F_N permanece constante cuando el disco está girando. Mediante medidas de la fuerza en situación estacionaria del disco y girando, se ha comprobado que la suposición anterior apenas introduce error en los cálculos.

En la Figura 7, se representan las fuerzas F_N y F_c que actúan sobre el disco. Si el disco puede girar libremente, y con la condición de que no se produzcan rozamientos, la línea de acción de la resultante R de F_N y F_c debe pasar por el centro de rotación para que el momento sea nulo. Suponiendo que R actúa en el centro del arco de contacto abc , como el momento del par es nulo, se verifica la siguiente igualdad:

$$F_c \cdot \overline{of} = F_N \cdot \overline{oe} \quad (3)$$

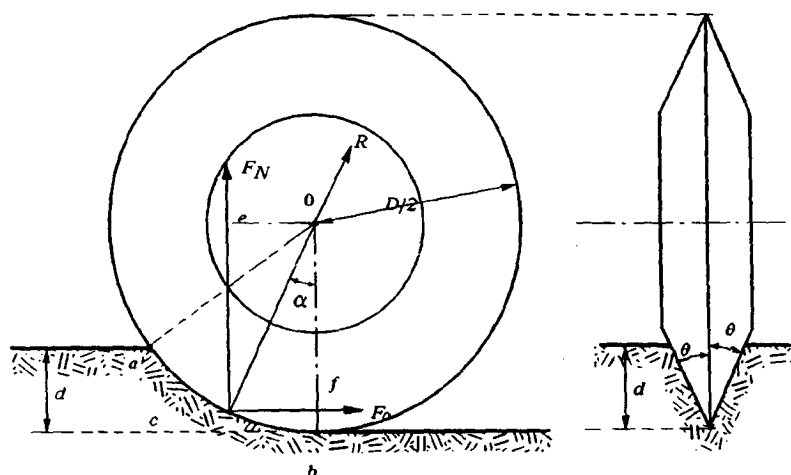
es decir:

$$F_N / F_c = \cotg \alpha \quad (4)$$

también se verifican las siguientes relaciones:

$$\frac{\overline{og}}{\overline{oa}} = \frac{D/2 - d}{D/2} = \cos 2\alpha = \frac{1 - \operatorname{tg}^2 \alpha}{1 + \operatorname{tg}^2 \alpha} \quad (5)$$

$$\operatorname{tg}^2 \alpha = d/D - d \quad (6)$$



FUERZAS NORMALES QUE ACTUAN SOBRE EL DISCO
(ROXBOROUGH y PHILLIPS, 1975)
FIG. 7

$$\frac{F_N}{F_c} = \sqrt{(D-d)/d} \quad (7)$$

De las relaciones (2) y (7) resulta que:

$$F_c = 4 \cdot \sigma_c \cdot d^2 \cdot \operatorname{tg} \theta \quad (8)$$

Si el coeficiente de fricción es menor que 0,01, los errores cometidos en el cálculo al no considerar la fricción son despreciables.

Las ecuaciones (2) y (8) son las que se utilizan para determinar los valores teóricos de F_N y F_c en función de las variables de cada disco.

2.2.2. Obtenición de las fuerzas sobre el disco mediante integración

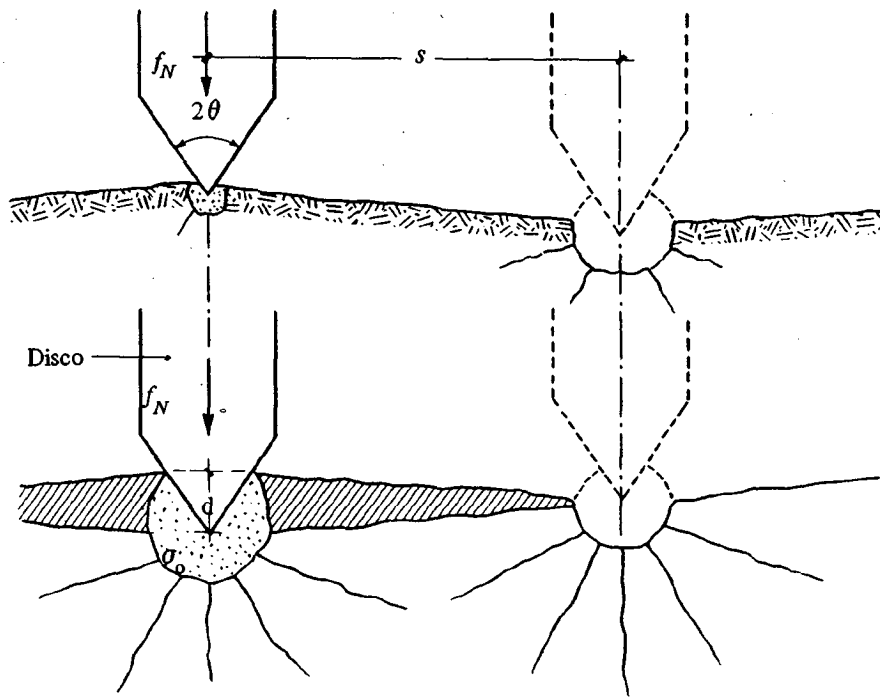
En este procedimiento se van a determinar de forma más precisa las fuerzas normal y de corte, F_N y F_c respectivamente, integrando la fuerza de penetración por unidad de longitud, f_N a toda el área de contacto disco-roca.

El análisis está basado en el hecho de suponer que se produce la rotura de la roca a tracción más que a cortante, cuando se utilizan cabezas de corte con discos. Esta suposición es válida, ya que en las superficies rotas de roca se observa que la forma de la rotura corresponde a tracción y también, porque los resultados experimentales se correlacionan mejor con la resistencia a tracción de la roca.

En la Figura 8 se resume el proceso de corte de la roca mediante disco, descrito en el epígrafe 2.1.2. En la zona de roca triturada, junto al filo del disco, existe un estado de tensiones aproximadamente isótropo, lo cual origina tensiones tangenciales de tracción en la roca circundante que todavía permanece intacta.

Cuando estas tensiones tangenciales alcanzan la resistencia a tracción de la roca, empiezan a desarrollarse las fisuras radiales. Cuando estas fisuras alcanzan la superficie, comienzan a saltar lajas de roca y se va formando un surco.

En el desarrollo que se hace a continuación, se supone que la zona triturada es de forma circular. Su radio corresponde a una fracción q de la profundidad de penetración d .



ESQUEMA DE LA PENETRACION DE UNA CUÑA Y FORMACION DE ESQUIRLAS DE ROCA - (SANIO, 1985)

FIG. 8

La fuerza de penetración, f_N , por unidad de longitud, es igual al producto de la tensión en la zona triturada, que es isótropa, por el área proyectada de contacto entre el disco y la roca.

$$f_N = 2 \cdot d \cdot \operatorname{tg} \theta \cdot \sigma_o \quad (9)$$

donde:

- d = profundidad de penetración
- 2θ = ángulo del filo
- σ_o = tensión isótropa en la zona triturada
- f_N = fuerza normal por unidad de anchura.

La incógnita en la ecuación anterior es σ_o . OUCHTERLOY (1974) ha propuesto la siguiente relación para determinar el valor de σ_o en función de la longitud de fisuras:

$$2 \sigma_o \cdot r = k \cdot \sqrt{c} \quad (10)$$

donde:

- r = radio del agujero.
- k = factor de intensidad de la tensión crítica, dependiente de la roca y del número de fisuras.
- c = longitud de las fisuras.

La relación anterior se ha obtenido estudiando la propagación de las fisuras desde un agujero circular realizado en una placa infinita y sometido a una tensión interior σ_o .

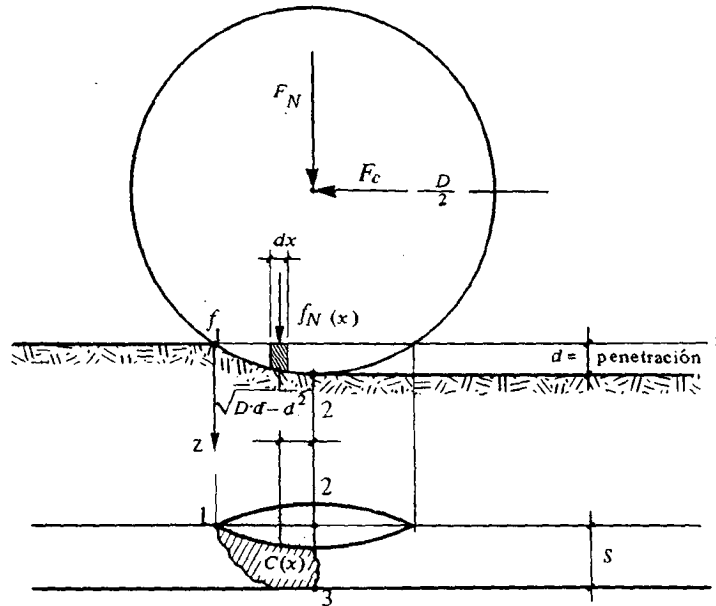
Considerando que $r = q \cdot d$, de las ecuaciones (9) y (10), se obtiene la siguiente expresión:

$$f_N = \frac{k}{q} \operatorname{tg} \theta \cdot \sqrt{c} \quad (11)$$

donde:

q es la relación entre el radio de la zona triturada y la penetración.

Para establecer el equilibrio de fuerzas sobre el disco, se integra la fuerza f_N en toda el área de contacto entre el disco y la roca, tomando elementos diferenciales de anchura dx , según se indica en la Figura 9.



PROCESO DE CORTE DE UN DISCO - (SANIO, 1985)

FIG. 9

La fuerza total F_N de penetración de la herramienta es la siguiente:

$$F_N = \int_0^{\sqrt{D \cdot d - d^2}} f_N(x) dx \quad (12)$$

Sustituyendo f_N su valor obtenido en la ecuación (11) resulta:

$$F_N = \frac{k}{q} \operatorname{tg} \theta \int_0^{\sqrt{D \cdot d - d^2}} \sqrt{c(x)} dx \quad (13)$$

donde:

F_N = fuerza de penetración

D = diámetro del disco

d = penetración del disco.

Suponiendo que la longitud de las fisuras aumenta linealmente con la distancia x entre los puntos (1) y (2) de la Figura 9, se plantea la siguiente ecuación:

$$c(x) = \frac{l}{\sqrt{D \cdot d - d^2}} \cdot x \quad (14)$$

donde:

- l = longitud de las fisuras generadas en el punto (2) de la figura
 x = abscisa del punto considerado en el intervalo (1) - (2) de la figura.

Sustituyendo el valor de $c(x)$ de (14) en (13), resulta:

$$F_N = \frac{2}{3} \frac{k}{q} \operatorname{tg} \theta \sqrt{D \cdot d - d^2} \cdot \sqrt{l} \quad (15)$$

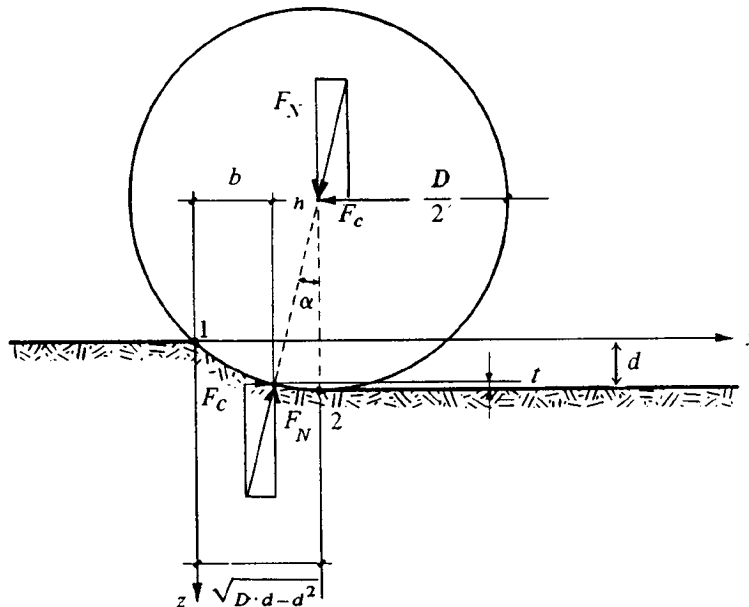
La fuerza de corte, F_c , puede calcularse a partir de la fuerza normal F_N . Despreciando rozamientos, la resultante de F_N y F_c debe pasar por el centro de rotación del disco, por lo que el momento de estas fuerzas respecto al eje del disco es nulo, según se puede observar en la Figura 10.

$$F_N \cdot h + F_c \cdot t - F_c \cdot \frac{D}{2} = 0 \quad (16)$$

con

$$h = \sqrt{D \cdot d - d^2} - b$$

donde h y t son respectivamente las distancias de F_N y F_c al centro de reducción de momentos, resulta:



ESTADO DE EQUILIBRIO DE UN DISCO (SANIO, 1985)

FIG. 10

$$F_c = \frac{[\sqrt{D \cdot d - d^2} - b] \cdot F_N}{\frac{D}{2} - t} \quad (17)$$

Como la fuerza resultante normal F_N debe producir el mismo momento estático en el punto (2) que la suma de las fuerzas elementales f_N , el parámetro b tiene el siguiente valor:

$$b = \frac{1}{F_N} \int_0^{\sqrt{D \cdot d - d^2}} f_N(x) dx \quad (18)$$

Sustituyendo el valor de (18) en (17), la fuerza resultante de corte F_c es igual a:

$$F_c = \frac{2}{5} \frac{\sqrt{D \cdot d - d^2}}{\frac{D}{2} - t} \cdot F_N \tag{19}$$

definiendo una constante de corte S_k como:

$S_k = 2k/3q$, cuyas dimensiones son fuerza por unidad de longitud y considerando que $\frac{D}{2} \gg t$ y $D \cdot d \gg d^2$.

$$F_N = S_k \cdot \sqrt{D \cdot l \cdot d} \operatorname{tg} \theta \tag{20}$$

$$F_c = \frac{4}{5} \cdot \sqrt{d/D} \cdot F_N \tag{21}$$

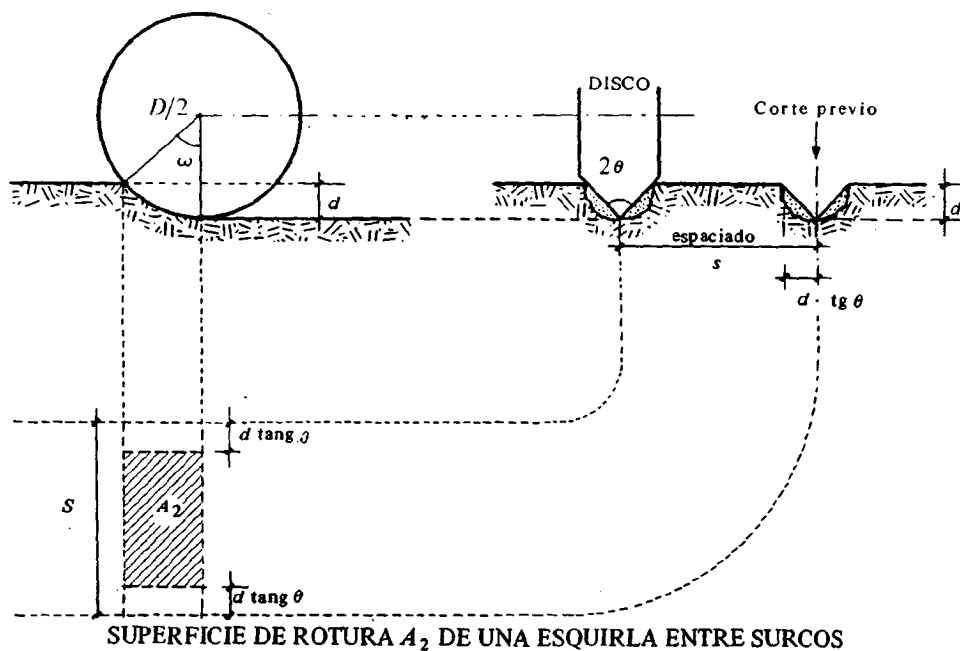
El valor de la constante de corte no se puede determinar teóricamente, ya que depende de la resistencia de la roca, del número de fisuras y de la geometría de la zona triturada; es decir, el valor de S_k está muy influenciado por la anisotropía de la roca.

Para deducir los valores de F_N y F_c de las ecuaciones (20) y (21), según se ha mencionado, se ha tomado como punto de partida el efecto que produce la penetración de una punta cónica en roca, que se supone homogénea e isotrópica. Sin embargo, en macizos rocosos esquistosos o estratificados, la validez de estas relaciones, en principio, parece dudosa debido a la anisotropía. Por otra parte, la única posibilidad de desarrollar una formulación matemática del corte es a partir de la premisa inicial de isotropía. A pesar de esto último, las relaciones (20) y (21) de F_N y F_c dan resultados razonablemente buenos al tenerse en cuenta la anisotropía mediante la constante de corte S_k .

2.3. Rotura a cortante de la roca entre surcos adyacentes

Según la teoría de la formación de esquirlas de roca entre surcos adyacentes en el corte con disco, éstas se forman debido a las fuerzas laterales inducidas durante el proceso de penetración del disco.

En la figura 11, se puede observar que las esquirlas se forman entre dos surcos adyacentes creados con sendas pasadas del disco. La forma de la superficie de rotura varía mucho, ya que depende



SUPERFICIE DE ROTURA A_2 DE UNA ESQUIRLA ENTRE SURCOS
FIG. 11

principalmente de la orientación de los planos de anisotropía de la roca. En el presente estudio, la roca se considera isótropa y se supone una superficie de rotura como la que se esquematiza en la Figura 11.

La longitud de contacto entre roca y disco viene dada por:

$$l = (D/2) \omega \quad (22)$$

según la nomenclatura de la figura 11, donde:

D es el diámetro del disco

ω es el ángulo de contacto roca-disco.

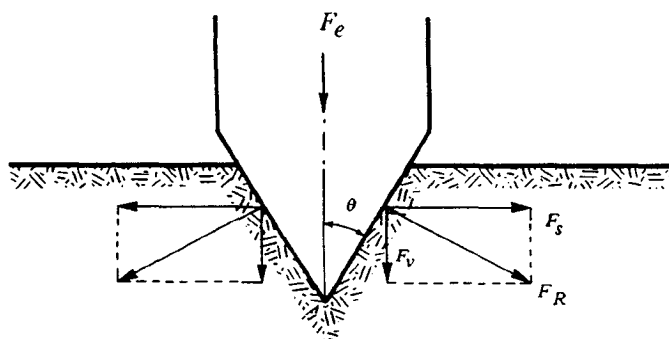
De esta forma, la superficie de rotura A_2 , para la formación real de la esquirla de roca entre dos surcos adyacentes, es igual a:

$$A_2 = \frac{D}{2} \cdot \omega (s - 2d \operatorname{tg} \theta) \quad (23)$$

La fuerza F_s necesaria para arrancar la esquirla de roca por corte a lo largo de la superficie A_2 debe alcanzar la resistencia al corte de pico de la roca τ_{pico} . Por consiguiente:

$$F_s = \tau_{\text{pico}} A_2 \quad (24)$$

Esta fuerza, a su vez, está originada por la fuerza F_v , según se indica en la Figura 12.



FUERZAS DESARROLLADAS ENTRE EL DISCO Y LA ROCA
(WANNER et al., 1979)

FIG. 12

$$F_v = F_s \operatorname{tg} \theta$$

$$F_e = 2 \tau_{\text{pico}} \cdot \frac{D}{2} \cdot \omega (s - 2d \operatorname{tg} \theta) \operatorname{tg} \theta$$

Una vez determinada la fuerza necesaria para arrancar una esquirla de roca y conocida la fuerza F_1 requerida para que el disco penetre en la roca, la fuerza total normal vendrá dada por :

$$F_N = F_1 + F_e$$

donde, recordando lo expuesto en el apartado 2.1:

$$F_1 = \sigma_c \frac{D^2}{4} \cdot \left(\omega - \frac{\operatorname{sen} 2\omega}{2} \right) \operatorname{tg} \theta$$

En la práctica, el problema a resolver es inverso. Se trata de determinar la profundidad d del surco a partir de una fuerza de empuje dada.

Los estudios teóricos que se acaban de presentar, están en consonancia con los resultados obtenidos a partir de ensayos realizados con máquinas de corte lineal.

BIBLIOGRAFIA

- FARMER, I.W. y GLOSSOP, N.H. (1983) *Design Constrains for Full-face Tunnelling Machines in Coal Mines*. International Journal of Mining Engineering. Vol. 1. Number 1.
- GRAHAM, P.C. (1976) *Rock Exploration for Machine Manufacturers*. Proceedings of the Symposium on Exploration for Rock Engineering.. Z.T. Bieniawski. Joannesburg.
- GRAY, K.E. (1973) *Personal Communication*. Professor and Chairman of the Department of Petroleum Engineering. The University of Texas. Austin.
- OUCHTERLONY, F. (1974) *Fracture Mechanics Applied to Rock Blasting*. Proc. 3rd Congr. ISRM. Vol. 2 pp. 1377--1383. Denver.
- ROXBOROUGH, F.F. y PHILLIPS, H.R. (1975) *Rock Excavation by Disk Cutter*. Int. Journal Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 12 pp. 361-366.
- SANIO H.P. (1985) *Prediction of the Performance of Disc Cutters in Anisotropic Rock*. Int. Journal Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 22 pp. 153-161.
- TARKOY, P. (1973) *A study disc cutting selected british rocks*. Int. Jour. of Rock Mech. Custer State Park SD. pp. 415-447.
- WANNER, H. y AEBERLI, U. (1979) *Tunnelling Machine Performance in Jointed Rock*. 4th International Congress on Rock Mechanics. Montreux. Suiza.



Capítulo 3

**ESTUDIOS TEORICOS DEL
CORTE DE ROCA CON CHORRO DE AGUA**

INDICE DEL CAPITULO 3

	Pág.
3.1. Introducción	63
3.2. El modelo teórico. Antecedentes	63
3.3. Teoría de CROW	64
3.3.1. Hipótesis geométricas	64
3.3.2. Estudio de la dinámica del agua	66
3.3.3. Estudio de la tensión de corte	67
3.3.4. Resolución de las ecuaciones	69
3.3.5. Corrección de la teoría. Efecto de la porosidad	70
3.4. Teorías de REHBINDER y HASHISH	71
3.5. Efecto de los aditivos químicos en el corte de rocas con chorro de agua	73
3.6. El chorro de agua como auxiliar del corte mecánico	73

CAPITULO 3

ESTUDIOS TEORICOS DEL CORTE DE ROCA CON CHORRO DE AGUA

3.1. Introducción

El efecto del agua como agente erosivo y destructivo de suelos es conocido y utilizado desde la más remota antigüedad. Se sabe que los egipcios iniciaron técnicas hidráulicas para la separación del oro, pero fueron los romanos quienes desarrollaron la aplicación de la energía del movimiento del agua, para la destrucción de las tierras auríferas y la separación del oro de las mismas; de este último proceso, son un buen ejemplo de los restos de la minería aurífera de Las Médulas (León). (León).

Hoy día se utilizan corrientes de agua a presión en dominios muy variados; sin embargo, la destrucción de rocas mediante esta técnica ha evolucionado muy lentamente y no ha alcanzado todavía un valor práctico universal; las principales dificultades para su empleo en minería, consisten principalmente en el alto consumo de energía por tonelada arrancada, en la imposibilidad de predecir con exactitud la profundidad perforada por el chorro de agua, y en los peligros derivados de la gran cantidad de agua lanzada.

En este capítulo se va a realizar un estudio teórico del chorro de agua como herramienta de corte y como ayuda a los mecanismos de corte estudiados en capítulos anteriores.

3.2. El modelo teórico. Antecedentes

Los principales estudios teóricos que se han efectuado hasta ahora, han sido los realizados por STEVEN C. CROW (1973, 1974), REHBINDER (1977) y HASHISH (1978).

En Inglaterra, durante la segunda mitad de los años sesenta, se hicieron experimentos con chorros de agua de presiones de 100 a 600 MPa y se descubrió que no existe penetración en la roca si la presión de salida del chorro de agua, P_o , está por debajo de una presión crítica, P_c , que depende del tipo de roca; se averiguó también que la penetración es proporcional a la diferencia ($P_o - P_c$). Durante esos años se intentó determinar la presión crítica de corte, P_c , pero no se obtuvieron resultados correctos.

Ya en 1958, ZELENIN, VESSELOV y KONIASKIN habían deducido que la profundidad de corte, h , es inversamente proporcional a la resistencia al corte, τ ; en sus ensayos, estos científicos soviéticos averiguaron también que P_c crece con la velocidad de avance del chorro, v , y que existe un valor de v , a partir del cual el corte no progresa. Los resultados de estas experiencias pueden resumirse mediante la fórmula:

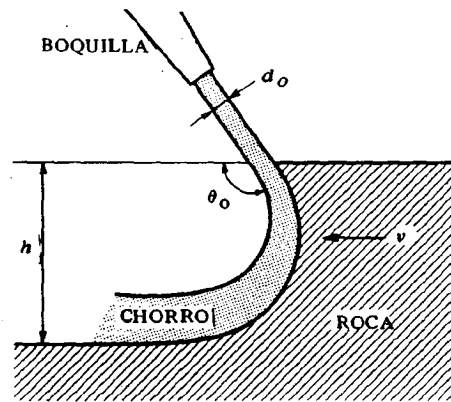
$$h = d_o \frac{(P_o - P_c)}{\tau} F(v) \quad (1)$$

donde: P_c es la presión crítica de la roca, que aumenta con v .

$F(v)$ es una función constante para valores bajos de v y decreciente cuando ésta aumenta.

d_o es el diámetro con el que sale el chorro de agua.

En 1969, Olsen y Thomas experimentaron con corrientes continuas de agua de presiones progresivamente crecientes, según el esquema de la Figura 1.



ESQUEMA DE UN CORTE PRODUCIDO POR UN CHORRO

DE AGUA A PRESION. CROW, S.C. (1974)

FIG. 1

El chorro de agua sale de la boquilla con un diámetro d_o , y con una presión P_o , y se desplaza sobre la roca con una velocidad v constante.

El problema consiste en determinar la profundidad final alcanzada por el corte, h , en función de P_o , d_o , v y: cuantas propiedades del material sean pertinentes.

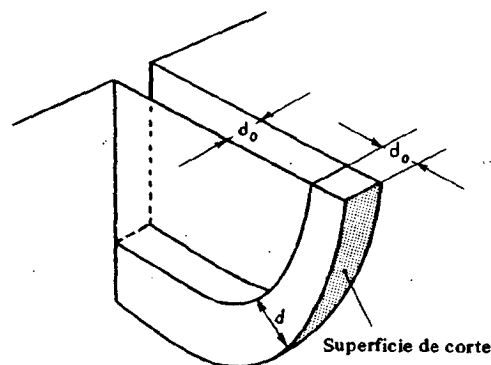
3.3. Teoría de CROW

Basándose en todos los estudios realizados hasta entonces y sobre todo en las experiencias de Olsen y Thomas, Crow desarrolló en 1973 una teoría matemática del corte de roca con chorro de agua, que él mismo corrigió posteriormente.

El principal objetivo de esta teoría es, como se ha dicho anteriormente, determinar la profundidad de corte en función de las principales propiedades mecánicas de la roca y de las características hidráulicas de la corriente aplicada, CROW (1973).

3.3.1. Hipótesis geométricas

La Figura 2 representa el esquema de un corte ideal de roca debido a la acción de un chorro de agua a presión.



ESQUEMA GEOMETRICO DE UN CORTE IDEAL. CROW, S.C. (1973)

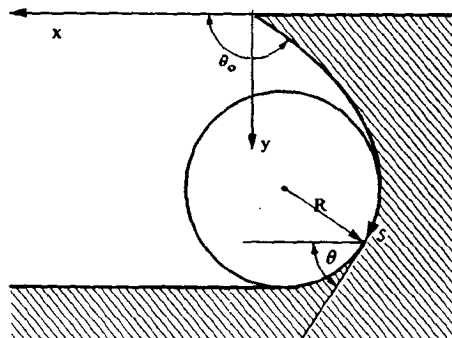
FIG. 2

En este esquema se admiten dos suposiciones:

- El chorro de agua tiene sección cuadrada, con anchura y profundidad d_o .
- La ranura creada en la roca tiene como anchura uniforme d_o .

Las hipótesis anteriores, aunque no corresponden exactamente a la realidad física, se aceptan con el propósito de establecer una geometría del corte que admita un análisis matemático simple.

Las propiedades geométricas de la superficie de corte se aprecian en el esquema aclaratorio de la Figura 3.



GEOMETRIA DE LA SUPERFICIE DE CORTE. CROW, S.C. (1973)

FIG. 3

En esta figura:

- La superficie de corte sigue la curva $y(x)$.
- s es la longitud de arco y es la coordenada curvilínea que localiza los puntos de la superficie de corte.
- θ es el ángulo local de corte respecto de la horizontal.
- θ_0 es el ángulo de incidencia. (Aunque los experimentos en los que se apoya esta teoría se realizaron con $\theta_0 = 90^\circ$, los resultados demuestran que ángulos mayores consiguen cortes más profundos).

Para relacionar la geometría con la dinámica del corte, se emplea el concepto de radio de curvatura de la superficie de corte, que viene expresado mediante:

$$R = -\frac{ds}{d\theta} \tag{2}$$

Las coordenadas x e y se pueden expresar, en función de R , de la forma siguiente:

$$\frac{dy}{ds} = \frac{dy}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{ds} = \text{sen } \theta$$

y considerando (2) se llega a:

$$\frac{dy}{d\theta} = -R \text{ sen } \theta$$

De forma análoga se obtiene:

$$\frac{dx}{d\theta} = -R \text{ cos } \theta$$

Al integrar estas ecuaciones se obtienen los valores de x e y en forma paramétrica, siendo el parámetro el ángulo de corte en el punto final de la integración, θ_s . Es decir:

$$\left. \begin{aligned} x(\theta_s) &= \int_{\theta_s}^{\theta_0} R(\theta) \text{ cos } \theta \, d\theta \\ y(\theta_s) &= \int_{\theta_s}^{\theta_0} R(\theta) \text{ sen } \theta \, d\theta \end{aligned} \right\} \tag{3}$$

El ángulo de incidencia, θ_o , puede variar entre 0° y 180° y el ángulo local θ_s es cero en el punto más profundo del corte, sin llegar a tomar valores negativos, ya que esto significaría que la roca volvería a consolidarse rellenando la fractura efectuada.

Por tanto, la profundidad del corte vendrá expresada mediante:

$$h = \int_{\theta_o}^{\theta_s} R(\theta) \operatorname{sen} \theta d\theta \quad (4)$$

El objetivo de los apartados siguientes es exponer cómo llegar a determinar $R(\theta)$, para poder calcular la profundidad de corte, h , mediante (4).

Por otro lado, se acepta la hipótesis geométrica de que la profundidad, d , del chorro de agua, es siempre pequeña en comparación con el radio de curvatura R , es decir:

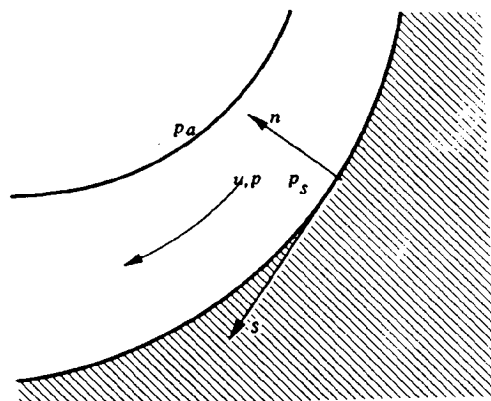
$$d \ll R \text{ o bien } d_o \ll h \quad (5)$$

que son desigualdades en esencia equivalentes.

3.3.2. Estudio de la dinámica del agua

Las ecuaciones del movimiento del agua se manejan cómodamente en forma integral, en función de la profundidad del chorro de agua.

Se considera, en este apartado, como variable de integración la coordenada n , perpendicular a la superficie de corte, según se muestra en la Figura 4.



REPRESENTACION DE LAS MAGNITUDES QUE INTERVIENEN EN LAS ECUACIONES DE LA DINAMICA DEL AGUA. CROW, S.C. (1973)

FIG. 4

Aplicando la ecuación de Bernouilli:

$$P_o - p_a = \frac{1}{2} \rho u_o^2 \quad (6)$$

siendo:

P_o la presión de salida del chorro de agua.

p_a la presión en los puntos (s, d) de la superficie aire-agua, es decir, es la presión atmosférica.

ρ la densidad del agua.

u la velocidad del agua, que será uniforme para una determinada sección del chorro; para $s = 0$, es decir, en la superficie de corte, la velocidad toma el valor u_o .

Como la anchura del chorro es constante por hipótesis, la ecuación de conservación de volúmenes será:

$$\int_0^d u dn = u_o d_o \quad (7)$$

que puede utilizarse para determinar la profundidad real, d , de la corriente en una sección determinada.

Al realizar un balance de presiones, la ecuación del momento normal a las líneas de corriente implica que:

$$p_s - p_a = \frac{1}{R} \int_0^d \rho u^2 dn \quad (8)$$

donde, p_s es la presión en los puntos (s, o) de la superficie de corte.

Teniendo en cuenta la condición (5), todas las líneas de corriente pueden suponerse paralelas en una sección s determinada, por lo que tendrán el mismo radio de curvatura. Este hecho permite considerar a R fuera de la integral del segundo miembro de la ecuación (8).

Por otra parte, la ecuación de la dinámica que relaciona la disminución del momento del flujo, ρu^2 , con la tensión de corte τ en el contacto agua-roca es:

$$\frac{d}{ds} \int_0^d \rho u^2 dn = -\tau \quad (9)$$

por lo tanto, al combinar las expresiones (8), (9) y (2) se llega a la ecuación diferencial:

$$\frac{d}{d\theta} [R (p_s - p_a)] = R \tau \quad (10)$$

que sirve para hallar $R(\theta)$.

En el apartado siguiente se realiza la determinación de la tensión de corte, τ , necesaria para integrar la ecuación diferencial anterior.

3.3.3. Estudio de la tensión de corte

Para que el corte se produzca, es preciso que la tensión de corte producida por el agua sea al menos igual a la resistencia al corte de la roca. A continuación se estudian por separado cada uno de estos dos parámetros.

a) Tensión de corte producida por el agua.

Realizando el estudio de los números de Mach, Helmholtz y Reynolds, se demuestra que ni la compresibilidad ni la viscosidad tienen importancia considerable en el estudio del corte hidráulico.

Sin embargo, si se analizan las tensiones de cavitación, se obtiene que:

$$N.^{\circ} \text{ cavitación} = \frac{p_s - p_v}{\frac{1}{2} \rho u^2} \simeq 2 \frac{d}{R} \quad (11)$$

siendo p_v la presión del vapor de agua.

Si se admite la hipótesis geométrica (5), $d \ll R$, el n.º de cavitación será pequeño, lo cual anticipa que existirán burbujas de vapor detrás de los granos de roca y, por lo tanto, la superficie de corte se presenta, frente al chorro de agua, como un conjunto heretogéneo de granos y burbujas. A medida que R aumenta, se incrementa el efecto de cavitación y el contacto agua-grano se muestra cada vez más difícil. Por el contrario, si R disminuye, la presión p_s aumenta, se colapsan las cavidades y los granos quedan más expuestos al impacto directo del agua.

La tensión en la superficie de corte, se puede expresar:

$$\tau = \frac{1}{2} \rho u^2 c_f \quad (12)$$

donde c_f es el coeficiente de fricción, función creciente del número de cavitación.

De forma más simplificada, τ se puede considerar como:

$$\tau = \mu_w (p_s - p_v) \quad (13)$$

que es la denominada ley de fricción. En ella μ_w es el coeficiente de fricción de Coulomb, que oscila entre 0,3 y 0,6, aunque su valor exacto es preciso calcularlo experimentalmente.

De la expresión anterior se deduce que el agua ejerce sobre la roca una tensión de corte que, además de estar cuantificada por μ_w , es proporcional a la presión normal e independiente de la velocidad del flujo de agua.

b) Resistencia al corte de la roca

En un principio, sería razonable pensar que la resistencia al corte de la roca tomase el valor de la fuerza necesaria para arrancar un grano, dividida por la superficie de un grano tipo, es decir que se verificase:

$$\tau = \tau_0 \quad (14)$$

donde, τ_0 sería la cohesión de la roca; pero esta expresión es excesivamente sencilla, ya que no considera que la fuerza normal tiende a mantener el grano en su posición inicial. Teniendo en cuenta este fenómeno:

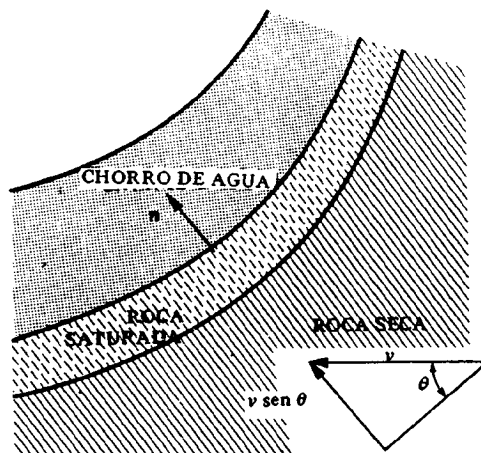
$$\tau = \tau_0 + \mu_r p_s \quad (15)$$

que es el criterio de rotura de Coulomb, donde μ_r es el coeficiente de fricción interna de la roca.

Considerando que, en general, $\mu_r = 1$ y comparando (15) con (13), en la que μ_w vale 0,6 como máximo, parece que la tensión de corte necesaria para conseguir un estado de rotura incipiente, es mayor que la tensión que aporta la corriente; en estas circunstancias, el chorro de agua no sería capaz de cortar la roca.

La solución a esta paradoja se basa en el concepto de permeabilidad de la roca, según el cual los poros de la superficie de corte se van saturando de agua, debido a la alta presión superficial, p_s . Este hecho provoca que la presión, p , en los poros de la región saturada (figura 5), sirva de ayuda para vencer el rozamiento interno, resultando:

$$\tau = \tau_0 + \mu_r (p_s - p) \quad (16)$$



ZONA SATURADA EN AGUA BAJO LA SUPERFICIE DE CORTE
CROW, S.C. (1974)

FIG. 5

Aplicando ahora la ley de Darcy:

$$v - u = K \cdot \nabla p \quad (17)$$

donde: v es la velocidad de avance.

u es la velocidad del agua a través de los poros de la región saturada.

k es la permeabilidad de la roca.

Proyectando la ley de Darcy sobre la dirección de la normal n se obtiene:

$$v \operatorname{sen} \theta = k \frac{\partial p}{\partial n} \quad (18)$$

e integrando se deduce que la presión en los poros situados bajo la superficie de corte es:

$$p_s - p = \begin{cases} |n| v \operatorname{sen} \theta, & |n| < \delta \\ p_s - p_a, & |n| > \delta \end{cases} \quad (19)$$

siendo δ el ancho de la zona saturada, que se supone muy pequeño en comparación con las demás dimensiones, y tomando el valor absoluto de la coordenada normal, $|n|$, para evitar signos negativos, ya que esta coordenada es negativa en el lado de la roca, según puede verse en la Figura 5.

El criterio de rotura de la superficie de corte se basa en la siguiente hipótesis fundamental: "La roca se encuentra en un estado de rotura incipiente una distancia igual al diámetro de un grano tipo, g , bajo la superficie de corte".

Haciendo, por tanto, $|n| = g$ y combinando (16) y (19) se obtiene:

$$\tau = \tau_o + \mu_r \frac{g \cdot v}{k} \operatorname{sen} \theta \quad (20)$$

donde: θ es el ángulo formado por la tangente a la superficie de corte, con la horizontal.

g es el diámetro de un grano tipo.

Si se introduce el concepto de velocidad intrínseca de corte de la roca:

$$c = \frac{k \tau_o}{\mu_r \cdot g} \quad (21)$$

que depende exclusivamente de propiedades de la roca, se obtiene sustituyendo en (20):

$$\tau = \tau_o \left(1 + \frac{v}{c} \operatorname{sen} \theta \right) \quad (22)$$

que es el criterio de rotura definitivo.

3.3.4. Resolución de las ecuaciones

La igualar las expresiones (13) y (22) se desprende la ecuación de compatibilidad, entre la mecánica de fluidos y la de rocas, para que se produzca el corte de la roca:

$$\mu_w (p_s - p_v) = \tau_o \left(1 + \frac{v}{c} \operatorname{sen} \theta \right) \quad (23)$$

de donde se deduce que si la presión de salida del chorro, P_o , está por debajo del valor crítico:

$$P_c = \frac{\tau_o}{\mu_w} \left(1 + \frac{v}{c} \right) \quad (24)$$

el corte no se produce.

Por otro lado, al combinar adecuadamente las ecuaciones (10), (13), (20) y (6) se obtiene:

$$R = 2 \mu_w \frac{d_o P_o}{\tau} e^{\mu_w (\theta - \theta_o)} \quad (25)$$

que es el resultado final de los argumentos de la mecánica de fluidos. En esta expresión el subíndice o indica el inicio del corte, y se han despreciado los valores de p_a y $(p_a - p_v)$ comparándolos con P_o y τ/μ_w respectivamente.

Para concluir, combinando (25) con la resultante de la mecánica de sólidos (22) y con la geome-

tría de (4), se obtiene la profundidad de corte:

$$h = 2 \mu_w \frac{d_o P_o}{\tau_o} \int_0^{\theta_o} \frac{e^{\mu_w(\theta-\theta_o)} \operatorname{sen} \theta}{1 + (v/c) \operatorname{sen} \theta} d\theta \quad (26)$$

donde P_o debe ser mayor que la presión crítica de (24).

La ecuación (26) puede particularizarse para dos casos extremos:

a) Si $\frac{v}{c} \rightarrow 0$ se tiene que:

$$h \rightarrow \frac{2\mu_w}{1+\mu_w^2} \frac{d_o P_o}{\tau_o} (\mu_w \operatorname{sen} \theta_o - \cos \theta_o + e^{-\mu_w \theta_o}) \quad (27)$$

b) Si $\frac{v}{c} \rightarrow \infty$, o sea en el límite contrario:

$$h \rightarrow \frac{2 k d_o P_o}{\mu_r \cdot g \cdot v} (1 - e^{-\mu_w \theta_o}) \quad (28)$$

En esta última ecuación no aparece la velocidad intrínseca de corte, c , por haber sido eliminada utilizando (21). De la fórmula (28) puede deducirse que la profundidad de la ranura no depende de la cohesión de la roca, τ_o , a velocidades altas.

Puede observarse también que, ni (27) ni (28) alcanzan su valor máximo cuando el ángulo de incidencia es $\theta_o = 90^\circ$; el ángulo de incidencia óptimo depende de μ_w y de v/c , y se encuentra siempre entre 90° y 180° .

3.3.5. Corrección de la teoría. Efecto de la porosidad

CROW corrigió en 1974 su propia teoría, completando el concepto de velocidad intrínseca de corte, mediante los efectos que en ella ejercen la permeabilidad y la porosidad, CROW (1974).

Como se analizó en el apartado 3.3.3, Figura 5, la presión interna p_s hace que el agua, al penetrar en los poros, origine una zona estrecha saturada en agua. El flujo, en el interior de esta zona, se rige por la ley de Darcy. Hasta ahora se ha admitido que la corriente de agua tiene un flujo constante, respecto de un sistema de coordenadas fijo, sin embargo, dicha ley debe generalizarse para un medio poroso, por cuyo interior circula agua.

La generalización de la ley de Darcy para este caso es:

$$\frac{k}{\eta} \nabla p = fv - u \quad (29)$$

donde f es la porosidad, que se define como la capacidad para conducir un fluido, y es proporcional al cociente entre el volumen de poros disponibles y el volumen total.

η es la viscosidad del agua.

El criterio de rotura (16) utilizando (29) en lugar de (17) se convierte en:

$$\tau = \tau_o + \frac{\eta \cdot f \cdot \mu_r \cdot g}{k} v \operatorname{sen} \theta \quad (30)$$

con lo que la velocidad intrínseca, en este caso, será:

$$c = \frac{k \tau_o}{\eta \cdot f \cdot \mu_r \cdot g} \quad (31)$$

pudiéndose aplicar la misma ecuación (26):

$$h = 2 \mu_w \frac{d_o P_o}{\tau_o} \int_0^{\theta_o} \frac{e^{\mu_w(\theta-\theta)} \text{sen } \theta}{1 + \left(\frac{\nu}{c}\right) \text{sen } \theta} d\theta$$

para hallar la profundidad de corte, pero utilizando para c el valor de (31), en lugar del valor dado por (21).

3.4. Teorías de REHBINDER y HASHISH

Según REHBINDER (1977), cuando un chorro de agua incide perpendicularmente sobre la roca, el agua empieza a penetrar entre los huecos microscópicos que existen entre los granos. Si el chorro se mueve recorriendo la superficie con una velocidad de avance ν , la penetración en un punto determinado alcanza un límite y se para; esto significa que la penetración se produce durante el tiempo T de acción del chorro, que viene dado por:

$$T = \frac{d_o}{\nu} \quad (32)$$

donde, d_o es el diámetro del chorro.

Puede pensarse que la profundidad de la ranura crece linealmente con el tiempo de exposición, pero esto no es cierto, debido a que la presión del chorro no permanece constante con la profundidad, sino que disminuye exponencialmente, según:

$$\frac{P_f}{P_o} = e^{-\beta h/D} \quad (33)$$

donde: P_f es la expresión del agua en el fondo de la ranura

P_o es la presión de salida del chorro.

h es la profundidad de la ranura

D es el ancho de la ranura, que en la teoría de Rehbindler no coincide con el diámetro del chorro, d_o , sino que se cumple $\frac{d_o}{D} \approx 0,25$.

β es una constante que puede determinarse experimentalmente; generalmente $\beta \approx 0,025$.

Si se considera la roca como un medio poroso y se supone que el agua atraviesa por separado cada capa de granos, la ley de Darcy puede expresarse:

$$w = \frac{k P_f}{\eta \cdot g} \quad (34)$$

donde w es la velocidad de penetración

η es la viscosidad del agua

g es el diámetro de un grano tipo

k es la permeabilidad de la roca.

Según (34), la ecuación diferencial para hallar la profundidad de la ranura es:

$$w = \frac{dh}{dt} = \begin{cases} \frac{k P_f}{\eta \cdot g} & t \leq T \\ 0 & t > T \end{cases} \quad (35)$$

cumpléndose además que $h(0) = 0$, ya que en el instante inicial la profundidad del corte es nula.

Utilizando (33), la ecuación diferencial anterior puede expresarse:

$$\frac{dh}{dt} = \frac{k P_o}{\eta \cdot g} e^{-\beta h/D} \quad (36)$$

e integrando resulta:

$$e^{\beta h/D} = \frac{\beta k P_o}{D \eta g} T + C \quad (37)$$

obteniéndose $C = 1$ al imponer la condición $h(0) = 0$, por lo que la expresión de la profundidad de corte es la siguiente:

$$h = \frac{D}{\beta} \ln \left(1 + \frac{\beta k P_o}{D \eta g} T \right) \quad (38)$$

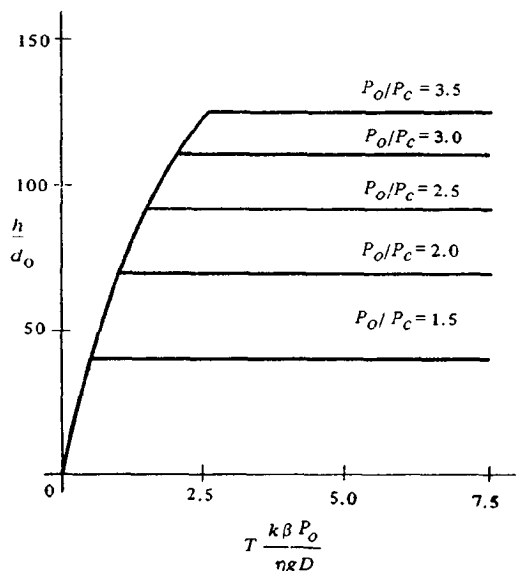
Si se tienen en cuenta las expresiones $\frac{d_o}{D} \simeq 0,25$ y $\beta \simeq 0,025$, la ecuación anterior se transforma en:

$$\frac{h}{d_o} = 160 \ln \left(1 + \frac{\beta k P_o}{D \eta g} T \right) \quad (39)$$

El corte progresará hasta que la presión en el fondo de la ranura, P_f , tome el valor de la presión crítica, P_c , característica de la roca; según esto, para hallar el valor de la mayor profundidad de corte que puede obtenerse con una presión de salida del chorro, P_o , bastará combinar (37), (33) y (39) y hacer que se verifique $P_f = P_c$ con lo que se obtiene:

$$\left(\frac{h}{d_o} \right)_{m \acute{a}x.} = 160 \ln \frac{P_o}{P_c} \quad (40)$$

De acuerdo con (39) y (40) se obtienen las curvas de la Figura 6, que representan la variación de la profundidad de la ranura con el tiempo de exposición, para distintos valores del parámetro P_o/P_c .



PROFUNDIDAD DE LA RANURA EN FUNCION DEL TIEMPO DE EXPOSICION, SEGUN REHBINDER (1977)

FIG. 6

En el caso de que se cumpla:

$$\frac{\beta k P_o}{D \eta g} T \ll 1 \quad (41)$$

es decir, en el caso de ranuras poco profundas, el logaritmo neperiano de la expresión (38) puede desarrollarse en serie, siendo su parte principal:

$$\log \left(1 + \frac{\beta k P_o}{D \eta g} T \right) \simeq \frac{\beta k P_o}{D \eta g} T \quad (42)$$

por lo tanto al sustituir en (38) se tiene que:

$$h = \frac{k P_o}{\eta g} T \quad (43)$$

es la profundidad del corte en el caso de ranuras someras.

CROW y REHBINDER consideraron válida la ley de DARCY, ya que suponían un régimen laminar de funcionamiento en el proceso de corte. Sin embargo HASHISH (1978) estudió la teoría del corte de rocas con chorro de agua, basándose en que el corte se realiza en régimen turbulento y de forma discontinua, produciéndose la rotura de la roca por compresión y bajo un comportamiento plástico, DELIAC (1985).

Según HASHISH, los parámetros más importantes en el proceso de corte son:

- El coeficiente de rozamiento agua-roca.
- La resistencia a compresión simple de la roca.
- El índice de viscosidad del líquido.
- La velocidad del chorro de agua.

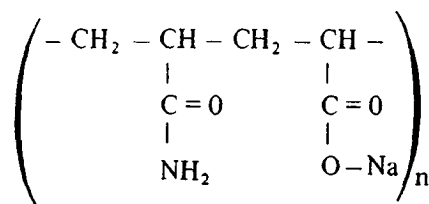
3.5. Efecto de los aditivos químicos en el corte de rocas con chorro de agua

Se ha comprobado que existen varios polímeros macromoleculares de características parecidas, que permiten obtener un chorro de agua más coherente y una mayor eficacia en el corte. Estos aditivos químicos, debido a sus propiedades viscosas y viscoelásticas, sirven para mejorar el flujo del agua en las canalizaciones y en la boquilla, ya que reducen las pérdidas por rozamiento, y para reforzar la cohesión del chorro en el aire, DELIAC (1985).

Estos productos no pueden utilizarse directamente en su forma comercial sino que es necesario ponerlos en suspensión, con la ayuda de un agitador, y diluirlos en un volumen de agua controlado por una instalación de dosificación adecuada.

En los ensayos de corte, como se verá en un capítulo posterior, se suele utilizar una concentración del 0,3 % y la masa molar de los polímeros utilizados suele estar comprendida entre 6 y 10 Mg/mol.

La fórmula química de uno de los polímeros más utilizados se puede esquematizar:



3.6. El chorro de agua como auxiliar del corte mecánico

El empleo de chorros de agua parece ser hoy la única mejora posible para aumentar el rendimiento de las máquinas de avance mecánico. El chorro de agua, debido a las elevadas energías que puede transmitir, ayuda a las herramientas mecánicas aumentando la fragilidad de las rocas y creando nuevas superficies libres alrededor del útil de corte, HAMEL (1982).

La presión de un chorro de agua, cuando se utiliza como ayuda al corte mecánico, es generalmente menos elevada (entre 5 y 200 MPa), que cuando se utiliza como herramienta de corte propiamente dicha (> 200 MPa).

Las principales ventajas, derivadas del empleo del chorro de agua como medio de asistencia a las herramientas de corte, son las siguientes:

- Disminución de la potencia mecánica que es necesario aplicar a las máquinas de corte para conseguir un avance determinado.
- Reducción de la temperatura de los útiles de corte, disminuyendo su desgaste y sus posibilidades de rotura e incendio.
- Supresión del polvo en su origen.
- Lubricación de la interfase útil de corte-roca.
- Asistencia en el desalojo de los escombros producidos en el corte.

♦

BIBLIOGRAFIA

- CROW, S.C. (1973) *A theory of Hydraulic Rock Cutting*. Int. Journal Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 10 pp. 567–584.
- CROW, S.C. (1974) *The effect of Porosity on Hydraulic Rock Cutting*. Int. Journal Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 11 pp. 103–105.
- DELIAC, E. y col. (1985) *Etude de la Decoupé de Roches par Jet d'eau a Haute Pression*. Revue de l'Industrie Minerale – Les Techniques. Junio 1985.
- HAMEL, M. (1982) *Le Jet d'eau a Haute Pression: un nouvel Outil pour le Mineur et le Carrier*. Revue de l'Industrie Minerale. Vol. 64. N.º 7.
- HASHISH, M. et du PLESSIS M.P. (1978) *Theoretical and Experimental Investigation of Continuous Jet Penetration of Solids*. J. of Eng. for Ind. Vol. 100. pp. 88–93.
- REHBINDER, G. (1977) *Slot Cutting in Rock with a High Speed Water Jet*. Int. Journal Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 14 pp. 229-234.
- ZELENIN A.N., VESSELOV, G.M. y KONIASKIN, Y.G. (1958) *Rock Breaking with Jet–Stream under Pressure up to 2000 atm*. Problems of Mining, Turpigorev Volume, pp. 112-122.

♦

Capítulo 4

**ESTUDIOS EXPERIMENTALES DE
CORTE DE ROCAS POR PICAS EN EL LABORATORIO**

INDICE DEL CAPITULO 4

	Pág.
4.1. Factores que intervienen en el arranque	77
4.2. Efecto de la profundidad de corte	77
4.3. Efecto del espaciado entre surcos	83
4.4. Velocidad de corte de las picas	87
4.4.1. Influencia de la velocidad de corte en el desgaste útil	88
4.4.2. Evolución de las fuerzas en función del desgaste de la pica	91
4.4.3. Relación entre la fuerza normal y el semiplano de desgaste de la pica	91
4.4.4. Aumento de la temperatura durante el corte	92
4.5. Geometría de las picas de ataque lateral	95
4.5.1. Definición de los parámetros geométricos de la pica	95
4.5.2. Efecto de perfil de la pica sobre los resultados de corte	96
4.5.3. Efecto de los ángulos de incidencia y corte de la pica en los resultados del corte	97
4.5.4. Influencia de la forma de la cara de corte de la pica en el arranque	102
4.5.5. Efecto de anchura de la pica sobre diversos parámetros	103
4.6. Conclusiones generales	105
4.7. Tipos de picas y materiales de que están compuestas	107
4.8. Comparación entre picas de ataque lateral y de ataque en punta	109

CAPITULO 4

ESTUDIOS EXPERIMENTALES DE CORTE DE ROCAS POR PICAS EN EL LABORATORIO

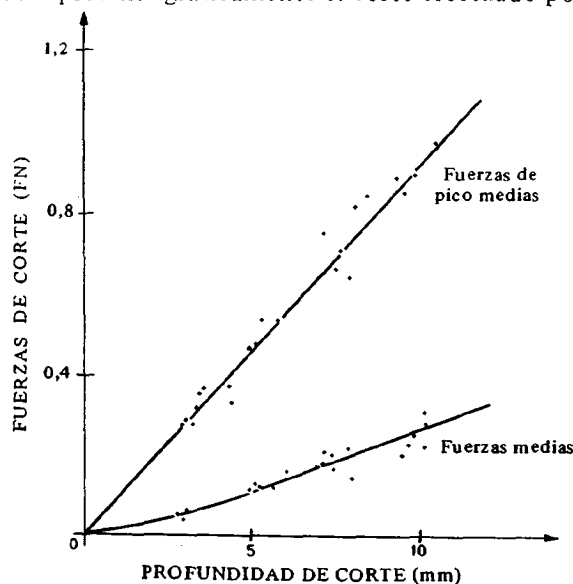
4.1. Factores que intervienen en el arranque

En este cuarto capítulo se presentan los estudios realizados por VALENTIN, EVANS y POMEROY, ROXBOROUGH, LEBRUN, HURT y MACANDREW, y KENNY y JOHNSON, acerca de la influencia que ejercen diversos parámetros sobre el arranque, según el tipo de roca que pretende cortar. Estos parámetros son los siguientes:

- Profundidad de corte
- Espaciado de surcos
- Velocidad de corte
- Geometría y tipo de pica (ángulos y anchura de la pica)
- Resistencia a compresión simple de la roca
- Desgaste de las picas.

4.2. Efecto de la profundidad de corte

EVANS y POMEROY (1966) llevaron a cabo unos ensayos en carbones para ver los efectos de la profundidad de corte en el arranque. Así, observaron que al aumentar la profundidad aumentan las fuerzas de corte de la pica y la cantidad de carbón arrancado. Para la mayoría de los carbones ensayados las fuerzas de pica medias aumentan linealmente con la profundidad de corte, mientras que las fuerzas medias aumentan aproximadamente en la proporción (profundidad de corte)^{1,3-1,4}. En la Figura 1 se representa gráficamente el corte efectuado por una pica puntiagu-

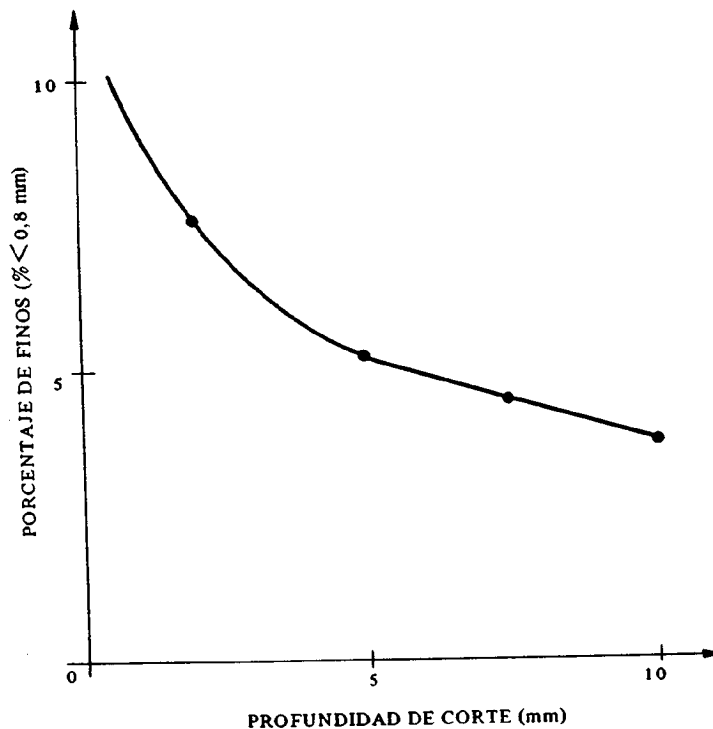


RELACION ENTRE LAS FUERZAS EN LA PICA Y LA PROFUNDIDAD DE CORTE
(SEGUN EVANS Y POMEROY -1966)

FIG. 1

da, con un ángulo de corte de 30° y un ángulo de incidencia mayor que 5° , en un carbón bituminoso muy duro. Los mencionados investigadores observaron que, si la pica no está muy afilada, una parte de las fuerzas de corte se consume en vencer la fricción entre el instrumento de corte y el carbón. En tal caso si se representa de nuevo en el gráfico la fuerza media en función de la profundidad de corte, a profundidad cero la recta no pasará por el origen, sino que cortará al eje de ordenadas, es decir, aparecerá una fuerza positiva que será tanto mayor cuanto más desgastada esté la punta del instrumento.

Cuando la profundidad de corte aumenta, la cantidad de carbón arrancado también aumenta y, generalmente, este aumento es mucho más rápido que el de la fuerza media de corte. Esto implica que el corte será tanto más eficaz cuanto mayor sea la profundidad de corte. También, la energía requerida para arrancar una cantidad unitaria de carbón "U" (energía específica) es proporcional a la relación entre la fuerza media, la cantidad de carbón extraído y la profundidad de corte elevada a un exponente. Este varía de un carbón a otro y depende del ángulo de corte del



RELACION ENTRE LA PROFUNDIDAD DE CORTE Y EL PORCENTAJE DE FINOS DE CARBON - (SEGUN EVANS y POMEROY - 1966)

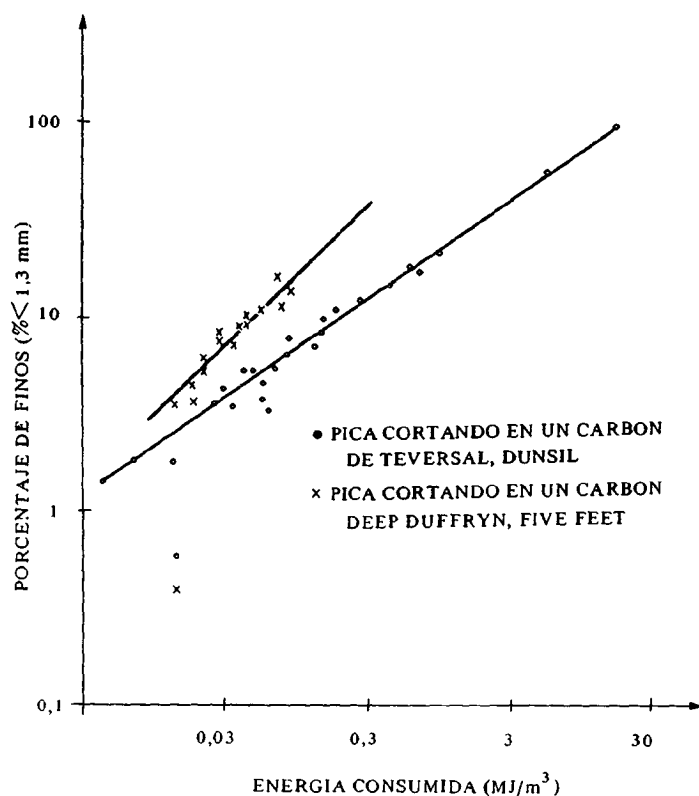
FIG. 2

instrumento; normalmente suele ser de 0,2.

EVANS y POMEROY observaron que la mayor eficacia en el corte se obtiene con un aumento de la profundidad, tamaños grandes de lascas y pequeñas cantidades de finos. (Ver Figura 2).

En el gráfico a escala logarítmica de la Figura 3, que representa la relación existente entre la cantidad de finos de carbón producidos durante el arranque y la energía consumida por unidad de peso de carbón extraído, se ve que cuanto mayor es el porcentaje de finos mayor es la energía consumida.

ROXBOROUGH (1973) realizó una serie de experimentos en tres tipos de rocas sedimentarias: Anhidrita, Caliza y Arenisca.



RELACION ENTRE EL PORCENTAJE DE FINOS DE CARBON
Y LA ENERGIA CONSUMIDA - (SEGUN EVANS Y POMEROY - 1966)

FIG. 3

La anhidrita era una roca resistente, densa, y bien cementada, que contenía alrededor de un 20 % de granos redondeados de calcita y óxidos de hierro, y no poseía cuarzo.

La caliza estaba formada por granos finos y redondeados de calcita, tenía las juntas bien definidas, pero muy espaciadas y tampoco contenía cuarzo.

La arenisca estaba compuesta por granos medios de cuarzo, cuyo contenido alcanzaba alrededor de un 90 %, debido a la sílice que existía también en el cemento matriz; poseía, además, un 5 % de óxidos de hierro y un 5 % de feldspatos.

Dicho investigador observó que al aumentar la profundidad de corte de la energía específica disminuía según la siguiente curva:

$$SE = \frac{K_1}{K_2 + d}$$

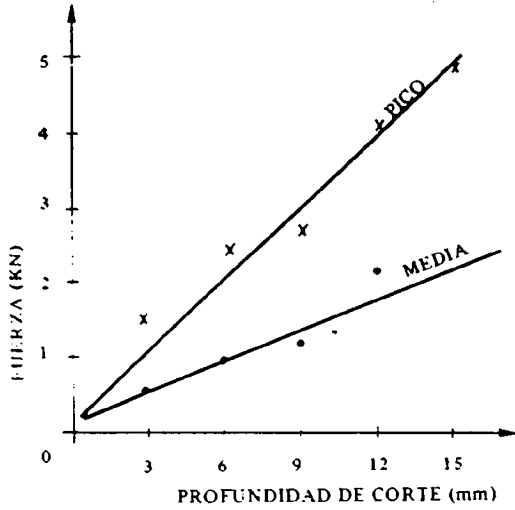
En general, se deduce que las profundidades de corte pequeñas son ineficaces y que las grandes mejoras en el corte se obtienen con un aumento de la profundidad, pero los beneficios obtenidos son limitados, ya que, aunque según la ecuación anterior la energía específica tiende a cero conforme la profundidad de corte se aproxima a infinito, en realidad parece que tiende asintóticamente a un valor superior.

En los ensayos llevados a cabo sobre los mencionados tipos de rocas, la velocidad de corte permaneció constante (0,15 m/s).

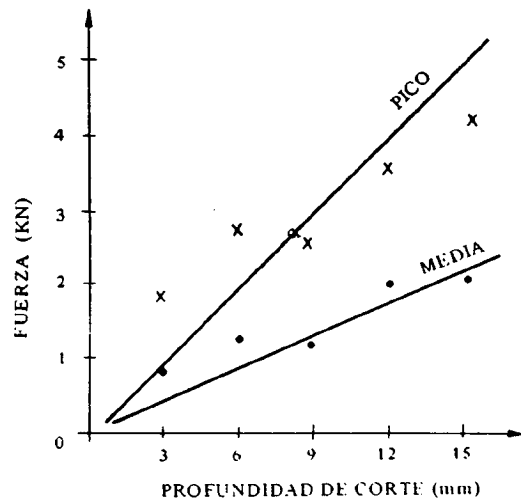
Otras conclusiones obtenidas por dicho autor fueron las siguientes:

Las fuerzas en la pica son directamente proporcionales a la profundidad de corte. Generalmente, las fuerzas normales tienen una magnitud parecida a las fuerzas de corte para la misma profundidad de corte (Ver figura 4-a y 4-b).

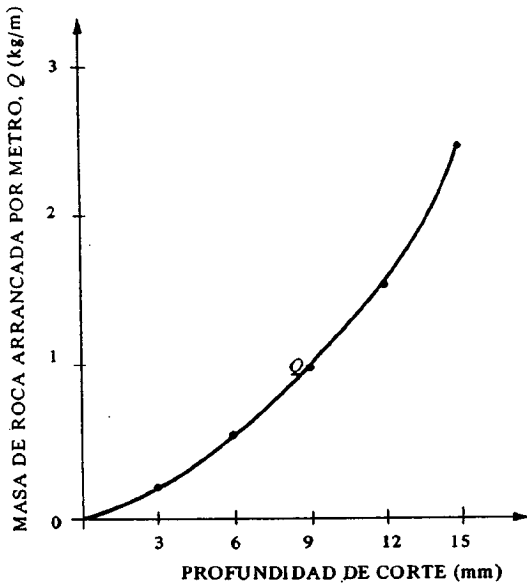
Según se observa en las figuras 4-c, y 4-d, cuanto mayor es la profundidad de corte mayor es la cantidad de carbón arrancada por metro y menor por tanto la energía específica. La curva de cantidad de carbón arrancada es de la forma $Q = d^2 \operatorname{tg} \beta + wd$, siendo β el ángulo de rotura de la roca, que permanece constante.



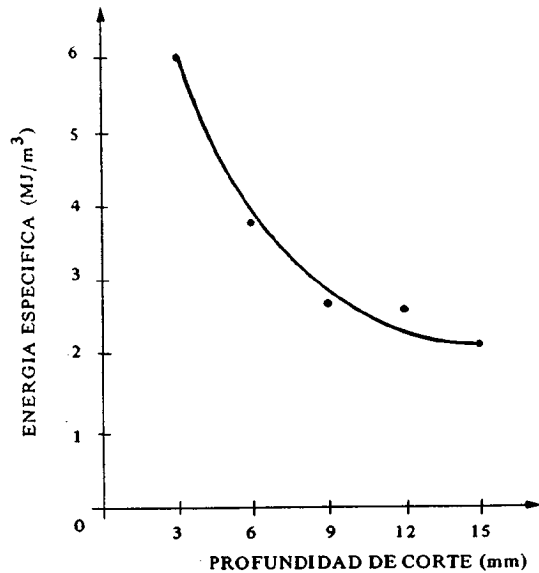
a) Fuerza de corte



b) Fuerza normal



c) Q



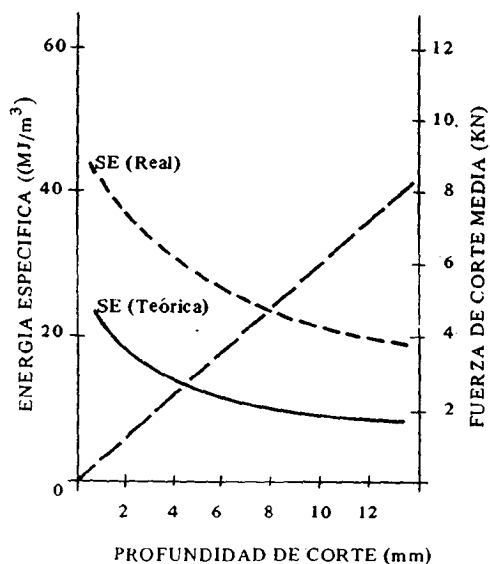
d) Energía específica

EFFECTO DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE SOBRE
DIVERSOS PARAMETROS, EN ARENISCA
(SEGUN ROXBOROUGH - 1973)

FIG. 4

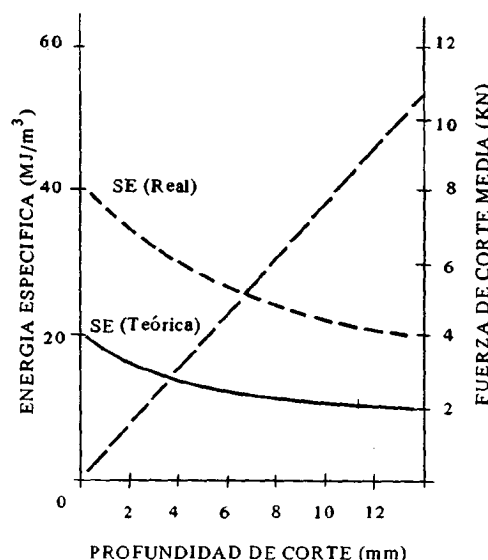
Existe un buen acuerdo entre la curva obtenida teóricamente y la producida en el laboratorio, para la energía específica. (Ver Figura 5).

Para una anhidrita, la relación entre las medias de las fuerzas de corte de pico y la media es de 2,3 para una pica de anchura 13 mm, y de 2 para una pica de anchura de 30 mm. En la caliza y are-



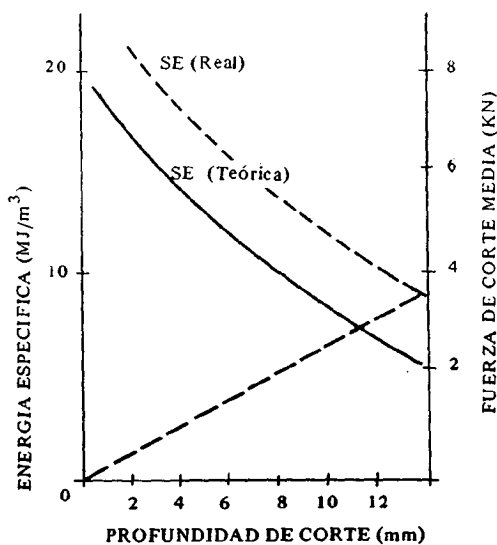
a) Anhidrita

ANCHURA DE PICA = 13 mm
ANGULO DE CORTE = 0°



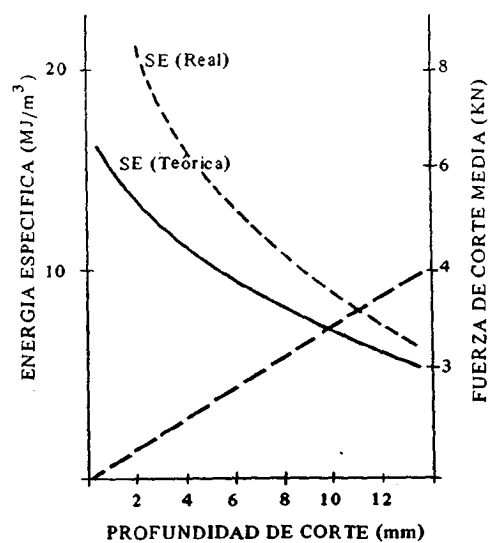
b) Anhidrita

ANCHURA DE PICA = 30 mm
ANGULO DE CORTE = + 10°



c) Caliza

ANCHURA DE PICA = 13 mm
ANGULO DE CORTE = 0°



d) Arenisca

ANCHURA DE PICA = 13 mm
ANGULO DE CORTE = + 10°

EFFECTO DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE SOBRE DIVERSOS PARAMETROS
(SEGUN ROXBOROUGH - 1973)

FIG. 5

nisca la relación fue de 2,8 y de 2,2 respectivamente. La relación entre las respectivas fuerzas normales fue de 1,9, 1,8, 2,3 y 1,9 para los cuatro casos anteriores. Estos valores están de acuerdo con la experiencia realizadas en carbón, aunque para la caliza las relaciones tienden a ser más altas.

Las fuerzas normales en la pica durante el corte fueron altas, debido a que el ángulo de corte era nulo para la pica de anchura 13 mm y la de anchura 30 mm. En varias ocasiones se encontró que en la anhidrita la fuerza normal excedía a la de corte. Esto es poco común en el carbón cuando se utilizan picas agudas, ya que, generalmente, en el corte del carbón con picas éstas tienen grandes ángulos positivos de corte. Sin embargo, la teoría del corte aplicada al carbón u otras rocas indica que cuando las picas tienen un ángulo de corte bajo se alcanzan unos valores de las fuerzas normales bastante grandes.

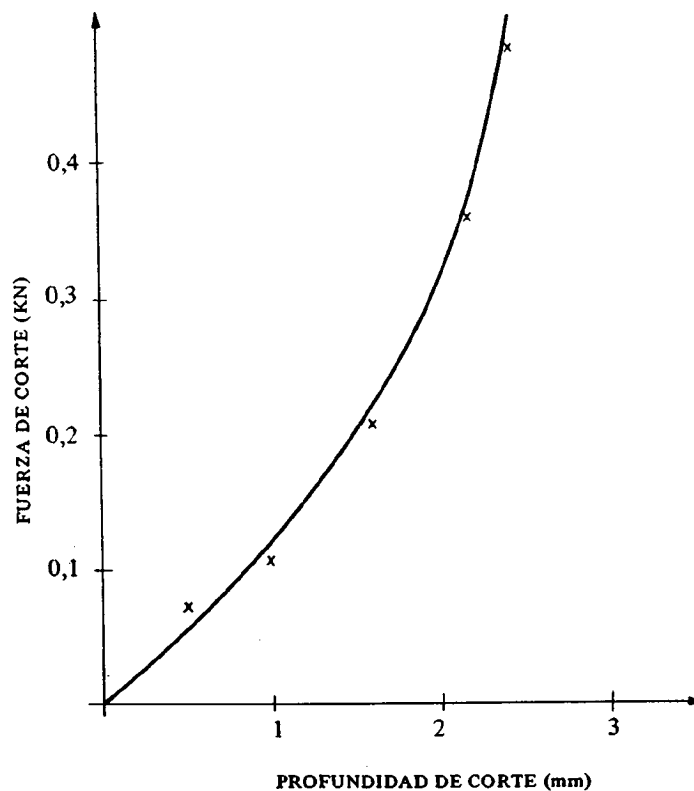
MARC LEBRUN (1978) llevó a cabo una serie de ensayos sobre una roca determinada, que tenía un ángulo de fricción interna de 58° , de los que dedujo que aunque d/w aumente, el ángulo de rotura permanece constante.

Según este investigador, las fuerzas de corte en la pica cumplen la siguiente ley:

$$F = C (7.05 dw + 13.4 d^2)$$

donde: C = cohesión de la roca
 d = profundidad de corte
 w = anchura de la pica.

En la Figura 6 se representa la curva correspondiente a una pica de 3,5 mm de anchura que corta una roca de 4 MN/m^2 de cohesión.

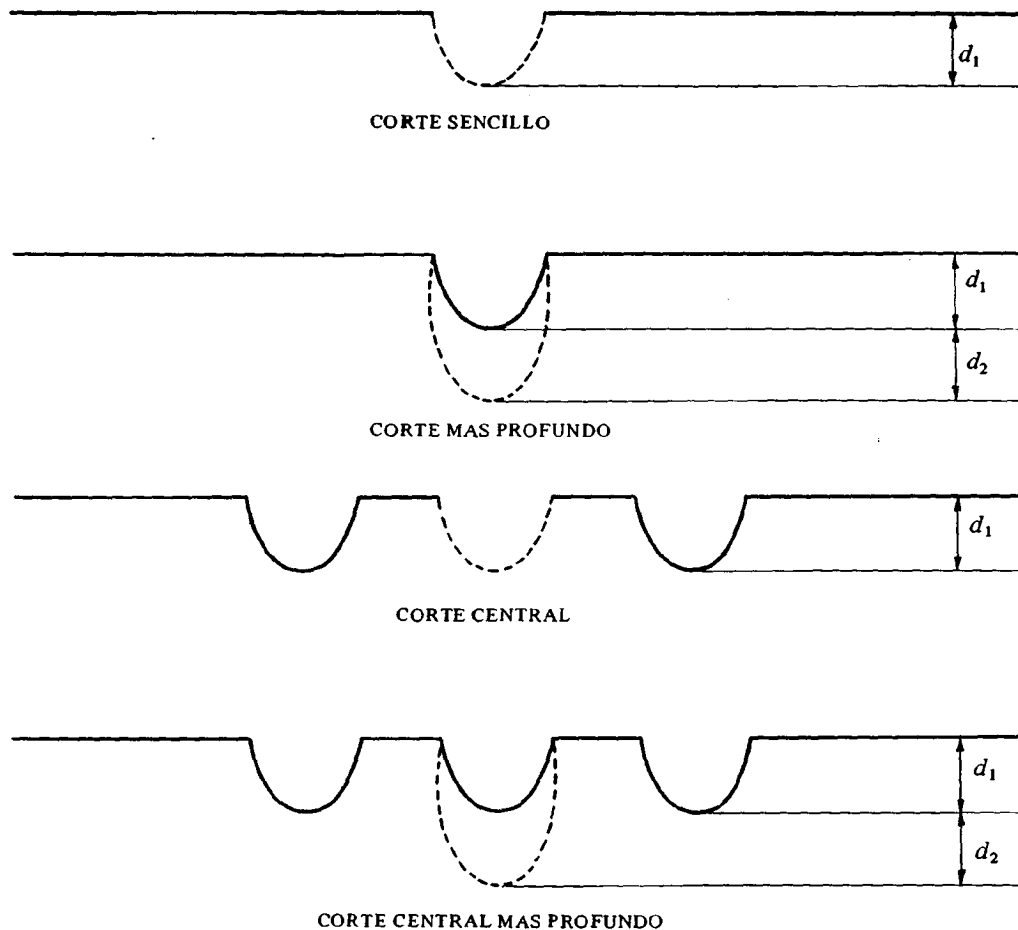


RELACION DE PROFUNDIDAD DE CORTE Y LAS FUERZAS DE CORTE DE LA PICA
 (SEGUN LEBRUN - 1978)

FIG. 6

4.3. Efecto del espaciado entre surcos

EVANS y POMEROY (1966) realizaron una serie de ensayos que consistían en efectuar varios surcos en una superficie plana de un bloque rectangular con un determinado número de picas. En la Figura 7 se puede observar esta secuencia de cortes en que s es el espaciado entre surcos, d_1 es la profundidad de corte de los primeros surcos y d_2 la profundidad de corte de los segundos surcos, que han sido profundizados en los anteriores.



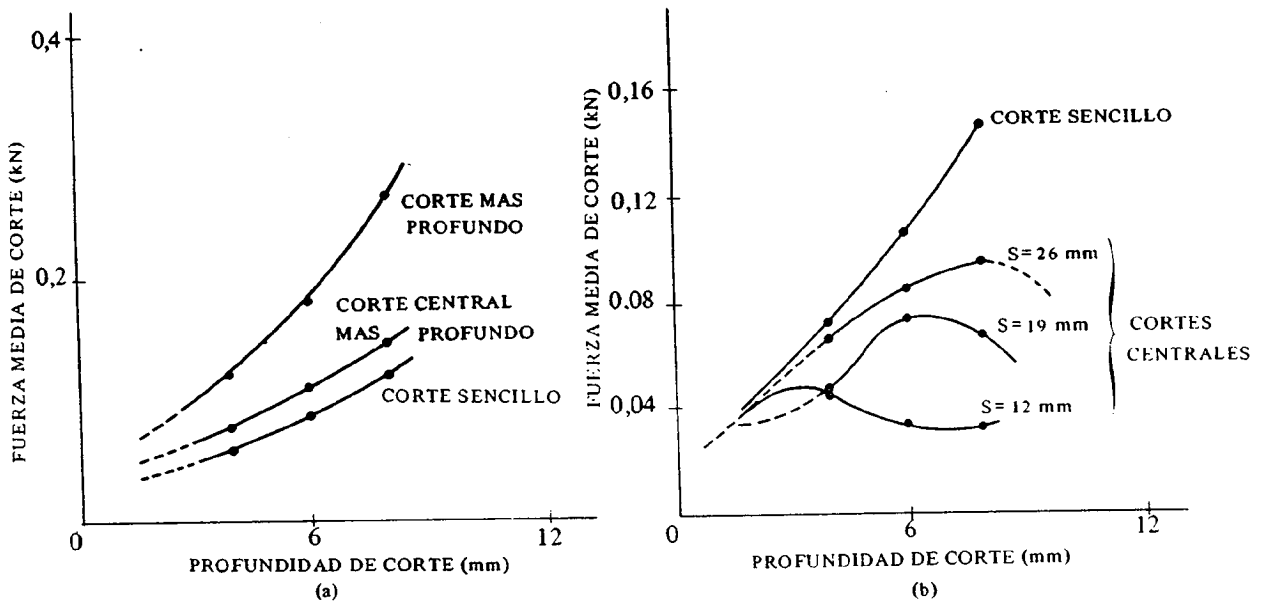
SECUENCIA DE CORTES EN QUE LA LINEA DE TRAZOS
SE REFIERE AL CORTE ALUDIDO
(SEGUN EVANS Y POMEROY -1966)

FIG. 7

Como muestra la Fig. 8, presenta más dificultad profundizar que excavar un surco y, a la vez, presenta menos dificultad profundizar o excavar un surco central que uno aislado, ya que las fuerzas requeridas son mucho menores. La fuerza necesaria para excavar un surco central depende de la cantidad de roca arrancada en los cortes laterales precedentes. Así, si la profundidad de corte d_1 es bastante grande, los surcos excavados por las picas exteriores se extenderán y proporcionarán alguna ayuda para efectuar el corte central. La profundidad de corte que origina esta ayuda depende del espaciado entre líneas adyacentes de picas (Ver Figura 8-b). Las fuerzas requeridas para excavar un surco central aumentan hasta un máximo y luego decrecen. Este decrecimiento tiene lugar cuando se alcanza el mayor beneficio o ayuda de los surcos adyacentes, a lo que se llega con graduales incrementos de la profundidad de corte, y se produce tanto antes cuando menor es el espaciado; por ejemplo, para $s = 12$ este decrecimiento ocurre para profundidades menores que para $s = 19$ y lo

mismo sucede entre $s = 19$ y $s = 26$.

Si la profundidad de corte es menor que $1/3$ del espaciado de picas, se producen pocas roturas o quebrantamientos entre surcos, lo que no ayuda a las siguientes picas. Sucesivas picas fueron profundizando los surcos ya cortados y se vio que las fuerzas necesarias para profundizar estos surcos eran muy altas. Además, la sucesión de cortes dio lugar a la formación de crestas entre picas adyacentes, que son muy difíciles de eliminar, lo que en la práctica se tradujo en atascos en las picas.



EFFECTO DE LOS CORTES PRECEDENTES EN LA FUERZA DE CORTE (SEGUN EVANS Y POMEROY - 1966)

FIG. 8

En la Figura 9 se presenta el trabajo necesario por metro cúbico, es decir, la energía para realizar una muesca de 15,2 cm de ancho, cuya profundización se logra por el avance de sucesivas picas en la misma línea. Los beneficios obtenidos por la ayuda de las líneas de picas exteriores se manifiestan cuando la penetración de la pica es mayor que $1/3$ del espaciado entre surcos. La eficacia del corte es tanto mayor cuanto mayor es el espaciado entre surcos y el beneficio del corte no sólo se refleja en la baja energía requerida para extraer una cantidad determinada de carbón, sino también en la forma o tamaño del producto que es arrancado y en la formación de reducido volumen de finos.

ROXBOROUGH y PHILLIPS (1974) en ensayos realizados en una arenisca vieron que las picas interaccionan entre sí, para producir la rotura del macizo que queda entre los surcos abiertos por las mismas, cuando

$$s \leq 2 d \operatorname{tg} \beta$$

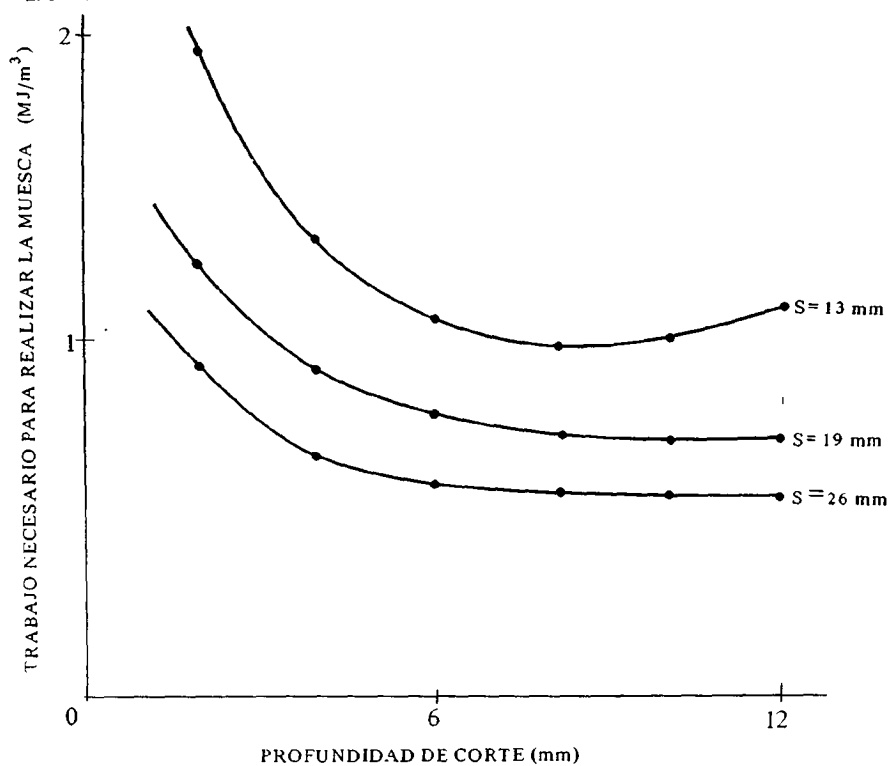
donde: s es el espaciado entre picas y

β es el ángulo de rotura de la cuña de roca.

En las figuras 10 a) y b) se ve como las fuerzas en una pica varían con su proximidad a un surco excavado anteriormente. Así, un espaciado negativo de 30 mm representa la anchura media de la pica y es, en consecuencia, equivalente a una pica excavando exactamente en la trayectoria del surco anteriormente profundizado, por esto todas las fuerzas tienden a cero. Según nos alejamos de esta posición las fuerzas de corte aumentan progresivamente hasta que se produce la interacción entre picas, lo que tendrá lugar para un espaciado de alrededor de 45 mm, y para espaciados mayores permanecen constantes.

En la Figura 10-c se puede ver la variación de la energía específica en función del espaciado.

Uno de los valores más altos de la energía se obtiene para espaciados un poco mayores de 40



TRABAJO NECESARIO PARA REALIZAR UNA MUESCA DE 15,2 cm DE ANCHO EN FUNCIÓN DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE (SEGUN EVANS Y POMEROY - 1966)

FIG. 9

mm y el mínimo se consigue para espaciados de alrededor de + 20 mm, que para una profundidad de corte de 9 mm, supone una relación $s/d = 2,2$. Los experimentos de arranque realizados con otras rocas demostraron que la relación s/d correspondiente a un mínimo de energía específica, varía con el tipo de roca.

En la Figura 10-d se representa una curva teórica de la energía específica en función del espaciado entre surcos. La ecuación anterior de la energía específica,

$$SE = \frac{K_1}{K_2 + d}$$

sugiere que a profundidad de corte cero la energía específica tenderá a un valor finito y máximo. El espaciado de - 30 mm es equivalente a la profundidad de corte cero, a la que corresponde la máxima energía específica, y, por tanto, será también un eje de simetría, ya que el espaciado puede existir en uno u otro lado. Si se considera la otra situación extrema, es decir, cuando $s = 2 d \operatorname{tg} \beta$, se ve que para valores mayores del espaciado la energía específica permanece constante y para valores menores decrece. Los dos extremos del espaciado mencionados anteriormente, proporcionan los valores más altos de la energía específica y entre ellos existe un mínimo.

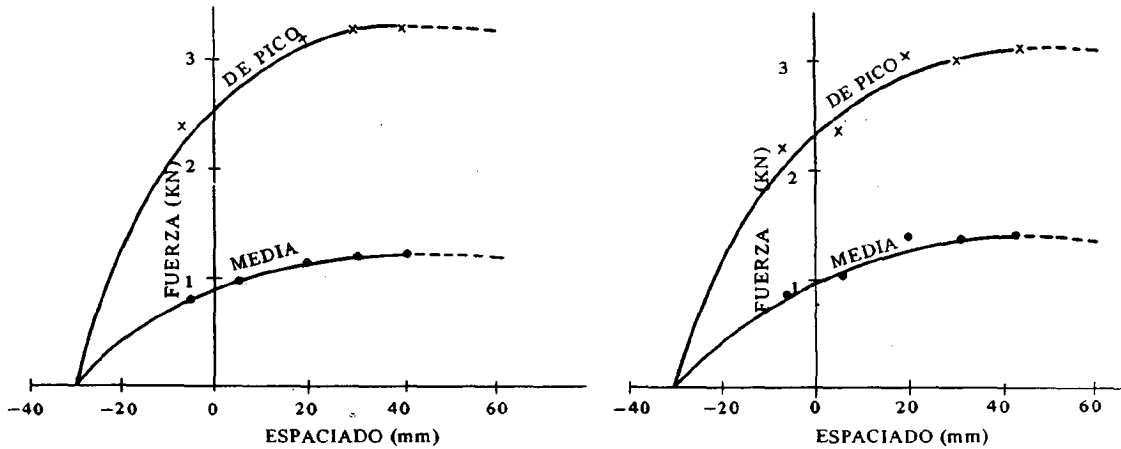
La curva de la Figura 10-d puede aproximarse con una ecuación de la forma:

$$SE = \frac{A - Bx^2 + Cx^4}{1 + x^4}$$

donde:

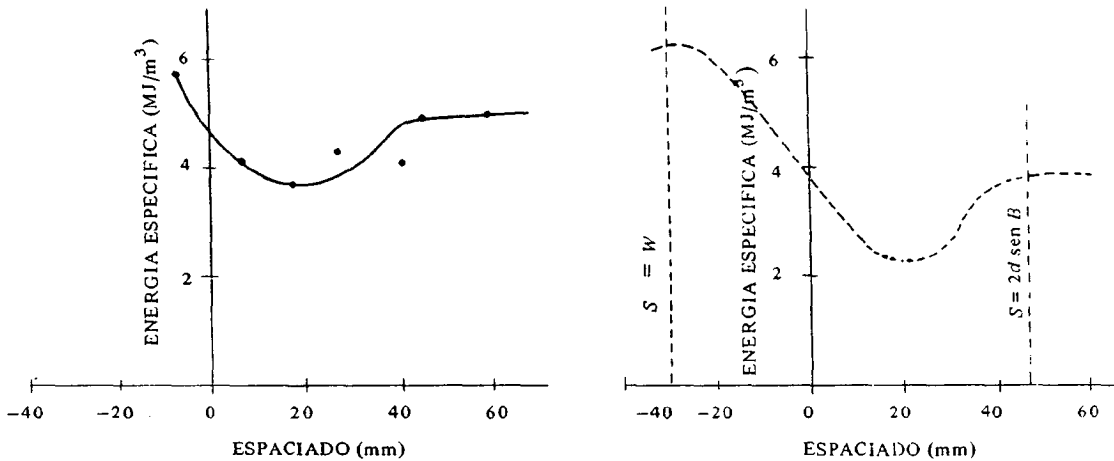
$$x = (s + w)$$

Otro estudio realizado por ROXBOROUGH (1973) para investigar los efectos de la interacción



a) Fuerza de corte

b) Fuerza normal



c) Energía específica

d) SE, Calculada

EFFECTO DEL ESPACIADO DE PICAS SOBRE DIVERSOS
PARAMETROS (SEGUN ROXBOROUGH y PHILLIPS - 1974)

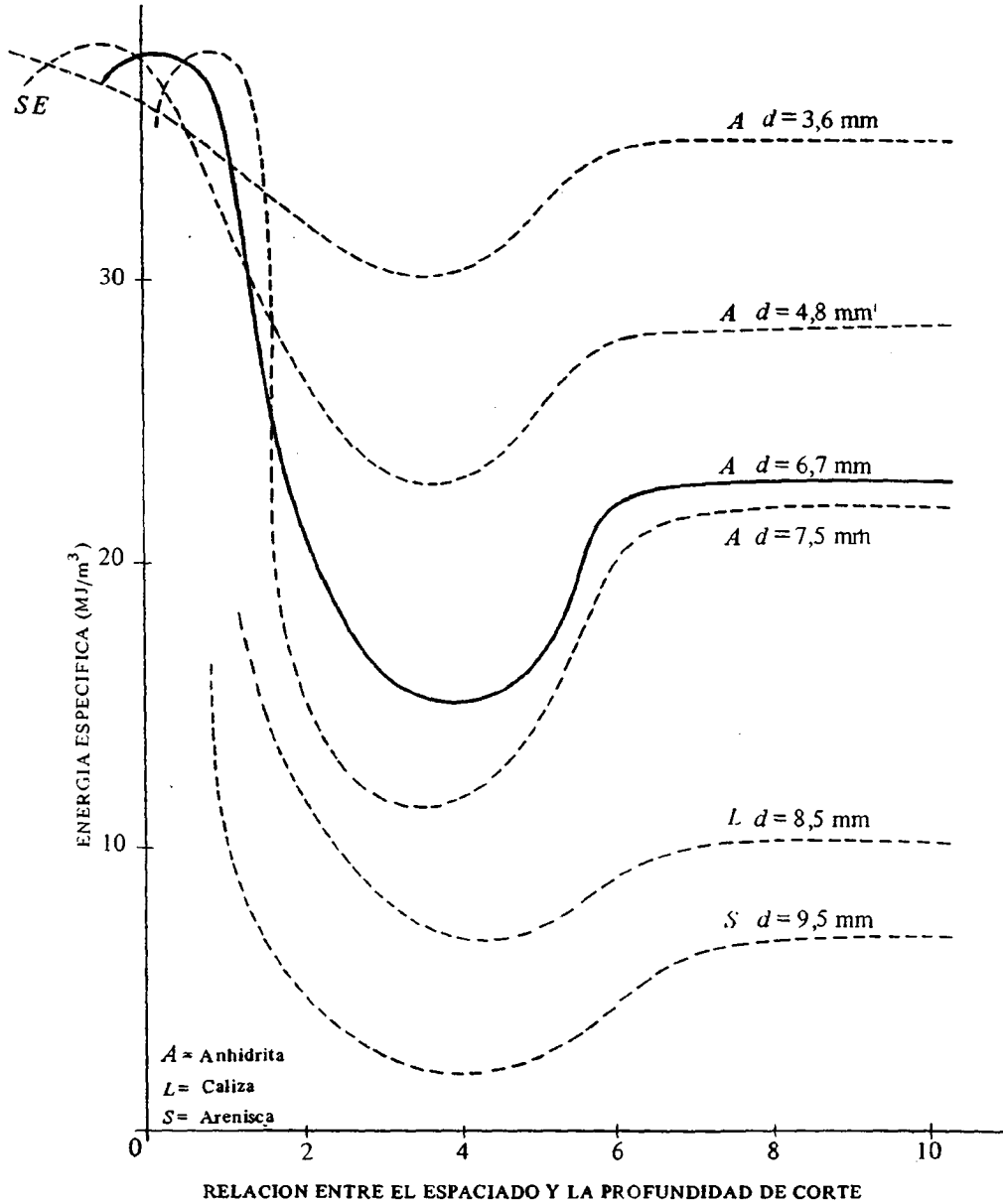
FIG. 10

entre instrumentos de corte adyacentes, consistió en calcular los valores de la energía específica en el caso de una pica situada paralelamente y a la misma profundidad que un surco previamente excavado y a una distancia determinada del mismo. Se llevaron a cabo experimentos con diferentes profundidades de corte y espaciados en tres tipos de rocas. Los resultados de estos ensayos fueron expresados gráficamente en la Figura 11.

Para el caso de la anhidrita las conclusiones fueron las siguientes:

- La interacción entre los instrumentos de corte tiene lugar aproximadamente para una relación $s/d < 2,6$.
- Conforme la relación s/d se aproxima a cero la energía específica aumenta rápidamente.
- Los valores máximos de la energía específica para cada profundidad de corte se alcanzan cuando s/d se aproxima a 1,5.
- La energía específica más baja fue alcanzada para un espaciamiento óptimo con profundidades de corte grandes.

En el caso de la caliza y la arenisca los resultados fueron similares a los encontrados en la anhidrita. Así los ángulos de rotura para la arenisca y caliza fueron de 62° y de 70° respectivamente, y la interacción tuvo lugar para relaciones de s/d de 3,8 y 5,5. Cuando s/d se aproxima a cero la energía específica aumenta rápidamente hasta un nivel superior.



EFFECTO DEL ESPACIADO SOBRE LA ENERGIA ESPECIFICA (SEGUN ROXBOROUGH - 1973)

FIG. 11

4.4. Velocidad de corte de las picas

ROXBOROUGH (1973) realizó una serie de ensayos en una anhidrita tomando como única variable la velocidad de corte y llegando a la conclusión que no afecta a los principales parámetros que intervienen en el arranque. EVANS y POMEROY (1966), llevaron a cabo una serie de experimentos en el carbón y obtuvieron las mismas conclusiones que ROXBOROUGH.

La anhidrita y el carbón son rocas no abrasivas, sin embargo, en rocas más abrasivas el efecto de la velocidad de corte puede ser significativo. Existen claras indicaciones de que en rocas con alto contenido de cuarzo aumenta el desgaste en los instrumentos de corte conforme aumenta la velocidad de corte, lo que, se refleja en los consiguientes aumentos de la fuerza de corte y de la energía específica.

VALANTIN (1975) realizó una serie de experimentos con una pica para ver la influencia que tenía la velocidad de corte en el arranque de la roca.

Para estos ensayos utilizó dos máquinas de velocidades diferentes: de 1 a 6 m/s (fresadora) y 0,20 a 0,80 m/s (cepilladora), registrando los esfuerzos soportados por las picas cuando éstas excavaron surcos de 5 a 30 mm de profundidad. Este autor observó que, a igualdad de otros parámetros, la velocidad no ejerce influencia notable sobre los esfuerzos en las picas.

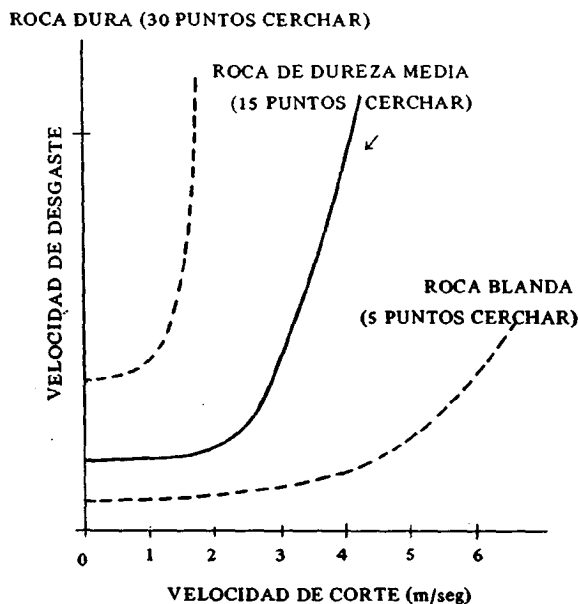
También dedujo que la energía necesaria para arrancar, por la acción de una sola pica, un volumen de roca determinado es constante y que la potencia de corte es proporcional a su velocidad de desplazamiento.

4.4.1. Influencia de la velocidad de corte en el desgaste del útil

VALANTIN comprobó que un aumento de la velocidad de corte, a partir de valores pequeños, lleva consigo una aceleración poco importante en el desgaste del útil. Si la velocidad sigue aumentando, a partir de un cierto valor la velocidad de desgaste del útil aumenta considerablemente.

Así, para una roca de dureza media, si la velocidad de corte varía de 0,8 a 1,6 m/s, la velocidad de desgaste del útil se incrementa alrededor de un 10 %, y si aumenta hasta 3,20 m/s, la velocidad de desgaste se multiplica por 80. Es de notar que en ambos casos se dobla la potencia disipada en frotamiento.

Existe una velocidad crítica a partir de la cual la velocidad de desgaste aumenta considerablemente. De los ensayos realizados sobre diferentes rocas se dedujo que la naturaleza de éstas ejercía una influencia muy notable sobre el valor de la velocidad crítica. Así, la velocidad crítica es de 0,60 m/s para una roca de dureza Cerchar 30, y para una roca de dureza 5 alcanzará un valor de 4 m/s, siendo la profundidad del surco la misma en los dos casos e igual a 5 mm (Ver Figura 12).



RELACION ENTRE LA VELOCIDAD DE CORTE Y LA VELOCIDAD DE DESGASTE DEL UTIL (SEGUN VALANTIN)

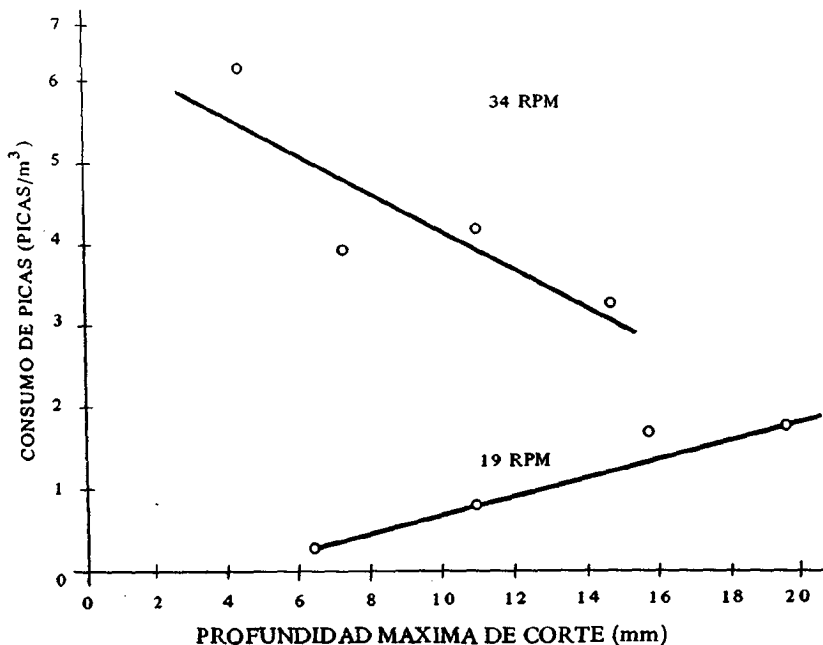
FIG. 12

A medida que las máquinas de ataque puntual se han ido haciendo mayores y más potentes las velocidades de las picas han ido disminuyendo. HURT y MACANDREW (1985) han realizado ensayos con una máquina de ataque puntual en una caliza masiva del carbonífero, cuya resistencia a compresión simple era de 90 MPa y resistencia a tracción 18 MPa. Efectuaron medidas de la vida de las picas para velocidades de rotación de la cabeza de 19 y 34 r.p.m., que dan lugar a 0,56 y 1 m/s respectivamente en las picas. Se probaron picas de tipo cuña con perfil en bisel (modelo 4w) y picas cónicas. Los resultados de los ensayos efectuados por HURT y MACANDREW todos ellos con la misma profundidad de corte, se muestran en la Tabla siguiente:

	VELOCIDAD DE ROTACION (r.p.m.)	VELOCIDAD DE TRASLACION DE LA CABEZA (m/mín)	CONSUMO DE PICAS (picas m ³)
Picas H w	34	0,75	1,8
	19	0,45	0,13
Picas cónicas..... U 47	34	0,75	0,8
	19	0,45	0,55

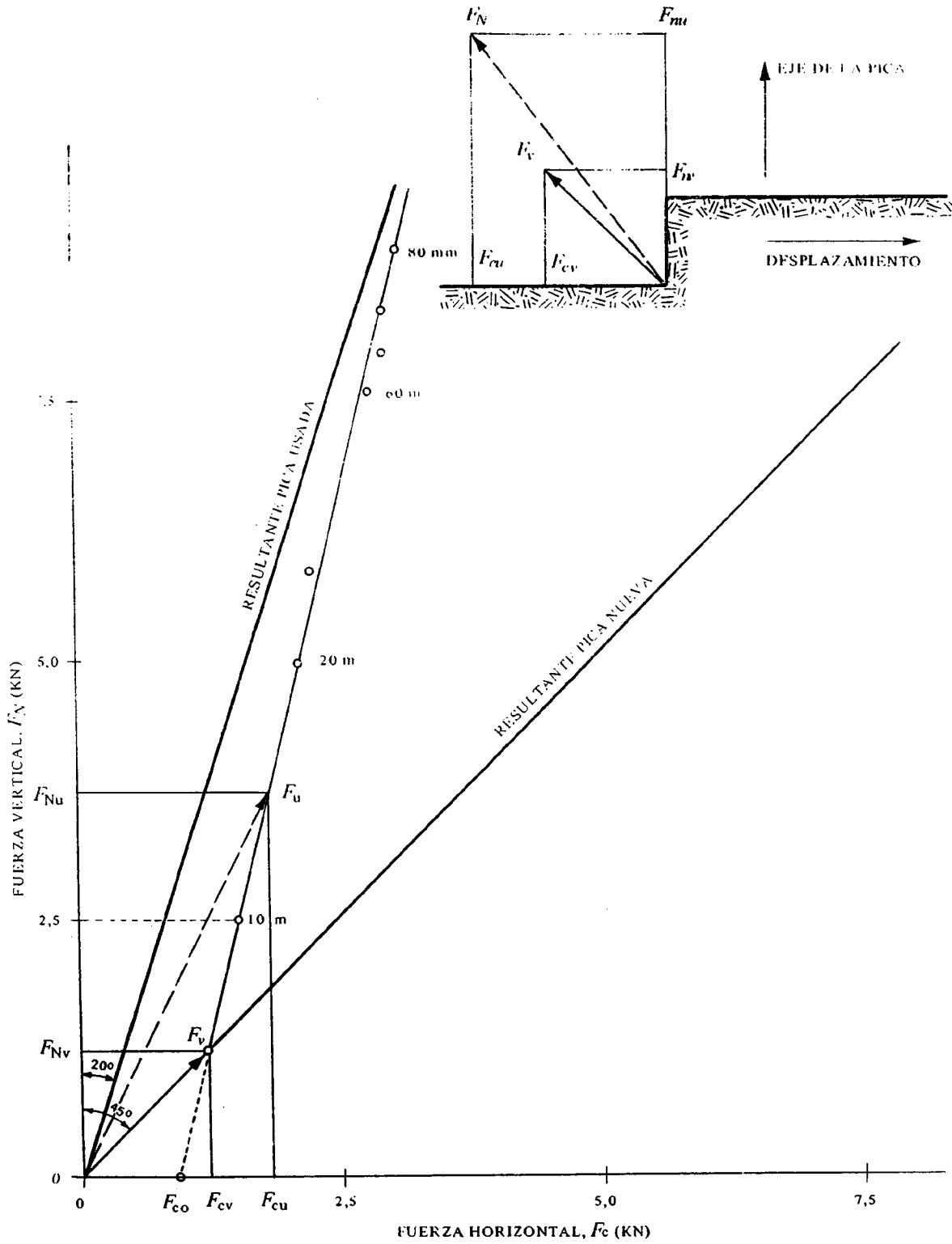
En ella puede observarse que el consumo se reduce hasta 10 veces en las picas de tipo Hw al disminuir la velocidad de rotación de la cabeza de 34 a 19 r.p.m., mientras que en las picas cónicas la ventaja conseguida es mucho menor.

Con picas de tipo cuña distintas de las anteriores se efectuaron ensayos más completos, en los cuales se variaron tanto la profundidad como la velocidad de corte. Los resultados obtenidos, que se muestran en la Figura 13, indican que la influencia de la profundidad del surco en el consumo de picas es distinta para ambas velocidades de corte. A 60 m/min. el consumo se reduce al aumentar la profundidad, mientras que a 33,5 m/min sucede lo contrario. Estos resultados indican que otros factores distintos de las tensiones mecánicas en la punta de la pica determinan el consumo de útiles,



INFLUENCIA DE LA PROFUNDIDAD Y VELOCIDAD DE CORTE SOBRE EL CONSUMO DE PICAS SEGUN HURT Y MACANDREW (1985)

FIG. 13



RELACION ENTRE LAS FUERZAS DE CORTE Y NORMAL DE LA PICA - (SEGUN VALANTIN)

FIG. 14

FIG. 14

particularmente para grandes velocidades de corte. Medidas de la temperatura de las picas realizadas después del corte sugieren que las tensiones térmicas son especialmente responsables.

Los surcos profundos tienen dos ventajas: el recorrido del útil en la roca correspondiente a un volumen determinado de mineral arrancado es menor y la roca rompe en lascas mayores, aspectos ambos que reducen el calor generado por el rozamiento de la pica con la roca.

A baja velocidad el aumento de temperatura en las picas de tipo cuña es pequeño y la vida del útil depende de las tensiones en él. Sin embargo, las picas cónicas, debido a su mayor rozamiento con la roca, todavía se calientan excesivamente a 19 r.p.m. y no se benefician sustancialmente de la reducida velocidad.

Parece existir una velocidad crítica de corte para la cual el calentamiento de la pastilla de carburo de tungsteno es suficiente para influir decisivamente en la vida de la pica. Dicha velocidad crítica depende de la profundidad del surco (aumenta con la profundidad), del tipo de pica (es menor para las picas cónicas) y del tipo de roca (cuanto más abrasiva es la roca, más pequeña es la velocidad crítica).

4.4.2. Evolución de las fuerzas en función del desgaste de la pica

Del estudio llevado a cabo por VALANTIN sobre la variación de las fuerzas que actúan en una pica en función de su desgaste, se observa que entre la componente horizontal F_c y vertical F_N existe una relación lineal (Ver Figura 14) de la forma:

$$F_c = F_{co} + K F_N$$

donde: F_{co} es una constante que depende de las condiciones del ensayo, naturaleza de la roca, profundidad de corte, etc. ... El coeficiente K , análogo a un coeficiente de fricción, varía entre 0,25 y 0,4. En general, es sensiblemente diferente del coeficiente de fricción pica-roca, cuyo valor medido en el laboratorio oscila entre 0,5 y 0,6. Esta diferencia de valores entre dichos coeficientes puede explicarse por el valor relativamente elevado de las temperaturas de contacto alcanzadas entre la pica y la roca, lo que puede modificar las características de los dos materiales debido al elevado valor de las presiones de contacto.

La fuerza horizontal de corte F_c puede considerarse como la suma de una fuerza constante, que corresponde a la destrucción de la roca, y de una fuerza proporcional a la componente vertical F_N , que no es más que la fuerza de fricción pica-roca. Es importante destacar que este trabajo de fricción representa, incluso para un desgaste relativamente débil, la parte principal de la energía total de corte que se transforma en calor. El desprendimiento de calor en la superficie de desgaste de la pica es generalmente bastante considerable.

En la Figura 14 se representan los resultados de ensayos de corte y en ella se puede observar que la dirección de la fuerza total en la pica varía según el estado de desgaste de la misma. Así, cuando la pica es nueva la inclinación es de 45° , y conforme aumenta el desgaste de la pica la resultante se va aproximando progresivamente al eje vertical, siendo su inclinación máxima alrededor de 20° , cuando la pica está al límite de su utilización.

4.4.3. Relación entre la fuerza normal y el semiplano de desgaste de la pica

La evolución lineal de la altura de desgaste en función del camino recorrido sugiere una constancia en las condiciones de trabajo de la superficie de desgaste cuando éste progresa. Esta hipótesis se confirma por la correlación existente entre las fuerzas normales registradas en los ensayos realizados por VALANTIN y la superficie de desgaste correspondiente. La dispersión que se puede observar en la Figura 15 es debida a la heterogeneidad de la roca y a la dificultad encontrada para medir exactamente la superficie de desgaste. El hecho de que a un desgaste nulo corresponde un esfuerzo pequeño, pero medible, se explica por la deformación elástica de la roca bajo la punta del útil.

La relación lineal entre la fuerza vertical y el semiplano de desgaste es:

$$F_N = F_{NO} + pS$$

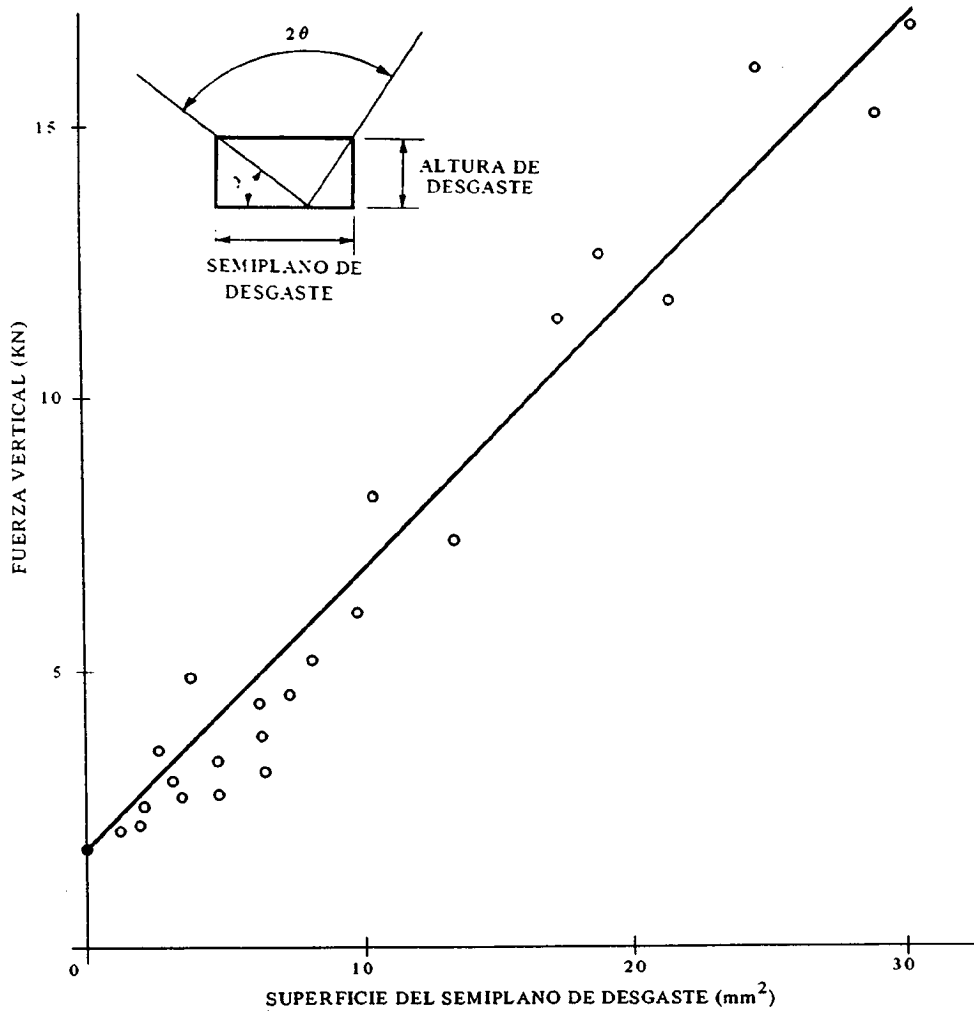
donde:

F_N = esfuerzo normal

S = semiplano de desgaste

p = constante con dimensiones de una presión

F_{NO} = constante.



RELACION ENTRE LA FUERZA VERTICAL Y EL SEMIPLANO DE DESGASTE – (SEGUN VALANTIN)

FIG. 15

4.4.4. Aumento de la temperatura durante el corte

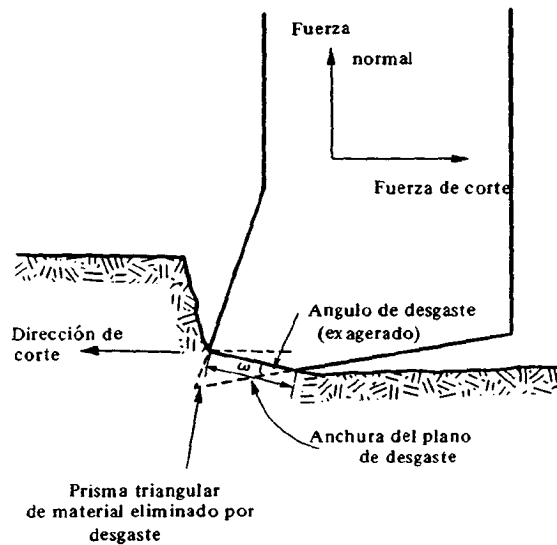
Una parte importante de la fuerza de corte se emplea en vencer la fricción entre la pica y la roca, produciéndose un desprendimiento de calor en la superficie de desgaste. Este desgaste tiene lugar a una temperatura elevada.

Se observa que, cuando las condiciones de trabajo son fáciles, por ejemplo, velocidad de corte baja y profundidad de corte poco importante, se producen esfuerzos poco elevados en la pica y, por tanto, la temperatura es baja. En cambio, si las condiciones del ensayo son más severas, la tempera-

tura aumenta hasta alcanzar los 1500 °C aproximadamente, valor al que funde el cobalto, Los exámenes micrometalúrgicos han puesto en evidencia que existe en la pica una zona de muy débil espesor en la que la estructura del carburo vitrificado está fuertemente perturbada.

Se observa que temperaturas tan elevadas sólo se alcanzan cuando existe un contacto estrecho entre la roca y el carburo, en el que la presión puede pasar ampliamente de los 100 MPa. El flujo de calor que se genera en el contacto se transmite rápidamente por conductibilidad al interior de la pica, lo que conduce a un gradiente de temperatura elevado.

La pérdida de material de la punta del útil durante el corte da lugar a la formación de una superficie plana que origina un ángulo de incidencia negativo (Ver Figura 16). La roca es triturada bajo la superficie de desgaste lo que acelera el proceso de desgaste. De los ensayos efectuados por KENNY y JOHNSON (1976) se deduce también que las fuerzas en la pica aumentan aproximadamente

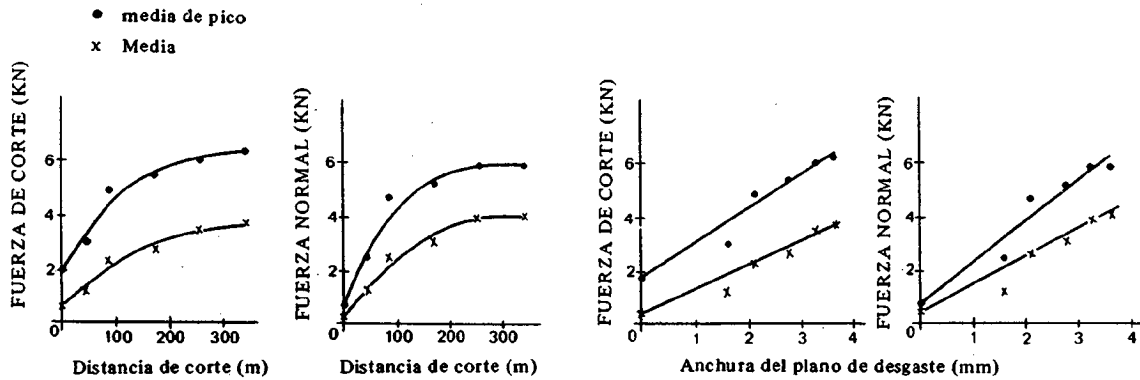


DESGASTE EN LA PUNTA EN CUÑA DE UNA PICA
SEGUN KENNY Y POMEROY (1976)
FIG. 16

te de forma lineal con la anchura de la superficie de desgaste, pero la fuerza normal aumenta más rápidamente que la de corte. (Ver Figura 17). Si se representan las fuerzas en la pica en función de la distancia de corte, se observa que aquellas progresan menos rápidamente a medida que ésta aumenta (Figura 17); esto es debido a que la superficie desgastada no crece linealmente con la distancia, ya que la pérdida de material de la punta de la pica a medida que arranca la roca es aproximadamente constante.

El aumento de las fuerzas en función del desgaste observado en los ensayos, está de acuerdo con la teoría de EVANS sobre el corte de roca con útiles de punta roma.

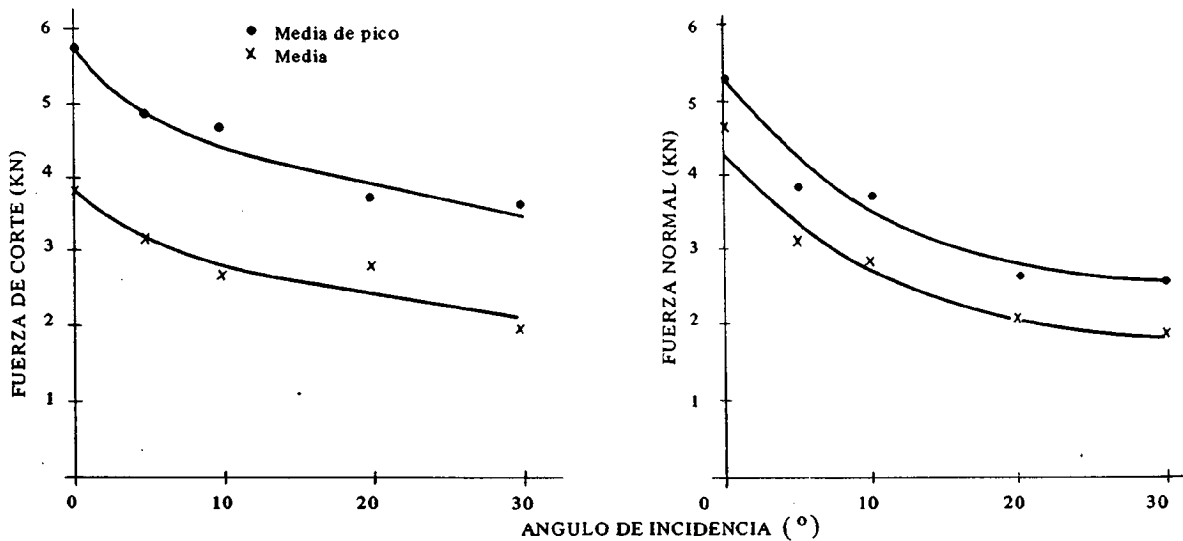
Debido a que la pérdida de material de la pica es función de la distancia recorrida por ésta, la superficie de desgaste aumenta su anchura tanto más cuanto menor es el ángulo de incidencia. En consecuencia, según puede verse en la Figura 18, para una determinada distancia recorrida, la fuer-



AUMENTO DE LAS FUERZAS SOBRE LA PICA CON LA DISTANCIA DE CORTE Y CON LA ANCHURA DE DESGASTE

FIG. 17

zas resultantes decrecen a medida que aumenta el ángulo de incidencia. Desgraciadamente, la necesidad de no debilitar la punta de la pica limita la reducción del ángulo de la misma, por lo que es preciso establecer un compromiso entre un gran ángulo de corte y un gran ángulo de incidencia, ambos beneficiosos para disminuir las fuerzas de corte.



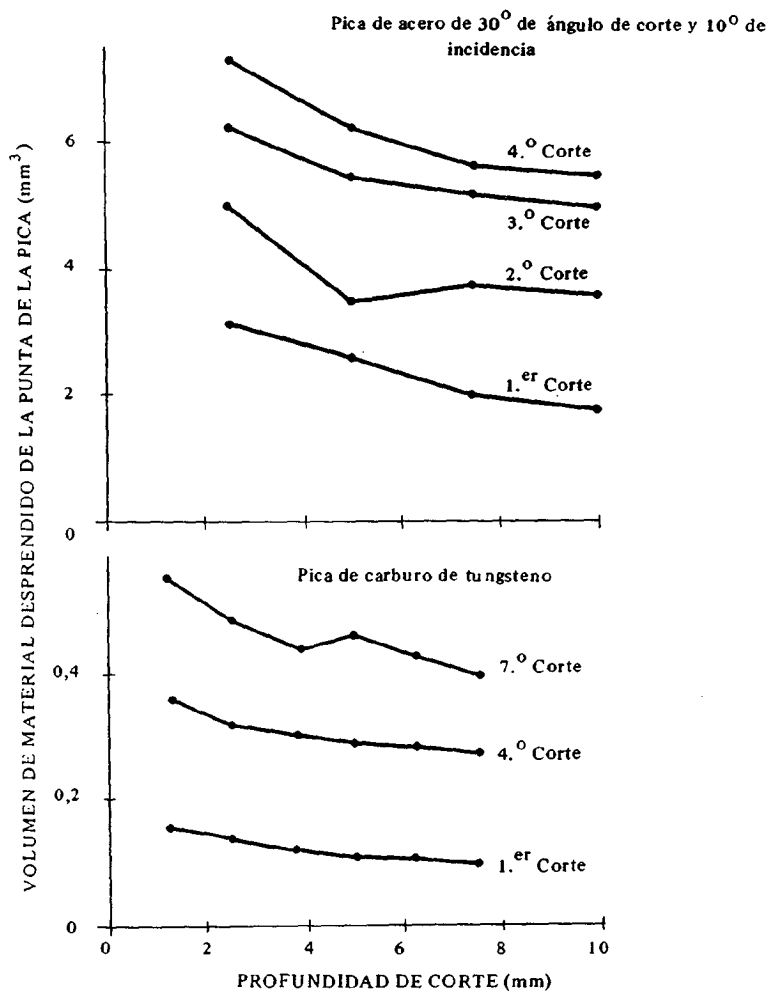
DISMINUCION DE LAS FUERZAS EN LA PICA CON EL ANGULO DE INCIDENCIA, PARA PICAS DESAFILADAS SEGUN KENNY Y JOHNSON (1976)

FIG. 18

KENNY y JOHNSON realizaron también ensayos con picas de diferentes ángulos de cuña, entre los que destacan los efectuados con 80° y 90°, cuyo ángulo de incidencia era superior a 5° y el de corte mayor de 10°. De los resultados que obtuvieron se deduce que las fuerzas apenas se diferencian para los distintos útiles, si se comparan con los incrementos producidos por el desgaste.

En el caso de las picas afiladas, las mínimas fuerzas corresponden a diferencias pequeñas entre los ángulos de incidencia y de corte. Para las picas romas, sin embargo, los ensayos insinúan que es preferible aumentar algo el ángulo de incidencia aunque el de corte se haga negativo.

Además, realizaron otros experimentos con picas romas a diferentes profundidades de corte, de los que dedujeron que el desgaste después de recorrer una distancia determinada variaba con la profundidad. Como se puede observar en la figura 19, dentro de un intervalo de profundidades de



DISMINUCION DEL DESGASTE CON LA PROFUNDIDAD DE CORTE
DE UNA PICA DE ACERO Y DE UNA PICA DE CARBURO DE
TUNGSTENO DE IGUAL GEOMETRIA
SEGUN KENNY Y JOHNSON (1976)
FIG. 19

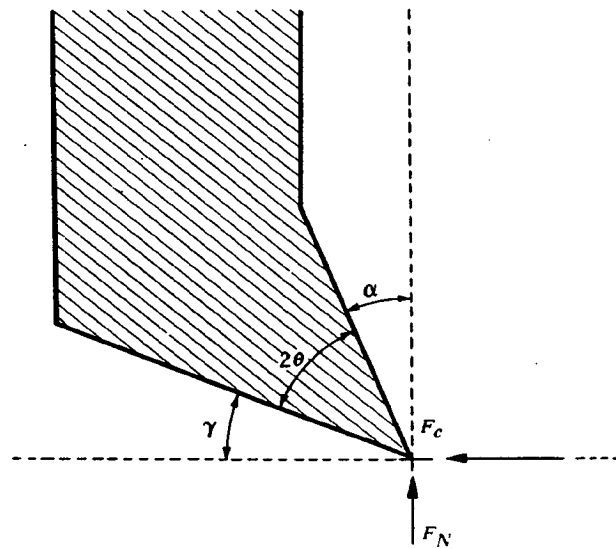
1 a 10 mm, el volumen de material desprendido de la punta de la pica disminuye a medida que la profundidad del surco aumenta. Otras investigaciones que efectuaron sirvieron para determinar que, si bien las fuerzas en la pica aumentan con la profundidad, las consecuencias del desgaste son aproximadamente las mismas para cualquier profundidad. Por consiguiente es más ventajoso efectuar cortes profundos, pues en ellos el desgaste da lugar a un incremento relativamente menor de las fuerzas en la pica. De lo anterior se deduce también que la energía específica aumenta menos como consecuencia del desgaste en el caso de cortes profundos.

4.5. Geometría de las picas de ataque lateral

4.5.1. Definición de los parámetros geométricos de la pica

Angulo de corte α , es el que forma la cara delantera con el plano perpendicular a la dirección del movimiento. Es positivo si el ángulo que forma la cara delantera, mencionada anteriormente, con la dirección del movimiento de corte es superior a 90° y negativo en caso contrario (Ver Figura 20).

Angulo de incidencia γ , es el que forma la cara posterior o trasera con la dirección del movi-



ANGULOS DE PICA
SEGUN EVANS Y POMEROY (1966)
FIG. 20

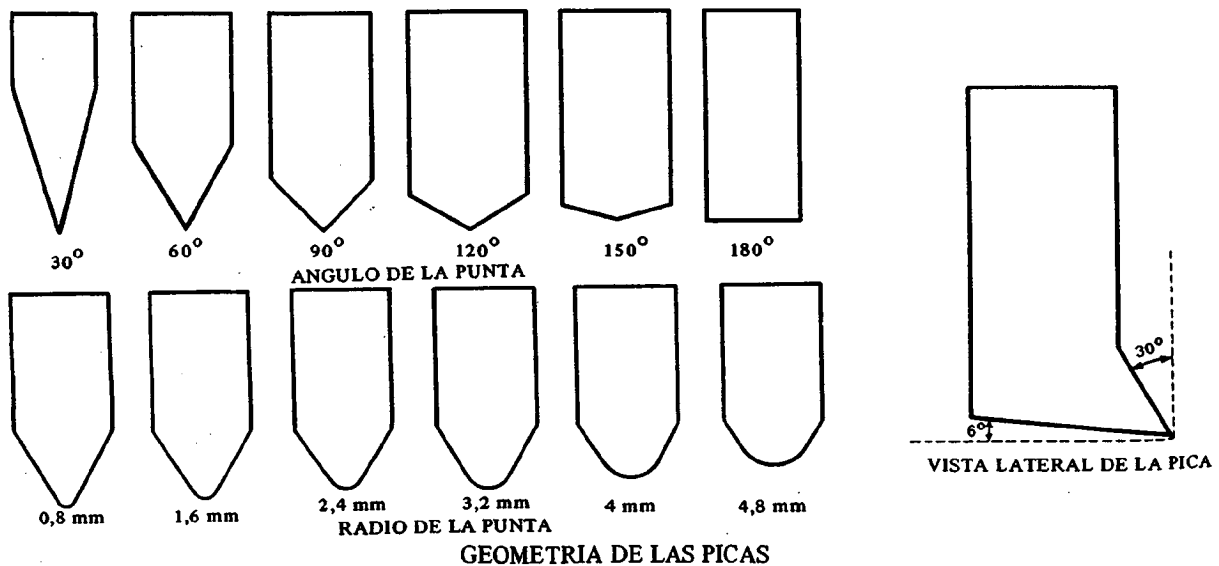
miento de corte.

Angulo de cuña 2θ , es el ángulo del cuerpo del útil. Algebraicamente $\alpha + \gamma + 2\theta = 90^\circ$.

La apertura de la pica es difícil de definir con precisión, ya que no depende solamente de la pica, sino también de la profundidad de corte. A débiles profundidades no se puede dar una definición rigurosa de la anchura de la pica. Sin embargo, se puede decir que para dos picas dadas, a igualdad de condiciones, la más ancha será aquella que arranque el mayor volumen de roca. roca.

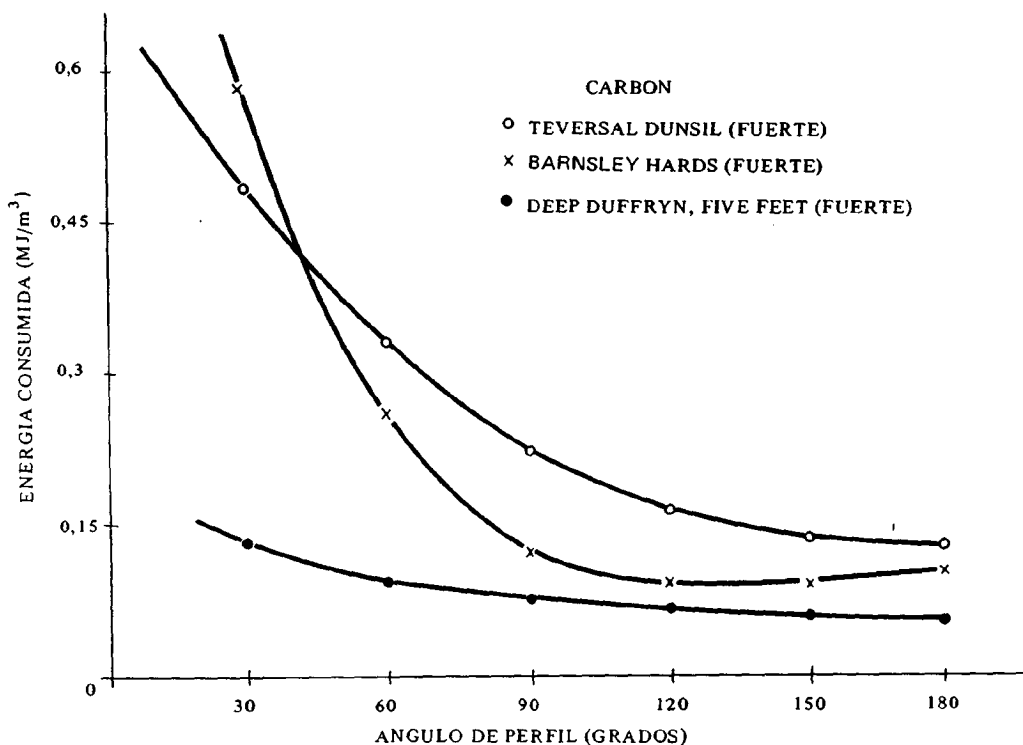
4.5.2. Efecto del perfil de la pica sobre los resultados del corte

EVANS y POMEROY (1966) realizaron una serie de ensayos en carbón con dos familias de picas (Ver Figura 21), en los que lo único que variaba era el ángulo de perfil de la pica, mientras que el ángulo de corte y el ángulo de incidencia que eran de 30 y 6 grados respectivamente, permanecían constantes.



GEOMETRIA DE LAS PICAS
FIG. 21

Si se utiliza la energía consumida en el arranque como criterio de eficacia del corte efectuado mediante una pica (Figura 22), se observará que cuanto más obtuso es el perfil más eficaz es el corte; pero, por el contrario, las fuerzas que actúan en la pica son mayores. Por ejemplo, para una pica de 180° las fuerzas son mayores que para una pica puntiaguda, sin embargo, la mayor cantidad de carbón arrancado puede compensar el aumento de las fuerzas de corte.



EFFECTO DEL ANGULO DE PERFIL DE LA PICA SOBRE LA EFICACIA DEL CORTE - (SEGUN EVANS y POMEROY - 1966)

FIG. 22

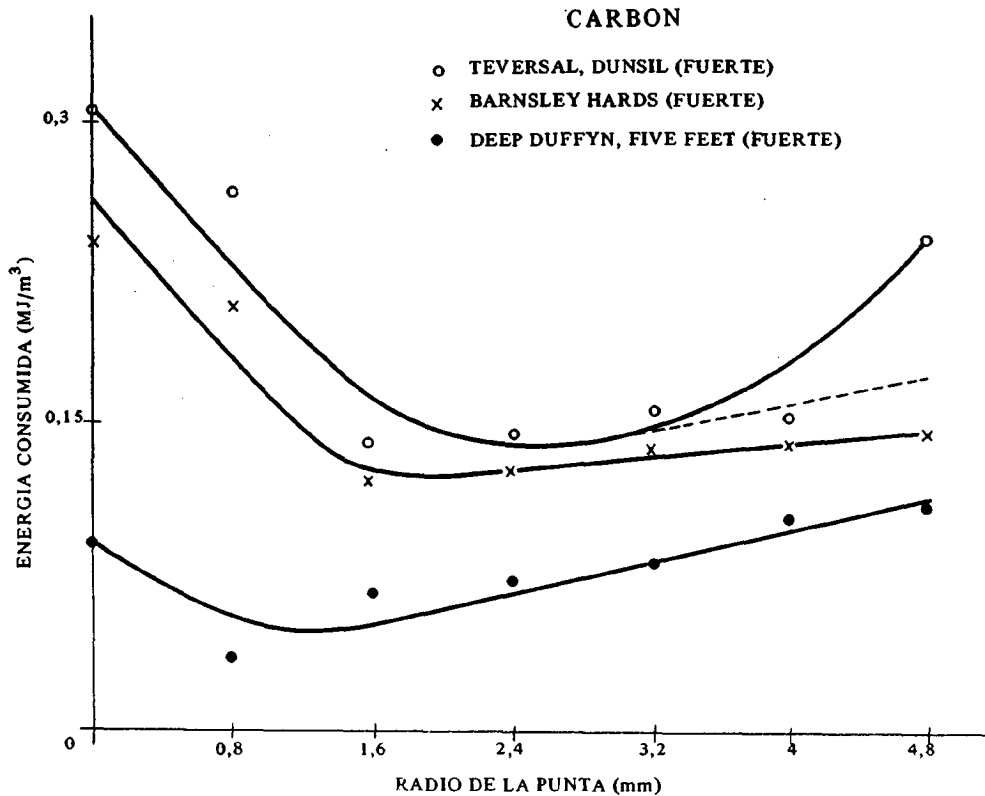
Cuando la pica tiene la punta desgastada la mayor eficacia en el corte corresponde a un radio en la punta de alrededor de 1,58 mm (Ver Figura 23). A continuación, un aumento del radio de la punta tiende a reducir la eficacia del corte, excepto, para un radio en la punta de 4,76 mm en un carbón de Dunsil, ya que el decrecimiento en la eficacia del corte es pequeño. Algunos ensayos adicionales muestran que el valor excepcionalmente alto de la energía consumida en el arranque está probablemente asociado con el desgaste hasta un radio de 4,76 mm de la punta de la pica. La línea de puntos muestra la relación observada si se tienen en cuenta las altas fuerzas debidas al desgaste de la pica. Se deduce que las picas puntiagudas no son eficaces en el corte; un instrumento puntiagudo de 60° tendría un radio en la punta menor que 1,58 mm.

En general, si la pica es ancha y presenta un ángulo obtuso, una pequeña profundidad de corte generará un área de contacto grande y las tensiones desarrolladas en el contacto pica-roca serán reducidas. En el caso de una pica aguda se generan unas tensiones de contacto más altas.

En la práctica puede establecerse una relación entre la gran penetración de una pica aguda y el deterioro consiguiente, debido al desgaste de la pica. Los grandes ángulos se suelen utilizar en rocas resistentes y abrasivas.

4.5.3. Efectos de los ángulos de incidencia y corte de la pica en los resultados del corte

EVANS y POMEROY (1966) observaron que según aumenta el ángulo de incidencia de 0° a 5° las fuerzas de corte y normal decrecen progresivamente, pero si se aumenta este ángulo más allá de 5° la reducción de las fuerzas es pequeña.



EFECTO DE RADIO DE LA PUNTA SOBRE LA EFICACIA
DEL CORTE - (SEGUN EVANS Y POMEROY, 1966)

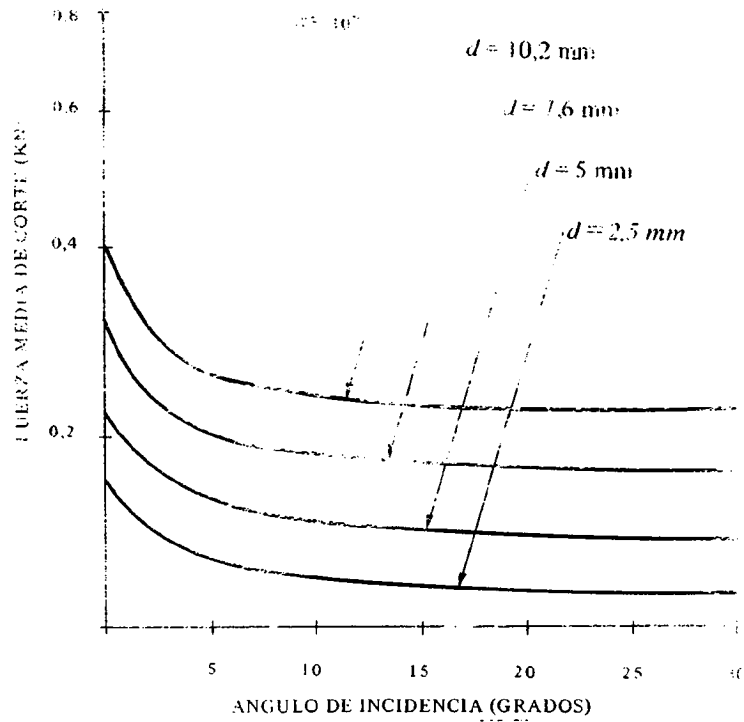
FIG. 23

En las Figuras 24 y 25 se ha representado la variación de las fuerzas medias de corte y normal en función del ángulo de incidencia para varias profundidades de corte, en el caso de una pica con un ángulo de corte de 30° . Este ensayo fue realizado en un carbón duro (Barnsley Hard), obteniéndose parecidos resultados con un carbón friable o quebradizo (Garw).

Las fuerzas medias de corte decrecen continuamente cuando el ángulo de corte aumenta (Ver Figura 26), particularmente con picas que tienen un ángulo de incidencia positivo. Lo mismo ocurre con la fuerza media normal, que es nula para ángulos de corte superiores a 25° . En algunos casos, en particular cuando se utilizan picas agudas, la fuerza normal es negativa, es decir, las fuerzas actúan tendiendo a introducir la pica en carbón (Ver Figura 26 y 27).

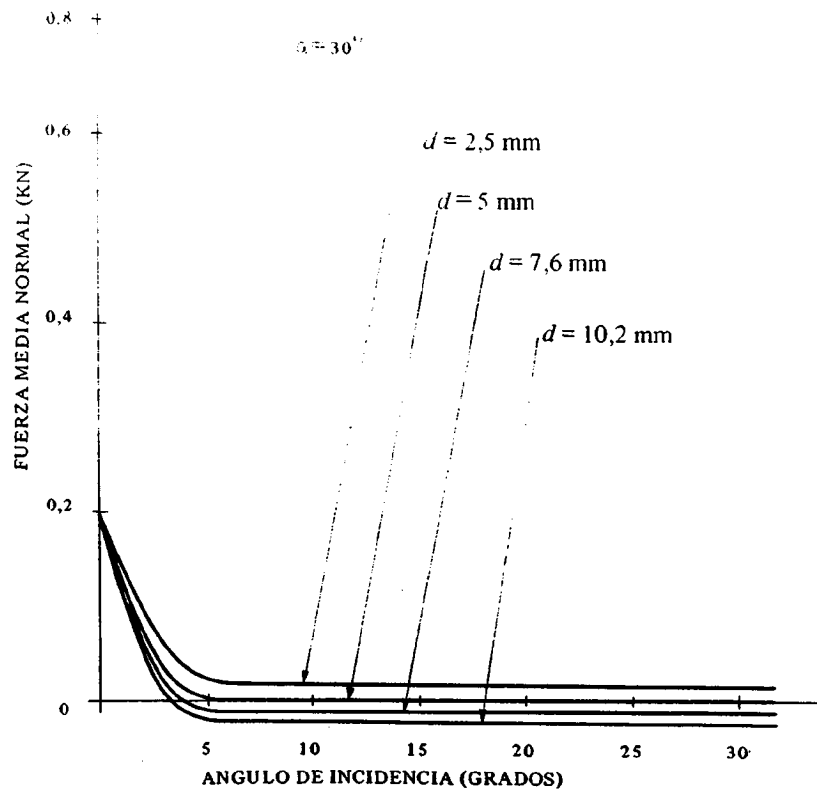
En la Figura 28 se puede observar la influencia del ángulo de corte sobre la energía específica, que da una idea de la eficacia del corte. El ensayo se efectuó sobre dos carbonos, uno duro (Rossington, Barnsley) y otro quebradizo o friable (Cwmillery, Garw). En ambos casos la energía específica disminuye cuando aumenta el ángulo de corte. Un corte eficaz se obtendría con ángulos de corte grandes, pero el problema es que están limitados por el desgaste de la punta de pica, ya que en el arranque de las rocas, la vida de la pica es un factor decisivo.

ROXBOROUGH (1974) realizó un estudio para conocer la influencia que ejerce el ángulo de corte de una pica sobre diversos parámetros (Ver Figura 29). Efectuó los ensayos con una arenisca compuesta por un 82 % de cuarzo, un 12 % de feldespato, principalmente ortoclasa, y el resto óxidos de hierro (1,5 %) y otros minerales, y utilizando una pica de anchura media y grandes profundidades de corte.



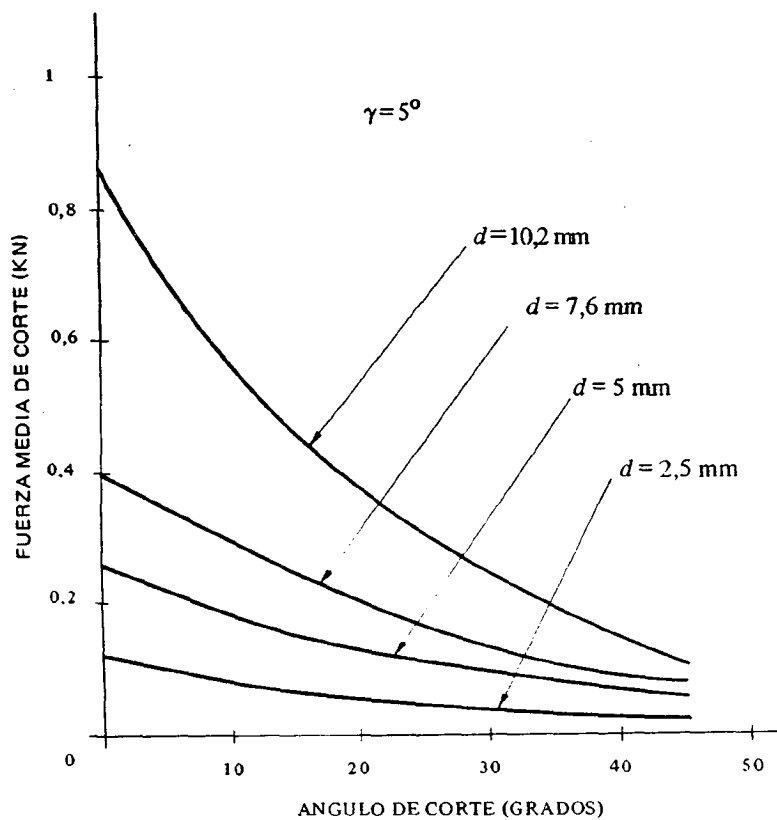
VARIACION DE LA FUERZA MEDIA DE CORTE DE LA PICA (CON EL ANGULO DE INCIDENCIA SEGUN LA PROFUNDIDAD) DE CORTE (EVANS Y POMEROY, 1966)

FIG. 24



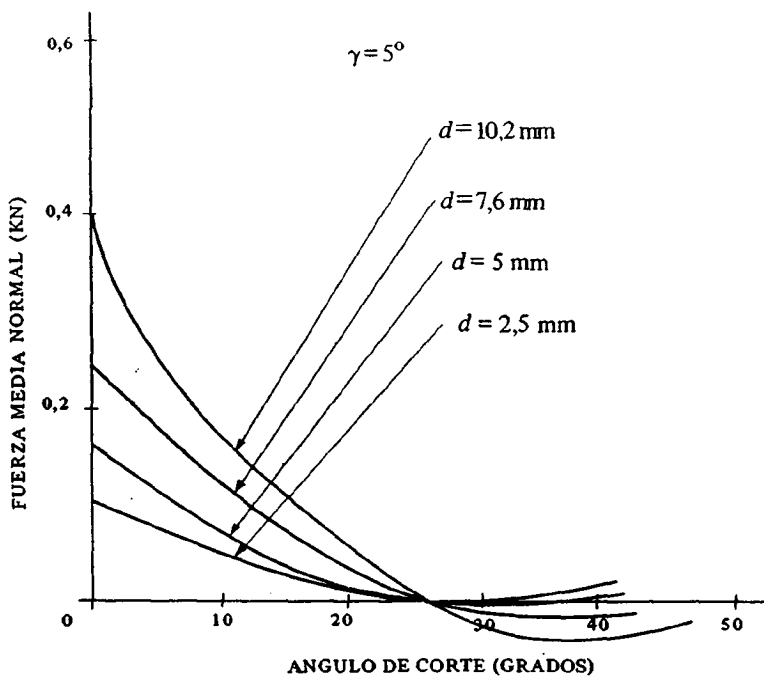
VARIACION DE LA FUERZA MEDIA NORMAL DE LA PICA CON EL ANGULO DE INCIDENCIA SEGUN LA PROFUNDIDAD DE CORTE (SEGUN EVANS Y POMEROY, 1966)

FIG. 25



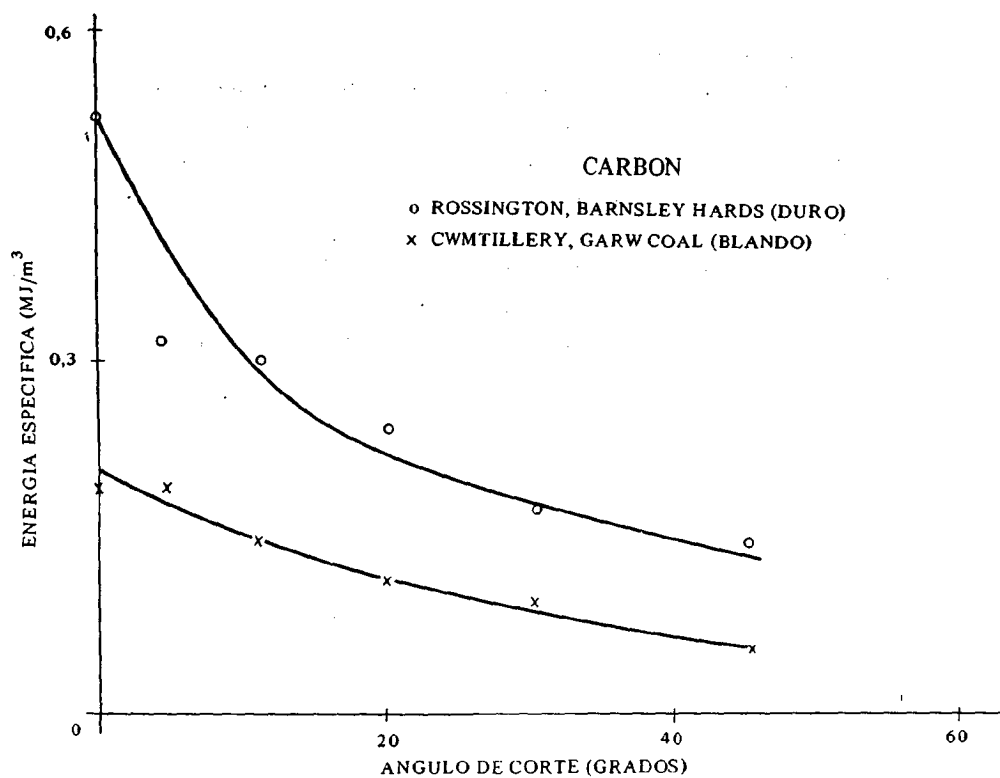
VARIACION DE LA FUERZA MEDIA DE CORTE DE LA PICA CON EL ANGULO DE CORTE SEGUN LA PROFUNDIDAD DE CORTE (SEGUN EVANS Y POMEROY - 1966)

FIG. 26



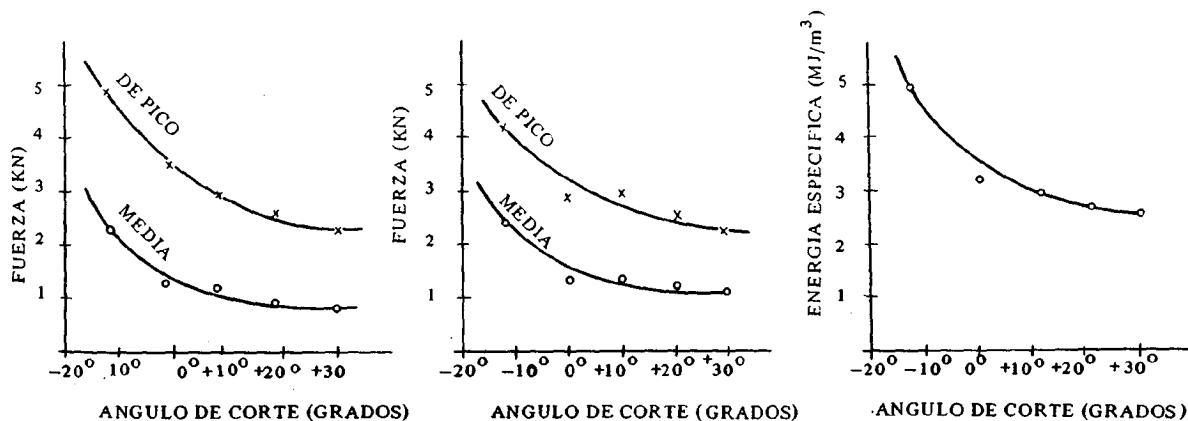
VARIACION DE LA FUERZA MEDIA NORMAL DE LA PICA CON EL ANGULO DE CORTE SEGUN LA PROFUNDIDAD DE CORTE (EVANS Y POMEROY)

FIG. 27



EFFECTO DEL ANGULO DE CORTE SOBRE LA ENERGIA UTILIZADA EN EL ARRANQUE DEL CARBON (SEGUN EVANS Y POMEROY - 1966)

FIG. 28



EFFECTO DEL ANGULO DE CORTE SOBRE DIVERSOS PARAMETROS (SEGUN ROXBOROUGH - 1974)

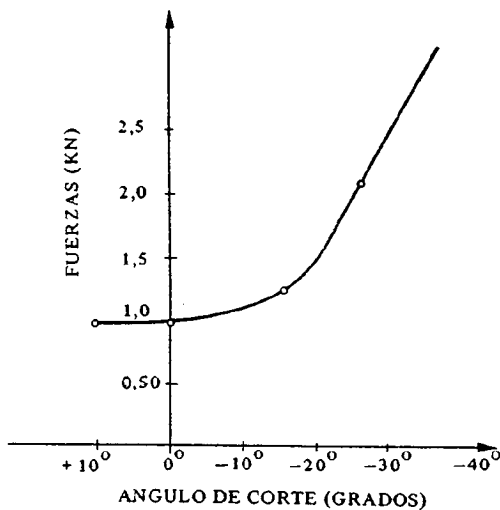
FIG. 29

Como se puede observar en los gráficos las fuerzas de corte normal en la pica y la energía específica siguen una tendencia similar. En principio el corte mejora cuando el ángulo de corte aumenta, pero hay un límite impuesto por la resistencia mecánica de la pica. En la práctica el mayor beneficio fue alcanzado con un ángulo de corte positivo de 20°, y posteriores aumentos sólo proporcionaron una mejora marginal en la fuerza de corte y energía específica.

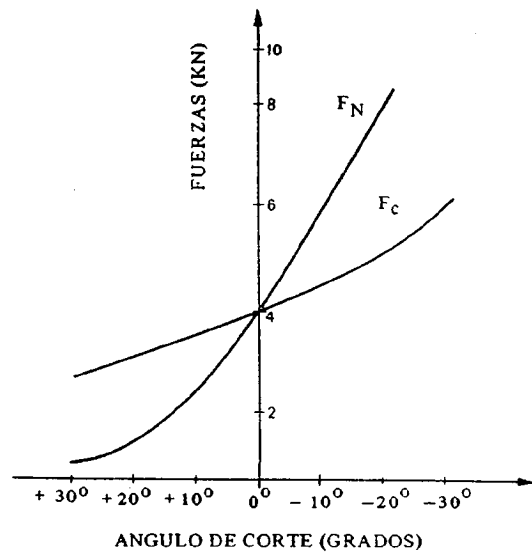
Teórica y experimentalmente se ha determinado la existencia en algunas rocas de una fuerza negativa para ángulos de corte mayores. La ausencia de esta fuerza en la arenisca del Bunter se debe a la alta abrasividad de la roca, que da lugar a un plano de desgaste en el filo de corte. Este, aunque pequeño, evita que se produzca automáticamente un aumento en la profundidad de corte.

ROXBOROUGH comprobó que las fuerzas de corte y normal eran en la arenisca de magnitud parecida. Sin embargo, en rocas no abrasivas las fuerzas de corte son más altas que las normales, pero la generación de un desgaste plano produce un aumento desproporcionado de la fuerza normal.

VALANTIN (1975) dedujo que las fuerzas en las picas crecen cuando el ángulo de corte disminuye. Este autor distinguió, primeramente, el caso de rocas duras y débil profundidad de corte (5 mm), en el que las fuerzas permanecen estables mientras el ángulo de corte es positivo o ligeramente negativo -5° , y su crecimiento es fuerte, y del mismo orden de magnitud para F_C y F_N , cuando el ángulo de corte decrece más allá de -5° (Ver Figura 30). En el caso de rocas débiles y grandes profundidades de corte (Ver Figura 31), el mismo autor encuentra un decrecimiento muy marcado de las fuerzas cuando el ángulo de corte es positivo. Este decrecimiento llega incluso a modificar la relación F_N / F_C .



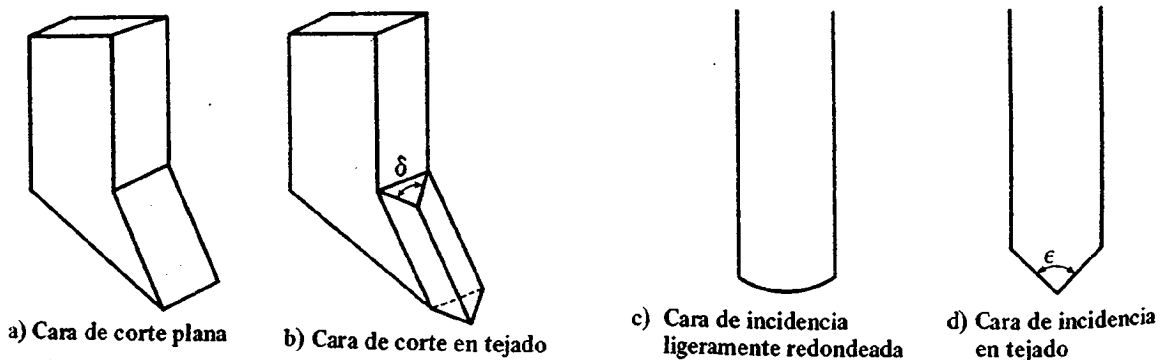
INFLUENCIA DEL ANGULO DE CORTE SOBRE LAS FUERZAS EN LA PICA PARA EL CASO DE ROCAS DURAS (SEGUN VALANTIN - 1975) FIG. 30



INFLUENCIA DEL ANGULO DE CORTE SOBRE LAS FUERZAS EN LA PICA PARA EL CASO DE ROCAS DEBILES (SEGUN VALANTIN - 1975) FIG. 31

4.5.4. Influencia de la forma de la cara de corte de la pica en el arranque

VALANTIN (1975) llevo a cabo estudios con cuatro picas distintas (Ver Figura 32), para analizar la influencia de la forma de la cara de corte en el arranque. Para el caso de una cara de corte plana (Figura 32 - a) observó que: las fuerzas crecen cuando el ángulo de corte α disminuye,



FORMAS DE LAS CARAS DE CORTE DE LA PICA

FIG. 32

la cantidad de material arrancado no está afectada por la variación del mismo y la energía específica es una función decreciente de α . En el caso de cara de corte en tejado (Figura 32-b), dedujo que cuando el ángulo del tejado δ disminuye, las fuerzas en la pica se reduce sensiblemente, de una forma lineal. Este decrecimiento de las fuerzas va igualmente acompañado de una disminución de la cantidad de material excavado. En definitiva, la energía específica es una función decreciente de δ .

ROXBOROUGH (1973) constató que al pasar de una pica con cara de corte plana ($\delta = 180^\circ$) a una con cara de corte en tejado ($\delta = 90^\circ$) da lugar a que las fuerzas de corte y normal se reduzcan en un 30 % , aumentando la energía específica en un 14 %. El corte en tejado mejora la tenacidad del útil, y normalmente, se utiliza cuando en el corte plano se produce un consumo de picas demasiado importante.

En el caso de corte con una pica con la cara de incidencia en tejado (Figura 32-d) el ángulo ϵ no modifica la relación F_N/F_c , pero un decrecimiento de ϵ a partir de 180° da como resultado una disminución de los esfuerzos tanto mayor cuanto menor sea la profundidad de corte. Paralelamente, la cantidad de material arrancado disminuye, lo que provoca en definitiva un aumento de la energía específica. También observó que para una profundidad de corte de 15 mm se produce una disminución de las fuerzas de un 64 % y un aumento de la energía específica de un 36% cuando se pasa de una cara de incidencia plana a una cara de incidencia en tejado 60° . Este beneficio importante en lo que a las fuerzas se refiere, viene acompañado de una fuerte concentración de fuerzas en la punta de la pica, cuando la profundidad de corte es débil.

4.5.5. Efecto de anchura de la pica sobre diversos parámetros

ROXBOROUGH (1974) realizó una serie de experimentos en la arenisca del Bunter, mencionada en apartados anteriores, y observó que las fuerzas medias de corte y normal aumentan linealmente con la anchura de la pica. Lo mismo sucede con las fuerzas de corte y normal de pico (Ver Figura 33 a y b).

Según se puede ver en dichos gráficos estas rectas cortan al eje de ordenadas en un punto. Estas intersecciones tienen valores altos y representan las fuerzas ejercidas durante el corte con una pica de anchura infinitesimal.

En la Figura 33 d la recta intercepta al eje de ordenadas en un punto cuya energía de rotura es de $3,4 \text{ MJ/m}^3$. Cuando aumenta la anchura no se produce un cambio significativo en la energía específica. En la figura 33 c se observa que la masa de roca arrancada crece linealmente y tiene un valor finito a anchura cero.

MARC LEBRUN (1978) llevó a cabo experimentos en mineral de hierro de Serrouville, con un ángulo de fricción interna de 58° , y observó que las fuerzas en la pica seguían la siguiente ley:

$$F = C (7,05 d w + 13,4 d^2)$$

Esta variación se ha representado en la figura 34, en la que se observa un crecimiento lineal del esfuerzo con la anchura de la pica. La pendiente de la recta es proporcional a la profundidad de corte, y su ordenada en el origen es proporcional al cuadrado de esta profundidad de corte.

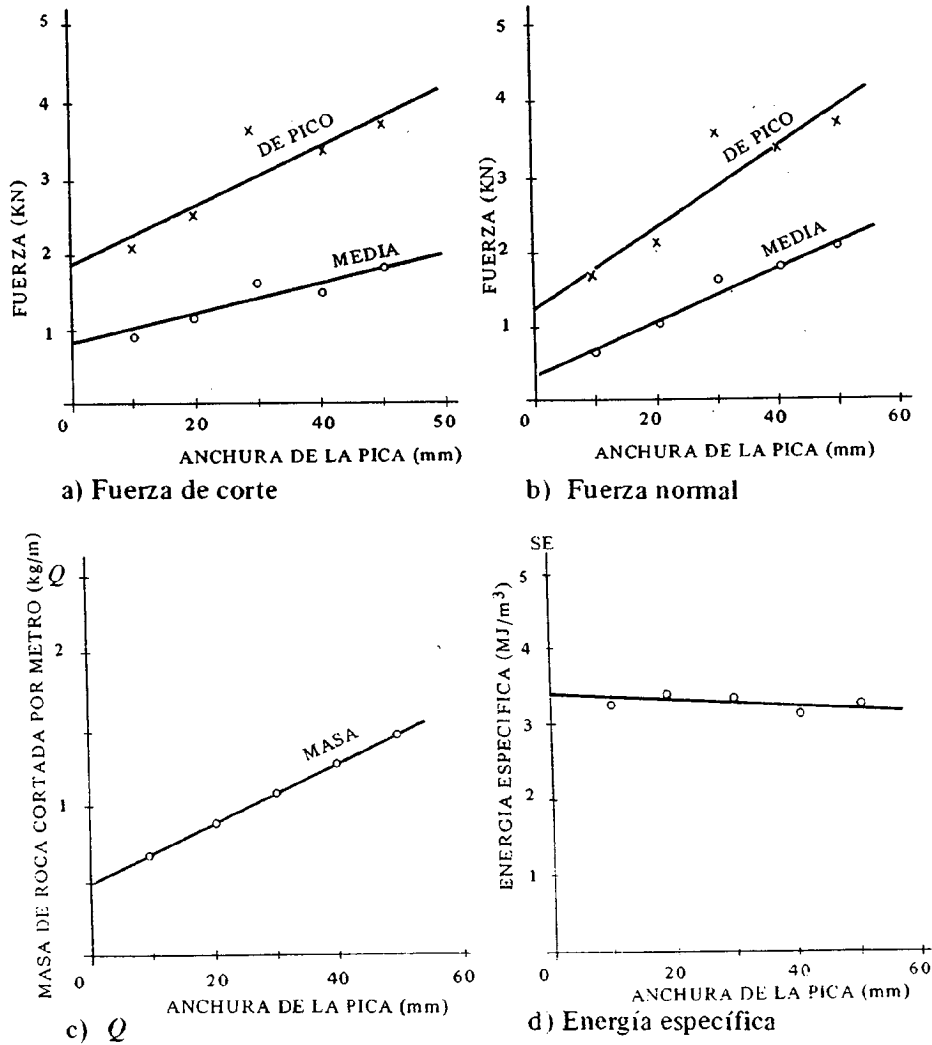
La cantidad de material arrancado, o mejor dicho, el volumen del surco excavado por metro recorrido en una roca con un ángulo de rotura β , viene dado por:

$$Q = w d + d^2 \text{ tg } \beta$$

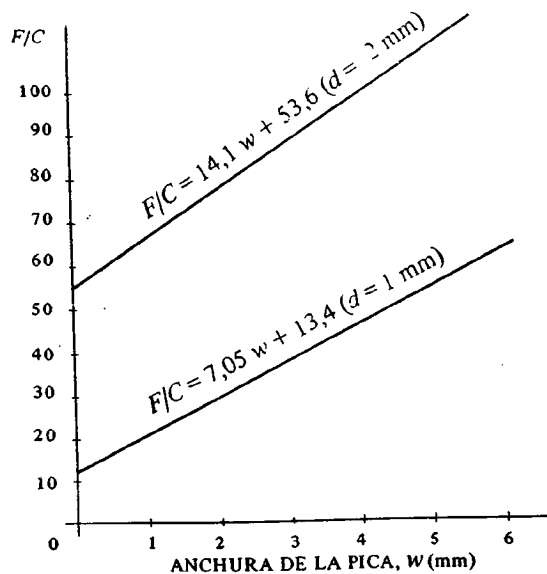
El ángulo de rotura de β permanece constante al variar la relación d/w .

Esta fórmula confirma el crecimiento lineal de Q con w , siendo la ordenada en el origen proporcional a d^2 .

La variación de la energía específica con la anchura se puede expresar mediante la fórmula:



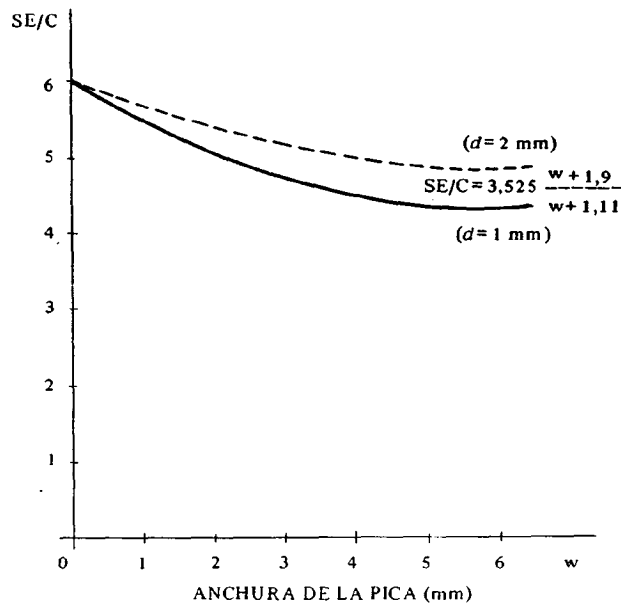
EFFECTO DE LA ANCHURA DE LA PICA SOBRE DIVERSOS PARAMETROS (SEGUN ROXBOROUGH, 1974)
FIG. 33



EFFECTO DE LA ANCHURA DE LA PICA SOBRE LAS FUERZAS EN ELLA (SEGUN LEBRUN, 1978)
FIG. 34

$$SE = 3,525 C \frac{w + 1,9 d}{w + 1,11 d}$$

Esta expresión se ha representado en la Figura 35, en la que se puede observar que conforme aumenta la anchura de la pica la energía específica disminuye.



EFFECTO DE LA ANCHURA DE LA PICA SOBRE LA ENERGIA ESPECIFICA -- (SEGUN LEBRUN -- 1978)

FIG. 35

4.6. Conclusiones generales

EVANS y POMEROY fueron los pioneros en este campo de investigación. La mayoría de sus trabajos fueron llevados a cabo en carbón, en el que midieron la eficacia del corte a partir de la energía específica, variando la geometría de la pica, el espaciado entre surcos, la velocidad de corte y el desgaste de la pica. Los resultados de estos experimentos muestran que:

- La energía específica permanece constante para ángulos de incidencia mayores de 5° , pero aumenta bruscamente para valores inferiores de este ángulo.
- La energía específica decrece cuando el ángulo de corte aumenta y alcanza su límite más bajo cuando dicho ángulo está comprendido entre $+200^\circ$ y $+30^\circ$.
- El valor óptimo de la relación entre el espaciado de los surcos y la profundidad de corte es de 3.
- No se producen cambios significativos en la energía específica al aumentar la velocidad de corte.

Otros trabajos llevados a cabo por EVANS y POMEROY demuestran que existe una relación lineal entre las fuerzas media de corte de la pica y la resistencia a tracción del carbón. También investigaron el efecto del desgaste de la pica y llegaron a la conclusión que la fuerza de penetración de una pica en un bloque de carbón era proporcional a la raíz cuadrada de la superficie de desgaste.

Los estudios realizados por VALANTIN y otros (1964) han llegado a resultados similares a los obtenidos por EVANS y POMEROY, referentes al efecto del ángulo de incidencia, velocidad de corte de la pica y distancia entre surcos. Sin embargo, en roca dura encontró que la fuerza de corte decrecía cuando el ángulo de corte aumentaba y alcanzaba su límite más bajo para un ángulo -7° .

Más recientemente se llevó a cabo un amplio programa de estudios en la Universidad de Newcastle upon Tyne, siendo publicados sus resultados por ROXBOROUGH y otros (1973, 1974 y 1975). Inicialmente se descubrió una relación entre la profundidad de corte y la energía específica, mostrando que cuando la profundidad de corte aumenta la energía específica disminuye. En trabajos posteriores se encontró que la energía específica alcanza un valor mínimo y, a partir de él, aumenta al hacerlo la profundidad de corte.

HURT y MAC ANDREW (1985) han insinuado que existe una velocidad crítica a partir de la cual se reduce considerablemente la vida de la pica y que esta velocidad depende de: profundidad del surco (aumenta con la profundidad), tipo de pica (es menor para las picas cónicas) y abrasividad de la roca.

KENNY y JOHNSON (1976) demostraron con sus experimentos que el incremento de las fuerzas en la pica en función de la distancia recorrida, como consecuencia del desgaste, no es lineal sino que decrece progresivamente. Sugirieron que en el caso de picas romas las fuerzas mínimas correspondían a ángulos de incidencia algo altos, aunque ello haya obligado a utilizar ángulos de corte negativos. También dedujeron que el aumento de energía específica como consecuencia de desgaste es menor cuanto mayor es la profundidad del surco.

Resumiendo los aspectos más importantes, de los estudios realizados por los investigadores que se han ocupado del arranque de rocas mediante útiles mecánicos se deducen las siguientes reglas:

1. Relación entre la fuerza de corte y la profundidad del surco en el caso de una pica aislada:
La fuerza de corte crece linealmente con la profundidad del surco

$$F_c = \lambda d$$

El coeficiente λ crece cuando disminuye el ángulo de corte y cuando aumenta el desgaste de la pica, la dureza de la roca y la anchura del útil.

2. Relación entre las fuerzas normal y de corte:

La fuerza de corte es proporcional a la fuerza normal, es decir, la dirección de la resultante es constante

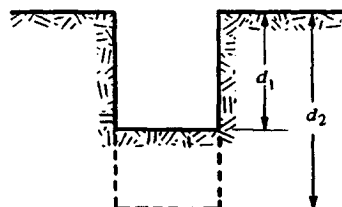
$$F_n = K F_c$$

El coeficiente K es independiente del ángulo de corte en roca dura (en roca blanda puede crecer cuando dicho ángulo disminuye), es también independiente de la profundidad del surco y de la velocidad de corte, varía poco con el tipo de roca y crece fuertemente con el desgaste del útil (puede pasar de 0,5 para una pica nueva a 2 cuando está usada).

3. Variación de las fuerzas necesarias para profundizar surcos:

La profundización de un surco requiere más energía que su apertura a partir de una superficie libre. Según VALANTIN (1972) la fuerza (F_1) correspondiente a la 1.ª pasada de una profundidad d_1 vale λd_1 , mientras que la fuerza necesaria para reprofundizar el surco hasta una profundidad d_2 no es igual a $\lambda(d_2 - d_1)$ sino a λd_2 .

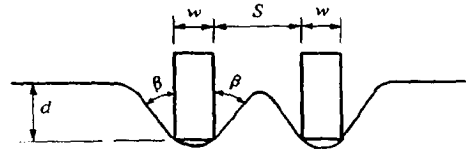
Cuando la apertura y reprofundización de los surcos se efectúa según tramos de profundidad



constante d , la fuerza de corte necesaria para la reprofundización n -ésima toma el valor: $F_{c_n} = n\lambda d$. Sin embargo, experimentalmente se ha constatado que al cabo de un cierto número de reprofundizaciones las fuerzas tienden a estabilizarse y se admite que a partir de la 3.^a reprofundización las fuerzas de corte alcanzan un valor constante e igual a $3\lambda d$.

4. Interacción entre dos surcos próximos

Cuando se realiza un surco de una profundidad d a una distancia s de otro de la misma profundidad, se observa que la roca entre ambos rompe cuando la distancia $(s + w)$ es inferior a un valor crítico (w es la anchura de la pica).



Recíprocamente cuando la distancia $(s + w)$ se ha fijado previamente, la intercalación de roca rompe cuando la profundidad del surco es superior a un valor crítico d_r . La relación s/d_r es una constante que depende de la naturaleza de las rocas y que varía en la práctica entre 0,67 y 2.

5. Desgaste de la pica

Existe una velocidad crítica que depende de la profundidad del surco, del tipo de pica y de la abrasividad de la roca a partir de la cual se reduce considerablemente la vida del útil. El aumento de la energía específica de arranque, como consecuencia del desgaste de la pica, es tanto menor cuanto mayor la profundidad del surco. En picas desgastadas las fuerzas mínimas de corte corresponden a útiles con ángulos de incidencia relativamente grandes, aunque para ello haya sido necesario emplear ángulos de corte negativos.

6. Geometría de la pica

Se ha comprobado que en el caso de picas de tipo cuña las fuerzas de corte normal decrecen a medida que aumentan los ángulos de incidencia y de corte; este aumento está limitado por el debilitamiento que produce en el útil. Al aumentar el ángulo de corte aumenta también la masa de roca arrancada y disminuye, por consiguiente, la energía específica.

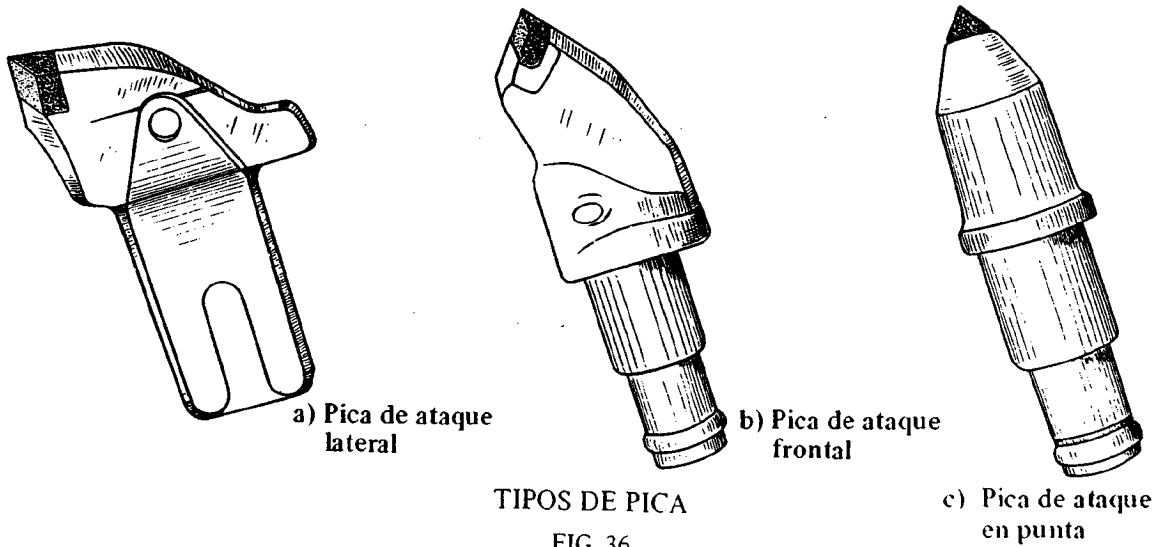
4.7. Tipos de picas y materiales de que están compuestas

Se pueden definir tres tipos de picas según su forma de ataque:

- Picas de ataque lateral, (tipo cuña) con o sin bisel en la cara de corte y en la de incidencia. Ejercen una acción de trituración al estar en contacto la pica con la roca durante todo el corte, lo que da estabilidad a la cabeza de la máquina; sin embargo, son bastante sensibles a los impactos, que pueden romper la pastilla de corte (Ver Fig. 36-a).
- Picas de ataque frontal (Ver Figura 36-b).
- Picas de ataque en punta tipo cónico. Este tipo de picas se autoafilan al rozar la roca debido a que giran en los portapicas, desgastándose uniformemente. Tienen mayor resistencia a los impactos que las anteriores pero se calientan más por ser mayor su superficie de contacto con la roca (Figura 36-c).

Las picas más usadas hasta ahora son las de ataque lateral, pero en la actualidad, sobre todo en máquinas pesadas, se está pasando a las cónicas. En las máquinas medias pueden utilizarse indistintamente unas u otras, sin que se obtengan diferencias en las velocidades de avance o en el consumo de útiles por unidad de volumen de roca.

Las picas se destruyen principalmente por efecto térmico, como consecuencia de su fricción con



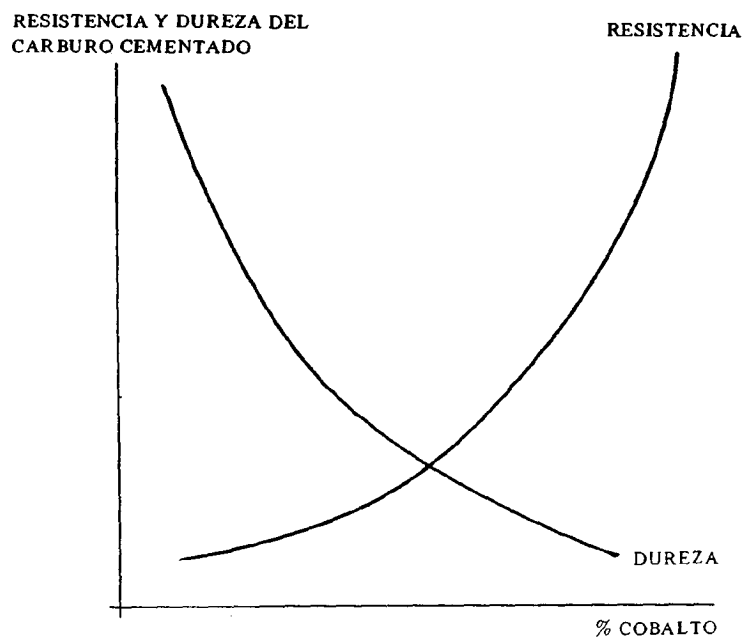
la roca, ya que al parecer el 80 % del calor producido es absorbido por la pica y el 20 % por la roca. El metal de que está constituida la pica debe por lo tanto tener un coeficiente de fricción bajo y conservar sus características mecánicas a alta temperatura. Esto lo cumple el carburo de tungsteno que tiene, por una parte, un coeficiente de fricción con la roca mitad que el del acero y, por otra, conserva buenas características mecánicas hasta los 600 °C.

Las etapas para la producción de carburo de tungsteno, según OSBURN (1968), son las siguientes:

1. Concentración del mineral de tungsteno, generalmente Wolfram, sometiéndolo a un proceso químico con el fin de obtener paratungsteno de amonio, óxido tungsténico o ácido tungsténico.
2. Proceso químico de reducción por medio del hidrógeno para obtener el metal.
3. Conversión del tungsteno en carburo de tungsteno mediante una mezcla de dicho metal con polvos de carbón puro, calentado en condiciones no oxidantes.

A continuación, el carburo de tungsteno es sometido a los siguientes procesos:

1. Molienda: El carburo de tungsteno y los polvos de cobalto son mezclados por peso según las características mecánicas que se desee obtener en el producto final (Ver Figura 37). También se añade cera parafinada para producir un polvo fluido y éter de petróleo para prevenir la oxidación durante la molienda. La molienda se lleva a cabo en molinos de bolas de rotación o de vibración. Estos últimos, tienen la ventaja de que utilizan la mitad de tiempo para completar el ciclo de molienda en comparación con los molinos rotatorios.
2. Compactación: Después de la molienda, una vez que se ha extraído el éter de petróleo, los contenidos del molino se tamizan y a continuación se efectúa el control de calidad. La compactación inicial puede efectuarse por medios manuales o mecánicos. El producto compactado de esta forma, que tiene la resistencia del yeso, debe ser diseñado teniendo en cuenta que tendrá lugar durante la sinterización una reducción de sus dimensiones de un 20 por ciento.
3. Presinterización: La presinterización de los compactados se realiza en un horno de tubos, con una atmósfera de hidrógeno reductora, operando a 300 °C, 400 °C y 800 °C, durante un tiempo total de 300 minutos. La primera etapa se evaporan las ceras parafinadas que se recogen en partes frías del horno, mientras que en la etapa de 800 °C se obtiene un pro-



VARIACION DE LA DUREZA Y RESISTENCIA DEL CARBURO CEMENTADO CON LA CANTIDAD DE COBALTO PRESENTE

FIG. 37

producto sinterizado bastante resistente para ser mecanizado.

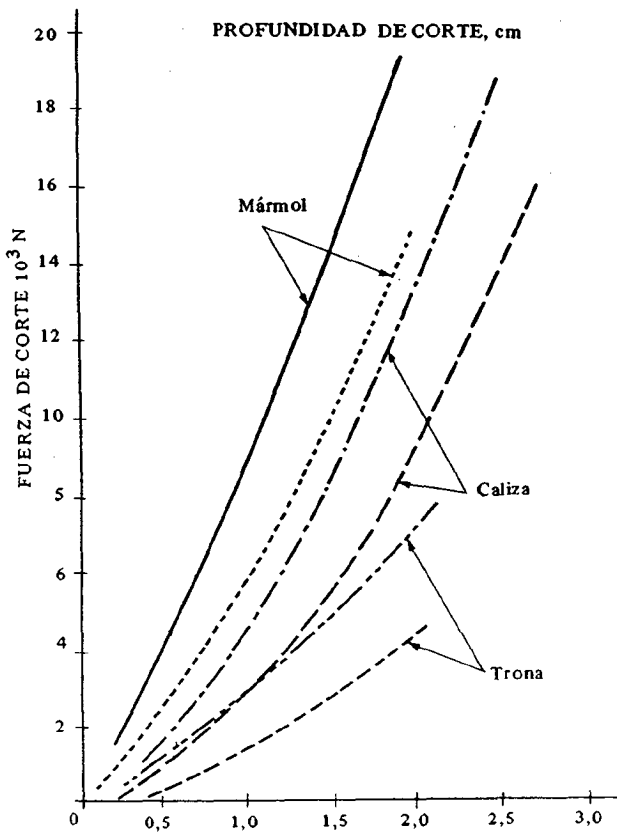
4. Final de sinterización: Para la etapa final, las pastillas son colocadas en una bandeja o cubeta de grafito a 1320° – 1400° C durante media hora. Después de la sinterización las pastillas se dejan enfriar a la vez que el horno.

4.8. Comparación entre picas de ataque lateral y de ataque en punta

DEMOU, OLSON y WINGQUIST (1983) efectuaron numerosos ensayos con objeto de comparar las fuerzas y la energía específica desarrollada durante el corte por dos tipos diferentes de picas. Emplearon útiles de ataque lateral (tipo cuña) y de ataque tipo cónico y los ensayaron en las siguientes rocas: caliza de Indiana (resistencia a compresión simple de 70 MPa y $\% \text{SiO}_2 < 1$) y mármol de Tennessee (resistencia a compresión simple = 117 MPa y $\% \text{SiO}_2 < 1$). Como base de comparación, por tratarse de una roca que ha sido excavada durante bastante tiempo mediante máquinas de ataque puntual, se realizaron también ensayos con trona (resistencia a compresión simple de 50 MPa y $\% \text{SiO}_2 = 0$).

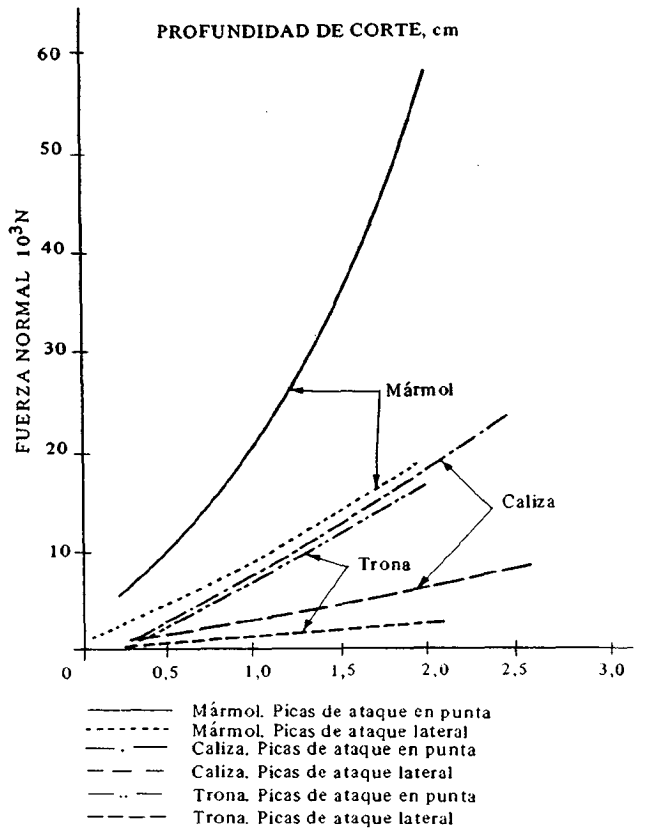
En la Figura 38 se muestran las fuerzas de corte en función de la profundidad del surco para los tres tipos de roca ensayados. En ella se puede observar la clara diferencia existente entre los resultados obtenidos para las tres rocas y para los dos tipos de picas. En todos los casos las picas de ataque lateral necesitan una fuerza de corte inferior a las de ataque en punta. Las fuerzas normales siguen la misma tendencia que las de corte para los tres tipos de roca y los dos de picas, según puede verse en la figura 39. Se observará que las diferencias entre la trona y la caliza son mucho menores que entre ambas y el mármol. Excepto en el caso de las picas de ataque lateral que trabajan en trona y caliza, las fuerzas normales necesarias para mantener el útil en contacto con la roca son considerablemente mayores que las de corte. Por ejemplo, la pica de ataque en punta necesita una fuerza normal casi 2,5 veces mayor que la fuerza de corte para realizar un surco de 13 mm de profundidad en mármol. De los ensayos se deduce también la necesidad de una fuerza normal muy superior cuando el arranque se efectúa con picas de ataque puntual.

En las curvas de la Figura 40, que muestran la energía específica requerida para abrir un surco ais-



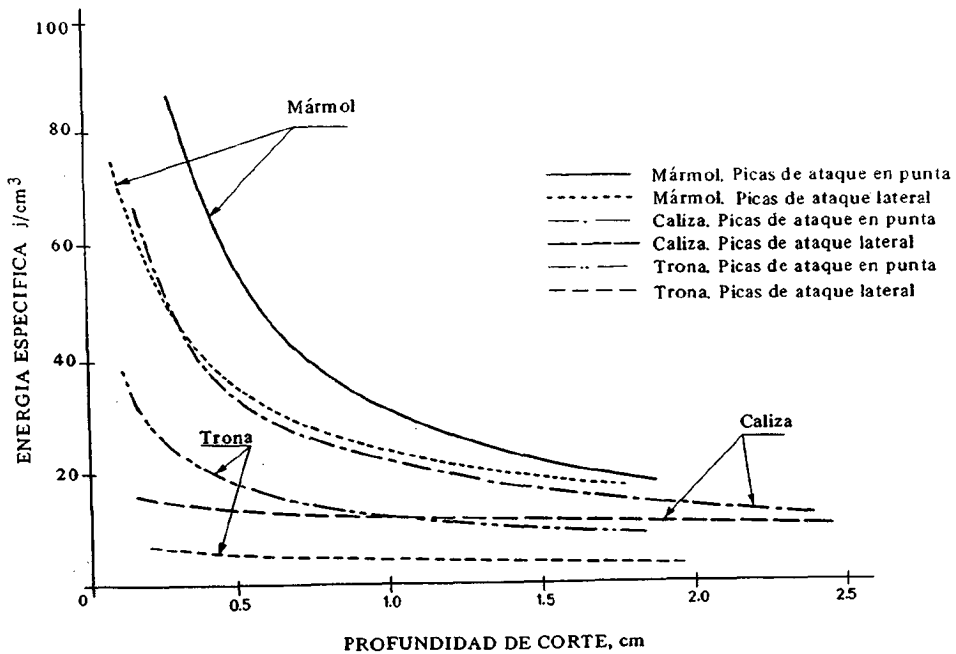
FUERZAS DE CORTE EN FUNCION DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE A VELOCIDAD CONSTANTE. SEGUN DEMOU, OLSON Y WINGQUIST (1983)

FIG. 38



FUERZA NORMAL EN FUNCION DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE A VELOCIDAD CONSTANTE. SEGUN DEMOU, OLSON Y WINGQUIST (1983)

FIG. 39



ENERGIA ESPECIFICA EN FUNCION DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE

FIG. 40

lado en función de la profundidad de éste, se puede observar que el corte aumenta en eficiencia a medida que se incrementa su profundidad. En los experimentos realizados por los mencionados autores, se observó que para profundidades de corte superiores a 15 mm aumentaba significativamente el desgaste del útil sin que esto fuera acompañado de una reducción sensible de la energía específica. Por otra parte, para surcos de menos de 10 mm de profundidad aumenta la energía específica.

De las investigaciones efectuadas sobre la influencia de la velocidad de corte en el trabajo de la pica se encontró que la fuerza de corte, la fuerza normal y la energía específica eran prácticamente independientes de la velocidad de corte.

La influencia de la resistencia a compresión simple de la roca en las fuerzas de corte y normal y en la energía específica se muestra en la Figura 40. En ella puede verse que estos tres parámetros aumentan al hacerlo la resistencia de la roca. También se deduce de los gráficos que las picas cónicas requieren fuerzas y energía específica superiores a las picas de tipo cuña.

BIBLIOGRAFIA

- DEMOU, S.S.; OLSON, R.C. y WINGQUIST, C.F. (1983) *Determination of Bit Forces Encountered in Hard Rock Cutting for application to Continuous Miner Design B. of M.R.I. 8748.*
- EVANS, I. y POMEROY, C.D. (1966) *The strength, fracture and workability of coal -- Pergamon. Press. London.*
- HURT, K.G. y MACANDREW (1985) *Cutting Efficiency and Life of Rock Cutting Picks. Mining Science and Technology. Elsevier. Vol. 2, N.º 2 Abril.*
- KENNY, P. y JOHNSON, S.N. (1976) *The Effect of Wear on the Performance of Mineral Cutting Tools. Colliery Guardian. Junio.*
- LEBRUN, M. (1978) *Etude theorique et experimentale de l'abattage mecanique. Aplicacion a la conception de machines d'abat-tages et de creusement. These présentés á l'ecole nationale supérieure des mines de Paris pour obtenir le grade de docteur-Ingenieur en sciences et techniques minieres.*
- ROXBOROUGH, F.F. (1973) *Cutting Rock with Picks. TIME. June. Vol. 132. pp. 445-452.*
- ROXBOROUGH, F.F. y PHILLIPS, H.R. (1974) *Experimental Studies of the Excavation of Rock using Picks. Proceedings of the Third ISRM Congress. Denver.*

- VALANTIN, A. (1974) *Examen des différents procédés classiques de détermination de la nocivité des roches vis-a-vis de l'abatage mécanique.* Industrie Minerale, Mine, Nov.
- VALANTIN, A. (1974) *Description des tests Cerchar "Dureté et abrasivité des roches".* An ITBTP n.º 167, pp. 88-92.
- VALANTIN, A. (1975) *Machine à Attaque Ponctuelle. Etude de la Destruction de la Roche. Travail des Pics.* Revue de l'Industrie Minerale-Mine. Mayo.



Capítulo 5

**ESTUDIOS EXPERIMENTALES DEL CORTE
DE ROCAS POR DISCOS EN LABORATORIO**



INDICE DEL CAPITULO 5

	Pág.
5.1. Introducción	115
5.2. Características de las rocas ensayadas	118
5.3. Mecanismo de corte y geometría de la rotura	120
5.4. Factores que intervienen en el corte de disco	121
5.4.1. Influencia de la resistencia de la roca en las fuerzas normal, de corte, lateral y en la energía específica	123
5.4.2. Relaciones entre las fuerzas normal, de corte, lateral y espaciado	123
5.4.3. Influencia del radio de corte y velocidad de corte sobre las fuerzas normal F_n y de corte F_c . Relaciones entre fuerzas	125
5.4.4. Relaciones entre la penetración y diversos parámetros	126
5.4.5. Influencia del ángulo del filo del disco en las fuerzas normal y de corte	135
5.4.6. Influencia del diámetro del disco en las fuerzas normal y de corte	135
5.5. Ensayos con varios discos. Comparaciones entre configuraciones de dos y tres discos	135
5.6. Comparación entre picas y discos	136
5.7. Características de los ensayos sobre rocas anisótropas	137
5.7.1. Tipos de ensayos	137
5.7.2. Influencia del ángulo α' sobre la fuerza normal del disco	138
5.7.3. Influencia del ángulo β' sobre la fuerza normal del disco	139
5.7.4. Constante de corte. Influencia de la anisotropía de la roca en las fuerzas del disco	139
5.8. Características de los ensayos de desgaste de discos	140

**ESTUDIOS EXPERIMENTALES DE CORTE
DE ROCAS POR DISCOS EN LABORATORIO**

5.1. Introducción

Con objeto de investigar los factores que intervienen en el corte con disco, se han llevado a cabo diversas series de ensayos, habiéndose obtenido datos sobre la influencia de la resistencia de la roca en las fuerzas que actúan sobre el disco y la energía específica, relaciones entre dichas fuerzas y el espaciado entre surcos adyacentes, entre las fuerzas normal y de corte y la penetración, la influencia del ángulo del filo del disco en la distribución de las fuerzas sobre el mismo etc. En estos ensayos también se han estudiado configuraciones con dos y tres discos. Así mismo, se ha analizado el rendimiento del corte en rocas anisótropas en función del ángulo de la estratificación o esquistosidad. Por último, se han examinado los ensayos para investigar los parámetros que intervienen en el desgaste del disco.

A modo de introducción, se va a hacer una breve descripción de los trabajos de corte con disco realizados en laboratorio, de los cuales se han obtenido importantes correlaciones entre los parámetros de corte, que se analizarán en posteriores apartados de este capítulo.

Ensayos de ROXBOROUGH y RISPIN (1973). Estos ensayos se realizaron sobre creta saturada y creta seca. Las muestras secas se mantuvieron a 105° C durante una semana y las muestras saturadas fueron totalmente sumergidas durante siete días antes del ensayo. Las variables más importantes de los ensayos fueron las siguientes:

- Diámetro del disco D
- Anchura del disco w
- Inclinación del eje de rotación λ
- Ángulo del filo del disco 2θ
- Velocidad de corte v
- Radio de surco cortado R
- Penetración d

Los ensayos se realizaron en series con discos aislados y con varios discos.

En la primera etapa se utilizaron dos tipos de discos cuyas características fueron:

- diámetro 110 mm
- anchura 25,4 mm
- penetración máxima 22 mm para el primer tipo y 13 mm para el segundo.
- ángulos de corte 60° y 90° respectivamente.

En la segunda etapa, al utilizar conjuntos de discos se observaron fenómenos de interacción. Al producirse la rotura de la roca a cada lado del disco, si el espaciado se toma entre las líneas medias de los discos, la interacción se produce cuando:

$$s/d < 2 \cdot \operatorname{tg} \theta$$

En la primera serie de ensayos, se espaciaron los cortes al menos 100 mm para evitar la interacción, realizándose a 100, 200 y 300 mm; después, se hicieron cortes intermedios a 150 y 250 mm,

seguidos por otros a 125, 175, 225 y 275 mm de radio, ya que la trayectoria del disco era circular. En todos los casos se analizaron tres niveles de penetración: 5, 10 y 15 mm.

El estudio del comportamiento del disco en el corte, se basó en los siguientes parámetros:

- Fuerza normal media F_N
- Media de los picos de las fuerzas normales F'_N
- Fuerza de corte media F_c
- Media de los picos de las fuerzas de corte F'_c
- Fuerza lateral media F_L
- Media de los picos de las fuerzas laterales F'_L
- Energía específica total TSE
- Energía específica de corte CSE
- Volumen arrancado en el surco V
- Índice de granulometría CI

Los ensayos que a continuación se describen, fueron dirigidos por Wang, et al., (1974) en la Escuela de Minas de Colorado. En ellos se analizaron los efectos de los numerosos parámetros que afectan a la construcción de túneles.

Durante los ensayos la penetración se mantuvo constante. La investigación se llevó a cabo sobre tres tipos diferentes de rocas, utilizando un disco a escala real de 387,5 mm de diámetro y 75° de ángulo de filo.

En 1975, ROXBOROUGH y PHILLIPS realizaron un conjunto de ensayos de corte con disco en arenisca investigando sobre todo la relación entre la velocidad de corte v y diversos parámetros, tales como: las fuerzas sobre el disco, penetración d , espaciado s , ángulo del filo 2θ , diámetro del disco D , etc. determinando además el volumen de roca arrancado por el disco por unidad de longitud (m^3/km), así como la energía específica SE, es decir, la energía consumida al excavar la unidad de volumen de roca, que se utiliza para comparar la eficacia de unos ensayos respecto de otros. Su expresión es la siguiente:

$$SE = \frac{\text{Fuerza de corte (KN) x longitud de corte (mm)}}{\text{Peso de los residuos de roca cortados (g) / densidad de la roca (g/cm}^3\text{)}}$$

A continuación se presentan los valores de los parámetros ensayados.

$$D = 100, 125, 150, 175, 200 \text{ mm}$$

$$d = 2, 4, 6, 8, 10 \text{ mm}$$

$$2\theta = 60, 70, 80, 90, 100$$

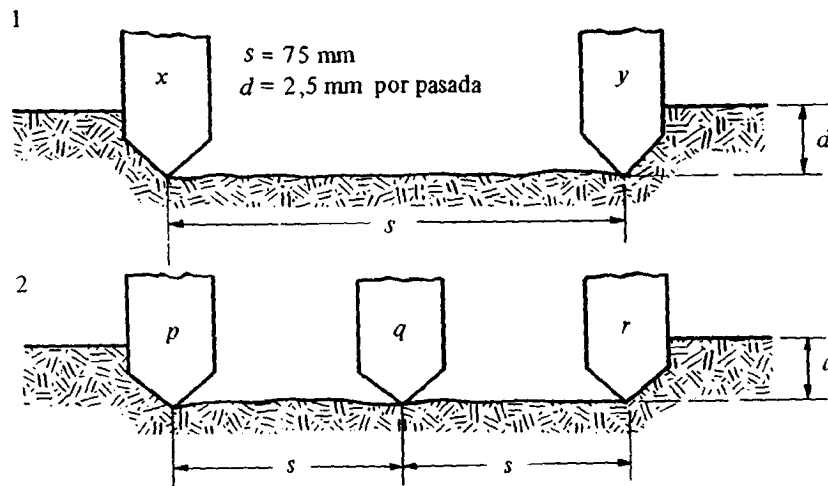
$$v = 76, 102, 127, 152, 178 \text{ mm/s}$$

$$s = 12, 24, 36, 48, 60 \text{ mm}$$

Los ensayos de laboratorio de HOWARTH (1981), en los que se utilizaron configuraciones simuladas de uno, dos o tres discos, demostraron la existencia de un ciclo de fenómenos según va penetrando el disco en la roca.

Cada ensayo se realizó utilizando un solo disco, aunque se simulaban configuraciones equivalentes a dos y tres discos, efectuándose dos cortes paralelos consecutivos o tres, respectivamente; de esta forma, se pudo simular dichas configuraciones con suficiente precisión. Sin embargo, los ensayos no tuvieron en cuenta efectos dinámicos, por ejemplo, la interacción entre discos durante el proceso de corte.

En la Figura 1 se muestra un esquema de las configuraciones simuladas. Los datos de los ensayos se presentan en la Tabla 1.



CONFIGURACIONES DE 2 y 3 DISCOS. HOWARTH (1981)

FIG. 1

TABLA 1
PROGRAMA DE ENSAYOS (HOWARTH. 1981)

ENSAYO	Número de discos	Número de pasadas	Diámetro del disco mm	Angulo del filo
A	2	8	150	30, 45, 60, 75, 90
B	2	16	200	75
C	3	16	200	75

En todos los casos, el espaciado de los cortes paralelos fue de 75 mm, con un incremento fijo de penetración de 2,5 mm. La velocidad de corte se mantuvo en 150 mm/s.

Los ensayos cuyas características se escriben a continuación fueron realizados por SNOWDON et al., (1982).

Los ensayos se efectuaron sobre arenisca calizas, doleritas y granitos, con una resistencia a compresión simple entre 30 y 50 MPa. Se utilizó un disco, con una sola pasada por surco.

Con estos ensayos se obtuvieron las relaciones entre la penetración del disco d , el espaciado s de los surcos y el consumo de energía CE.

Las variables analizadas fueron el espaciado s y la penetración d , determinándose las fuerzas sobre el disco y la energía específica.

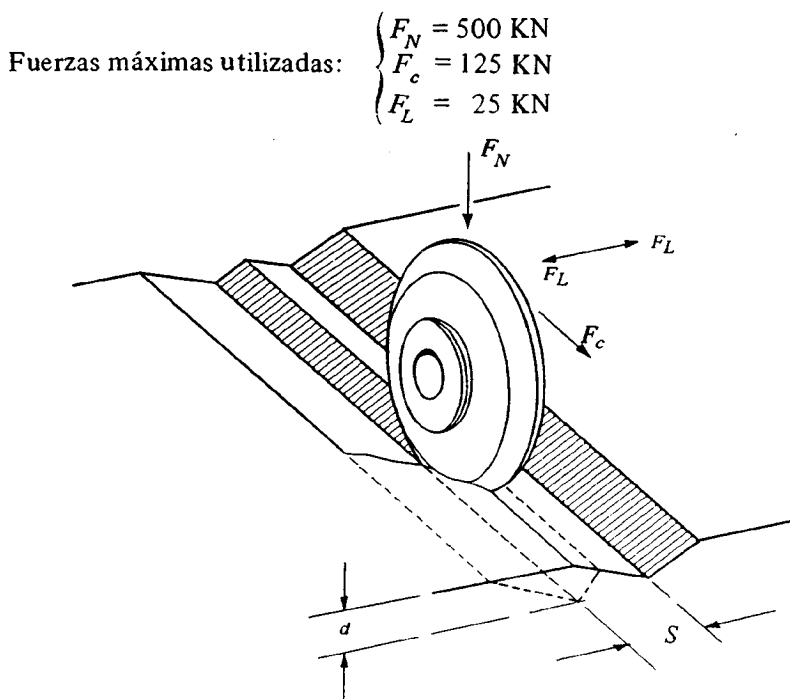
En este estudio se trató de obtener la información básica necesaria para mejorar la disposición de los útiles de corte en máquinas de perforación.

Los valores de los parámetros ensayados fueron los siguientes:

- disco de 200 mm de diámetro
- ángulo del filo = 80°.
- radio de la punta = 2,5 mm.

En la Figura 2 se han señalado sobre el disco las tres componentes de la fuerza que actúa durante el corte, que se pueden medir con un dinamómetro.

Mediante un microprocesador se calcularon los valores medios de las fuerzas normal, de corte y lateral, F_N , F_c y F_L .



FUERZAS QUE ACTUAN SOBRE UN DISCO. SNOWDON (1982)

FIG. 2

Con estas fuerzas se observaron deformaciones diametrales del disco inferiores al 1.6 %.

Los valores de pico de cada fuerza se registraron, en cada ensayo. Se realizaron al menos tres cortes con la penetración y espaciado fijado para cada ensayo, dando como resultado el promedio de los cortes.

5.2. Características de las rocas ensayadas

ROXBOROUGH y RISPIN (1973) realizaron sus investigaciones del corte con disco sobre creta que gracias a su baja resistencia mecánica y a su falta de abrasividad, es una buena roca para tomar los resultados de los ensayos como referencia.

TABLA 2
RESISTENCIA A COMPRESION SIMPLE (ROXBOROUGH, 1973)

CRETA SECA				CRETA SATURADA			
Resistencia a compresión		Resistencia a tracción		Resistencia a compresión		Resistencia a tracción	
MN/m ²	(psi)	MN/m ²	(psi)	MN/m ²	(psi)	MN/m ²	(psi)
33.90	(4920)	1.74	(253)	6.89	(1000)	0.10	(14)
35.00	(5080)	2.21	(321)	5.24	(760)	0.39	(57)
37.76	(5480)	1.41	(204)	4.62	(670)	0.57	(83)
37.07	(5380)	1.82	(264)	6.27	(910)	0.22	(32)
37.00	(5370)	1.46	(212)	6.13	(890)	0.81	(118)
34.66	(5030)	0.83	(121)	6.27	(910)	0.10	(14)
32.52	(4720)			7.72	(1120)		
				7.99	(1160)		
				5.72	(830)		
				7.17	(1040)		
MEDIA	35.42 (5140)	1.58 (229)		6.40 (930)		0.36 (53)	
S.E. ±	0.72 (105)	0.18 (27)		0.33 (48)		0.11 (17)	

Al considerarse poco realista hacer ensayos para diferentes grados de humedad, sólo se efectuaron en las dos condiciones extremas de "seca" y "saturada". Los ensayos de compresión simple dieron una resistencia media de 35,42 MPa para la creta seca y 6,40 para la creta saturada. En la Tabla 2 se recogen algunos de los resultados de los ensayos.

En la Tabla 3 se muestran las propiedades de la arenisca utilizada en los ensayos de ROXBOROUGH y PHILLIPS (1975).

TABLA 3
PROPIEDADES DE LA ARENISCA DE ROXBOROUGH Y PHILLIPS (1975)

ENSAYO	Núm. de ensayos	Valor \pm D.S.
Resistencia a compresión simple MN/m ²	10	49.20 \pm 0.67
Resistencia a tracción MN/m ²	10	2.64 \pm 0.15
Resistencia al corte MN/m ²	5	7.34 \pm 0.26
Módulo estático MN/m ² \times 10 ³	5	10.26 \pm 0.24
Módulo dinámico MN/m ² \times 10 ³	5	11.83 \pm 0.11
Densidad seca g/cm ³	10	2.03 \pm 0.02
Densidad verdadera 5%	3	22.84
Tamaño del grano mm	—	1.5
Contenido de cuarzo %	—	82
Angulo de rozamiento interno °	—	22-28
Número de rebotes de Schmidt	25	51.7 \pm 1.1
Dureza Shore	40	37.3 \pm 8.2

El programa de ensayos realizados por HOWARTH (1981), se llevó a cabo en una arenisca cuyas propiedades se resumen a continuación (Tabla 4):

TABLA 4
PROPIEDADES DE LA ARENISCA DE GODSORF (HOWARTH, 1981)

Tamaño de grano	0,2 - 0,8
Contenido de cuarzo %	63 \pm 5
Resistencia a compresión simple MPa	42.3 \pm 2.56 (A)*
Resistencia a tracción MPa	2.84 \pm 36 (B)*
Resistencia a tracción MPa	14.5 \pm 1.62 (C)*
Módulo estático de Young MPa	9,62 \pm 2,47 (D)*
Número de rebotes de Schmidt	47.4 \pm 6.43 (E)*
Densidad seca Kg/m ³	2200 \pm 61

* Valor medio de la propiedad en dos direcciones formando ángulo recto entre sí.

En las investigaciones llevadas a cabo por SNOWDON et al., (1982) se utilizaron areniscas, calizas, doleritas y granitos. Para determinar sus características se ensayaron en el laboratorio a tracción y a compresión probetas de roca para obtener respectivamente la resistencia a compresión y a tracción, σ_c y σ_t , y a partir de estos valores, calcular la resistencia al corte τ .

En la Tabla 5, se resumen los resultados obtenidos.

TABLA 5

TIPO DE ROCA	DESCRIPCION	DENSIDAD g/cm ³	σ_c MPa	σ_t MPa	τ MPa
ARENISCA	Masiva. Tamaño medio de grano. Muy porosa	2,35	50,0	3,53	6,64
GRANITO	Grano grueso sano, sin meteorizar	2,62	174,2	9,96	20,83
DOLERITA	Diaclasada Grano fino	2,91	339,8	27,53	48,36
CALIZA	Masiva Grano medio a fino Cristalina Del carbonifero	2,65	155,0	13,72	23,05

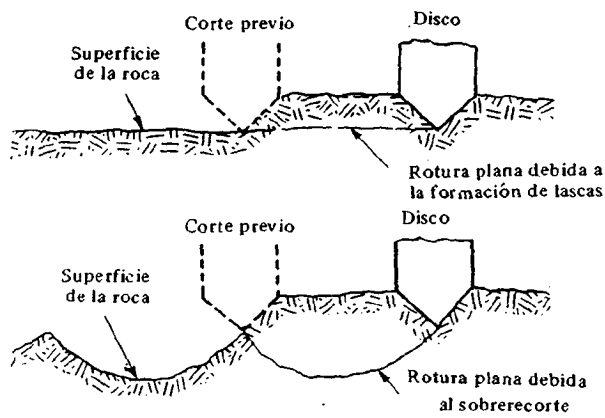
5.3. Mecanismo de corte y geometría de la rotura

De los estudios realizados, se ha comprobado que el mecanismo de penetración del disco en la roca es análogo a la penetración de una punta cónica en material frágil. Esta analogía, observada durante todos los ensayos ha permitido comprobar los siguientes hechos:

- Durante la carga inicial de la roca, se desarrolla una zona de deformación irreversible alrededor del borde del disco.
- A partir de cierta carga se inicia la rotura desde el borde del disco en dirección paralela a la fuerza de empuje.
- Si continúa aumentando la carga, se propaga la rotura en forma de una grieta central, denominada "grieta principal", hacia el interior de la roca.
- Según va avanzando el disco, se va cerrando la "grieta principal" al descargarse la roca debido al alejamiento del disco.
- Antes de finalizar totalmente la descarga, debido a la relajación de tensiones en la zona de contacto alrededor del borde del disco, se producen fuertes tensiones de tracción que originan roturas en forma de fisuras laterales. Estas fisuras son cóncavas y se propagan desde el filo del disco hacia arriba hasta llegar a la superficie de la roca. Además, pueden producirse roturas en dirección aproximadamente paralela a la superficie de roca.

En lo referente a la geometría de la rotura entre dos pasadas consecutivas del disco se ha observado: en rocas duras y cuando la penetración del disco es pequeña, se produce una rotura paralela a la superficie de la roca, formándose esquirlas. En rocas más blandas, la superficie de rotura se curva hacia arriba, según se ve en la Figura 3, y alcanza mayor profundidad que el surco.

En los ensayos de HOWARTH (1981), se ha observado un proceso cíclico en el corte con dis-



GEOMETRIA DE LA ROTURA DE LA
ROCA CON DISCO
(SNOWDON et al., 1982)
FIG. 3

tar una nueva superficie, con lo que el ciclo de corte se repite de nuevo.

5.4. Factores que intervienen en el corte de disco

Para analizar los factores que intervienen en el corte, se han tomado los resultados de los ensayos promediando los valores obtenidos al realizar los cortes en la segunda o posteriores pasadas por el surco, con un espaciado dado.

En la Tabla 6 se muestran los resultados obtenidos por SNOWDON (1982) en los ensayos realizados sobre granito. Análogamente, en las Tablas 7, 8 y 9 se resumen los resultados de los ensayos efectuados en dolerita, arenisca y caliza, respectivamente. A partir de los datos presentados en estas Tablas junto con los resultados obtenidos por otros investigadores, se extraen importantes conclusiones que se desarrollan a continuación.

GRANITO

TABLA 6 (SNOWDON et al., 1982)

Penetración d, mm	Espaciado s, mm	s/d	Energía Específica MJ/m ³	FUERZAS EN EL DISCO KN					
				Normal Media	Normal de pico	De Corte Media	De corte de pico	Lateral de pico (hacia el surco)	Lateral de pi- co (aleján- do del surco)
2	10	5	85,5	24,1	31,0	1,4	2,7	10,4	0
2	15	7,5	68,7	31,5	44,8	2,2	3,4	11,5	1,3
2	20	10	50,0	37,2	58,4	2,2	3,5	12,5	2,1
2	25	12,5	61,1	33,5	65,2	2,7	4,3	10,7	3,0
2	30	15	66,0	50,1	67,9	2,4	3,8	8,8	4,5
2	40	20	97,1	53,3	73,2	2,6	4,2	5,8	5,8
4	20	5	74,1	46,1	63,3	5,2	7,7	19,6	0,5
4	40	10	47,9	75,4	113,5	8,4	13,3	23,1	9,3
4	60	15	110,5	92,4	129,1	9,9	14,7	18,4	9,3
4	80	20	112,1	96,8	139,3	10,5	15,0	12,4	14,9
6	30	5	61,8	72,3	110,3	10,7	17,6	29,5	1,6
6	60	10	36,0	117,2	191,8	17,7	28,9	49,0	17,5
6	90	15	56,2	152,0	236,5	23,2	34,7	21,0	28,6
6	120	20	73,8	156,7	233,0	23,2	32,2	25,6	25,7
8	40	5	63,8	89,0	129,8	16,2	27,3	37,3	15,7
8	80	10	28,3	157,0	282,0	24,4	48,8	64,7	29,7
8	100	12,5	37,0	200,3	300,5	35,8	57,8	49,0	22,8
8	120	15	89,0	264,5	358,0	37,0	54,4	39,6	37,3
8	160	20	104,2	246,0	362,0	38,8	58,4	22,5	39,6

co, que puede resumirse de la siguiente forma:

- Si el primer corte se realiza en roca sana, las fuerzas necesarias para realizar el corte son pequeñas y no se producen esquirlas entre surcos.

- Después de varias pasadas del disco por el surco, éste se va profundizando, por lo cual incrementa la superficie de contacto entre el disco y la roca, aumentando las fuerzas de reacción disco-roca que alcanzan un máximo justo antes de producirse la rotura entre surcos.

- Con la siguiente pasada del disco, se produce la rotura de la roca entre surcos. Después de producirse esta rotura, el disco comienza a cortar una nueva superficie, con lo que el ciclo de corte se repite de nuevo.

DOLERITA

TABLA 7 (SNOWDON et al., 1982)

Penetración d, mm	Espaciado s, mm	s/d	Energía Específica MJ/m ³	FUERZAS EN EL DISCO (KN)					
				Normal Media	Normal de pico	De corte Media	De corte de pico	Lateral de pico (hacia el surco)	Lateral de pi co (alejándo se del surco)
2	10	5	151,5	30,6	44,2	2,4	3,9	11,9	0
2	20	10	88,5	45,2	86,0	4,0	7,7	16,9	7,0
2	25	12,5	82,6	51,0	89,1	3,8	6,4	7,9	10,6
2	30	15	87,7	56,2	102,0	4,5	7,0	14,5	7,6
2	40	20	114,4	62,8	99,1	4,3	6,6	8,2	6,6
2	50	25	147,9	53,2	76,8	4,2	6,8	3,5	13,5
4	20	5	89,4	47,7	103,3	6,0	13,0	29,4	4,5
4	40	10	47,2	73,0	132,7	9,5	20,9	32,8	12,6
4	50	12,5	49,4	84,6	157,5	12,6	23,6	32,5	14,9
4	60	15	62,2	86,7	169,1	11,6	20,5	25,9	19,7
4	80	20	88,0	94,7	183,7	14,3	25,3	25,9	25,7
4	100	25	106,3	94,1	184,3	14,0	26,1	26,3	22,6
6	30	5	78,6	64,9	117,8	10,6	22,6	48,5	18,1
6	60	10	46,1	113,7	206,5	20,1	41,1	44,8	43,7
6	75	12,5	50,0	115,1	208,4	20,5	41,4	45,9	35,4
6	90	15	58,9	126,2	228,3	23,3	40,9	40,7	30,5
6	120	20	142,3	143,1	235,2	26,3	50,3	38,2	34,0
6	150	25	121,3	142,8	236,9	27,4	49,0	46,6	36,7
8	40	5	65,4	89,1	156,3	18,5	38,7	83,9	21,0
8	80	10	36,4	162,3	285,3	32,2	57,6	69,9	46,6

ARENISCA

TABLA 8 (SNOWDON et al., 1982)

Penetración d, mm	Espaciado s, mm	s/d	Energía Específica MJ/m ³	FUERZAS EN EL DISCO (KN)					
				Normal Media	Normal de pico	De corte Media	De corte de pico	Lateral de pi co (hacia el surco)	Lateral de pi co (alejándo se del surco)
4	20	5	19,1	13,4	27,4	1,5	3,6	10,2	2,2
4	40	10	17,7	29,7	62,4	3,3	7,9	17,0	7,2
4	60	15	20,8	38,4	71,9	3,9	8,3	11,4	8,9
4	80	20	41,2	39,6	68,8	4,1	8,1	6,5	7,4
4	100	25	34,2	33,2	62,8	3,5	6,3	6,7	6,3
4	120	30	39,4	36,2	63,0	3,8	7,5	6,3	7,5
6	30	5	20,7	23,6	58,3	3,5	9,8	11,1	3,3
6	60	10	10,7	37,2	66,8	5,4	10,3	14,0	4,6
6	90	15	13,3	57,5	115,2	8,0	15,2	8,6	12,7
6	120	20	22,3	58,4	100,3	8,2	15,5	10,3	13,5
6	150	25	43,1	64,7	120,6	8,2	15,7	10,8	9,0
6	180	30	36,9	64,5	97,6	8,9	15,5	13,0	9,0
8	40	5	17,4	30,0	66,4	5,3	13,5	18,5	4,1
8	80	10	8,2	51,3	125,4	8,7	21,2	18,2	17,2
8	120	15	18,3	84,6	170,3	13,7	29,9	11,1	18,1
8	160	20	19,6	88,6	178,8	14,5	26,7	19,4	24,1
8	200	25	18,7	86,1	144,8	15,5	23,9	24,2	20,5
10	50	5	16,3	36,4	79,2	7,4	16,9	20,2	6,3
10	100	10	7,6	66,3	136,8	13,1	32,2	15,8	15,8
10	150	15	16,2	109,9	168,7	20,4	33,5	18,0	18,0
10	200	20	19,7	120,2	218,0	22,5	43,8	24,7	15,4
10	250	25	18,2	110,3	187,5	20,3	41,0	14,9	23,3

CALIZA

TABLA 9 (SNOWDON et al., 1982)

Penetración <i>d</i> , mm	Espaciado <i>s</i> , mm	<i>s/d</i>	Energía Específica MJ/m ³	FUERZAS EN EL DISCO (KN)					
				Normal Media	Normal de pico	De corte de media	De corte de pico	Lateral de pico (hacia el surco)	Lateral de pi- co (alejándo- se del curso)
4	25	6,25	49,6	31,10	46,1	3,9	6,6	10,1	9,3
4	50	12,5	28,6	43,0	80,6	5,7	12,8	25,6	12,8
4	75	18,75	29,5	57,4	120,6	7,5	14,8	23,9	14,9
4	100	25	53,7	62,7	117,9	7,9	16,0	14,6	22,7
6	60	10	22,6	50,6	112,7	6,9	18,6	35,0	16,3
6	90	15	14,6	78,6	141,5	9,8	19,9	38,8	8,5

5.4.1. Influencia de la resistencia de la roca en las fuerzas normal, de corte, lateral y en la energía específica

Para analizar la influencia de la resistencia de la roca sobre la fuerza normal F_N y sobre la fuerza de corte F_c , SNOWDON et al., (1982) han realizado un conjunto de ensayos y representado gráficamente los valores de las fuerzas normalizadas $F_{N\text{ medio}}/\sigma_c$ y $F_{c\text{ medio}}/\sigma_c$, en función de la penetración d , respectivamente. Las fuerzas F_N y F_c anteriores corresponden a la relación s/d que hace mínima la energía específica. Se observa que las fuerzas en el disco aumentan linealmente con la resistencia de la roca, para una penetración constante, según las siguientes relaciones:

$$F_{N\text{ medio}}/\sigma_c = 0,15 d - 0,21$$

$$F_{c\text{ medio}}/\sigma_c = 0,027 d - 0,07$$

Las fuerzas vienen dadas en kN y la resistencia a compresión simple de la roca, σ_c , en MPa. Los valores de σ_c , al haberse obtenido a partir de testigos de roca sana, son algo mayores que la resistencia del bloque en conjunto.

Si para normalizar las fuerzas F_N y F_c se utiliza la resistencia a tracción de la roca σ_t en lugar de σ_c , los resultados obtenidos son muy similares. Con otros parámetros de la roca no se obtienen buenas correlaciones.

La relación entre la energía específica SE y la resistencia de la roca también es lineal, observándose un aumento de SE al aumentar la resistencia de la roca. Las expresiones obtenidas son las siguientes:

$$SE = 0,121 \sigma_c + 7,03$$

$$SE = 1,286 \sigma_t + 11,27$$

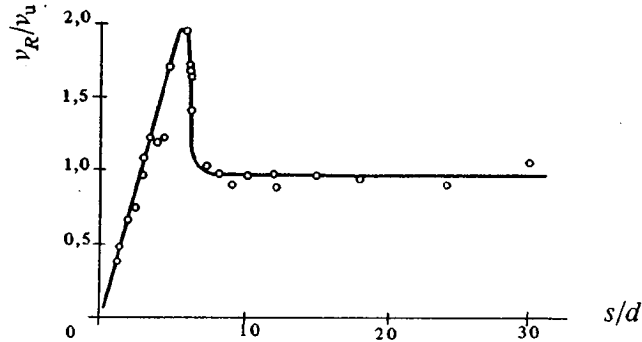
$$SE = 0,796 \tau + 9,19$$

Las correlaciones obtenidas con estas expresiones son buenas, con un r^2 entre 0,7 y 0,9, siendo la mejor correlación la correspondiente a σ_c y la peor a σ_t . τ es la resistencia al corte de la roca.

5.4.2. Relaciones entre las fuerzas normal, de corte, lateral y el espaciado

En los ensayos de ROXBOROUGH y PHILLIPS (1975), se observa que el aumento del espaciado produce un incremento de las fuerzas F_N y F_c . El incremento relativo de ambas fuerzas es mayor al principio, con pequeños espaciados. Con espaciados mayores, los valores de dichas fuerzas tienden a ser constantes; lo cual indica que no existe influencia de unos surcos sobre otros.

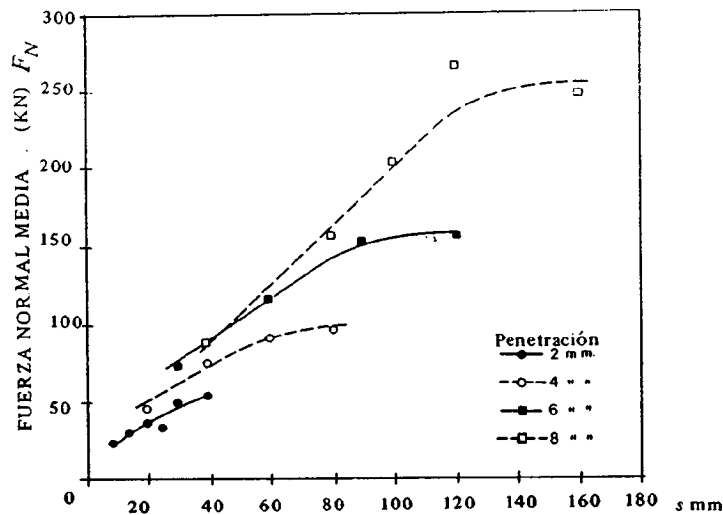
En la Figura 4, se representa la relación v_R/v_u en función del cociente espaciado/penetración, siendo v_u el volumen de roca cortado cuando el surco está aislado y v_R cuando existe interacción. En dicha gráfica se observa que con relaciones s/d comprendidas entre 3 y 7, la relación v_R/v_u es mayor que la unidad; esto significa que en este intervalo se produce la rotura de la roca entre surcos, en forma de esquina de roca.



INFLUENCIA DE LA INTERACCION ENTRE SURCOS SOBRE EL VOLUMEN DE ROCA CORTADO (ROXBOROUGH y PHILLIPS, 1975)

FIG. 4

A partir de los ensayos de SNOWDON et al., (1982) se han obtenido las figuras 5 y 6 de las que se deducen conclusiones referentes a la variación de las fuerzas sobre el disco, F_N y F_c , en función del espaciado, análogas a las obtenidas por otros investigadores.



RELACIONES ENTRE LA FUERZA NORMAL DEL DISCO Y EL ESPACIADO DE DOS SURCOS ADYACENTES (SNOWDON et al., 1982)

FIG. 5

Las fuerzas normales y de corte aumentan linealmente con el espaciado, hasta que la relación s/d alcanza un valor comprendido entre 15 y 20. A partir de ese punto las fuerzas se estabilizan. Este punto indica el instante en que ya no se produce interacción entre surcos adyacentes.

Las fuerzas laterales crean un momento sobre los elementos que sustentan el disco. Este momento debe tenerse en cuenta en el diseño de cabezas de corte con discos. Alcanzan su máximo para la relación óptima s/d que es la correspondiente a SE mínima, según se puede ver en la Figura 7.

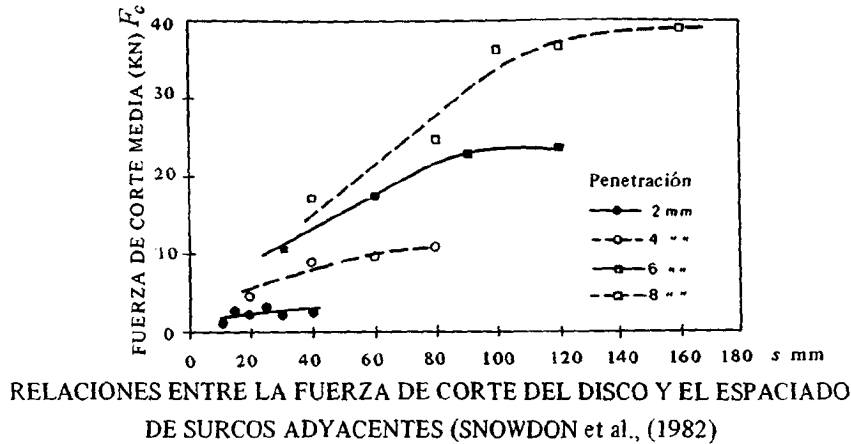


FIG. 6

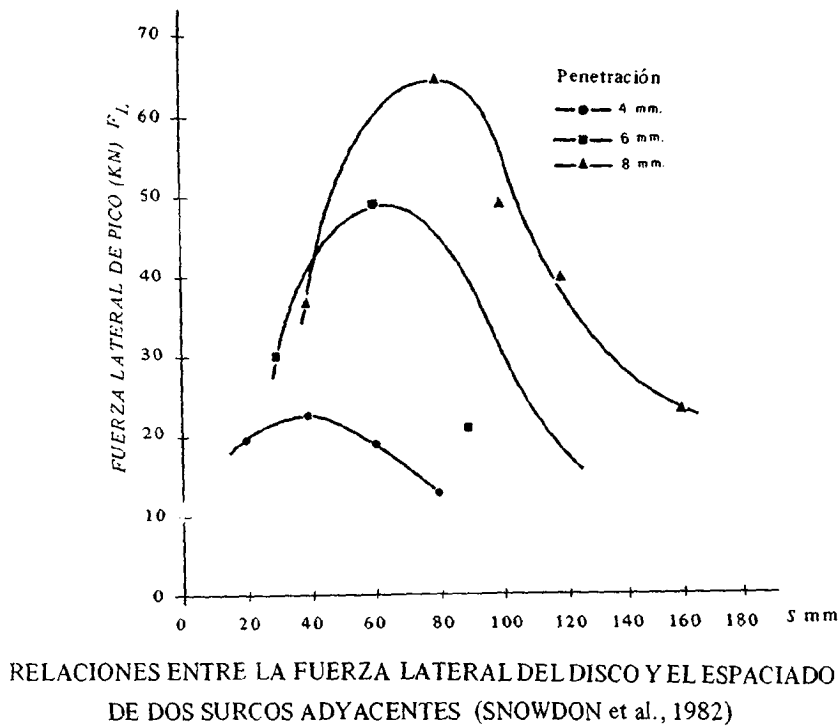


FIG. 7

5.4.3. Influencia del radio de corte y velocidad de corte sobre las fuerzas normal F_N y de corte F_c . Relaciones entre fuerzas

En los ensayos de ROXBOROUGH y RISPIN (1973) mediante cortes circulares en roca se ha podido determinar la influencia de los radios y las velocidades de corte sobre las fuerzas en el disco. Las fuerzas laterales actúan hacia el exterior desde el centro de la trayectoria circular de corte. Estas fluctúan mientras que el empuje no sufre variaciones.

Según los ensayos de ROXBOROUGH y PHILLIPS (1975), la velocidad de corte no afecta a las fuerzas F_N y F_c , ni al volumen de roca cortada ni a la energía específica. Con velocidades próximas a la velocidad de propagación de las fisuras en la roca, pueden producirse algunos efectos dinámicos.

En la relación obtenida de los ensayos entre la F_N y la F_c de pico, se observa que la F_N de pico aumenta linealmente al aumentar la F_N media, al igual que la F_c de pico al aumentar la F_c media. Las relaciones obtenidas en el conjunto de ensayos realizados por SNOWDON et al., (1982) han sido

las siguientes:

$$F_{N\ pico} = 1,48 \cdot F_{N\ media} + 18,31$$

$$F_{c\ pico} = 1,65 \cdot F_{c\ media} + 2,08$$

Las fuerzas vienen expresadas en kN.

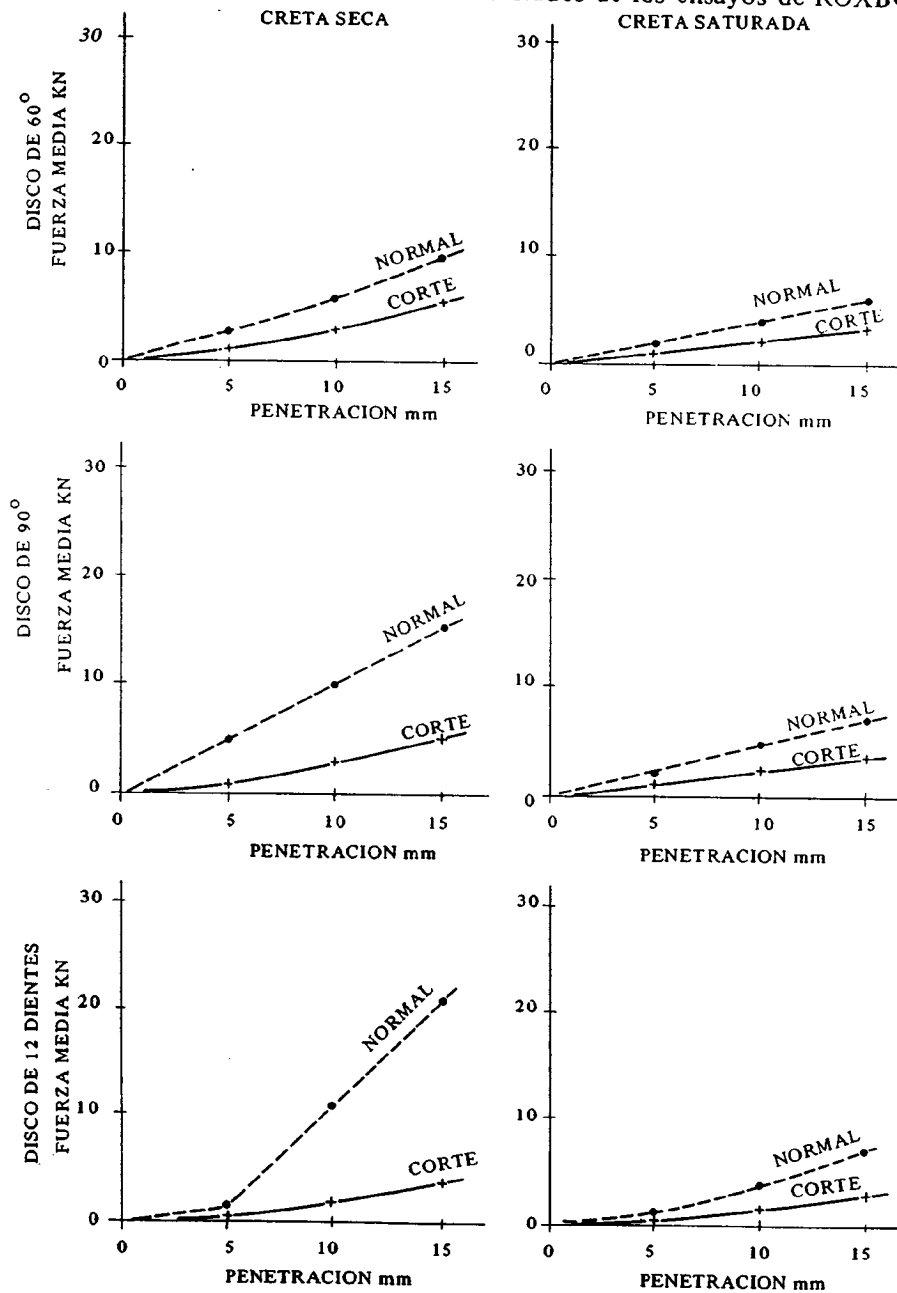
En estos mismos ensayos, se ha obtenido también la siguiente relación entre las fuerzas F_N y F_c medias, en función de la penetración d :

$$F_{N\ med}/F_{c\ med} = 21,71 \cdot d^{-0,656}$$

5.4.4. Relaciones entre la penetración y diversos parámetros

A. Fuerza normal y fuerza de corte

En la Figura 8 se presentan gráficamente los resultados de los ensayos de ROXBOROUGH, y



INFLUENCIA DE LA PENETRACION SOBRE LAS FUERZAS NORMAL Y DE CORTE (ROXBOROUGH y RISPIN, 1973)

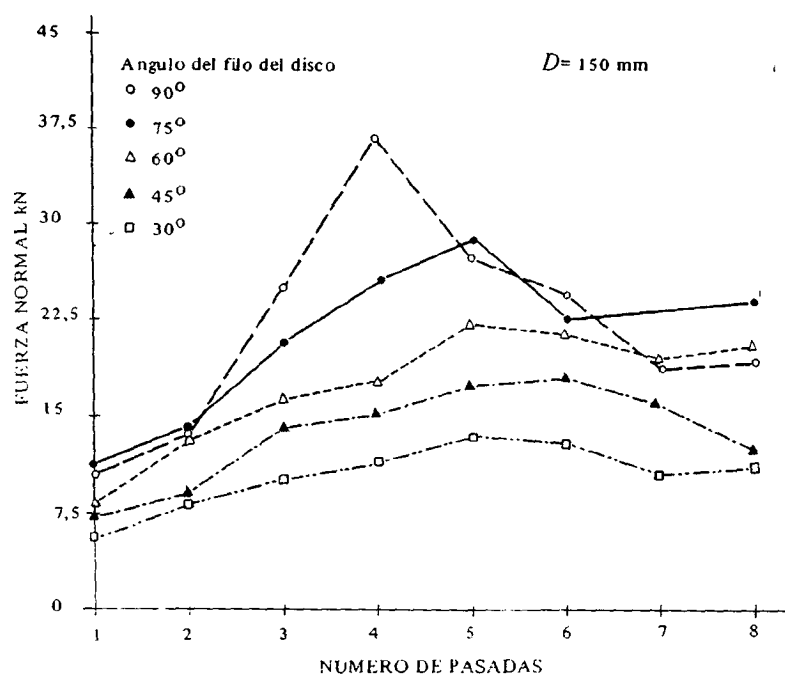
FIG. 8

RISPIN (1973) sobre creta seca y saturada, referentes al estudio de la influencia de la penetración sobre las fuerzas normal y de corte.

Las conclusiones de estos ensayos han sido las siguientes:

- Las fuerza normal y de corte aumentan linealmente con la penetración.
- La fuerza normal es en todos los casos más alta que la fuerza de corte y también ambas son mayores en la creta seca que en la creta saturada.

Según los ensayos de HOWARTH (1981), las fuerzas normales aumentan hasta alcanzar su máximo después de 4 ó 5 pasadas del disco, según se observa en la Figura 9; esto corresponde a una relación espaciado/penetración de 6 a 7,5. A continuación, las fuerzas disminuyen. Con solo aumentar el ángulo del filo, aumenta el valor de la fuerza.



INFLUENCIA DE LA PENETRACION ACUMULADA SOBRE
LAS FUERZAS EN EL DISCO (HOWARTH, 1981)
FIG. 9

- Antes de aplicar los resultados obtenidos en laboratorio al campo, hay que analizar cuidadosamente los mismos, ya que los ensayos en laboratorio se suelen realizar a penetración constante, mientras que en el campo las cabezas de corte trabajan a empuje constante.

- Si las cabezas de corte trabajan con relaciones s/d mayores que la óptima, el rendimiento de corte disminuye rápidamente.

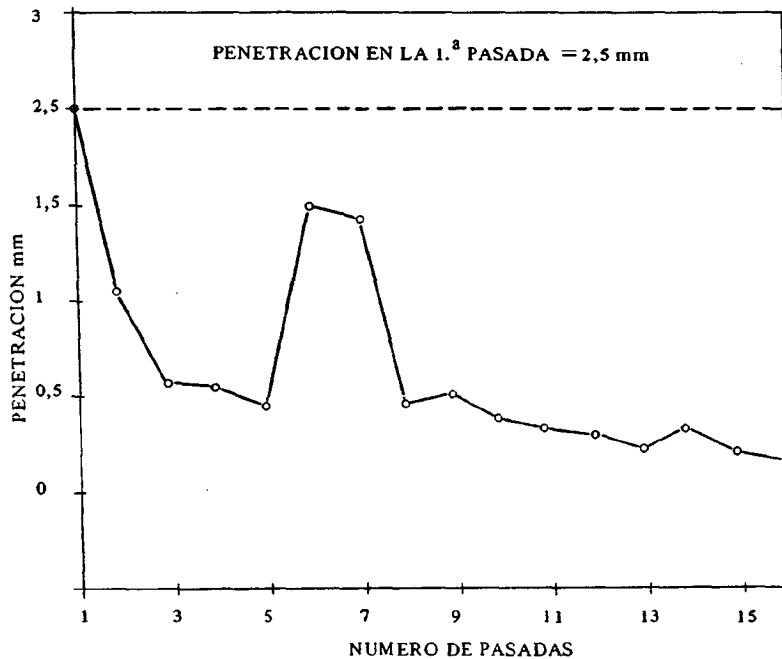
- Al contrario de lo que ocurre con las picas, la reprofundización de los surcos mediante discos es un proceso muy eficaz.

A continuación se presenta un ejemplo que reproduce la situación real de una cabeza de corte en la que el empuje es constante, es decir, se va a analizar la influencia de un empuje constante en la penetración (Fig. 10). Esta curva se ha obtenido suponiendo que el empuje de la primera pasada del disco es el máximo disponible; como en la segunda pasada el empuje necesario para conseguir una penetración de 2,5 mm es mayor que en la primera pasada, se puede determinar la reducción de la penetración. Por ejemplo, en la primera y segunda pasadas, la fuerza de empuje necesaria para penetrar 2,5 mm con el disco, es respectivamente 12 kN y de 18 kN. Como en un surco aislado el empuje y la penetración tienen una relación lineal, requiriéndose aproximadamente igual incremento de empuje para conseguir el mismo incremento de penetración, si se considera un empuje constante de

por ejemplo, 12 kN, se puede estimar la reducción de penetración en la segunda pasada del disco:

$$- \text{Segundo incremento de penetración} = \frac{12}{18} \times 2,5 \text{ mm} = 1,67 \text{ mm},$$

Según se puede observar en la Figura 10, la penetración disminuye al aumentar el número de pasadas por el mismo surco. Cuando se produce la rotura, la penetración aumenta. Esta gráfica muestra también que la penetración media efectiva con empuje constante, disminuye considerablemente en comparación con la penetración posible en la primera pasada.



INFLUENCIA DE UN EMPUJE CONSTANTE SOBRE
LA PENETRACION (HOWARTH, 1981)

FIG. 10

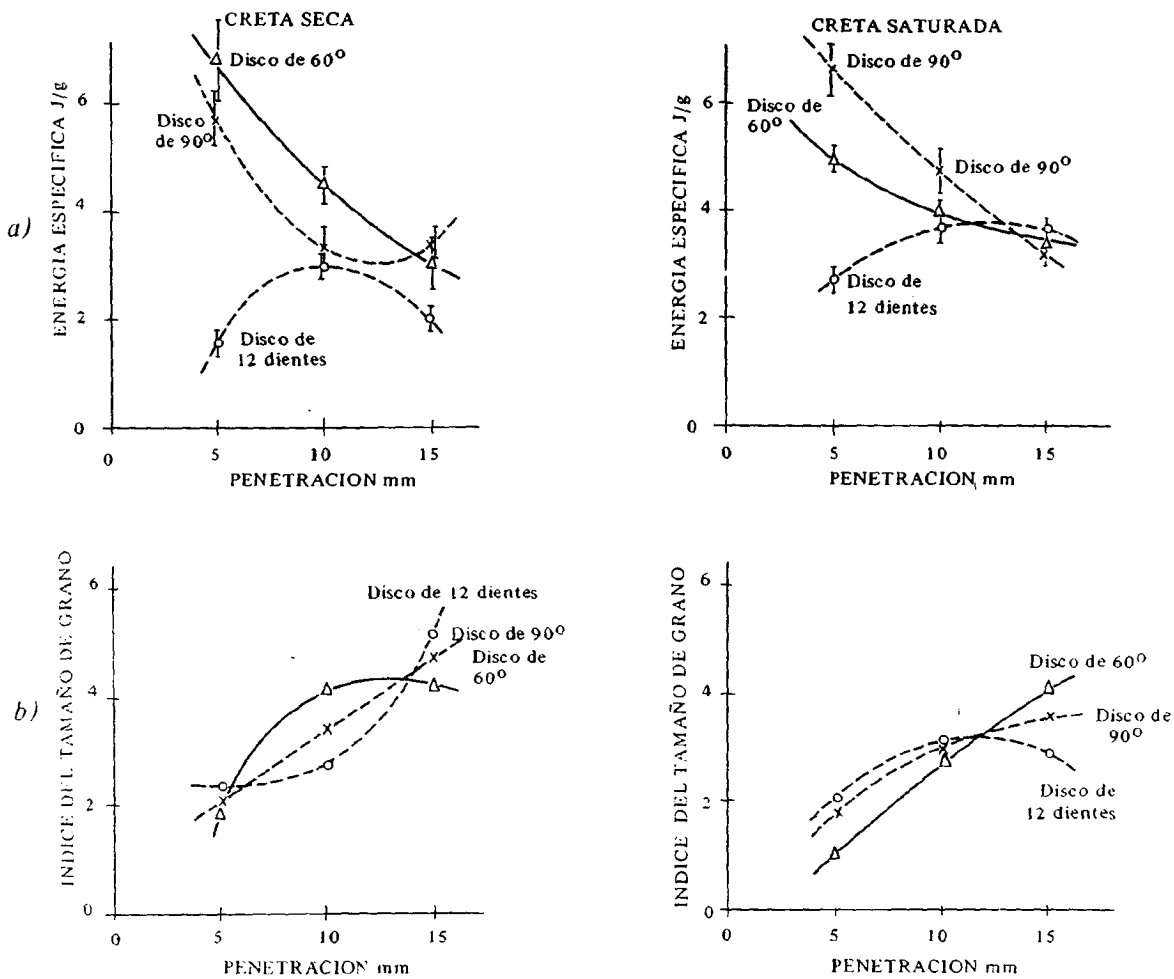
En la práctica, a veces el espaciado entre discos es demasiado grande para que con la profundidad alcanzada en cada revolución de la cabeza de corte salten esquirlas de roca entre surcos adyacentes. Si el espaciado es demasiado grande, el surco se profundiza después de varias pasadas consecutivas del disco hasta que se produce la rotura, que tendrá lugar cuando se haya alcanzado la relación óptima espaciado/penetración.

La profundización del surco se produce en operaciones de perforación de túneles cuando los discos no están trabajando con la relación óptima espaciado/penetración, s/d ; esto puede ocurrir según HOWARTH debido a diversos factores.

- La existencia de un disco adyacente roto o suelto, que produce un aumento efectivo del espaciado.
- Un empuje de la máquina inferior al previsto, lo cual origina una reducción en la penetración.
- La aparición de bandas de roca más dura que la circundante en el túnel, que produce una disminución de la penetración.

B. Energía específica :

En la Figura 11-a se muestra la influencia de la penetración sobre la energía específica y en la Figura 11-b sobre la granulometría, según los resultados de los ensayos de ROXBOROUGH y RIS-



INFLUENCIA DE LA PENETRACION EN LA ENERGIA ESPECIFICA (ROXBOROUGH y RISPIN 1973)

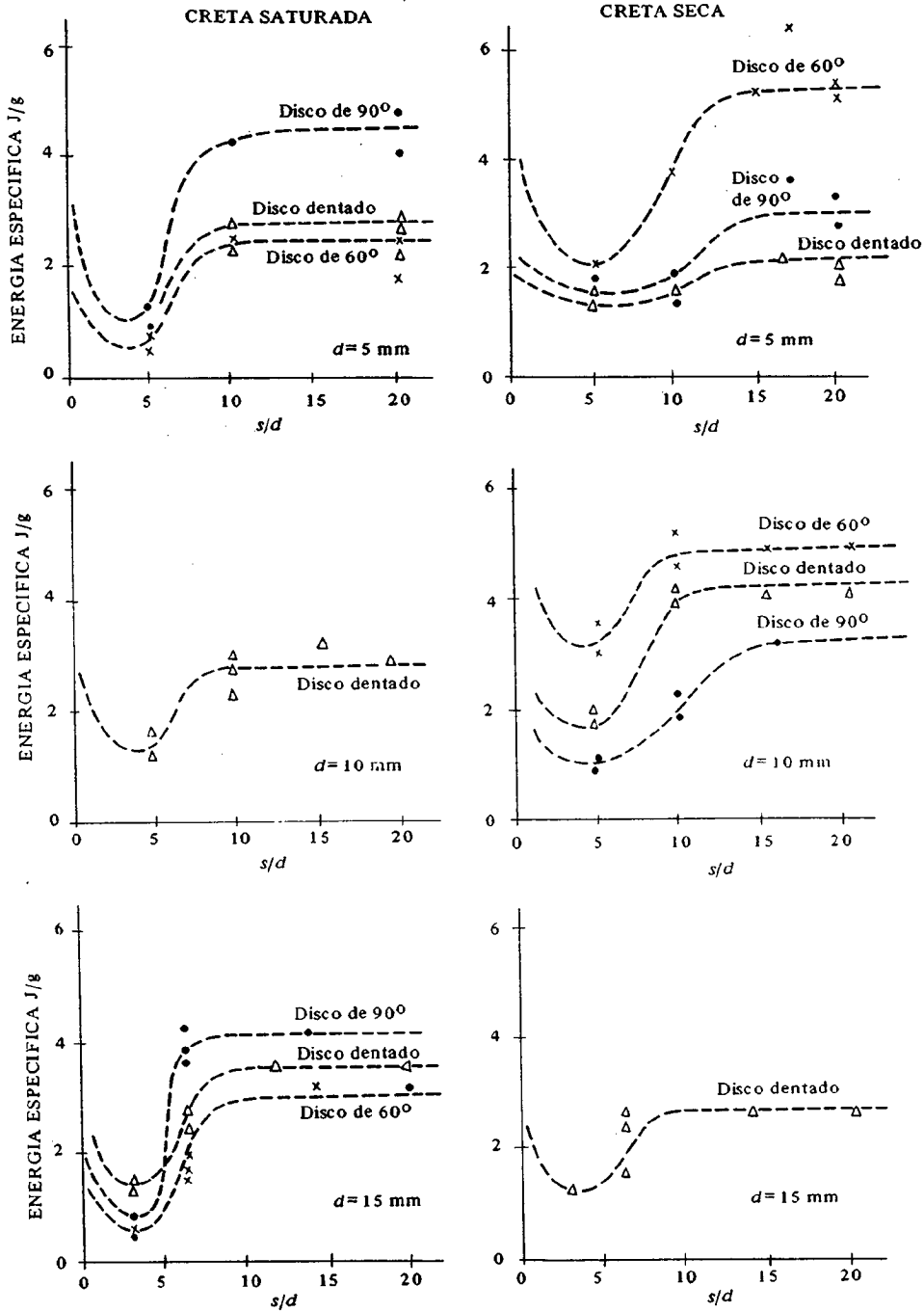
FIG. 11

PIN (1973). Las conclusiones que se obtienen son las siguientes:

- Al aumentar la penetración se reduce rápidamente la energía específica.
- En el caso de creta saturada, la energía específica resultó mayor con un ángulo del filo del disco de 60° que con 90°, para la penetración más baja; en el caso de creta seca se observó el fenómeno contrario.

Considerando la energía específica en función de la relación s/d (Figura 12), las conclusiones de los ensayos de ROXBOROUGH y RISPIN (1973), fueron las siguientes:

- CRETA SECA
 - La interacción entre discos se produce a partir de una relación s/d entre 8 y 12.
 - No se ha podido determinar la energía específica mínima para ninguno de los discos.
 - La energía específica más baja se corresponde con el menor valor de la relación s/d del ensayo.
 - Extrapolando fuera de la zona ensayada, parece que el mínimo de la energía específica tiene lugar con relaciones s/d entre 3 y 5.



VARIACION DE LA ENERGIA ESPECIFICA EN FUNCION DE LA RELACION ESPACIADO/PENETRACION, s/d (ROXBOROUGH y RISPIN, 1973)

FIG. 12

- CRETA SATURADA
- La interacción entre discos se produce a partir de una relación s/d entre 6 y 8.
- Como en el caso de roca seca, la energía específica mínima no se pudo establecer con precisión.
- Los valores más bajos registrados de la energía específica se produjeron con el menor valor de s/d .

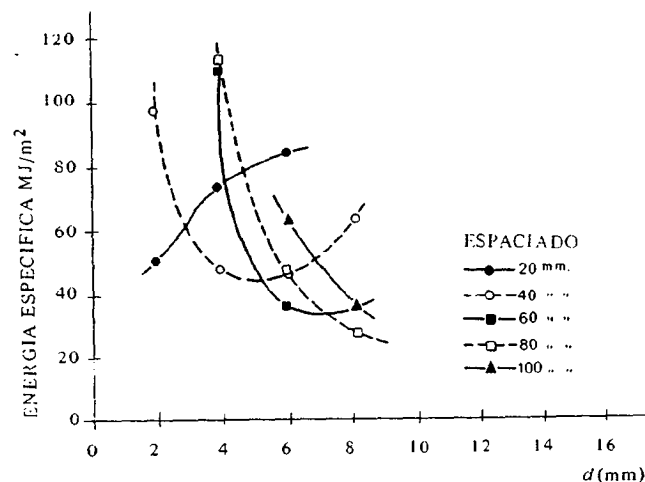
— Parece probable que en la mayoría de los casos la energía específica mínima se produzca con una relación s/d entre 2 y 4.

— La energía específica mínima con el espaciado óptimo disminuye al aumentar la penetración.

La penetración produce un rápido incremento de F_c y F_N (ROXBOROUGH y PHILLIPS, 1975). Los datos experimentales se corresponden bastante bien con la teoría, aunque el incremento de F_c obtenido en los ensayos es algo menor que el esperado.

La penetración influye de manera importante en la energía específica SE. En términos relativos, esta influencia va siendo cada vez menor al aumentar la penetración. Con una penetración entre 15 y 20 mm se observa un valor mínimo de la energía específica SE, es decir, una eficacia óptima en el corte.

En la Figura 13 se ha representado gráficamente la relación obtenida por SNOWDON et al., (1982) entre la energía específica SE y la penetración d para el granito. La energía específica mínima se produce con una relación $s/d = 10$.



RELACION ENTRE LA ENERGIA ESPECIFICA Y LA PENETRACION
EN ENSAYOS REALIZADOS SOBRE GRANITO (SNOWDON et al., 1982)

FIG. 13

Con la dolerita se han obtenido resultados análogos, aunque los datos son más dispersos.

Los ensayos sobre caliza se han limitado a penetraciones de 4 y 6 mm, debido a que al no ser masiva la caliza, el bloque ensayado se parte por las diaclasas. La energía específica mínima se alcanza con una relación $s/d = 15$. Las fuerzas generadas en el disco son algo más altas en los ensayos con las mayores penetraciones que las fuerzas máximas recomendadas por el fabricante. Las fuerzas normales y de corte elevadas producen un desgaste prematuro del disco, así como la rotura de la roca hasta el surco adyacente, lo cual origina fuerzas laterales demasiado elevadas.

En la arenisca, el valor límite de la penetración d a partir de la cual no hay una disminución apreciable de la energía específica, es del orden de 10 mm.

En los cuatro tipos de roca ensayados, se ha encontrado una relación constante entre el espaciado y la penetración, que hace mínima la energía específica, independientemente de la penetración. Al aumentar la penetración, disminuye asintóticamente la energía específica. Hay una penetración crítica a partir de la cual la disminución de la SE es inapreciable. Esta penetración crítica se

produce con empujes superiores a los que normalmente se pueden conseguir con las máquinas actuales. Sólo se podrá alcanzar esta penetración cuando los mecanismos de ensamblaje de discos sean más resistentes y se utilicen mayores empujes; es en este campo donde hay que centrar más las investigaciones.

Los cambios en el ángulo 2θ del filo del disco tienen mucha influencia en F_N y F_c y por consiguiente, en la energía específica. Los ángulos 2θ de los discos disponibles en el mercado varían entre 60° y 100° . En los ensayos realizados en la mencionada investigación, se ha utilizado un disco con un ángulo de filo $2\theta = 80^\circ$, que es un término medio, por lo cual, se puede afirmar que los resultados obtenidos son suficientemente representativos.

Las relaciones entre la energía específica, las fuerzas sobre el disco y la resistencia de la roca, indican que no hay un parámetro de la roca que influya más que los otros sobre el rendimiento del corte del disco. Sin embargo, debido a que la resistencia a compresión simple de la roca, σ_c , es un dato normalmente disponible, se prefiere utilizar este parámetro.

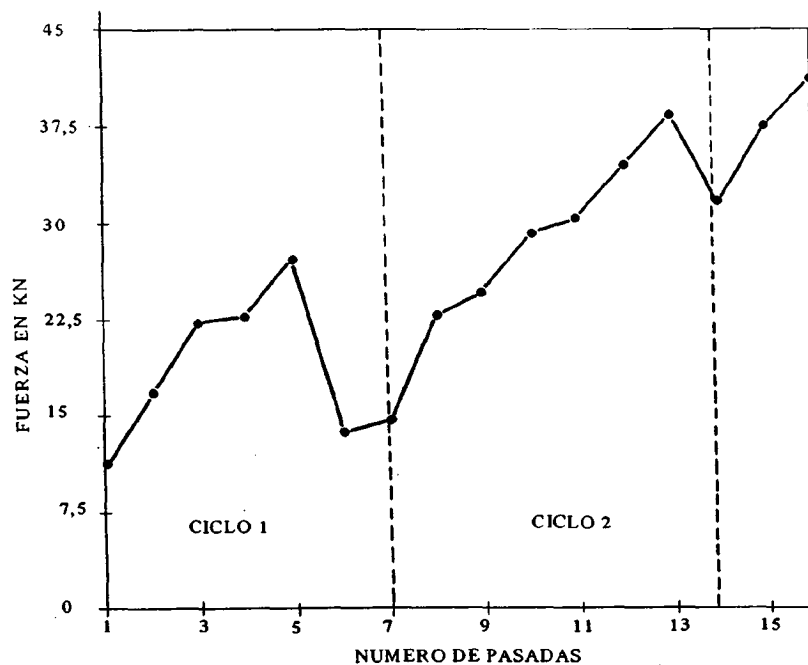
C. Volumen de roca arrancada

Según ROXBOROUGH y PHILLIPS (1975), mediante resultados experimentales se ha llegado a la conclusión de que el volumen de roca arrancada por unidad de longitud aumenta con el cuadrado de la penetración:

$$v = d^2 \operatorname{tg} \psi$$

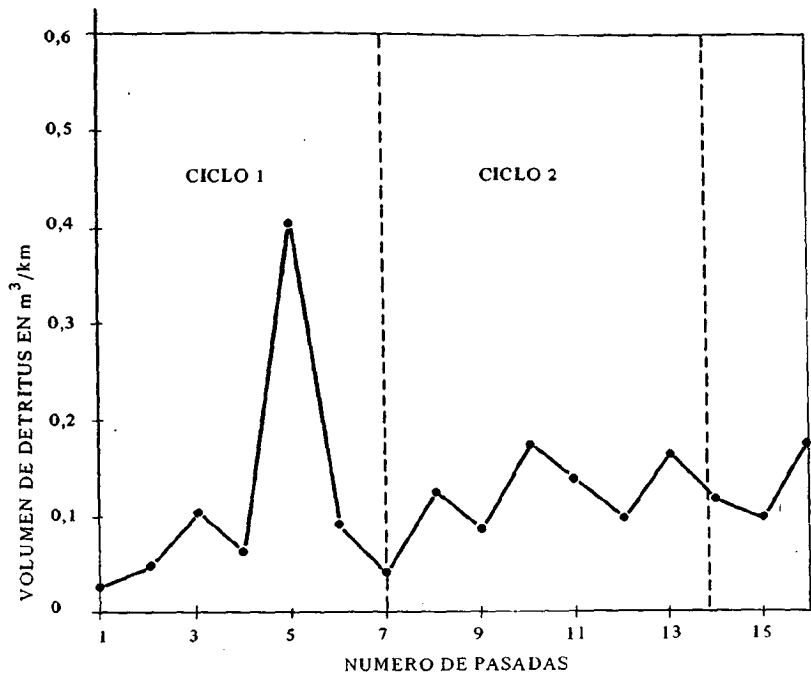
donde ψ es el ángulo de rotura de la roca.

En las Figuras 14 y 15 se presentan respectivamente los resultados de los ensayos de HOWARTH (1981) para determinar las relaciones entre las fuerzas en el disco en función del número de pasadas por surco y el volumen de roca arrancada en función de la penetración (o número de pasadas).



INFLUENCIA DE LA PENETRACION ACUMULADA SOBRE LAS FUERZAS EN EL DISCO (HOWARTH, 1981)

FIG. 14



INFLUENCIA DE LA PENETRACIÓN ACUMULADA EN EL VOLUMEN DE DETRITUS PRODUCIDO (16 PASADAS EN EL MISMO SURCO)
(HOWARTH, 1981)

Fig. 15

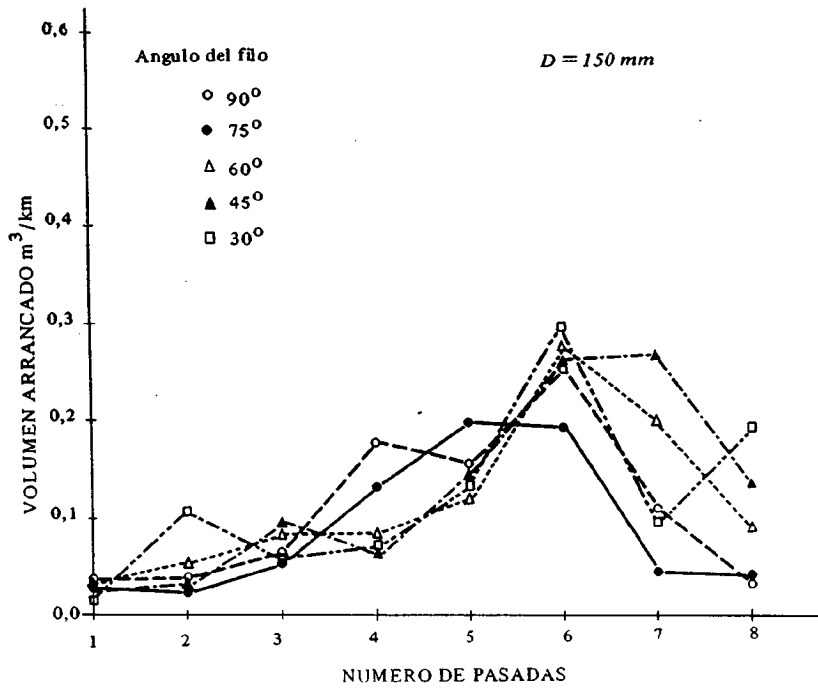
Durante esta investigación, se ha podido observar que después de la primera rotura de roca entre surcos adyacentes, se producen cantidades de detritus de roca relativamente grandes después de sucesivos cortes. Por consiguiente, se puede afirmar que la rotura de la roca en superficies rugosas es bastante diferente a la que tiene lugar en superficies planas.

También ha observado HOWARTH que el volumen de roca cortada aumenta con la penetración, alcanzándose un máximo en la sexta pasada del disco, o con una relación s/d de 5; con esta relación, las fuerzas laterales son suficientes para hacer saltar esquirlas de roca entre surcos adyacentes (Figura 16).

En la Figura 17, a partir de los datos de los ensayos de SNOWDON et al., (1982), se ha representado la relación entre el volumen de residuos de roca recogidos después del corte con el disco y el volumen de roca arrancada, en función de la relación s/d .

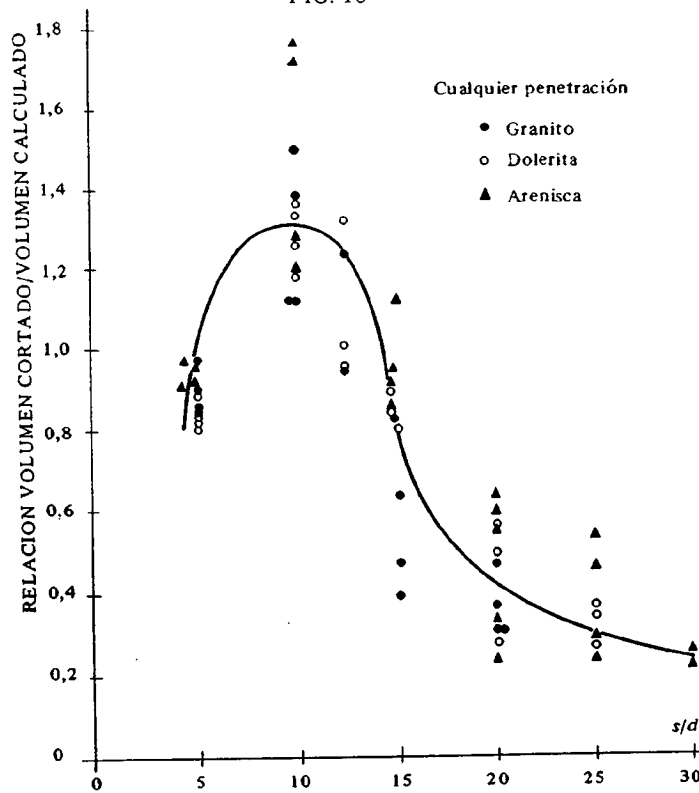
El volumen de roca arrancada se calcula como producto del espaciado entre surcos y la penetración. Todos los resultados se han realizado para la misma longitud de los surcos. En la Figura 17 se observa que con relaciones s/d menores que 5 y mayores que 15, el volumen de residuos de roca producidos es menor que el calculado. Esto indica que antes de producirse la rotura entre surcos adyacentes, han sido necesarias varias pasadas del disco por el surco.

Con relaciones s/d entre 5 y 15, el cociente entre el volumen de residuos de roca producido y el calculado es igual o mayor que la unidad. En este caso se puede suponer que se ha producido cierto arranque secundario, es decir, la profundidad de la parte de roca arrancada entre surcos es mayor que la penetración del disco en el surco; esto se observa sobre todo en rocas blandas cuando la penetración del disco es alta.



EFFECTO DE LA PENETRACION ACUMULADA SOBRE EL VOLUMEN DE ROCA ARRANCADO (HOWARTH, 1981)

FIG. 16



RELACION ENTRE EL VOLUMEN DE ROCA CORTADO Y CALCULADO EN FUNCION DEL COCIENTE ESPACIADO/PENETRACION

(SNOWDON et al., 1982)

FIG. 17

5.4.5. Influencia del ángulo del filo del disco en las fuerzas normal y de corte

En los ensayos de ROXBOROUGH y PHILLIPS (1975) se comprueba que los valores de F_N y F_c aumentan con el ángulo del filo del disco. También se observa alguna diferencia entre la F_c medida y la F_c calculada. El hecho de que la F_c teórica sea algo mayor que la obtenida en los ensayos, surge de haber supuesto que la resultante de F_c y F_N pasa por el centro del arco de contacto, según se indica en la Figura 7 del Capítulo 2, aunque en realidad la resultante está en un punto intermedio entre b y c .

El volumen de roca cortada es independiente del ángulo de filo, es decir, el ángulo de rotura de la roca es constante y por consiguiente la energía específica aumenta de forma análoga a la F_c .

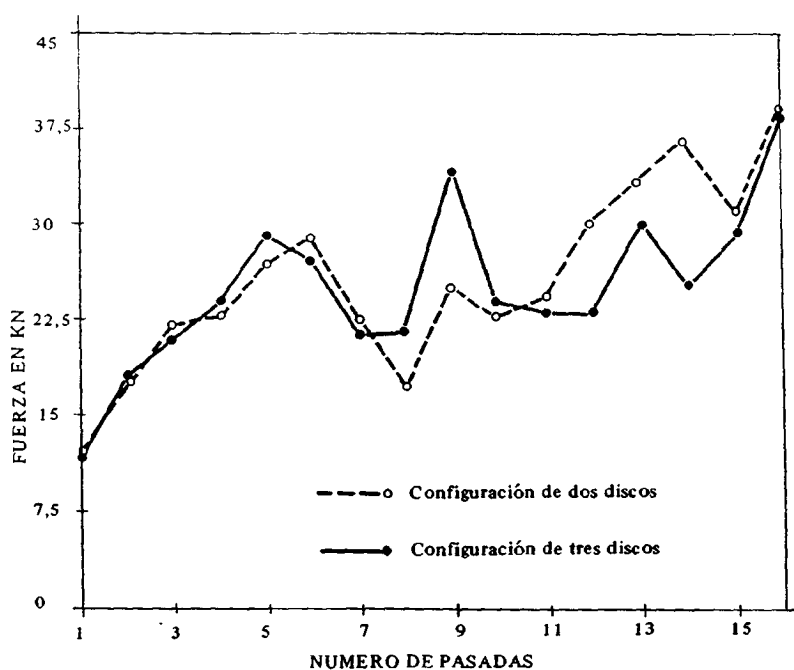
5.4.6. Influencia del diámetro del disco en las fuerzas normal y de corte

Según los ensayos de ROXBOROUGH y PHILLIPS, (1975), al aumentar el diámetro del disco, aumenta la fuerza F_N , mientras que la fuerza F_c permanece constante. La fuerza F_c teórica es algo mayor que la F_c experimental. El volumen de roca cortada es independiente del diámetro del disco, y como también F_c permanece constante, la energía específica también se mantiene constante.

Las conclusiones obtenidas por otros investigadores son análogas a las de ROXBOROUGH y PHILLIPS.

5.5. Ensayos con varios discos. Comparación entre configuraciones de dos y tres discos

En la Fig. 18, se muestra una comparación entre los resultados obtenidos con una configuración de dos y tres discos.



COMPARACION DE CONFIGURACIONES DE DOS Y TRES DISCOS (HOWARTH, 1981)

FIG. 18

Estas curvas se han obtenido a partir de los datos de los ensayos de HOWARTH (1981), y representan los valores medios de los parámetros por disco, es decir, refiriéndose a la Figura 1, ($F_{Nx} +$

$+ F_{Ny})/2$ es el valor medio de F_N por disco en una configuración de dos discos y $(F_{NP} + F_{NQ} + F_{NR})/3$ es el valor medio de F_N en una configuración de tres discos. En la Figura 18 puede observarse que las diferencias entre ambas configuraciones son pequeñas en lo referente a fuerzas sobre el disco. Por consiguiente, la eficacia de corte por disco es la misma para las dos configuraciones.

5.6. Comparación entre picas y discos

De los ensayos de ROXBOROUGH y RISPIN (1973) se deduce que las picas son mucho más eficaces que los discos tanto en roca seca como en roca saturada.

En la Figura 19 se establece una comparación directa entre los dos tipos de útil. Las correlaciones obtenidas para los discos indican que éstos serían más adecuados que las picas si se conseguirían mayores penetraciones. Sin embargo, esto no ocurre en la realidad, ya que a los 15 mm de profundidad de corte, los discos se aproximan al máximo de penetración; si se supera esta penetración, aumenta progresivamente la energía específica.

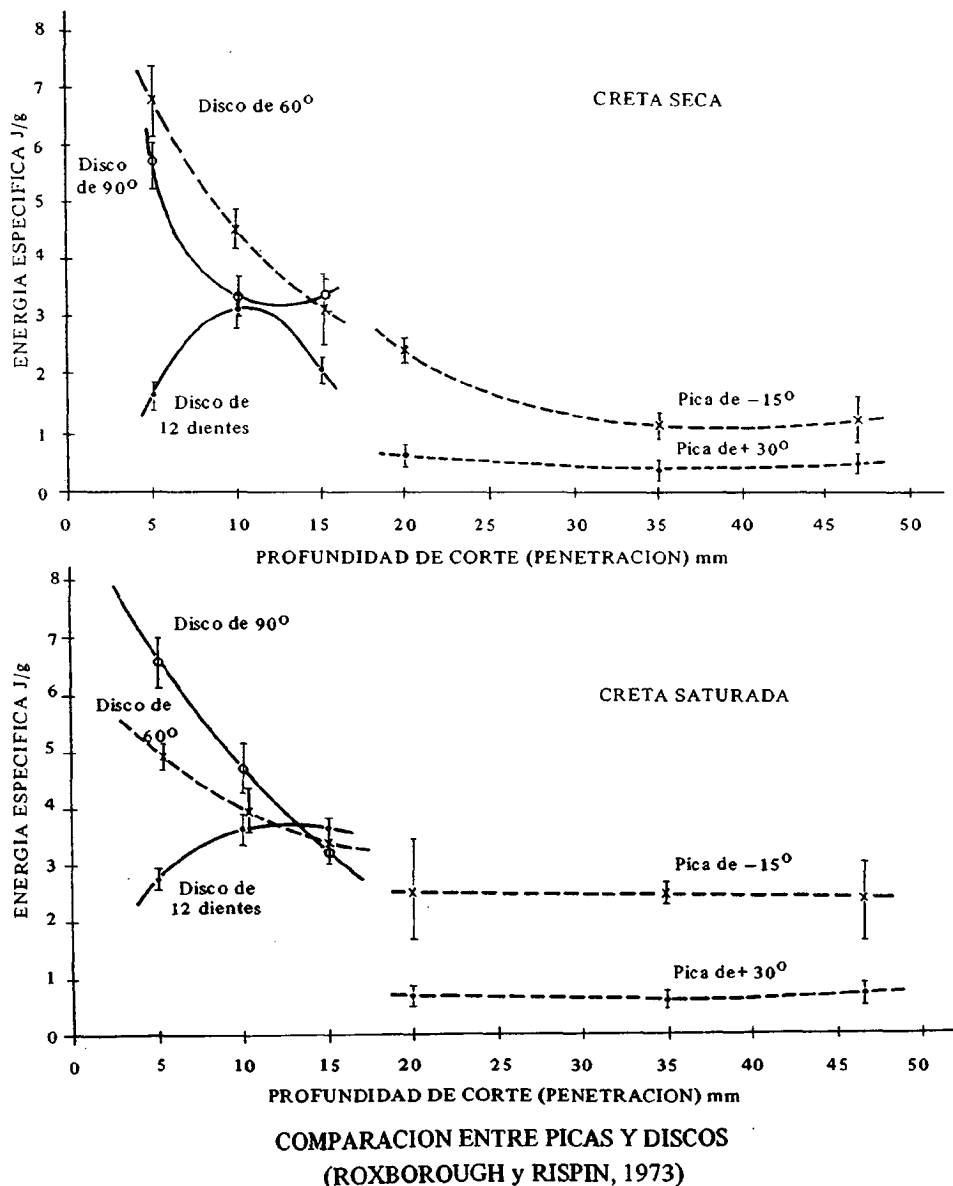


FIG. 19

Un factor importante a favor de las picas es la evacuación del detritus de corte. En cuanto a distribuciones de tamaños en los ensayos sobre creta, algo más del 50 % del detritus creado por las picas es de tamaño mayor de 25,4 mm en roca saturada, y en roca seca más del 70 %. Con los discos, la cantidad de detritus superior a 25,4 mm sólo es del 5 % en roca saturada y del 20 % en roca seca.

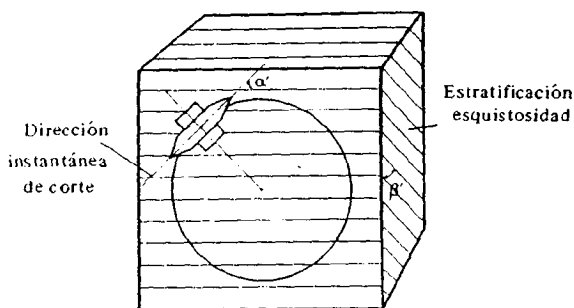
5.7. Características de los ensayos sobre rocas anisótropas

5.7.1. Tipos de ensayos

A. Ensayos de penetración de cuña (SANIO, 1985)

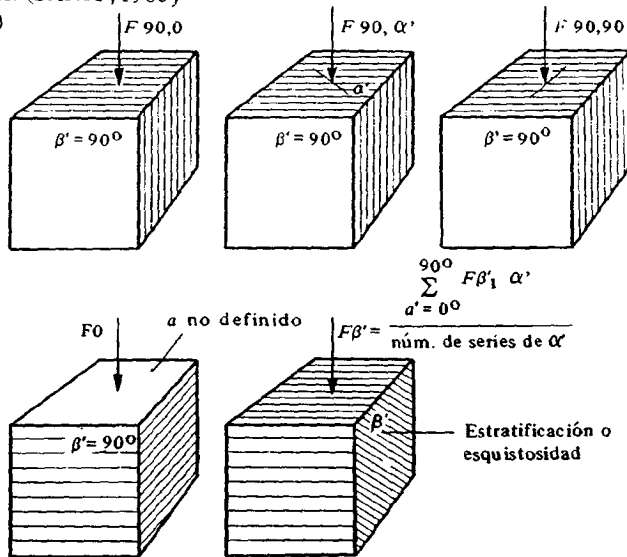
En estos ensayos se ha estudiado la penetración de una cuña rectangular de 30 mm de anchura, con punta afilada.

En la Figura 20 se indica la disposición del disco así como el ángulo de la estratificación o esquistosidad, β' , y el ángulo α' que forma la dirección instantánea de corte con el rumbo aparente de los planos de debilidad en el frente del túnel. En la Figura 21 se resume la nomenclatura utilizada en este ensayo.



TRAYECTORIA DE UN DISCO EN EL FRENTE DE UN TUNEL (SANIO, 1985)

FIG. 20



DISPOSICION DEL DISCO EN LOS ENSAYOS DE CORTE LINEALES (SANIO, 1985)

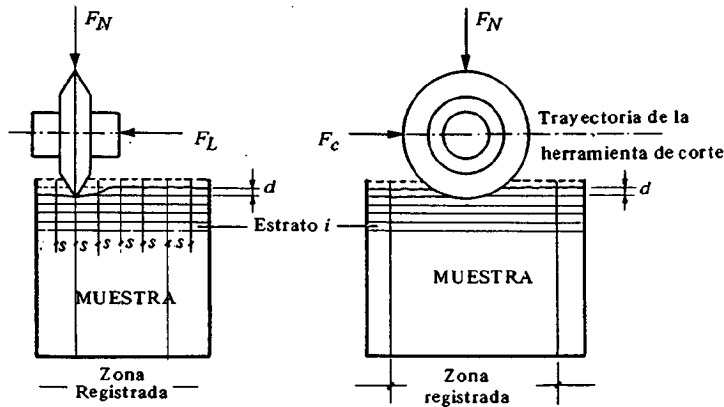
FIG. 21

B. Ensayos de corte lineales. (SANIO, 1985).

En la Figura 22, se puede observar la forma en que se han realizado los cortes sobre el bloque de roca.

El tipo de disco utilizado tiene las siguientes características:

- diámetro 350 mm
- ángulo del filo 70°
- radio del filo 2 mm



DISPOSICION DEL DISCO EN LOS ENSAYOS DE CORTE LINEALES (SANIO, 1985)

FIG. 22

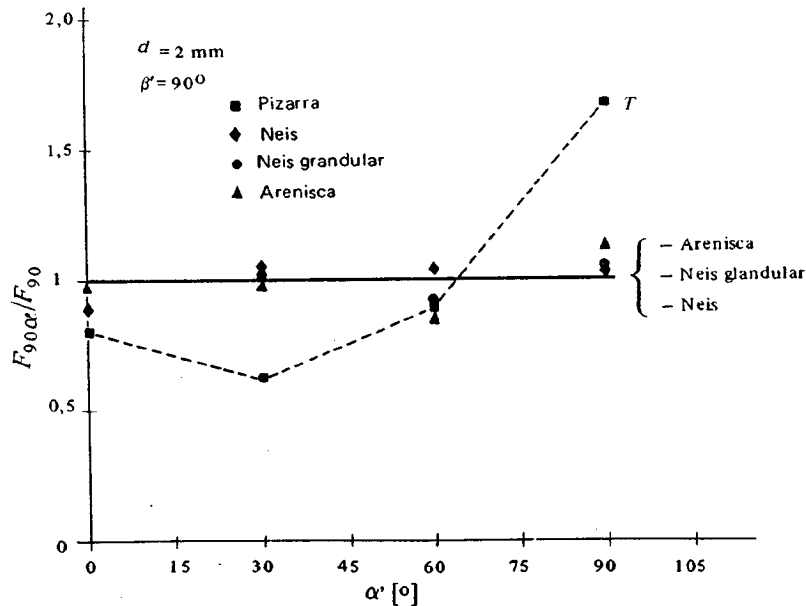
Velocidad del corte	150 – 300 mm/s
espaciado	30 – 50 – 75 mm
penetración	1,75 ; 3,50 ; 6,00 mm
α'	0°, 90°
β'	0°, 90°

Los resultados de los ensayos entran dentro de lo que cabía esperar, según las ecuaciones desarrolladas en el Capítulo 2.

5.7.2. Influencia del ángulo α' sobre la fuerza normal del disco

De los resultados de los ensayos de SANIO (1985), en la Figura 23 se observa que la influencia de α' en la fuerza normal es muy pequeña, excepto en las pizarras. F_{90° se refiere a la fuerza de penetración media para $\beta' = 90^\circ$ y todos los α' . Como tendencia general, se observa que $F_{90^\circ \alpha'}$ es siempre menor con $\alpha' = 0$ que con $\alpha' = 90^\circ$. Con $\alpha' = 0$, el filo del disco penetra más fácilmente entre los planos de esquistosidad o estratificación, según puede verse en la figura 21.

También se ha observado que con $\beta' < 90^\circ$ la influencia de α' va siendo cada vez menor, hasta desaparecer por completo cuando $\beta' = 0$.



RELACION ENTRE α' Y LA FUERZA NORMAL DEL DISCO (SANIO, 1985)

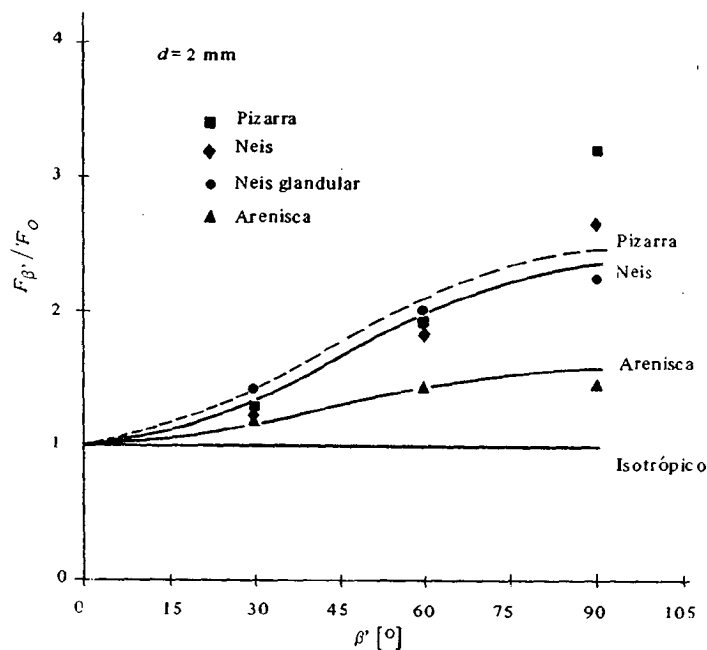
FIG. 23

5.7.3. Influencia del ángulo β' sobre la fuerza normal del disco

En la Figura 24 se puede observar la relación entre la fuerza de penetración del disco y el ángulo que los planos de estratificación o esquistosidad forman con la superficie de la roca. F_0 indica la fuerza de penetración de la cuña con $\beta' = 0$. También se puede ver la gran influencia de la orientación de los planos de discontinuidad en la fuerza de penetración, obteniéndose valores de F_{90} entre 1,4 y 3,2 veces mayores que los de F_0 .

Los resultados de los ensayos de la Figura 24 responden a la siguiente función:

$$\frac{F_{\beta'}}{F_0} = \cos^2 \beta' + \frac{F_{90}}{F_0} \sin^2 \beta'$$



RELACION ENTRE β' Y LA FUERZA NORMAL DEL DISCO
(SANIO, 1985)

FIG. 24

5.7.4. Constante de corte. Influencia de la anisotropía de la roca en las fuerzas del disco

La constante de corte se puede definir a partir de la ecuación:

$$F_N = S_k \cdot (D \cdot s \cdot d)^{1/2} \cdot \operatorname{tg} \theta \quad (\text{Ver capítulo 2})$$

$$S_k = \frac{F_{Nm}}{\sqrt{D \cdot s \cdot d} \operatorname{tg} \theta}$$

donde:

D = Diámetro del disco

S_k = Constante de corte media

F_{Nm} = Fuerza normal media

2θ = Angulo del filo del disco.

Su valor se determina mediante ensayos.

En la Tabla 10 se indican los valores obtenidos de la constante S_k en diversos ensayos. Analizando los valores de S_k , se observa la influencia de la anisotropía de la roca.

TABLA 10 SANIO (1985)

TIPO DE ROCA	(kN/mm ^{1,5})			
	$S_k (\alpha' = 0)$	$S_k (\alpha' = 90^\circ)$	$S_k 90$	$S_k 0$
Arenisca 2	0,351 ± 0,036	0,401 ± 0,041	0,376	0,321 ± 0,049
Arenisca 3	—	—	—	0,363 ± 0,038
Gneis	—	—	—	0,374 ± 0,014
Pizarra	0,171 ± 0,039	0,472 ± 0,058	0,322	0,167 ± 0,015
Caliza		0,283 ± 0,020		

De la ecuación anterior, resulta la siguiente relación:

$$\frac{S_{k90}}{S_{k0}} = \frac{F_{Nm\ 90}}{F_{Nm\ 0}}$$

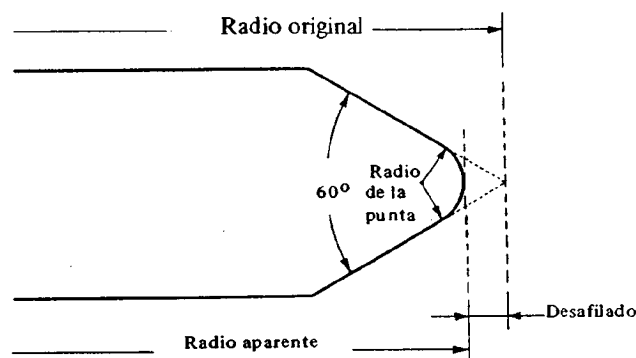
lo cual indica que teóricamente la fuerza normal media está condicionada por la anisotropía de la misma forma para todas las penetraciones y espaciados.

5.8. Características de los ensayos de desgaste de discos

El objeto de esta investigación llevada a cabo por RAD (1975) ha consistido en identificar parámetros que pueden utilizarse como indicadores del desgaste de disco.

El desafilado del disco se define como la disminución de radio medida en mm. El desgaste se define como el desafilado producido en el disco debido al desgaste por abrasión.

Utilizando seis discos con diferentes desgastes, se han realizado diversos ensayos de corte para analizar la influencia que el desgaste del disco tiene sobre el rendimiento de corte y para investigar el proceso de desgaste en los discos. En la Figura 25 se muestra esquemáticamente una sección diametral del disco.



SECCION DE UN DISCO DESGASTADO

FIG. 25

Las variables consideradas en los ensayos son el desgaste del filo del disco y la fuerza normal. En cada surco se obtiene el valor del coeficiente de corte, que es el cociente entre la fuerza de corte

F_c y la fuerza normal F_N . Para obtener el valor de la energía específica en cada surco, se divide la fuerza de corte por el peso del residuo total de roca producido en el corte. Además, para cada surco se obtiene su geometría, la distribución de tamaños de los detritus de perforación y el tamaño de la mayor laja producida. Por último, se realiza una clasificación de los residuos de perforación por tamizado.

Antes de iniciar los ensayos, se mide el diámetro de los discos en 12 puntos distintos con una precisión de $25 \mu_m$. Estas medidas se repiten una vez finalizados los mismos.

A continuación se va a analizar la influencia del desgaste del disco sobre diversos parámetros.

La penetración del filo del disco en la roca depende en primer lugar del desgaste del disco y éste tiene también bastante influencia en la interacción que se produce entre surcos adyacentes; de aquí surge la necesidad de clasificar los discos según su desgaste.

Los programas de sustitución de discos de las cabezas de corte deben prepararse en función de la clasificación de desgaste de los discos y de la influencia que dicho desgaste tiene sobre el rendimiento de corte. Por otra parte, para analizar la influencia de la abrasividad de la roca sobre el rendimiento de avance de los discos, habrá que tener presente la clasificación de desgaste que se va a desarrollar a continuación.

La forma más sencilla de determinar el desgaste de los discos consiste en medir su diámetro original. El desgaste del disco tiene influencia en el peso de los residuos de roca, profundidad del surco, tamaño de las lajas, coeficiente de corte y energía específica.

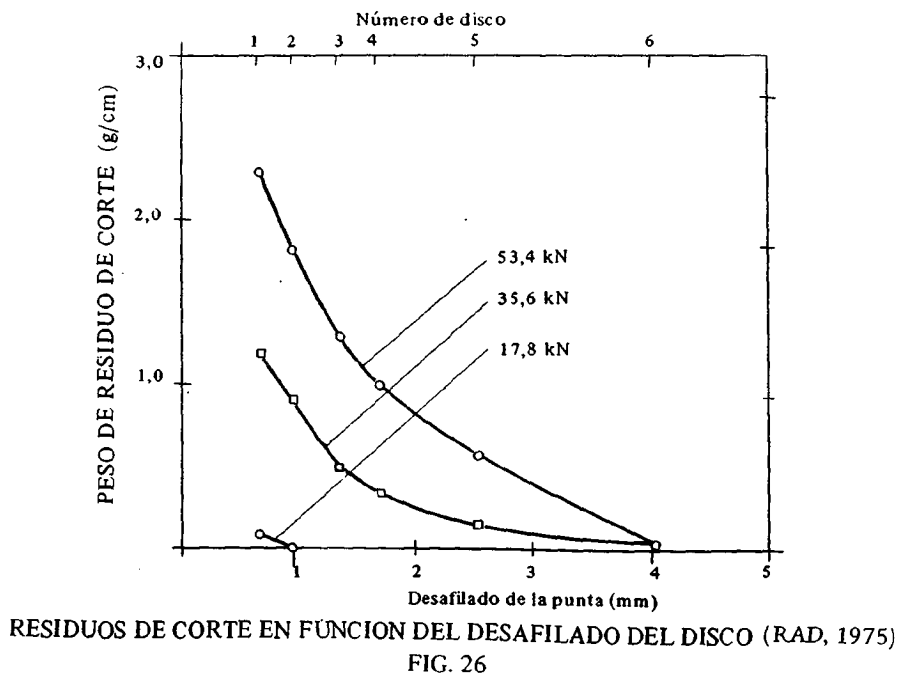
Para analizar el desgaste de los discos, RAD (1975) ha realizado un conjunto de ensayos sobre bloques de mármol, caliza, granito y cuarcita.

Se ha observado que los discos más afilados son los que han sufrido mayor desgaste, quedando su borde más irregular que los menos afilados.

Analizando la relación existente entre el desgaste y el desafilado de los discos, se observa que la velocidad de desgaste es mucho mayor en los discos más afilados.

El tipo de deterioro que se observa con más frecuencia consiste en pequeños cráteres producidos en la parte roma del borde del disco; el número de cráteres decrece rápidamente al disminuir el afilado.

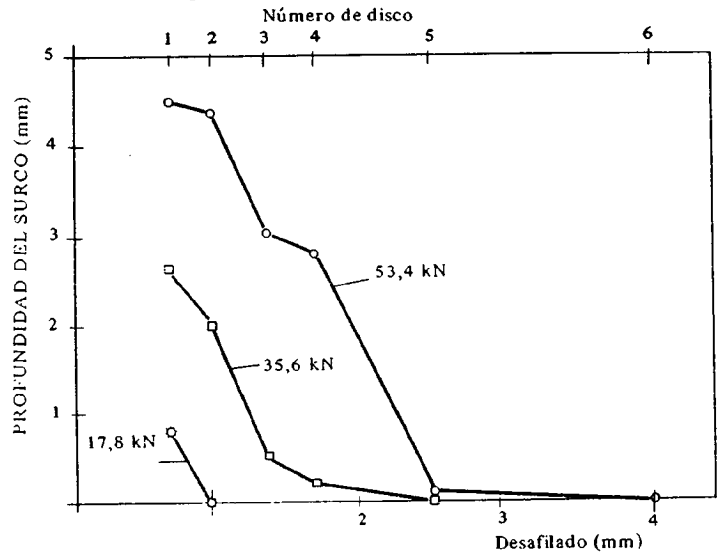
En la Figura 26 se indica la variación del peso de residuos de perforación por unidad de longi-



tud en función del afilado del disco para tres niveles de fuerza normal: 53,4; 35,6 y 17,8 kN. Se observa que para cada nivel de fuerza, los residuos de perforación van disminuyendo al ir perdiendo su afilado el disco.

De las curvas de la Figura 26 se puede sacar una conclusión muy interesante: como la distancia entre los puntos de las dos curvas es de aproximadamente 1 mm de desgaste del filo, si un disco está operando correctamente con una fuerza de 35 kN y gradualmente se desgasta 1 mm de su filo, será necesario aplicar una fuerza de 53 kN para que el disco siga cortando como al principio. El siguiente mm de desgaste puede compensarse por otro incremento de fuerza del 50 %.

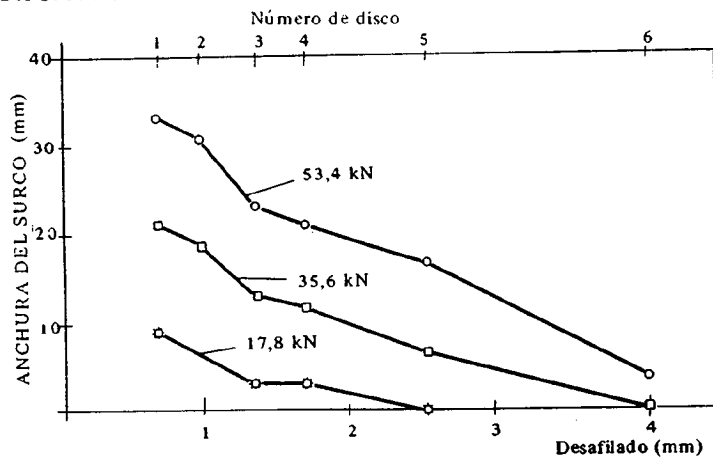
La Figura 27 muestra la variación de la profundidad del surco en función del afilado del disco, para los mismos tres niveles de fuerza anteriores. Se observa una relación lineal entre la disminución de la profundidad del surco con la pérdida de afilado del disco.



RELACION ENTRE LA PROFUNDIDAD DEL SURCO Y EL DESAFILADO PARA TRES NIVELES DE FUERZA (RAD 1979)

FIG. 27

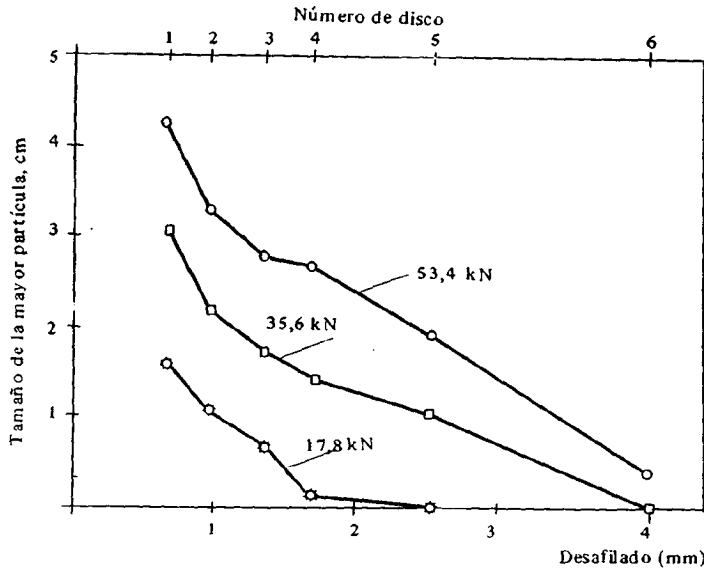
En la Figura 28, se indica la variación de la anchura del surco en función del afilado del disco para los tres niveles de fuerza de 53,4; 35.6 y 17,8 kN. A partir de esta figura se puede afirmar que la relación anchura del surco-afilado es lineal.



RELACION ENTRE LA ANCHURA DEL SURCO Y EL DESAFILADO, PARA TRES NIVELES DE FUERZA (RAD, 1975)

FIG. 28

En la Figura 29 se muestra la relación existente entre el tamaño de la laja de roca más grande recogida entre los residuos de perforación y el afilado del disco, para los tres niveles de fuerza indicados con anterioridad. Esta relación es bastante interesante, y aunque presenta algo de dispersión, se puede utilizar para predecir el desgaste de los discos analizando periódicamente los residuos de roca producidos en el corte, registrando el tamaño de la mayor partícula.



RELACION ENTRE EL TAMAÑO DEL MAYOR RESIDUO DE CORTE Y EL DESAFILADO, PARA TRES NIVELES DE FUERZA (RAD, (1975)

FIG. 29

Como conclusión, se puede afirmar que los indicadores de eficacia están claramente afectados por el afilado del disco. Por consiguiente, en los ensayos realizados en laboratorio es preciso incluir con las variables independientes fundamentales el afilado del disco.

Por último, es interesante señalar que se puede estimar el desgaste medio de los discos de una cabeza de corte utilizando los resultados obtenidos de velocidad de avance, tamaño de los residuos de roca y coeficiente de corte. De esta forma podrán fijarse programas de inspección e intercambio de los discos.

BIBLIOGRAFIA

- HOWARTH, D.F. (1981) *Groove Deepening with Disk Cutter*. Proceedings. Rapid Excavation and Tunneling Conference. AIME. New York.
- RAD, P.F. (1975). *Bluntness and Wear of Rolling Disc Cutters*. Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 12 pp. 93-99.
- ROXBOROUGH, F.F. y RISPIN, A. (1973) *The Mechanical Cutting Characteristics of the Lower Chalk*. Tunnels and Tunnelling. Enero-Febrero 1973.

SNOWDON, R.A. y col. (1982).

A Study of Disk Cutting in Selected British Rocks.
Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences.
Vol. 19. pp. 107-121.

ROXBOROUGH, F.F. y PHILLIPS,
H.R. (1975)

Rock Excavation by Disk Cutter. Int. Journal Rock
Mechanics and Mining Sciences. Vol. 12 pp.361-366.

SANIO, H.P. (1985)

Prediction of the Performance of Disc Cutters in Anisotropic Rock. Int. Journal Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 22 pp. 153-161.



Capítulo 6

**ESTUDIOS EXPERIMENTALES DEL CORTE DE
ROCAS CON CHORRO DE AGUA EN LABORATORIO**

INDICE DEL CAPITULO 6

	Pág.
6.1. Características de los ensayos de corte con chorro de agua	147
6.2. Comparación entre los resultados experimentales y las teorías de CROW y REHBINDER	148
6.3. Factores que intervienen en el corte	150
6.3.1. Parámetros relacionados con el chorro	151
6.3.2. Parámetros relacionados con las condiciones de utilización	152
6.3.3. Parámetros relacionados con las propiedades de las rocas	153
6.4. Estudios experimentales del chorro de agua como auxiliar al corte mecánico	154
6.4.1. Estudio experimental de la combinación de una pica y un chorro de agua	156
6.4.2. Estudio experimental de la combinación de un disco con chorros de agua	157

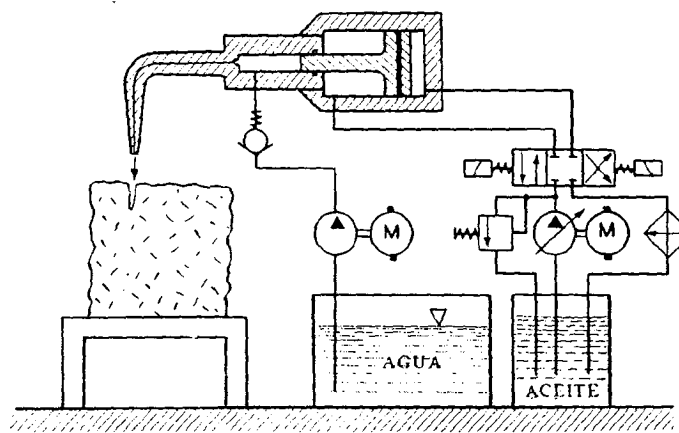
♦

**ESTUDIOS EXPERIMENTALES DE CORTE DE ROCAS
CON CHORRO DE AGUA EN LABORATORIO**

6.1. Características de los ensayos de corte con chorro de agua

En los ensayos de corte el chorro de agua a presión se produce mediante una bomba hidráulica accionada por un motor eléctrico, montada en serie con un multiplicador de presión alimentado con aceite.

En la Figura 1 puede verse el esquema de una disposición experimental para el corte de rocas.



EQUIPO EXPERIMENTAL DE CORTE DE ROCAS
REHBINDER, (1977)

FIG. 1

Generalmente estos equipos tienen como características principales las siguientes:

- Potencia eléctrica instalada: 150 – 500 kW
- Presión de agua máxima: 350 – 500 MPa
- Caudal de agua: 15 – 30 l/mín

Normalmente el diámetro de la boca es variable así como la distancia de la boca a la roca.

La roca se coloca sobre una superficie móvil horizontal y su desplazamiento es lineal; el chorro de agua es fijo y la velocidad de avance se controla hidráulicamente.

Después de que se ha abierto la ranura en la roca, su profundidad se mide introduciendo una sonda en varios puntos equidistantes a lo largo de la abertura.

A veces, en el caso de que las velocidades de avance sean elevadas y la roca a cortar sea dura, es necesario realizar varias pasadas con el chorro con objeto de conseguir una profundidad fácilmente medible; en este caso, como es lógico, para hallar la profundidad de la ranura, hay que dividir la profundidad final por el número de pasadas.

6.2. Comparación entre los resultados experimentales y las teorías de CROW y REHBINDER

a) Comparación con la teoría de Crow.

Con el propósito de comprobar la validez de los estudios teóricos de Crow, analizados en 3.3., se realizaron en la Universidad de California una serie de ensayos que ponen de relieve la influencia de la presión de salida del chorro, y del diámetro del chorro de agua, sobre la profundidad de la ranura producida en el corte, HURLBURT, CROW y LADE (1975).

De acuerdo con la teoría de CROW, estudiada en el capítulo 3, la profundidad de corte, h , viene dada por:

$$h = 2 \mu_w \frac{d_o P_o}{\tau_o} \int_0^{\theta_o} \frac{e^{\mu w(\theta - \theta_o)} \sin \theta}{1 + \left(\frac{v}{c}\right) \sin \theta} d\theta \quad (1)$$

donde: μ_w es el coeficiente de fricción de Coulomb entre el agua y la roca bajo condiciones de cavitación.

d_o es el diámetro de la boquilla.

P_o es la presión de salida del chorro de agua.

τ_o es la resistencia al corte de la roca.

θ es el ángulo local de la tangente al chorro, en un punto de la interfase agua-roca, con la horizontal.

θ_o es el ángulo de incidencia del chorro y, por tanto, el valor inicial de θ .

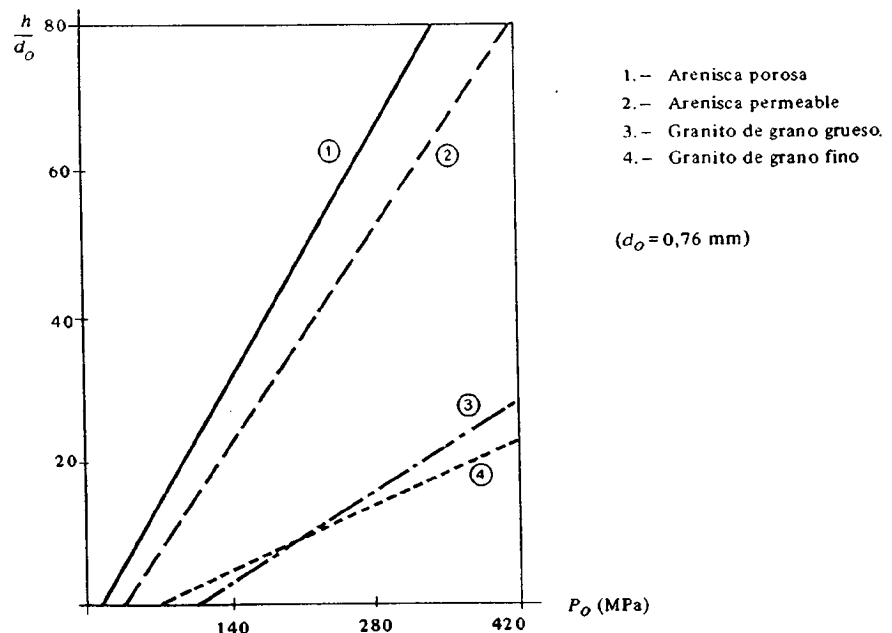
v es la velocidad de avance del chorro con respecto a la roca.

c es la velocidad intrínseca de la roca.

La integral de la expresión anterior toma un valor constante para una determinada roca y para un valor dado de la velocidad de avance, por lo que puede escribirse como:

$$h = \text{constante} \cdot d_o \cdot P_o \quad (2)$$

De forma que según la teoría, h es directamente proporcional a d_o y a P_o . En la figura 2 se



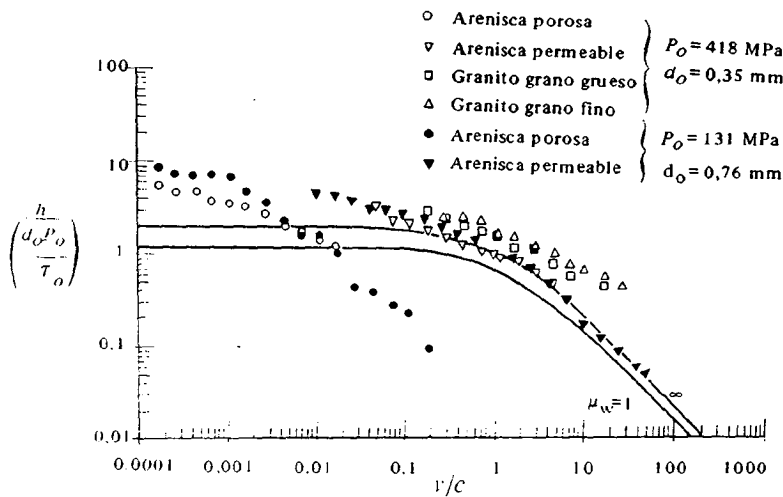
VARIACIONES APROXIMADAS DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE CON LA PRESION DE SALIDA DEL CHORRO, PARA CUATRO TIPOS DE ROCA, SEGUN HURLBURT, (1975).

FIG. 2

representan los resultados obtenidos para dos areniscas, una porosa y otra permeable, y dos granitos, uno de grano fino y otro grueso.

La Figura muestra claramente el comportamiento lineal y pone de manifiesto la existencia de una presión crítica, P_c , diferente para cada roca, por debajo de la cual el corte no progresa.

Los estudios experimentales permitieron también comprobar la profundidad del corte, h , medida en los ensayos, con las predicciones teóricas. En la Figura 3, de escala bilogarítmica, aparece en ordenadas una expresión proporcional a h y en abscisas viene representada la velocidad de avance, v , mediante el valor de su relación con la velocidad intrínseca de corte.



VARIACION DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE CON LA VELOCIDAD DE AVANCE. COMPARACION ENTRE LA TEORIA Y LAS EXPERIENCIAS DE LABORATORIO (SEGUN HURLBURT, 1975)

FIG.3

Las líneas continuas de la figura muestran los valores de la ecuación (1) para $\mu_w = 1$ y ∞ . Se desprende de la figura que las areniscas siguen las curvas teóricas bastante bien, aunque la más porosa se desplaza algo de las mismas. Los granitos difieren más de las predicciones teóricas, y en ellos la profundidad de la ranura es mayor que la prevista, especialmente para valores altos de v/c .

Los resultados de los experimentos pusieron de manifiesto que una amplia variación en la permeabilidad de la roca, no se corresponde con una considerable variación de la profundidad de la ranura, como predecía la teoría.

CROW, a la vista de estos resultados propuso otra fórmula para hallar la profundidad de corte:

$$h = \frac{d_o(P_o - P_c)}{\tau_o} F\left(\frac{v}{C_e}\right) \tag{3}$$

donde: C_e es la velocidad intrínseca efectiva, que no depende tan marcadamente de la permeabilidad, k , como su definición original $C = \frac{k \tau_o}{\eta \cdot f \cdot \mu_r \cdot g}$; su valor es necesario determinarlo experimentalmente.

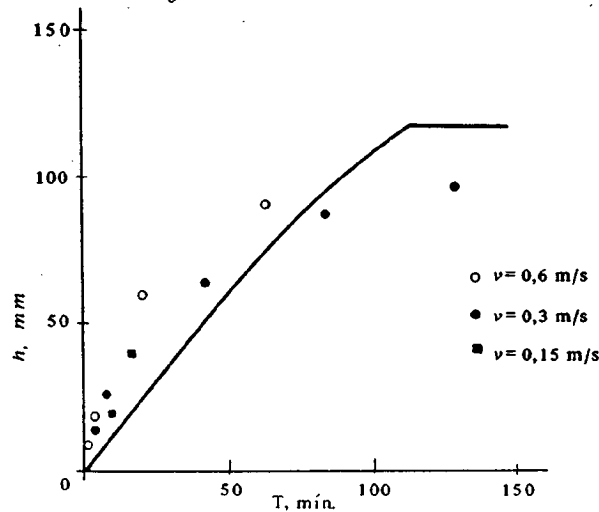
b) Comparación con la teoría de Rehbinder

Para comprobar su teoría sobre el corte de rocas con chorro de agua, Rehbinder realizó una serie de estudios experimentales en los laboratorios de Atlas Copco de Estocolmo, REHBINDER (1977).

El principal objetivo de estos experimentos era estudiar la variación de la profundidad de la ranura en función del tiempo de exposición. Durante los experimentos la distancia entre la boquilla y

la roca es fija e interesa que sea lo más pequeña posible.

En la Figura 4 se comparan, a modo de ejemplo, los resultados experimentales con la teoría, para un granito, con $d_o = 1,3 \text{ mm}$ y $P_o = 220 \text{ MPa}$.



PROFUNDIDAD DE CORTE EN FUNCION DEL TIEMPO DE EXPOSICION PARA UN GRANITO. COMPARACION ENTRE LA TEORIA Y LAS EXPERIENCIAS DE LABORATORIO, SEGUN REHBINDER (1977)

FIG. 4

El diagrama anterior muestra una concordancia cualitativa: entre la teoría y las experiencias del laboratorio, pero la concordancia cuantitativa no es demasiado buena. Es interesante resaltar que la profundidad máxima teórica coincide bastante bien.

Las principales conclusiones que pueden desprenderse de la comparación de la teoría de Rehbinder con las experiencias de laboratorio son las siguientes:

- Además de la conocida influencia de los parámetros: d (ancho del chorro), v (velocidad de avance), n (número de pasadas) y P_f (presión en el fondo de la ranura), en la profundidad de la ranura tienen influencia otros parámetros como la permeabilidad, k , la viscosidad del agua, η , el diámetro medio de los granos, g , y la presión crítica de la roca, P_c . Es decir:

$$h = f(d, v, n, P_f, k, \eta, g, P_c) \tag{4}$$

- La profundidad no es una función directa de los parámetros anteriores sino de combinaciones de los mismos, de la forma:

$$\frac{h}{d} = f' \left(\frac{P_f}{P_c}, \frac{k P_f n}{\eta \cdot g \cdot v} \right) \tag{5}$$

donde f' es una expresión sencilla que se puede obtener de la ley de DARCY aplicada a un fluido viscoso.

- La roca se caracteriza por dos parámetros principales que son la resistencia a la erosión, g/k , y la presión crítica, P_c ; otros parámetros como: la resistencia a compresión y a tracción, la fracturación, etc., no influyen explícitamente en la profundidad, sino que su efecto está incluido en P_c .

6.3. Factores que intervienen en el corte

Actualmente no existe una teoría completamente satisfactoria para explicar el mecanismo de trabajo del chorro de agua, ya que ninguno de los modelos estudiados hasta ahora concuerda perfec-

tamente con la experiencia.

Con el objetivo de predecir el efecto que produce un chorro de agua de unas características determinadas, al incidir sobre una roca dada, dos organismos franceses, Cerchar y CMI, elaboraron un modelo analizando experimentalmente cuales son los principales factores que intervienen en el corte y de qué modo influye cada uno de ellos, REYNARD (1985).

Los parámetros que entran en juego en el corte de rocas con chorro de agua, se pueden clasificar en tres grupos:

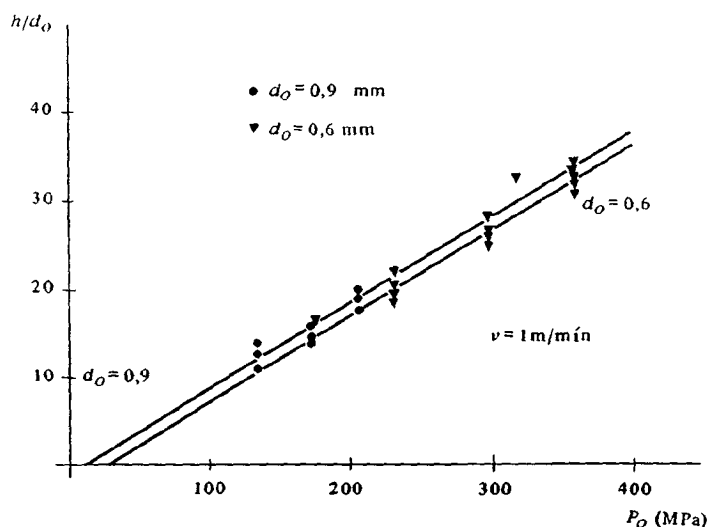
- Parámetros relacionados con el chorro: presión, diámetro de la boca y forma del chorro.
- Parámetros relacionados con las condiciones de utilización: velocidad de avance del chorro con respecto a la roca, aditivos químicos, distancia boca-roca, inclinación del chorro con respecto a la superficie de la roca y número de pasadas.
- Parámetros relacionados con la roca: porosidad, fisuración, resistencia a la compresión y estructura más o menos granular.

Seguidamente se analizan los principales parámetros que rigen el proceso de corte, intentando, en lo posible, cuantificar el fenómeno partiendo de los resultados obtenidos en los ensayos, DELIAC y otros (1985).

6.3.1. Parámetros relacionados con el chorro

a) Influencia de la presión

La Figura 5 ilustra la variación de h/d_o en función de la presión de salida, P_o , para dos diámetros de la boca diferentes (0.6 y 0.9 mm). La roca atacada es un granito y la velocidad de avance es $v = 1$ m/mín.



VARIACION DE h/d_o PARA UN GRANITO, DELIAC (1985)

FIG. 5

La recta correspondiente a $d_o = 0,6$ mm se determinó por regresión lineal, mientras que la recta correspondiente a $d_o = 0,9$ mm se trazó paralela a la anterior minimizando el error medio entre los valores experimentales y los deducidos de la recta.

Según lo anterior, la relación entre la profundidad, h , y la presión de salida, P_o , es del tipo:

$$h = H (P_o - P_c) \quad (6)$$

donde P_c es la presión crítica de la roca y H la pendiente de la recta ajustada. H y P_c dependen del diámetro de la boca utilizada y en la práctica P_c es difícil de medir exactamente debido a la incerti-

dumbre que existe en la determinación de la recta. H se mide mediante la relación H/d_o , llamada A .

b) Influencia del diámetro de la boca

La Figura anterior muestra que la pendiente de la recta $h/d_o = f(P_o)$ es independiente del diámetro de la boca, d_o , ya que las rectas obtenidas para distintos valores de dicho diámetro, son paralelas.

Por el contrario la presión crítica, P_c , varía con el diámetro de la boquilla y es menor cuanto mayor sea éste.

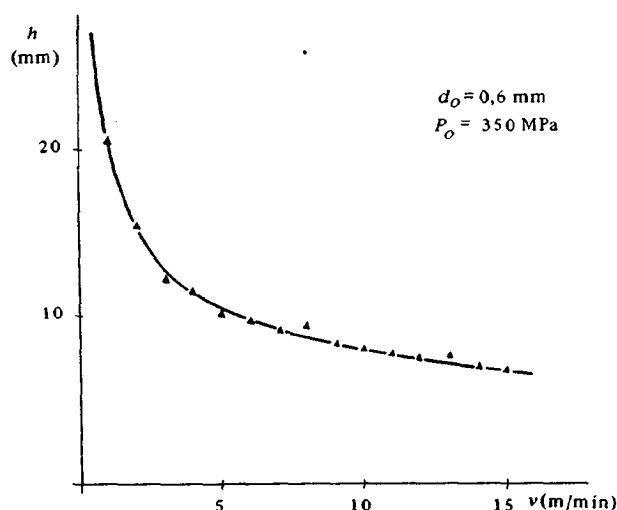
En definitiva, para las condiciones en las que se realizaron los ensayos, se deduce que A no varía de forma significativa cuando d_o pasa de 0,6 a 0,9 mm. Por tanto, la ecuación (6) se convierte en:

$$h = A d_o [P_o - P_c(d_o)] \quad (7)$$

6.3.2. Parámetros relacionados con las condiciones de utilización

a) Influencia de la velocidad de avance

La Figura 6 muestra la disminución que se produce en la profundidad de corte cuando aumenta la velocidad de avance, v , del chorro con respecto a la roca.



INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE AVANCE EN LA PROFUNDIDAD DE CORTE PARA UN GRANITO, SEGUN DELIAC (1985)

FIG. 6

Esta variación corresponde a una ley del tipo $v^{-\gamma}$. El coeficiente γ está comprendido entre 0,3 y 0,4 para las rocas cristalinas; en lo que respecta a las rocas sedimentarias, γ es aproximadamente 0,2 para las rocas blandas y porosas, y 0,4 para las rocas duras y metamorfizadas. Este coeficiente no depende de P_o , ni de d_o , sino solamente de la roca atacada.

Teniendo en cuenta lo anterior, la ecuación (7) de la profundidad de corte queda de la forma siguiente:

$$h = A d_o [P_o - P_c(d_o)] \frac{1}{v^\gamma} \quad (8)$$

donde A y γ sólo dependen de la roca atacada y P_c es función del diámetro de la boca utilizada.

b) Influencia del empleo de aditivos

Los resultados de los ensayos correspondientes al granito que estamos considerando, se observan en la Figura 7, donde se representa la profundidad de la ranura, h , en función de la presión de sa-

lida del chorro, P_o , para una velocidad de avance de 1 m/mín y concentraciones en aditivos químicos de 0 y 0,3 %.

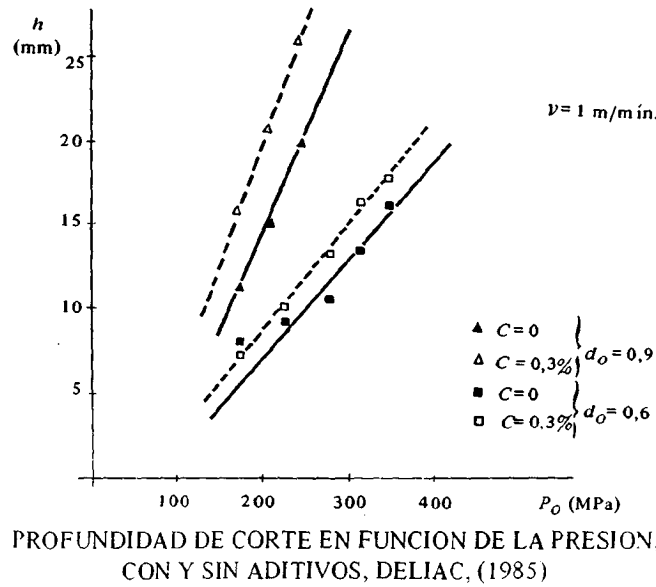


FIG. 7

De la Figura puede deducirse que el empleo de polímeros macromoleculares como aditivos al agua utilizados en el corte, mejora las características del chorro y aumenta notablemente la profundidad de corte; esto ocurre para velocidades de avance del orden de 1 m/mín; sin embargo, para velocidades grandes, esta evolución se reduce considerablemente.

La influencia de la velocidad de avance sobre la profundidad de corte se han estudiado empleando aditivos en el corte de una arenisca. En la Figura 8 se representan los resultados obtenidos para bocas de 0.9 y 0.6 mm. y presiones de salida de 210 y 350 MPa respectivamente.

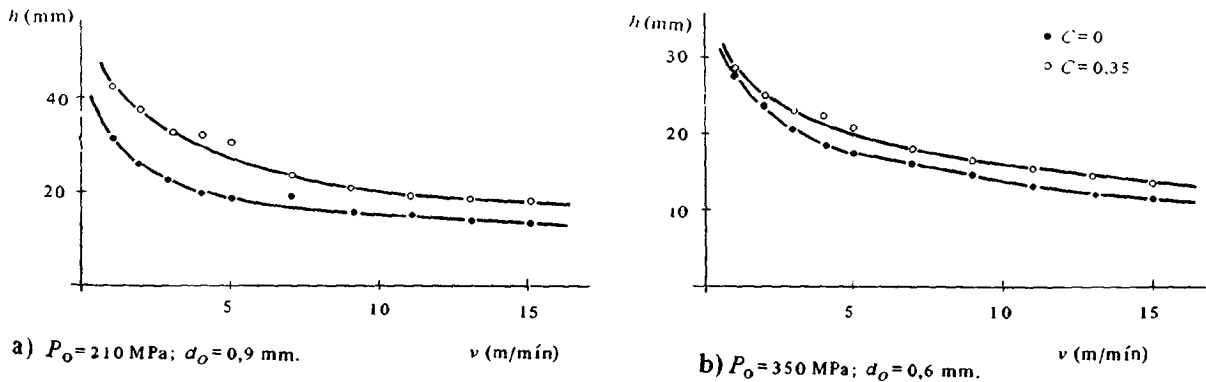


FIG. 8

Mediante la realización de ensayos se ha llegado a deducir también que el efecto de los aditivos influye principalmente sobre el término A de la expresión (8) y parece no jugar un papel significativo en la cinética del corte.

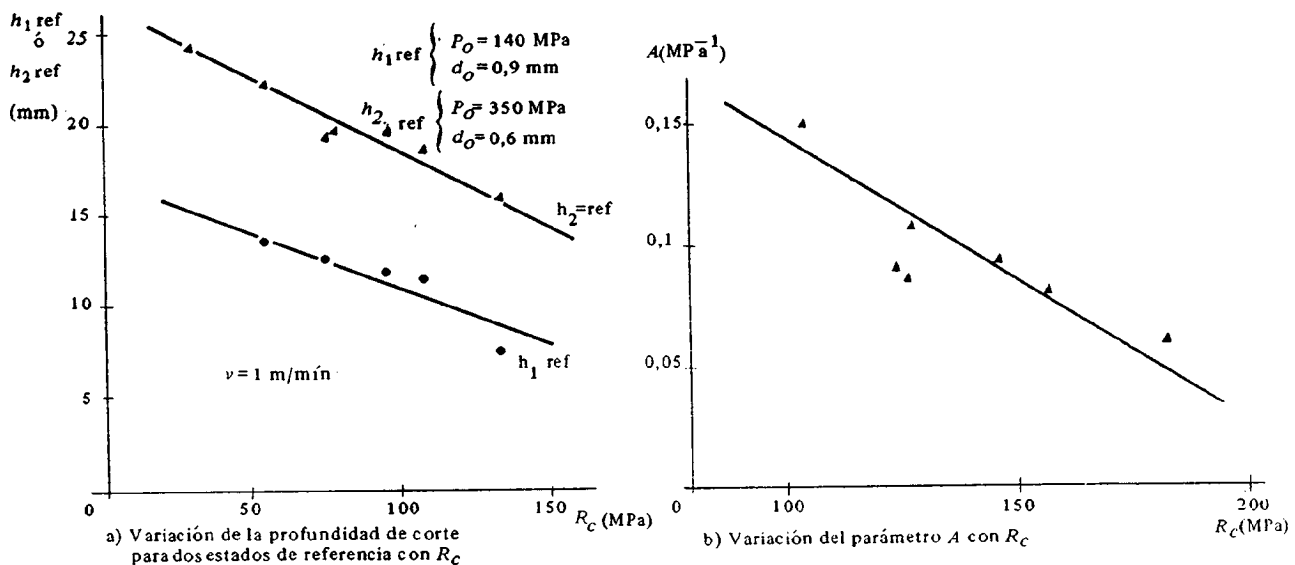
6.3.3. Parámetros relacionados con las propiedades de las rocas

Debido a la complejidad del fenómeno de destrucción de la roca, es imposible limitar la influencia del tipo de roca a una sola propiedad. Después de realizar numerosos ensayos para analizar

la influencia de diversas propiedades en el corte, los resultados más significativos están relacionados con la resistencia a compresión, R_c , y con la relación w/I_c , donde w es la porosidad e I_c es el índice de continuidad de la roca, que se obtiene mediante un ensayo de determinación de la velocidad del sonido de la roca.

Desde un punto de vista cualitativo, es preciso señalar una diferencia clara entre las rocas compactas (rocas cristalinas) y las rocas porosas (la mayor parte de las rocas sedimentarias). Los parámetros texturales no juegan un papel importante para las primeras, siendo preponderantes para las segundas.

La Figura 9 ilustra las relaciones existentes entre la profundidad de corte y el parámetro A , con la resistencia a compresión de la roca, R_c .



EVOLUCION DE LA PROFUNDIDAD DEL CORTE Y DEL PARAMETRO A , CON LA RESISTENCIA A COMPRESION DE LA ROCA, DELIAC (1985)

FIG. 9

Se obtiene una buena correlación de h y A con R_c para las rocas cristalinas, mientras que para las sedimentarias la correlación es bastante mala.

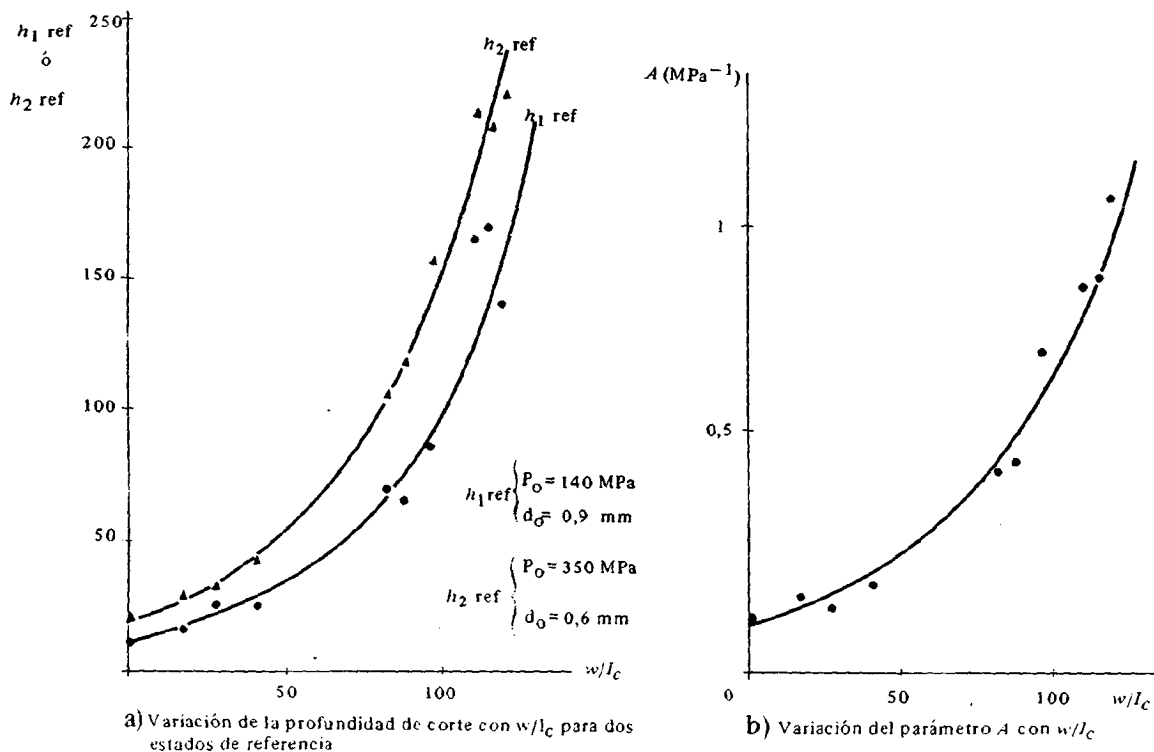
La Figura 10 muestra los resultados de los ensayos que analizan la variación de h y de A con la relación w/I_c , que da una idea de la magnitud de los vacíos por donde el agua puede penetrar (mediante la porosidad, w) y de las microfisuras existentes (mediante el índice de continuidad, I_c).

6.4. Estudios experimentales del chorro de agua como auxiliar al corte mecánico

Las ventajas más importantes derivadas de la utilización del chorro de agua en combinación con los útiles de corte mecánicos fueron descritas al final del capítulo 3. El objetivo que se pretende en este apartado es cuantificar, en lo posible, estas ventajas con el propósito de obtener el mayor beneficio práctico.

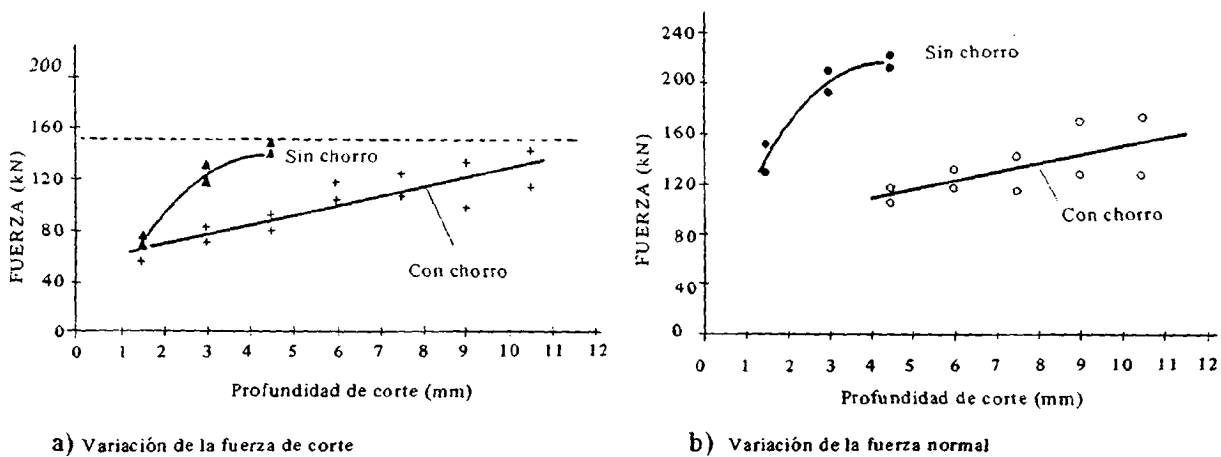
Las primeras investigaciones sobre el tema fueron realizadas por HOOD, ensayando una cabeza de picas asistidas por unos chorros de agua, convenientemente dirigidos, a presiones menores de 70 MPa. En estos ensayos se observó una reducción considerable de la fuerza de empuje que es necesario aplicar a la máquina para conseguir un determinado avance.

Los resultados de las experiencias de HOOD aparecen en la Figura 11, donde puede observarse que la fuerza normal necesaria se reduce, utilizando un chorro de agua auxiliar, más rápidamente que la fuerza tangencial.



EVOLUCION DE LA PROFUNDIDAD DE CORTE Y DEL PARAMETRO A CON LA RESISTENCIA A COMPRESION DE LA ROCA, DELIAC (1985)

FIG. 10



VARIACION DE LAS FUERZAS NECESARIAS PARA EL CORTE CON O SIN ASISTENCIA DE AGUA, EN UNA NORITA - HOOD (1984)

FIG. 11

Por otro lado, también se apreció que la temperatura del útil de corte se reduce sustancialmente con el empleo de agua, HOOD (1984).

Estos descubrimientos fueron posteriormente confirmados y ampliados por los de otros investigadores que realizaron estudios sobre algunos fenómenos como la reducción de polvo en el corte y la reducción e incluso la eliminación de las chispas originadas por fricción.

A continuación se van a estudiar por separado los efectos que ejerce el chorro de agua en el proceso de corte con picas y discos, considerando a éstos como útiles aislados.

6.4.1. Estudio experimental de la combinación de una pica y un chorro de agua

Los trabajos más completos realizados sobre este tema han sido los desarrollados en Francia por el Cerchar (Centre d'études et recherches de Carboneages), REYNARD (1985).

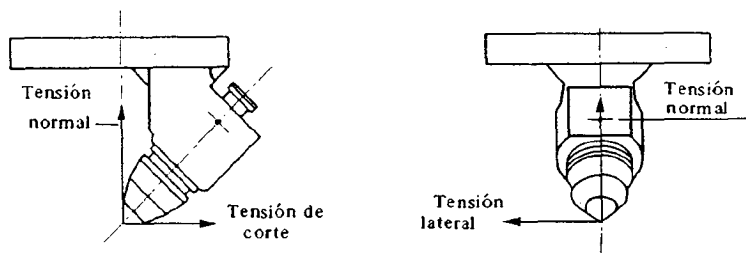
El objetivo de este estudio es determinar, a partir de experiencias de laboratorio, cuales son los valores óptimos de los parámetros que intervienen en el trabajo de corte de una pica asistida por un chorro de agua. Estos parámetros son:

- La forma de la pica (cónica o plana).
- La posición del chorro con respecto a la pica.
- La presión del chorro de agua.
- El caudal de agua del chorro.

En una primera fase se utilizó un banco de ensayos en el cual la velocidad de avance de la roca con relación a la pica era relativamente pequeña (sobre 15 cm/s).

Los experimentos consistieron en profundizar cortes en la roca utilizando chorro de agua y sin él. Durante los ensayos se medían de forma continua las componentes de la tensión ejercida contra la pica, según tres direcciones (Fig. 12):

- La componente normal a la superficie de la roca, o tensión normal.
- La componente paralela al eje de la ranura creada, o tensión de corte.
- La componente perpendicular a las anteriores, o tensión lateral.



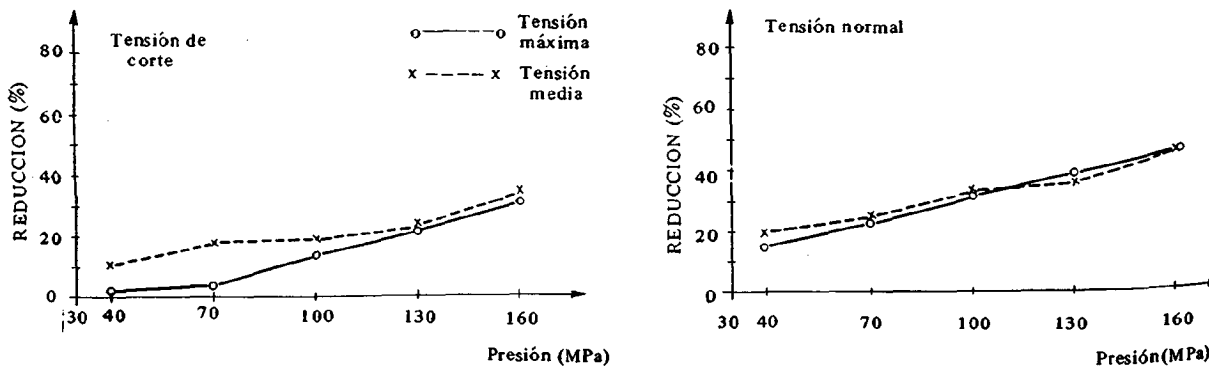
COMPONENTES DE LA TENSION EJERCIDA
CONTRA LA PICA, REYNARD (1985)

FIG. 12

Los materiales empleados en los ensayos fueron un hormigón de resistencia a la compresión de 80 MPa y de abrasividad de 1,5 a 2 puntos Cerchar y una arenisca dura y muy abrasiva.

Los principales resultados obtenidos fueron los siguientes:

- Hay una reducción de las tensiones ejercidas sobre la pica, incluso para la menor presión utilizada (40 MPa).
- La reducción de la tensión normal es bastante mayor (del 30 al 50 %) que la correspondiente a la tensión de corte.
- En el intervalo de presiones considerado (40 a 150 MPa) la reducción de las tensiones va-

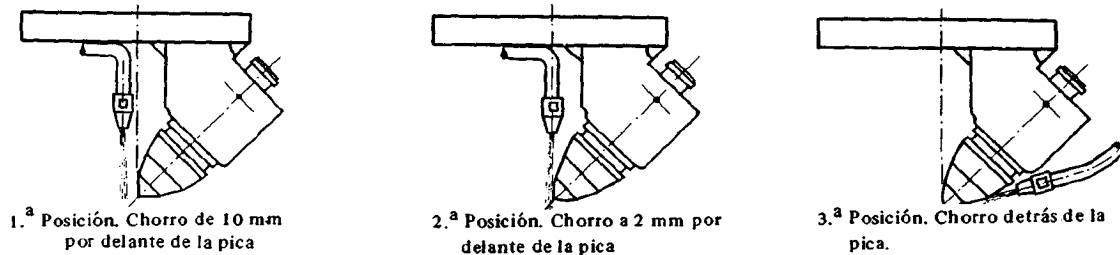


EVOLUCION DE LOS RESULTADOS EN FUNCION DE LA PRESION, REYNARD, (1985)

FIG. 13

ría, en primera aproximación, de forma lineal con la presión, como muestra la Figura 13.

• Se ensayaron tres posiciones diferentes del chorro con relación a la pica: chorro 10 mm por delante de la pica, chorro justamente delante de la pica (a 1 ó 2 mm) y chorro detrás de la pica. Estas posiciones se muestran en la figura 14, siendo la primera disposición la que produce mejores resultados.



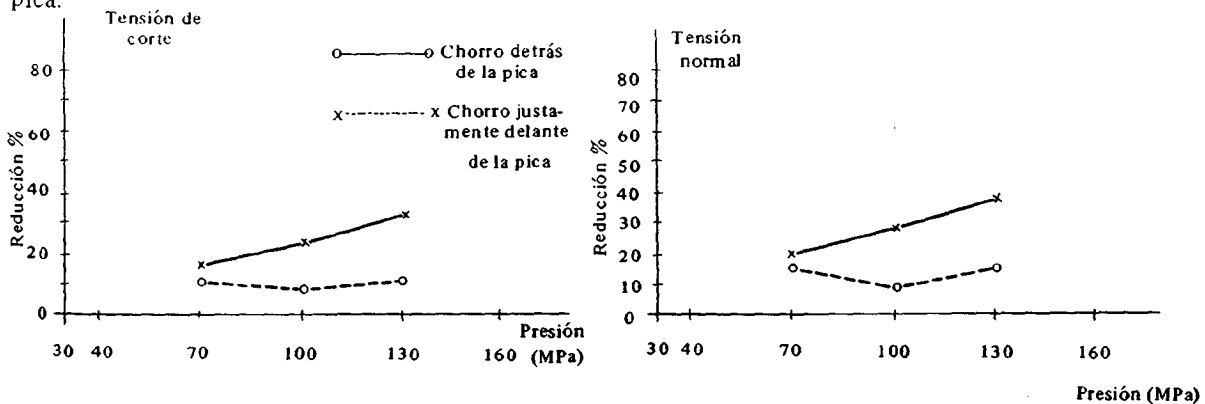
POSICIONES DEL CHORRO CON RELACION A LA PICA, REYNARD (1985)

FIG. 14

En la Figura 15 se puede observar la comparación entre las posiciones primera y tercera, ensayadas en una arenisca.

Por otra parte, se realizaron ensayos con una pica de inyección de agua, en la cual el chorro parte de un orificio de la punta de carburo de la pica. Los principales resultados de estos ensayos son los siguientes:

- A la velocidad de corte utilizada (15 cm/s), no hay diferencia sustancial entre el efecto de un chorro con una boca de 0,3 mm y el efecto con otra de 0,6 mm.
- Los resultados obtenidos con diferentes tipos de picas son sensiblemente equivalentes.
- Al realizar varias ranuras próximas, simulando el modo de trabajo de un tambor de picas, no se encontraron diferencias notables con respecto a los resultados obtenidos con una sola pica.



COMPARACION ENTRE LAS POSICIONES "CHORRO DETRAS DE LA PICA" Y "CHORRO JUSTAMENTE DELANTE DE LA PICA" PARA UNA ARENISCA SEGUN REYNARD, (1985)

FIG. 15

En una segunda fase del estudio de Cerchar, que continúa en la actualidad, se analiza como evolucionan las ventajas de la asistencia con chorros de agua cuando se utilizan velocidades de avance de hasta 3 m/s, que son aproximadamente las velocidades de las máquinas industriales.

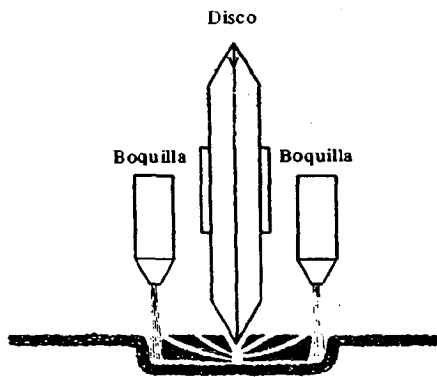
6.4.2. Estudio experimental de la combinación de un disco con chorros de agua

Los principales estudios experimentales se han realizado en EE.UU. y en la República

Federal de Alemania, perteneciendo a este último país los trabajos más completos desarrollados en las minas de carbón del Bergbau-Forschung, HENNEKE (1979).

Mediante la combinación de un disco con chorros de agua de alta presión, se obtiene una herramienta de corte de muy eficaz, debido a que la energía transferida por el chorro es muy elevada y se concentra en una superficie muy pequeña.

La Figura 16 representa una disposición que ha servido de base para el diseño de cabezas de corte.



COMBINACION DE UN DISCO CON CHORROS DE AGUA

SEGUN HENNEKE, 1979
FIG. 16

Los ensayos de laboratorio se realizaron en una mesa giratoria y tenían por objeto establecer las principales relaciones entre la profundidad del corte y los parámetros ligal chorro. de agua.

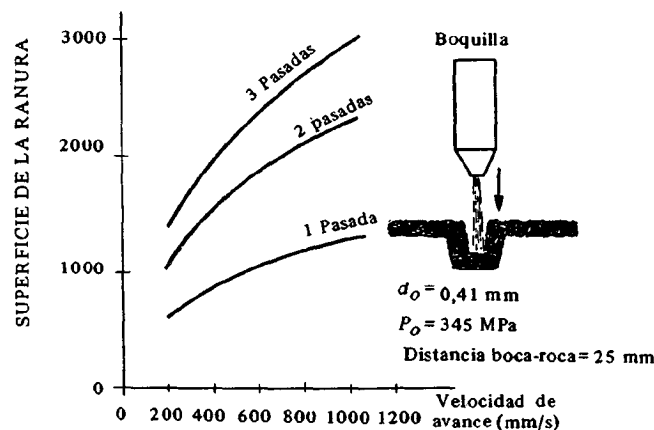
Las pruebas se efectuaron en rocas carboníferas, como granitos, areniscas, pizarras y pizarras arenosas, colocadas dentro de una matriz de hormigón para facilitar los ensayos.

En resumen, los resultados obtenidos son los siguientes:

- Cuando un chorro continuo de agua incide sobre la superficie de una roca, induce en ella un conjunto complejo de compresiones, tracciones y tensiones de corte, y dependiendo de la homogeneidad y de la estratificación de la roca, predominan unas tensiones u otras. Por ejemplo, el corte es bastante perfecto en una arenisca homogénea, mientras que en una pizarra se producen gran cantidad de irregularidades.

- La profundidad de la ranura aumenta proporcionalmente con la presión del chorro y con el diámetro de las bocas, y disminuye de forma lineal cuando aumenta la distancia entre la boca y la roca. Sin embargo la influencia de la velocidad del chorro no es lineal, sino que la profundidad tiende hacia un valor asintótico cuando la velocidad del chorro aumenta. Este hecho aparece reflejado en la Figura 17.

- A escala de laboratorio se consigue una reducción de las fuerzas necesarias para el corte de hasta el 50 % , pero a escala real, las fuerzas son muy grandes, y esta reducción no es significativa, como se verá en el capítulo 9.



INFLUENCIA DE LA VELOCIDAD DE AVANCE EN EL CORTE DE UNA ARENISCA (SEGUN HENNEKE, 1979)

FIG. 17

BIBLIOGRAFIA

- HENNEKE, J. y KNICKMEYER, W. (1979) *Possibilities and Limitations of Waterjet – assisted Tunnel Boring in German Coal Mines*. Proceedings. Rapid Excavation and Tunnelling Conference. Vol. 2. AIME. New York.
- HOOD, M. (1976) *Cutting strong rock with a drag bit assisted by high pressure water jets*. Journal of the South African Institution of Mining and Metallurgy, 77 (4). 79-90.
- HOOD, M. (1978) *A Study of methods to improve the performance of drag bits used to cut hard rock*. PhD thesis. Department of Mining Engineering. University of Witwatersrand. Republic of South Africa.
- HOOD, M. y TUTLUOGLU, L (1983) *Technological advances with waterjet assisted cutting systems*. Lawrence Berkeley Laboratory Report to the US Bureau of Mines. October, 72 pp.
- HOOD, M. (1984) *Waterjet – assisted Rock Cutting Systems*. The Present State of the Art. Proceedings of U.S. Bureau of Mines Open Industry Meeting. Pittsburg.
- HURLBURT, G.H., CROW, S.C. y LADE, P.V. (1975). *Experiments in Hydraulic Rock Cutting*. Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 12 pp. 203-212.
- REHBINDER, G. (1977) *Slot Cutting in Rock with a High Speed Water Jet*. Int. Journal Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 14 pp. 229–234
- REINARD, P. (1985) *Les Jets d'eau à Haute Presión: Une Technique Nouvelle pour aider au Creusement de Galeries*. Revue de l'Industrie Minerale – Les Techniques. N.º 9.



Capítulo 7

**ESTUDIO DE LA CABEZA DE CORTE
DE LAS MAQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL**

INDICE DEL CAPITULO 7

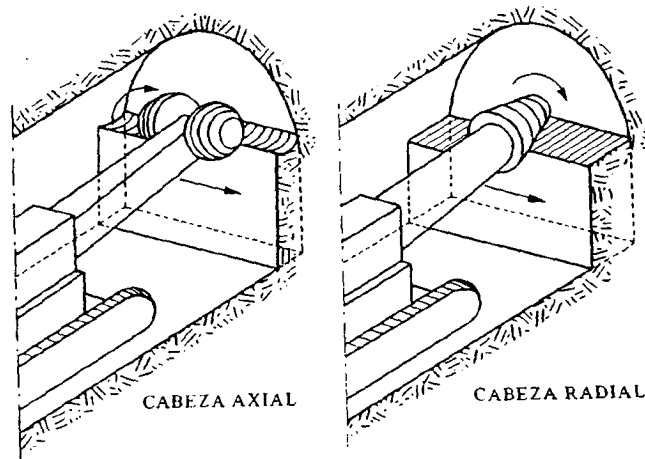
	Pág.
7.1. Definición de los parámetros geométricos	163
7.2. Cálculo de las fuerzas y del par de giro	165
7.3. Diseño de la cabeza de corte para que las fuerzas en las picas sean mínimas	167
7.4. Optimización del diseño de la cabeza mediante simulación con ordenador.	170
7.5. Relación entre empuje aplicado y penetración	174
7.6. Comparación entre las cabezas de corte axiales y radiales	175
7.6.1. Estabilidad de la máquina	176
7.6.2. Rendimiento de la máquina	176
7.6.3. Perfilado de galerías	177
7.6.4. Corte de rocas resistentes	177
7.7. Formas de corte de la cabeza	177
7.8. Ensayo para analizar el rendimiento de corte de una cabeza axial	179
7.8.1. Fuerzas a lo largo del brazo en la penetración de la cabeza	181
7.8.2. Par de giro de la cabeza durante la penetración	182
7.8.3. Variación de la energía específica con la profundidad de corte durante la penetración	183
7.8.4. Variación de la energía específica con el espaciado de las picas durante la penetración	183
7.8.5. Rendimiento de la cabeza en el arranque lateral	184

♦

**ESTUDIO DE LA CABEZA DE CORTE
DE LAS MAQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL**

7.1. Definición de los parámetros geométricos

Se denominan cabezas de corte axiales (ripping) aquellas en las que el eje de giro de la cabeza es perpendicular a la dirección de avance y cabezas radiales (milling) aquellas en las que el eje es paralelo al avance (Ver Figura 1). En ambos casos los útiles penetran en el frente y efectúan el arranque por sectores normalmente mediante desplazamientos horizontales.



TIPOS DE CABEZA DE CORTE (KNISSELL et al. 1984)

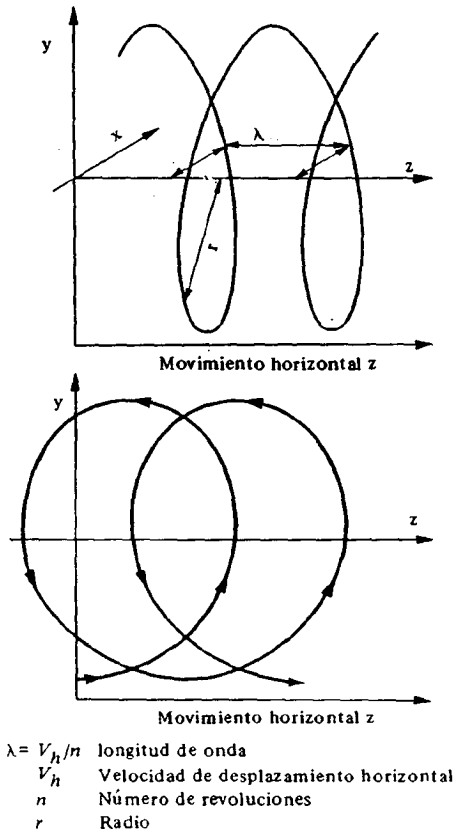
FIG. 1

Las picas de las cabezas axiales tienen una trayectoria helicoidal (Figura 2), de modo que la relación entre la velocidad de desplazamiento horizontal V_H y la velocidad de rotación es igual a una longitud de onda que resulta decisiva en el corte. El movimiento helicoidal de las picas hace que su trayectoria de corte sea tridimensional. En el caso de las cabezas radiales, sin embargo, la trayectoria de los útiles está contenida en un plano. (Figura 2).

El objetivo de ambos tipos de cabezas es arrancar la mayor cantidad de roca por unidad de tiempo, con el mínimo desgaste de picas y con la menor exigencia de peso al conjunto de la máquina.

El volumen de roca arrancada puede calcularse a partir de la velocidad de desplazamiento horizontal V_H y de la superficie de corte normal A_z a dicha dirección (Figura 3). Tanto en las cabezas axiales como las radiales el valor de A_z depende de la penetración y de la profundidad de corte "d", que determina, a su vez, la magnitud de V_H .

Una cabeza de corte consiste en un cierto número de picas distribuidas alrededor de su periferia formando varias secuencias dispuestas en forma de espiral. El número de secuencias depende del diámetro de la cabeza y de las características de la roca que se pretende cortar; normalmente es de

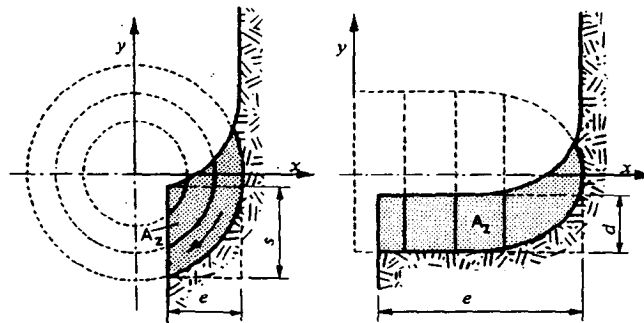


TRAYECTORIA DE LA PUNTA DE LA PICA EN UNA CABEZA AXIAL (HELICE HACIA LA IZQUIERDA) Y RADIAL (CICLOIDE) SEGUN KNISSEL et al., 1984

FIG. 2

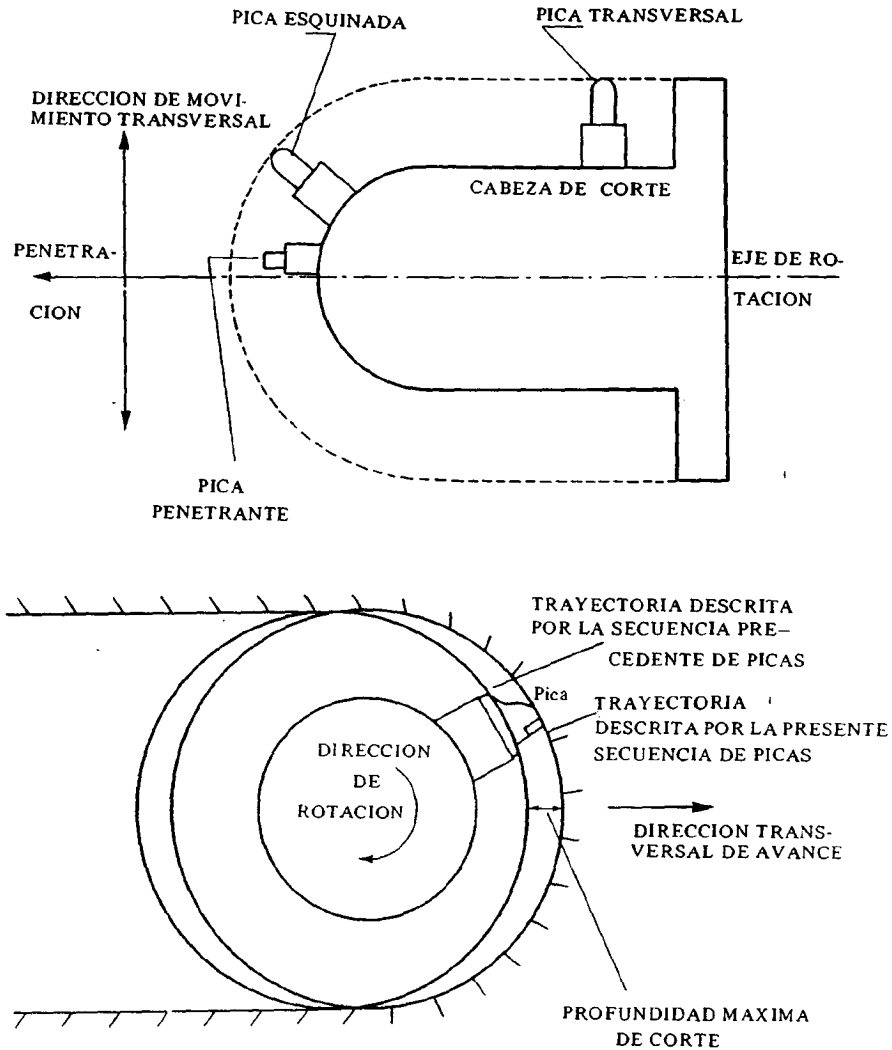
2, aunque se suelen utilizar 6 o más cuando las cabezas de corte son grandes. En la Figura 4 puede observarse el modo de corte de una cabeza radial que excava la roca en dirección transversal, así como la terminología empleada en su descripción.

Uno de los parámetros que hay que tener en cuenta cuando se diseña la cabeza de corte es la profundidad de corte máxima $d_{m\acute{a}x}$. (Ver Figura 5), que se puede obtener dividiendo el avance por revolución por el número de secuencias de picas.



PROYECCION DE LAS TRAYECTORIAS Y AREAS DE CORTE EN UNA CABEZA AXIAL (IZQDA.) Y RADIAL (DCHA)

FIG. 3



TERMINOLOGIA DE LA CABEZA DE CORTE
SEGUN HURT et al., 1981
FIG. 4

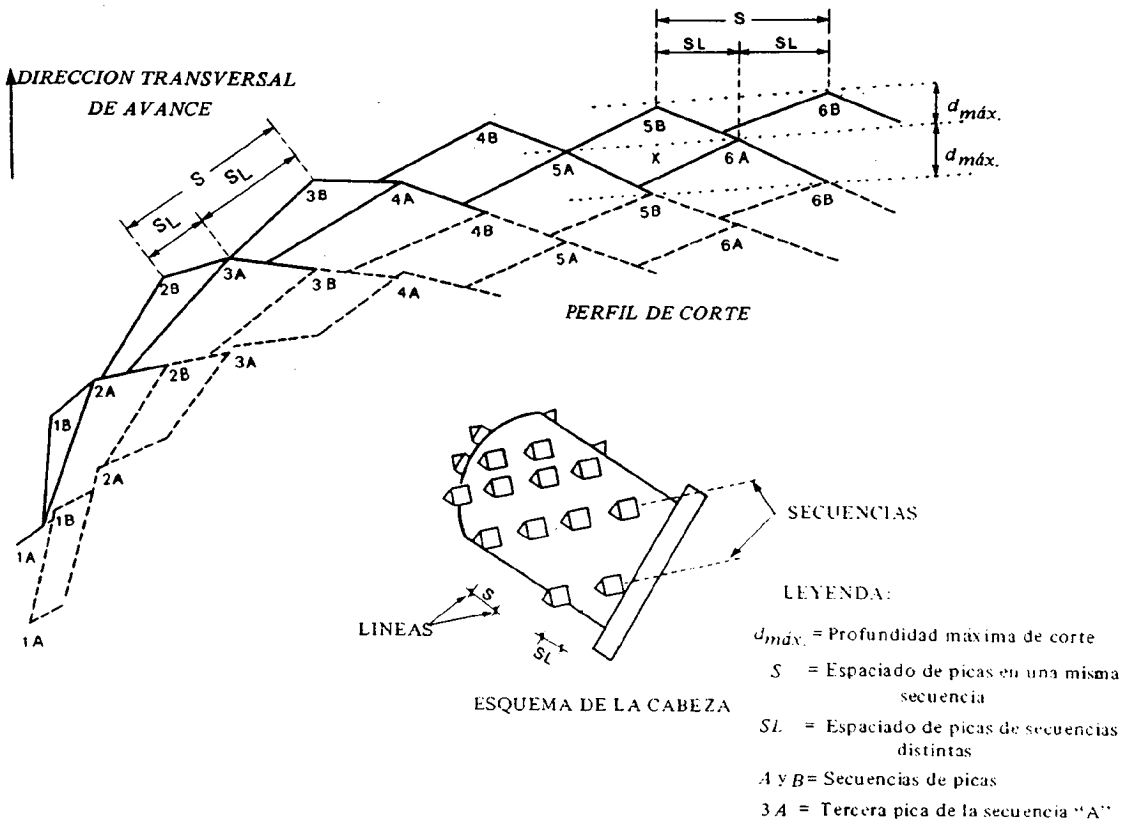
Otro parámetro importante es el espaciado de corte S , que es la distancia entre picas de una misma secuencia. Por último, se puede definir el espaciado entre líneas de corte S_L como la distancia entre picas de diferentes secuencias de corte, medida según la periferia de la cabeza. La mayoría de las cabezas de corte se dividen, a este respecto, en dos grupos: uno en el que las picas se colocan de tal forma que $S_L = S/2$ y se denominan de 1 pica/línea y el otro en que $S_L = S$, conociéndose como de 2 picas/línea.

La relación entre S_L y S debe variar según el tipo de roca que se desee cortar y determina la eficacia y rendimiento de la cabeza.

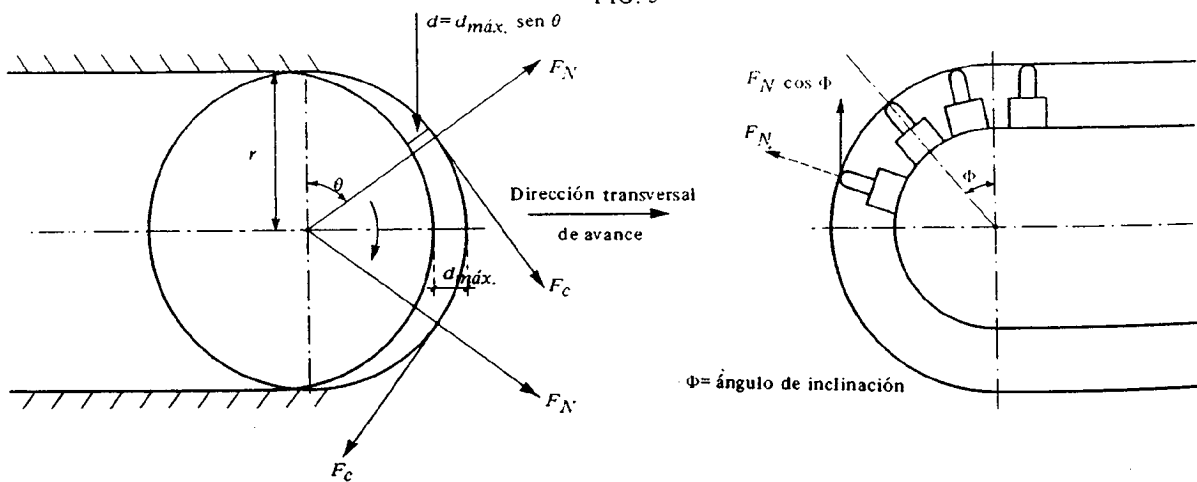
7.2. Cálculo de las fuerzas y del par de giro

HURT, MORRIS y MAC ANDREW (1981) realizaron estudios sobre el rendimiento de corte de una serie de máquinas de ataque puntual en unas calizas cuya resistencia a compresión simple era de 90 MPa y su resistencia a tracción de 18 MPa.

Según estos autores, la potencia y la fuerza transversal de la máquina determina la velocidad de



MODELO DE CORTE DE UNA CABEZA EN EL QUE SE DEFINEN LOS PARAMETROS DE PROFUNDIDAD DE CORTE Y ESPACIADO SEGUN HURT et al., 1981
FIG. 5



$$\text{Fuerza transversal} = \sum F_c \cos \theta + \sum F_N \sin \theta \cos \bar{\phi}$$

$$\text{Par de giro} = \sum F_c \cdot r$$

$$F_c, F_N = f(s, d)$$

SECCIONES TRANSVERSAL Y LONGITUDINAL DE UNA CABEZA DE CORTE RADIAL. CALCULO DEL PAR DE GIRO Y DE LA FUERZA TRANSVERSAL SEGUN HURT et al., 1981
FIG. 6

corte de la misma en una roca determinada. En la Figura 6 se puede observar el método de cálculo que siguieron para determinar la relación que existe entre ambos parámetros y las fuerzas en cada pica. La fuerza aplicada por cada pica a la roca se puede descomponer en dos componentes: la fuerza de corte F_c , que actúa según la dirección del movimiento de la pica, y la fuerza normal F_N , que es perpendicular a la superficie que se corta. También existe una tercera componente, fuerza lateral, que se desprecia ya que suele ser bastante pequeña.

Las ecuaciones del par de giro y de la fuerza transversal en la cabeza son las siguientes:

$$\text{Par de giro} = \Sigma F_c \cdot r \quad (1)$$

$$F. \text{ transv.} = \Sigma R_c \cos \theta + \Sigma F_N \sin \theta \cos \phi \quad (2)$$

donde: r es el radio de corte

θ es la posición angular de la pica y ϕ es su ángulo de inclinación.

La profundidad de corte d de las picas puede suponerse igual a $d_{m \acute{a}x} \cdot \sin \theta$. Esta $d_{m \acute{a}x}$ puede estimarse, para una velocidad de corte transversal determinada, a partir del modelo de corte (Fig. 5).

Solamente para picas transversales, $d = \frac{D}{n} \sin \theta$.

donde: D es el avance por vuelta y n es el número de secuencias de corte.

Esto es cierto para D menor que 1/4 del radio de la cabeza.

Una solución exacta para avances mayores se obtiene mediante la siguiente ecuación:

$$d = d' \sin \theta - r \left[1 - \sqrt{1 + \frac{d'^2}{r^2} (\cos^2 \theta)} \right]$$

donde: $d' = \frac{D}{n} \left[\frac{1 - \frac{D}{n} \cos \theta}{2 + \frac{D}{n} \cos \theta} \right]$

Las fuerzas normal y de corte de la pica (F_N y F_c) varían con la profundidad de corte d y el espaciado S . Una aproximación bastante razonable consiste en suponer que las fuerzas en la pica son proporcionales al producto Sd . Es decir,

$$F_c = K_c S d_{m \acute{a}x} \sin \theta \quad (3)$$

$$F_N = K_N S d_{m \acute{a}x} \sin \theta \quad (4)$$

donde K_c y K_N son constantes.

En la práctica las fuerzas en la pica son proporcionales al producto $S \cdot d$ por encima de un cierto valor mínimo (HURT y EVANS 1980).

HURT, MORRIS y MAC ANDREW (1981) han utilizado las ecuaciones (1) a (4) con éxito para calcular la potencia y el empuje necesario en muchas máquinas modernas. También, si se conocen la potencia media y la fuerza transversal de una cabeza de corte, se pueden calcular las fuerzas que actúan en las picas utilizando estas mismas ecuaciones.

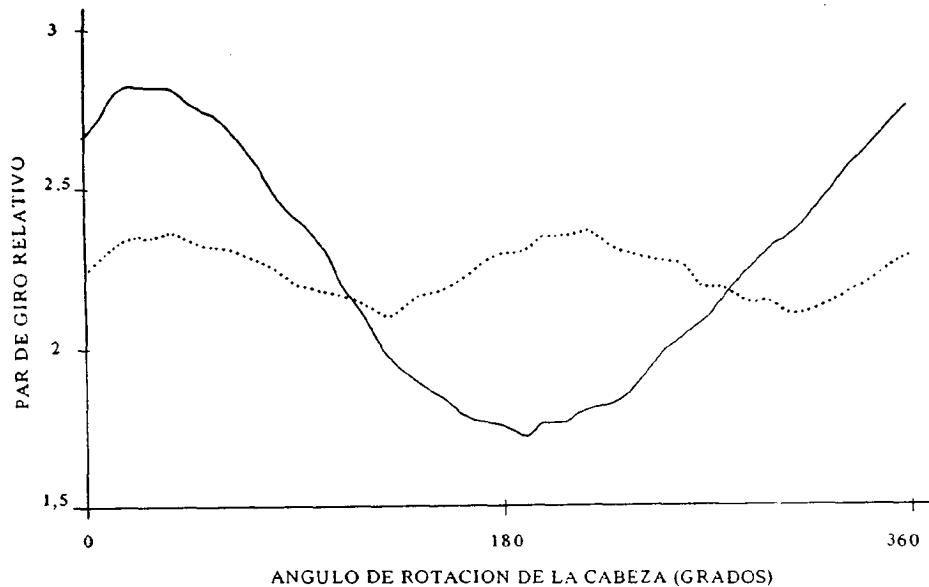
El equilibrio de una cabeza en el proceso de corte se obtiene por medio de una serie de cálculos repetitivos del par de giro con incrementos de rotación de la cabeza de 5° . El cálculo se lleva a cabo normalmente con un computador. En la Figura 7, se observan los cálculos de equilibrio para dos cabezas de corte, cada una con 28 picas. La gran diferencia en el equilibrio de ambas cabezas no se habría detectado fácilmente sin el cálculo.

7.3. Diseño de la cabeza de corte para que las fuerzas en las picas sean mínimas

Para obtener una mayor vida de las picas, cuando tengan que cortar rocas de gran dureza, las

fuerzas en ellas deben ser tan bajas como sea posible.

Por este motivo, todas las picas deberían realizar el mismo trabajo. Sin embargo, en la práctica esto no puede llevarse a cabo exactamente, a causa de las diferentes distribuciones de las fuerzas en picas producidas por los dos modos de corte: penetración y desplazamiento transversal, efectuados por la cabeza. El mejor compromiso parece que se consigue haciendo que el espaciado S sea aproximadamente constante en toda la periferia de la cabeza. Una segunda condición es que el corte efectuado por las picas tenga la misma profundidad en cada secuencia, para lo cual éstas deberán de estar espaciadas alrededor de la cabeza de corte a la misma distancia.



RESULTADOS DE LOS CALCULOS DE EQUILIBRIO DE DOS
CABEZAS DE CORTE, SEGUN HURT ET AL. (1981)

FIG. 7

Para deducir las fuerzas en las picas cuando se efectúa el corte en rocas duras, hay que hacer que el espaciado, la profundidad de corte y la velocidad de las picas sean pequeñas. En la práctica, los dos primeros parámetros tienen un mínimo razonable, debido a que las fuerzas en la pica no disminuyen por debajo de una cierta profundidad de corte y a bajas profundidades se produce una gran fricción que genera tal calor que puede destruir las picas. Se ha comprobado que el consumo de picas en roca dura disminuye cuando la profundidad de corte máxima aumenta hasta unos 10 mm y posiblemente más.

Para determinar la mejor distribución de las picas en la cabeza hay que llevar a cabo investigaciones, debido a la gran cantidad de formas que existen de colocar un determinado número de picas en la cabeza. Por ejemplo:

- 2 secuencias de corte con 1 pica/línea, $S_L = S/2$
- 2 secuencias de corte con 2 picas/línea, $S_L = S$
- 3 secuencias de corte con 1 pica/línea, $S_L = S/2$
- 3 secuencias de corte con 2 picas/línea, $S_L = S$

La elección del número de secuencias depende del tamaño y capacidad de la máquina y del trabajo que se espera de ella.

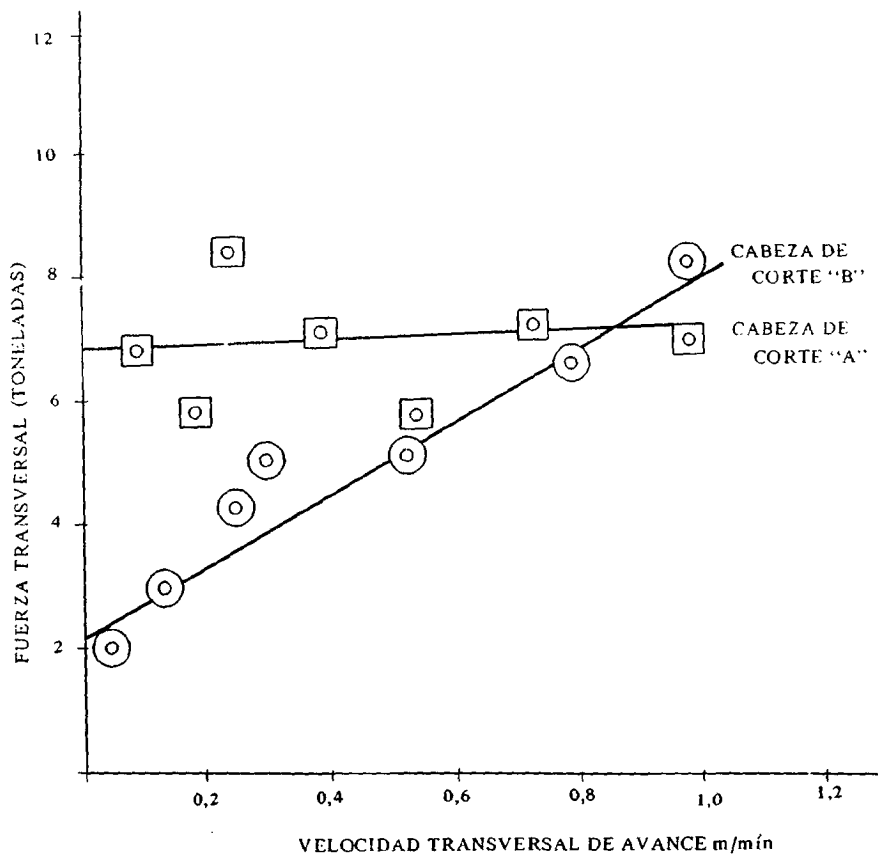
También, el número de secuencias está relacionado con el rendimiento de corte que puede ser

alcanzado para una fuerza determinada por pica, con tal de que la máquina tenga la potencia suficiente. Para una roca dura la cabeza de corte deberá tener menos secuencias, de tal forma que la fuerza por pica sea más grande.

Una vez que se ha elegido el número de secuencias la próxima etapa consiste en decidir el número de picas por línea. En la Figura 8 se comparan dos cabezas de corte con 28 picas pero con diferente distribución; una (A) tiene 2 picas/línea y la otra (B) 1 pica/línea. Se observará que la fuerza transversal necesaria en la cabeza A es más grande que en la cabeza B, para la misma profundidad de corte.

La razón es que en la cabeza A no existe suficiente empuje para alcanzar la profundidad de surco necesaria para producir la rotura de la roca entre las picas. Por este motivo S_L debe ser menor que S . Para el corte de rocas duras no deben utilizarse 2 secuencias con 2 picas/línea, ni tampoco 3 secuencias con 3 picas/línea. Todos los ensayos realizados con menor número de picas/línea, han dado como resultado un aumento del rendimiento de corte y una disminución del consumo de picas.

Otro trabajo llevado a cabo por HURT (1980) muestra que para un empuje determinado la velocidad transversal de avance está directamente relacionada con la velocidad de corte. Esto demuestra la relación que existe entre la velocidad de excavación y la velocidad de rotación de la cabeza de corte.



RELACION ENTRE LA FUERZA TRANSVERSAL Y LA VELOCIDAD TRANSVERSAL DE AVANCE DE DOS CABEZAS DE CORTE QUE GIRAN A 19 r.p.m., SEGUN HURT ET AL., (1981)

FIG. 8

Como consecuencia de lo anterior y dado que la vida de las picas determina la resistencia máxima de la roca que puede ser cortada por las máquinas de ataque puntual, se recomienda realizar lo siguiente:

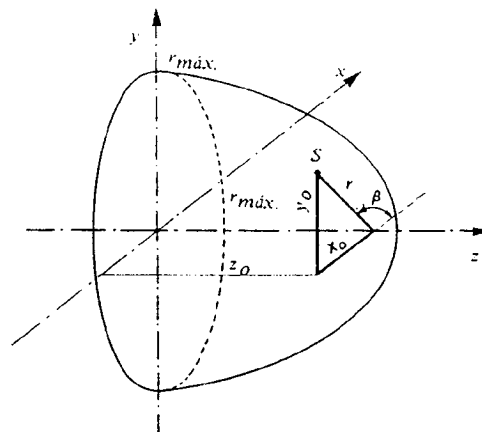
- Mejorar la calidad de las picas
- Diseñar mejor las cabezas de corte para cortar en roca dura. Los principios de diseño más importantes son: que las picas tengan rendimientos comparables y que el número de picas por línea no sea mayor que la mitad del número de secuencias.
- Mejorar las condiciones de corte de la pica: la vida de la pica aumenta si se reduce la velocidad de corte a menos de un 1 m/s, cortando a una profundidad óptima (alrededor de 10 mm) se minimiza el consumo de picas; también existen indicaciones de que refrigerando las picas por medio de agua a presión se aumenta mucho su vida.

7.4. Optimización del diseño de la cabeza mediante simulación con ordenador

La optimización del diseño de una cabeza tiene por objeto conseguir la máxima velocidad de desplazamiento horizontal posible para una penetración y velocidad de corte dadas.

El BERGBAU – FORSCHUNG GmbH está realizando un diseño de cabezas, tanto axiales como radiales, cuyos resultados son muy prometedores, que ha sido descrito por KNISSEL, MERMITTMANTENS, KLEINERT y MITTMAN (1984).

El estudio mediante ordenador, tanto para cabezas axiales como radiales, parte de una descripción de la geometría de las mismas que debe incluir: dimensiones y forma de la cabeza y número de picas y de secuencias de picas. Estos datos pueden expresarse mediante coordenadas espaciales (Figura 9), que pueden determinarse bien teóricamente a partir de los planos de la cabeza o bien midiendo directamente sobre ella mediante un aparato especial. Otros datos necesarios para la simulación mediante ordenador son: número de revoluciones, velocidad de desplazamiento, penetración y profundidad de corte. También deben tenerse en cuenta las propiedades de la roca que pueden concretarse principalmente en dos: ángulo lateral de rotura del surco y factor de rotura lateral; este



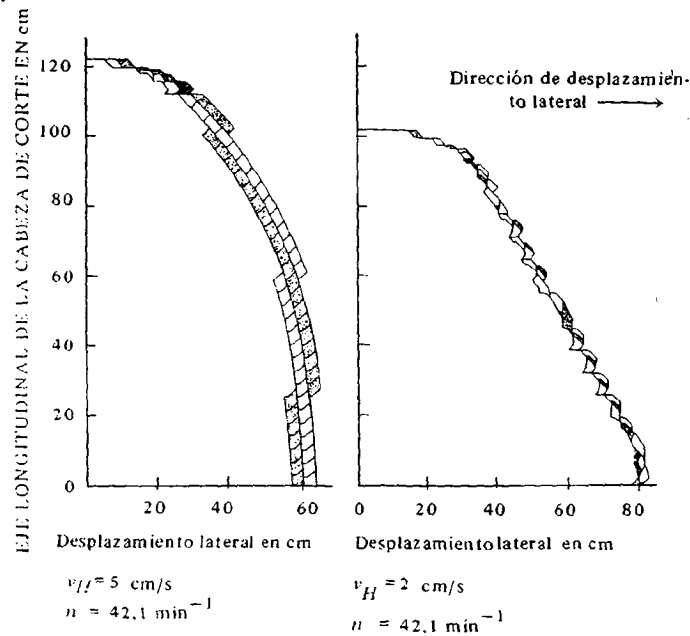
(y,z) Plano paralelo al frente
 $r_{m\acute{a}x.}$ Radio máximo de la cabeza

PERSPECTIVA DE LA POSICION DE LA PICA EN EL ESPACIO
 EN UNA CABEZA DE CORTE, DONDE SE MUESTRAN EN LAS
 COORDENADAS. SEGUN KNISSEL et al., (1984)

FIG. 9

último es la relación entre el espaciado y la profundidad de corte para la cual rompe el resalte entre surcos. En ambos tipos de cabezas la simulación geométrica se efectúa de la forma siguiente: se gira la cabeza una revolución completa con lo que se consigue determinar la imagen del corte en el frente. A continuación se gira la cabeza en intervalos discretos hasta que una nueva pica contacta con la roca, con lo que se puede ver si el surco efectuado es de tipo interactivo, semi-interactivo o aislado, y también la forma según la cual es arrancada. Después de haber efectuado dos vueltas completas de la cabeza, la información obtenida puede considerarse completa.

El programa dibuja el contorno de la cabeza, que se efectúa proyectando los extremos de las picas sobre un plano al tiempo que se gira la cabeza. Este gráfico proporciona información sobre irregularidades en la interrelación de las secuencias de picas. Los errores de diseño pueden verse rápidamente por este método.



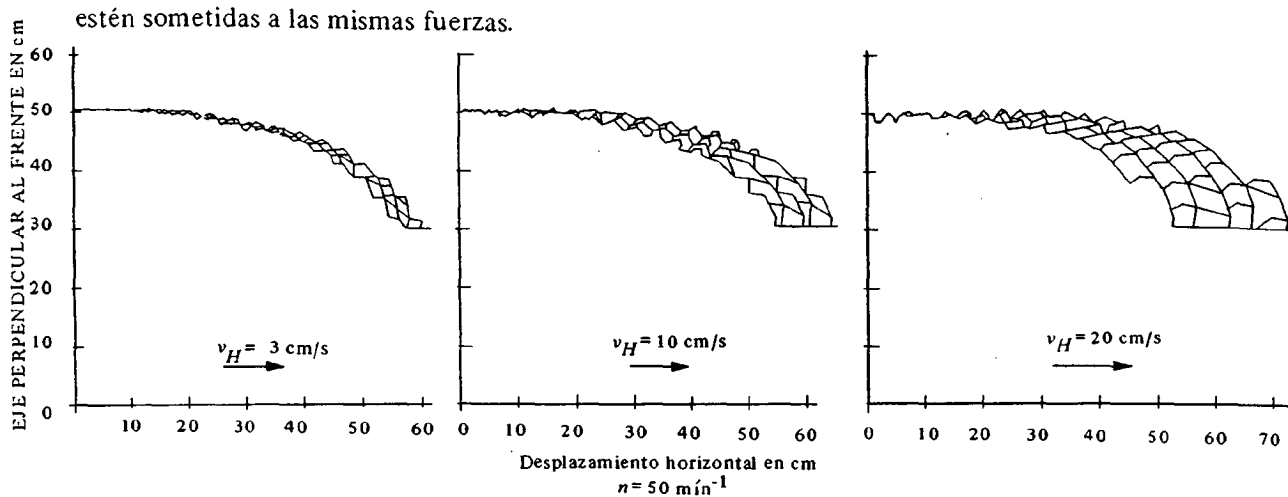
PERFIL DE CORTE DE UNA CABEZA RADIAL CON HILOS EQUISPACIADOS (IZQDA.) Y CON HILOS INCORRECTOS (DERCHA.) SEGUN KNISSEL et al., 1984

FIG. 10

El perfil se obtiene teniendo en cuenta la velocidad de desplazamiento lateral y la velocidad periférica de la cabeza y consiste en proyectar sobre un plano las huellas de las picas. Este perfil da una idea de la calidad y facilidad de corte de la cabeza. En el esquema de la izquierda de la Figura 10, confeccionado con el ordenador, se presenta un buen perfil de corte con secuencias uniformes y claramente separadas, mientras que el ejemplo de la derecha revela las superficies de corte irregulares y espirales de picas poco o mal ajustadas características de un diseño incorrecto. En la Figura 11 se muestra el perfil de corte de una cabeza axial para varias velocidades de desplazamiento lateral; en ella se puede apreciar la variación que sufre el perfil al variar la velocidad de 3 a 20 cm s^{-1} .

Durante el corte la profundidad del surco realizado por las picas varía continuamente. En los llamados cortes progresivos, la pica entra con muy poca profundidad y sale con la profundidad máxima mientras que en los regresivos sucede lo contrario. Además, la posición de la pica en la cabeza influye en la profundidad de corte. En la información proporcionada por el programa de ordenador, puede verse, por ejemplo, si una pica se mueve en la sombra de otra y, por consiguiente, su acción no se utiliza plenamente.

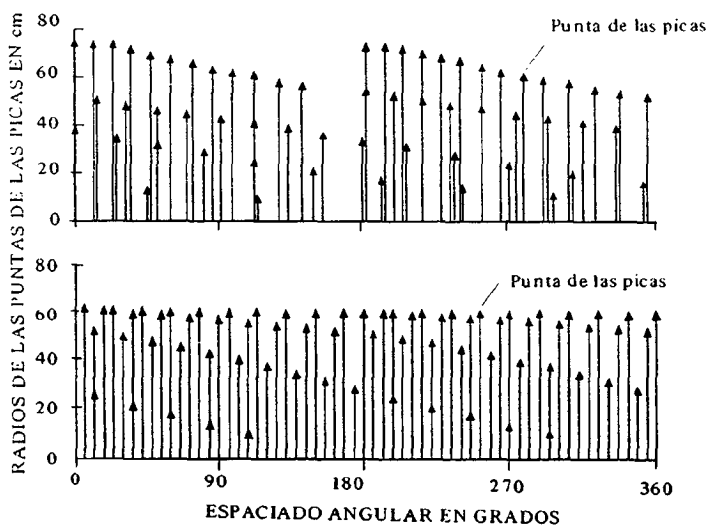
El programa proporciona también el volumen arrancado por cada pica. En un diseño óptimo de la cabeza, todas las picas deben arrancar el máximo volumen posible de modo que todas ellas



PERFILES DE CORTE DE UNA CABEZA AXIAL PARA DIFERENTES VELOCIDADES DE DESPLAZAMIENTO LATERAL, SEGUN KNISSEL ET AL. (1984)

FIG. 11

En la Figura 12 se muestra una sucesión de picas proyectadas sobre un plano y también su espaciado angular medido según la periferia de la cabeza. La distancia entre las líneas rectas corresponde al ángulo y la altura de las líneas al radio de los extremos de las picas. Para que una cabeza corte bien se requiere que las picas estén regularmente distribuidas sobre los diferentes diámetros y que el espaciado entre las líneas rectas sea uniforme.



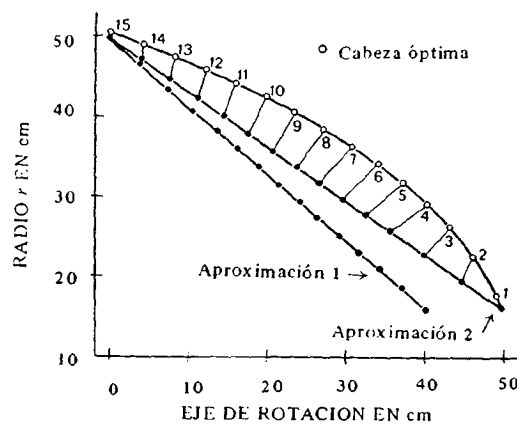
SECUENCIA DE ATAQUE DE LAS PICAS PARA VARIAS CABEZAS RADIALES EN UN PLANO DE CORTE HIPOTETICO UTILIZANDO DISTRIBUCIONES DE PICAS NO OPTIMIZADAS (ARRIBA) Y OPTIMIZADAS (ABAJO), SEGUN KNISSEL et al., (1984)

FIG. 12

La cabeza mejor diseñada es aquella que se desvía muy poco del óptimo cuando varían los parámetros de control, tales como: número de revoluciones, velocidad de desplazamiento lateral, penetración, profundidad de corte y propiedades de la roca. La simulación de la geometría óptima

puede ser realizada mediante el programa de ordenador. Las coordenadas de los extremos de las picas calculadas determinan las dimensiones y convexidad de la cabeza y el número de picas y su distribución. El proceso de optimización se realiza de forma secuencial a partir de una aproximación inicial no óptima (Ver Fig. 13). Como resultado de la simulación se obtiene que la cabeza axial óptima presenta siempre la convexidad de un paraboloide independientemente de la combinación de factores que influyen en el corte, y que la envolvente de los extremos de las picas muestra una curvatura regular. En la Figura 14 se representa el perfil de corte de una cabeza axial óptima. Se ha comprobado que basta con estudiar una secuencia espiral de la cabeza; a continuación pueden añadirse espirales adicionales con tal que la longitud de onda se aumente, es decir, que la velocidad de desplazamiento horizontal se ajuste al número de espirales.

Anteriormente se mencionó que las propiedades de la roca que se tenían en cuenta eran únicamente el ángulo lateral de rotura y el factor de rotura lateral. Esto es correcto siempre que no sea necesario considerar las fuerzas que ejercen las picas en el arranque, es decir, que no se efectúa una simulación dinámica. Para efectuar este tipo de simulaciones es necesario añadir a los datos geométricos información sobre la orientación y fuerzas de corte en las picas. Además de las coordenadas de las picas el programa necesita conocer su posición local deducida y la variación de su profundidad de corte, ya que las fuerzas en la pica varían proporcionalmente a ella. Las fuerzas pueden descomponerse en normales F_N y de corte F_c . La simulación se realiza de la manera siguiente:



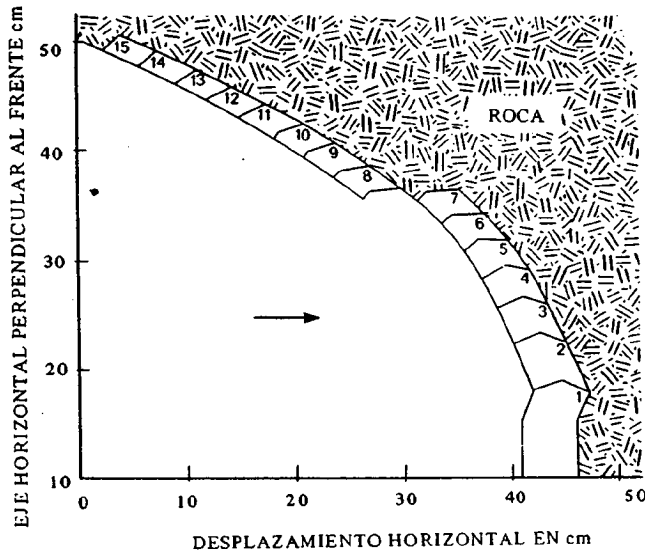
CURVA ENVOLVENTE DE UNA CABEZA OPTIMA, SEGUN KNISSEL ET AL.. (1984)

FIG. 13

- La cabeza de corte se gira una revolución completa para determinar la huella que deja en el frente.
- Se determina la máxima profundidad de corte posible para cada pica, para lo cual se calcula n veces el nuevo frente para una cabeza que contenga n picas.
- Se completa otra revolución de la cabeza en K intervalos angulares equidistantes, con lo cual se calculan $n \cdot K$ profundidades de corte.
- Estas profundidades de corte se introducen en la función que permite calcular la fuerza, con lo que se logra conocer la suma de todas las picas de la cabeza que se encuentran en proceso de arranque.
- A continuación, se pasan estos valores a un sistema fijo de referencia (Ver Figura 14).

Cuando la programación dinámica emprendida por el BERGBAU-FORSCHUNG GmbH esté completamente acabada permitirá obtener la siguiente información:

- Fuerzas necesarias para sujetar la máquina.



MODELO DE ROTURA PARA UNA CABEZA OPTIMA
SEGUN KNISSEL ET AL. 1984

FIG. 14

- Adaptación del funcionamiento de la máquina a las condiciones particulares.

7.5. Relación entre empuje aplicado y penetración

ALEMAN (1982), dedujo una relación entre los empujes en la cabeza de corte y sus correspondientes penetraciones (Ver Figura 15-A). En este gráfico se observa que cuando el terreno presenta mayor dificultad para ser cortado hay un decrecimiento de la penetración para un valor determinado del empuje.

Con el fin de establecer una fórmula matemática que exprese la relación mencionada anteriormente, ALEMAN, agrupó los datos en cuatro zonas que representan terrenos parecidos. Estas zonas las denominó 1, 2, 3, 4. La zona 1 está relacionada con rocas que son fáciles de cortar, mientras que la zona 4 presenta la mayor dificultad de corte (Ver Figura 15-B). Observando los datos dentro de estas zonas se ve que existe una relación lineal entre empuje y penetración:

$$P = nT + c \tag{5}$$

donde: P es la penetración en m/rev.

T es el empuje en $kN/m^2 \times 10^{-2}$

n es el gradiente de la recta.

c es la intersección de la recta con el eje de abscisas, que depende del tipo de terreno.

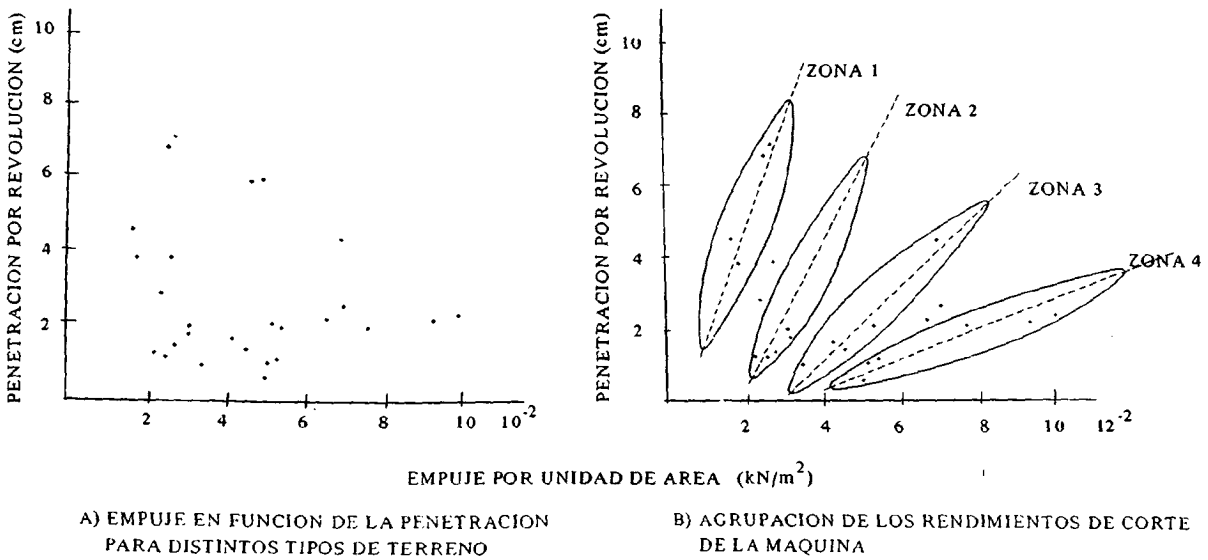
Según decrece n el terreno presenta mayor dificultad para ser arrancado.

Este autor comprobó que entre los valores de n y c en las cuatro zonas existía una relación parabólica de la forma:

$$c = \frac{(n - 1,7)^2}{0,68} - 3,9 \tag{6}$$

Sustituyendo (6) en (5) obtuvo:

$$P = nT + 1,47 n^2 - 5n + 0,35 \tag{7}$$



METODO DE PREDICCIÓN DEL RENDIMIENTO DE CORTE DE UNA MAQUINA DE ATAQUE PUNTUAL - (SEGUN ALEMAN)
 FIG. 15

Por tanto:

$$1,47 n^2 + n(T - 5) + (0,35 - P) = 0 \tag{8}$$

Resolviendo la ecuación (8), se obtiene:

$$n = \frac{(5 - T) \pm \sqrt{(T - 5)^2 - 5,88(0,35 - P)}}{2,94}$$

Pero debido a que la solución negativa no es posible, ya que el valor de n no puede ser negativo, la solución final es:

$$n = \frac{5 - T + \sqrt{T^2 - 10 T + 5,88 P + 22,94}}{2,94} \tag{9}$$

De esta ecuación (9) podemos deducir el rendimiento de corte de cualquier máquina de ataque puntual que efectúe el corte de forma transversal, en función de su empuje y penetración, si se establece una relación entre las propiedades de la roca y el valor de n (m³/kN).

7.6. Comparación entre las cabezas de corte axiales y radiales

En la actualidad, a pesar del tiempo que llevan utilizándose ambos tipos de cabezas, todavía no resulta claro cual de ellos es mejor, pues ambos tienen ventajas e inconvenientes. Hay fabricantes que prefieren las cabezas axiales, como Alpine, mientras que otros, como Dosco, se inclinan más por las radiales.

Lo lógico, sin embargo, es utilizar uno u otro tipo de cabezas según sean las características geomecánicas de los macizos rocosos a excavar. Por ello, algunos fabricantes (Eichhoff y Salzgitter) han diseñado sus máquinas de modo que pueda cambiarse la cabeza en un tiempo muy corto, del orden de una hora y media.

La comparación entre cabezas axiales y radiales puede realizarse en base a los siguientes aspectos fundamentales: estabilidad de la máquina, productividad y perfilado de la galería.

7.6.1. Estabilidad de la máquina

En las cabezas axiales, tanto durante la penetración de la cabeza como durante su desplazamiento lateral para arrancar la roca, la principal fuerza de corte actúa en el plano vertical que pasa por el eje de la máquina y la fuerza lateral a dicho plano es muy pequeña.



En las cabezas radiales ocurre todo lo contrario, pues aquí las fuerzas de corte son predominantemente perpendiculares a la dirección de avance de la máquina, por lo que se requieren fuerzas considerables para desplazar lateralmente la cabeza, mientras que la penetración es mucho más fácil que para las cabezas axiales. Por otra parte, en éstas las cabezas van creando en su avance tres nuevas superficies de arranque, mientras que en las radiales sólo se crean dos.

Como consecuencia de la diferente forma de corte, la estabilidad de la máquina es muy distinta según vaya provista de cabeza axial o radial. En el primer caso, al no existir empuje lateral, la reacción necesaria para el corte, que tiende a levantar la máquina, se equilibra mediante el peso de ésta. Cuando se ha utilizado una cabeza radial, sin embargo, las fuerzas laterales de corte requieren por parte de la máquina una reacción en dicha dirección. Esta reacción la puede proporcionar la fricción de las orugas, y de la pala de carga con el terreno, pero en el caso de que las fuerzas de fricción no sean suficientes habrá que utilizar los gatos estabilizadores de cola e incluso gatos laterales que anclen la máquina a los hastiales. Como consecuencia, en igualdad de condiciones, es decir, sin utilizar gatos laterales, las máquinas con cabeza radial necesitan un 20 por ciento más de peso aproximadamente que las de cabeza axial para la misma potencia de corte. Pero esto no sucede frecuentemente, ya que las máquinas de cabeza radial suelen poder sujetarse a los hastiales.

En resumen, la estabilidad de las máquinas de cabeza axial es mejor que las de cabeza radial, pero esta desventaja puede compensarse parcialmente sujetando la máquina a los hastiales mediante gatos hidráulicos.

7.6.2. Rendimiento de la máquina

En el caso en que se necesite sujetar una máquina de cabeza radial a los hastiales para estabilizarla, su rendimiento puede llegar a ser hasta un 25 % inferior a la de una máquina con cabeza axial. Esto es debido al tiempo que se pierde en el posicionado de la primera para iniciar el arranque. Si este no fuera el caso, la cabeza radial troncocónica arranca mejor que la axial.

La cabeza radial penetra muy bien en el frente y una vez dentro, al poder cortar en cualquier dirección, aprovecha mucho mejor las zonas débiles del macizo rocoso para llevar a cabo el arranque. Además, tiene la ventaja de que si existe en el frente de la galería una capa de carbón puede regarla y evitar que se mezcle con el estéril. La forma de penetración y de desplazamiento, permiten seleccionar muy bien el espesor de arranque.

Con la cabeza axial la penetración es más difícil, pues la parte externa de la cabeza, que es la que tiene mayor diámetro y donde las picas se mueven más velozmente, es la que penetra primero, por lo que el trabajo que se realiza es muy grande. La penetración no suele superar los $2/3$ del diá-

metro de la cabeza, pero si se disminuye mucho la penetración con objeto de facilitar el trabajo de la máquina, se producen en ella grandes vibraciones.

Por todo ello, las cabezas radiales permiten dar pasadas más profundas a igualdad de diámetro que las axiales y dan, por consiguiente, más producción, excepto en el caso en que se necesite anclar la máquina. Para aprovechar la ventaja de su mayor facilidad de penetración, las cabezas radiales suelen tener una longitud bastante superior a su diámetro.

7.6.3. *Perfilado de galerías*

Como puede verse en los croquis anteriormente presentados, el perfilado de la galería es mucho mejor con cabezas radiales que axiales, es decir, éstas producen más sobreexcavación y un perfil menos preciso. El perfilado de las cabezas radiales es tanto mejor cuanto más se adapta el ángulo de conicidad de la cabeza al necesario para alcanzar el perfil deseado.

7.6.4. *Corte de rocas resistentes*

La dificultad de utilizar cabezas radiales en rocas resistentes radica principalmente en que, a consecuencia de la geometría de la cabeza, las fuerzas de la máquina se reparten entre demasiadas picas de ataque, por lo que la fuerza específica por pica disminuye. Por consiguiente la profundidad de corte disminuye y en consecuencia aumenta el desgaste de las picas y disminuye la productividad de la máquina.

En rocas resistentes no se deben incrementar las fuerzas por pica disminuyendo el número de éstas sin alterar la geometría de la cabeza, ya que ello da lugar a un incremento de la distancia entre las líneas de corte. Este aumento puede ser causa de que queden nervios de roca entre los surcos, lo que puede agravar el desgaste en los lados de las picas.

Para no alterar la posición relativa de los útiles y aumentar la fuerza por pica es necesario modificar totalmente la geometría de la cabeza de corte. En otras palabras, el diámetro y la longitud de la cabeza deben adaptarse a las condiciones de corte. Con ello se puede reducir el número de picas sin que aparezcan problemas de falta de interacción entre surcos como consecuencia de la excesiva distancia entre líneas de corte.

Además de incrementar la fuerza por pica, la segunda acción importante a realizar consiste en optimizar el área de transición al segmento final de la cabeza y la propia forma de este segmento. Básicamente, se puede afirmar que las formas agudas facilitan la penetración de la cabeza y las planas favorecen el corte lateral. En rocas duras una superficie final plana es recomendable, pero ello lleva consigo una transición muy abrupta que es causa de fuertes desgastes.

Otra medida a adoptar en las cabezas radiales consiste en disminuir su velocidad periférica.

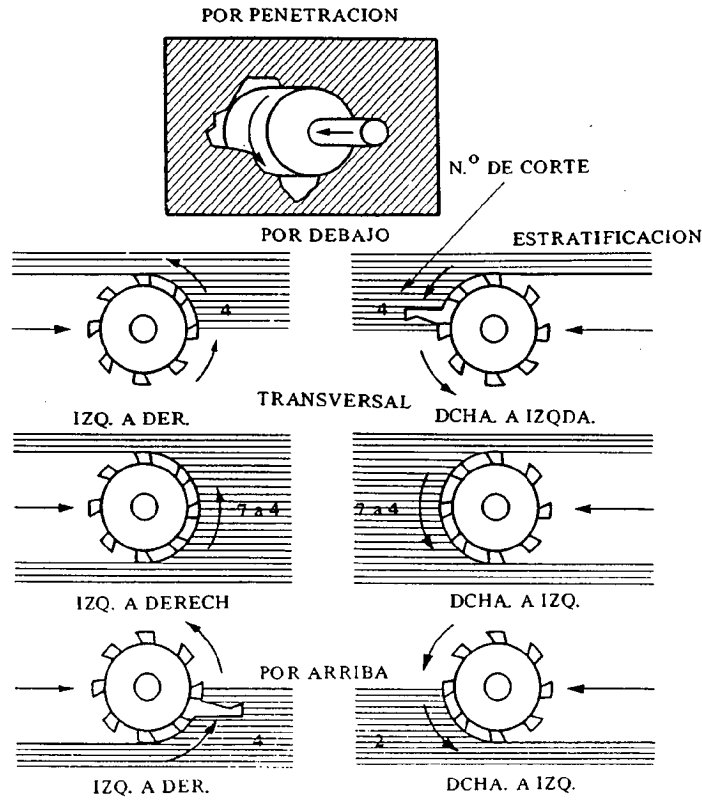
Es más fácil aplicar con éxito las cabezas axiales en rocas resistentes. Es más sencillo aplicar grandes fuerzas a la roca pues las fuerzas reactivas se absorben mejor al coincidir la dirección de corte con el eje de la galería. Por razones de geometría, la superficie de penetración en la roca en una cabeza axial es menor que en una radial, por lo que puede darse, según la habilidad del operador, el corte superficial que genera fuertes desgastes o el profundo y eficaz.

En las cabezas axiales la velocidad de corte debe ajustarse con mucho más cuidado, ya que la disposición de las picas permite el arranque en tres dimensiones y no solamente en dos como en la cabeza radial.

7.7. *Formas de corte de la cabeza*

Se pueden distinguir cuatro métodos de corte: por penetración, por arriba, transversal y por abajo (Ver figura 16).

MC FEAT-SMITH (1978), examinando los métodos de corte en una pizarra, vio que la direc-



METODOS DE CORTE. SEGUN MC FEAT-SMITH - (1978)

FIG. 16

ción de ataque de la pica con respecto a los planos de esquistosidad tiene una influencia muy importante en el funcionamiento de las máquinas.

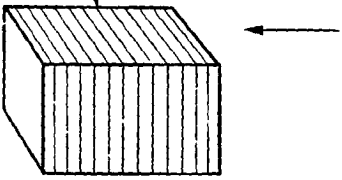
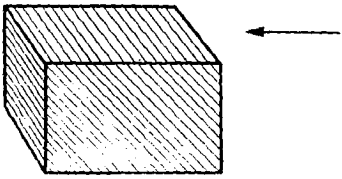
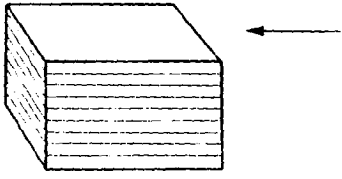
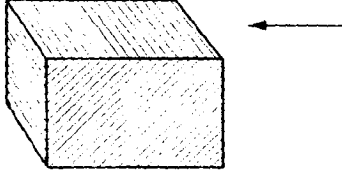
Realizó cuatro cortes a una profundidad de 6 mm, analizando la fuerza de corte media que actúa en la pica (kN), la cantidad de carbón excavada por metro (kg/m) y la cantidad de energía específica (MJ/m³). De este ensayo dedujo que existen grandes diferencias en los valores de la energía específica obtenidos y confirmó la gran importancia que tiene la dirección de ataque de la pica. En la Figura 17 puede observarse lo siguiente:

- La energía específica es el doble en los cortes núm. 1 y 2 que en los 3 y 4.
- La cantidad de carbón excavada por metro es menor en los cortes 1 y 2 que en 3 y 4.

En la tabla siguiente se observa como varía la energía específica según que la dirección de avance del brazo, sea de izquierda a derecha o viceversa.

ENERGIA ESPECIFICA MJ/m³

METODO DE CORTE	DIRECCION DEL MOVIMIENTO DEL BRAZO	
	IZQ. A DCHA	DCHA A IZQ.
Por abajo	2,1	0,9
Transversal	2,4	2,4
Por arriba	1,8	3,4

N.º DE CORTE	ESTRATIFICACION DIRECCION DE CORTE	Energía Específica MJ/m ³	Fuerza media de Corte kN	Cantidad de carbón arrancada por metro kg/m.
1		10,73	1,04	0,26
2		10,15	1,02	0,27
3		5,70	0,89	0,43
4		4,64	0,73	0,43

RELACION ENTRE LA DIRECCION DE CORTE Y DIVERSOS PARAMETROS DE CORTE. SEGUN MC FEAT-SMITH, 1978

FIG. 17

Como conclusión, las direcciones más efectivas de corte con respecto al sentido de rotación de la cabeza de corte, son:

Sentido levógiro:	Por arriba:	Derecha a izquierda.
	Por abajo:	Izquierda a derecha.
Sentido dextrógiro:	Por arriba:	Izquierda a derecha.
	Por abajo:	Derecha a izquierda.

7.8. Ensayo para analizar el rendimiento de corte de una cabeza axial

ROXBOROUGH, KING, PEDRONCELLI (1981) efectuaron un ensayo muy completo para estudiar el rendimiento de corte de una cabeza axial de un minador continuo. Este ensayo fue el efectuado en la capa núm. 4 de Anglo Power Collieries (Kriel División) que pertenece al Witbank Coalfield (Africa del Sur). La resistencia a compresión simple del carbón arrancado oscilaba entre 11 y 30 MPa. El minador utilizado era un Lee-Norse HH 456 en el que se habían efectuado las siguientes modificaciones:

1.º Aumento de la fuerza de penetración. Esto se consiguió colocando un estempe en la parte trasera de la máquina que soportaba la reacción de dos gatos hidráulicos que empujaban el minador hacia adelante (Ver Figura 18).

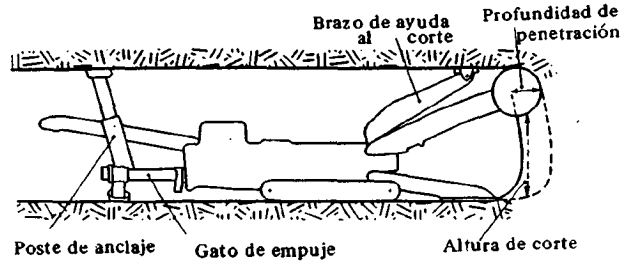
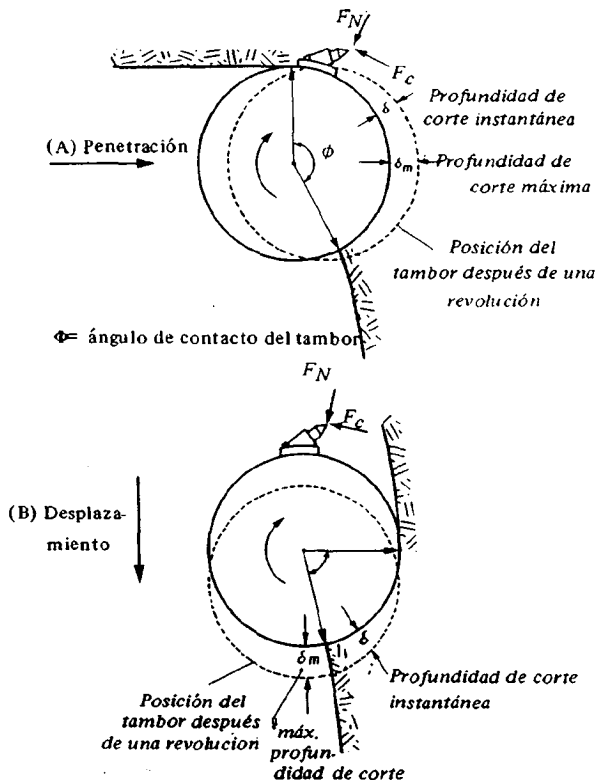


DIAGRAMA ESQUEMATICO DEL MINADOR CONTINUO EXPERIMENTAL
SEGUN ROXBOROUGH et al., 1981
FIG. 18

2.º Aumento de la fuerza de desplazamiento vertical de la cabeza. Después de alcanzar la profundidad de penetración requerida, lo que normalmente se efectúa a nivel del techo, las máquinas convencionales arrancan el cordón del frente mediante gatos hidráulicos que empujan la cabeza hacia abajo. Para aumentar la fuerza de desplazamiento vertical se montó un sistema especial sobre el brazo del minador (Ver Fig. 18).

3.º Distribución de las picas. Se construyó una cabeza de corte especial que permitía variar la posición lateral y radial de las picas con objeto de conseguir cuatro espaciados distintos (50, 100, 150, 200 mm) y también utilizar picas de ataque lateral (tipo cuña) y de ataque en punta (tipo cónico). El eje central de los portapicas forma un ángulo de $36,5^\circ$ con el radio de la cabeza en el emplazamiento de la pica.



PROFUNDIDAD DE CORTE Y ANGULO DE CONTACTO
EN PENETRACION Y DESPLAZAMIENTO
SEGUN ROXBOROUGH et al., 1981
FIG. 19

Las características de la máquina eran las siguientes:

Masa	55600 kg
Máxima-mínima altura de corte	3,48/2,12 m
Anchura de la cabeza	3,15 m
Diámetro de la cabeza de corte	1,13 m

Máximo momento de giro	162.700
Velocidad de rotación de la cabeza	41,7 r.p.m.
Velocidad del extremo de la pica	2,47 m · s ⁻¹
Potencia de los motores	2 x 224 kW
Potencia de la bomba	224 kW
Número de picas	75 (50 mm de espaciado)
	50 (100 " " ")
	42 (150 " " ")
	38 (200 " " ")

Geometría de la pica:

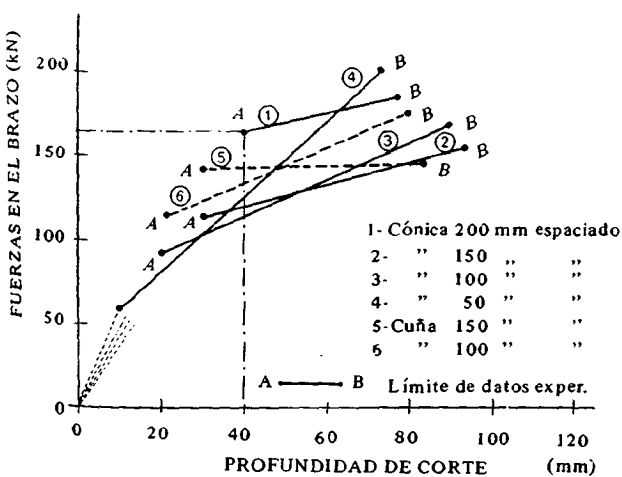
Tipo de pica	Anchura	Angulo de corte	angulo de incidencia	Angulo en la punta de la pica
Cuña	29 mm	10°	20°	60°
Cónica	-	6,5°	23,5°	60°

La profundidad de corte de la pica varía entre 0 y 120 mm a lo largo de su arco de contacto con el frente de carbón como se muestra en la figura 19. Los valores de la profundidad de corte no pueden predeterminarse con precisión, sin embargo, pueden alcanzarse las profundidades requeridas variando la presión y el caudal en los circuitos de los gatos hidráulicos que hacen penetrar la cabeza en la roca y desplazarla lateralmente.

Experiencias anteriores mostraron que no se pueden obtener datos representativos en el caso de picas tipo cuña espaciadas 50 y 200 mm. Picas de 29 mm de ancho espaciadas 50 mm dejan un resalte de tan solo 21 mm entre ellas con lo que la rotura lateral de los surcos es insuficiente. Por el contrario en el caso del espaciado de 200 mm las tensiones que se producen en las picas causan daños inaceptables en éstas y en los portapicas.

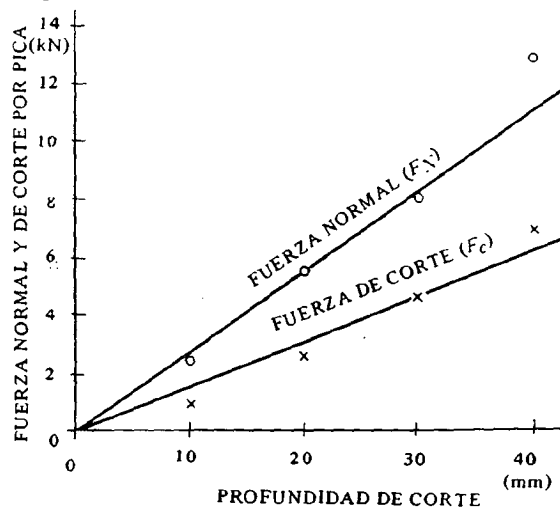
7.8.1. Fuerzas a lo largo del brazo en la penetración de la cabeza

La variación de las fuerzas que actúan en el brazo a medida que se introduce la cabeza se muestran en la Figura 20, para los dos tipos de picas con sus respectivos espaciados. En cada caso, los datos experimentales se refieren unicamente al intervalo A-B. De los resultados obtenidos en los ensayos de arranque *in situ* se deducen tres hechos importantes:



FUERZA EN EL BRAZO DURANTE LA PENETRACION SEGUN ROXBOROUGH ET AL., (1981)

FIG. 20



FUERZAS MEDIAS NORMALES Y DE CORTE POR PICA PARA UN s/d DE CINCO EN LA PENETRACION ROXBOROUGH ET AL., (1981)

FIG. 21

1.º En todos los casos se produce un aumento lineal de la fuerza de penetración con la profundidad de corte.

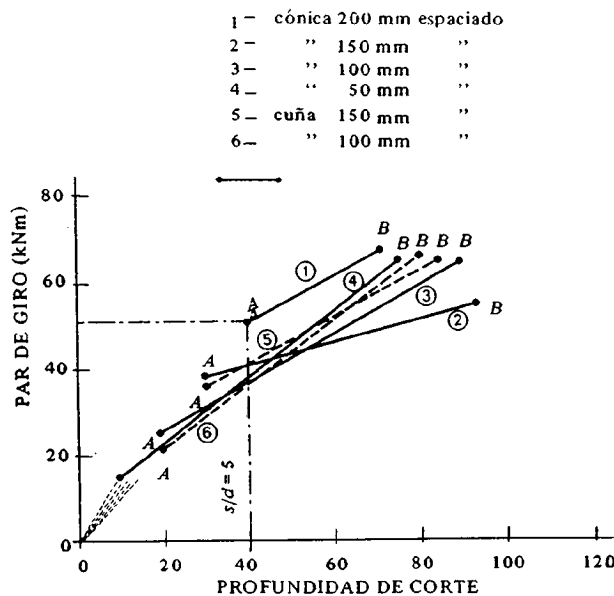
2.º El gradiente, es decir, la velocidad de aumento de la fuerza con la profundidad, es menor cuando el espaciado entre las picas es mayor.

3.º La interacción entre las picas de una secuencia se produce únicamente en el intervalo A-B. En este caso, una profundidad de corte inferior a la correspondiente al punto A es insuficiente ya que las picas dejarían de colaborar unas con otras. La posición del punto A equivale a un cociente espaciado profundidad de corte (s/d) de 5, lo cual implica que la interacción entre surcos cesa cuando $s/d = 5$. A partir de las concentraciones anteriores, y teniendo en cuenta que las fuerzas en la pica son linealmente proporcionales a la profundidad de corte, es razonable suponer que los puntos A deben de estar alineados con el origen. Puesto que estos puntos equivalen a cortes independientes, el segmento OA proporciona información sobre el trabajo de una pica en un surco aislado. La fuerza normal por pica, F_N , se puede calcular a partir de la ordenada del punto A y relacionarse con el cociente s/d por medio de la profundidad de corte que viene expresada por la abscisa de dicho punto, ya que el número medio de picas que en cualquier momento están atacando la roca y su espaciado son conocidos.

En la Figura 21 se muestra la fuerza normal por pica en función de la profundidad de corte, y en ella puede verse que existe una relación lineal entre ambos parámetros. Esta conclusión coincide con los resultados obtenidos mediante ensayos de laboratorio efectuados con picas que excavan independientemente.

7.8.2. Par de giro de la cabeza durante la penetración

Mientras que la fuerza que actúa a lo largo del brazo está relacionada con la fuerza normal en la pica, el par de giro es una medida de la fuerza de corte en la pica. Los gráficos par de giro-penetración para picas cónicas y en cuña se muestran en la Figura 22, análoga a la presentada anteriormente en relación con la fuerza a lo largo del brazo. De forma similar a como se acaba de exponer para la fuerza normal en la pica se determinaron las fuerzas de corte correspondientes a surcos



PAR DE GIRO DURANTE LA PENETRACION
ROXBOROUGH ET AL., (1981)
FIG. 22

aislados. Los valores obtenidos, que se muestran también en la Figura 22, indican un aumento lineal de la fuerza de corte con la profundidad.

7.8.3. Variación de la energía específica con la profundidad de corte durante la penetración

Conviene recordar en relación con los resultados que se presentan en este apartado que la profundidad de corte se refiere al avance por revolución de la cabeza y no a la profundidad total de penetración conseguida. El efecto de la profundidad de corte sobre la energía específica se muestra en la Figura 23. Los resultados obtenidos permiten realizar las siguientes observaciones generales:

1. En todos los casos se observa que la energía específica disminuye rápidamente al aumentar la profundidad de corte. Esta tendencia y la forma general de las curvas obtenidas concuerdan con lo predicho mediante los modelos teóricos.

2. Hay poca diferencia en el rendimiento que producen las picas en cuña y las cónicas, excepto para grandes penetraciones para las que las picas cónicas parecen ser más ventajosas. Las curvas correspondientes a un espaciado de 100 mm, por ejemplo, son prácticamente las mismas para ambos tipos de picas. Aunque los ensayos de laboratorio muestran en general que la pica tipo cuña es más eficiente que cualquier otra, es evidente que en este caso la variable dominante es la profundidad de corte y todas las demás son secundarias. Posiblemente, como consecuencia de la gran concentración de tensiones en su punta, la pica cónica puede alcanzar una mayor profundidad de corte para un determinado nivel de fuerza que la pica tipo cuña.

3. La Figura 23 muestra que grandes profundidades de corte y picas espaciadas conducen a una mejora considerable en la eficacia del arranque.

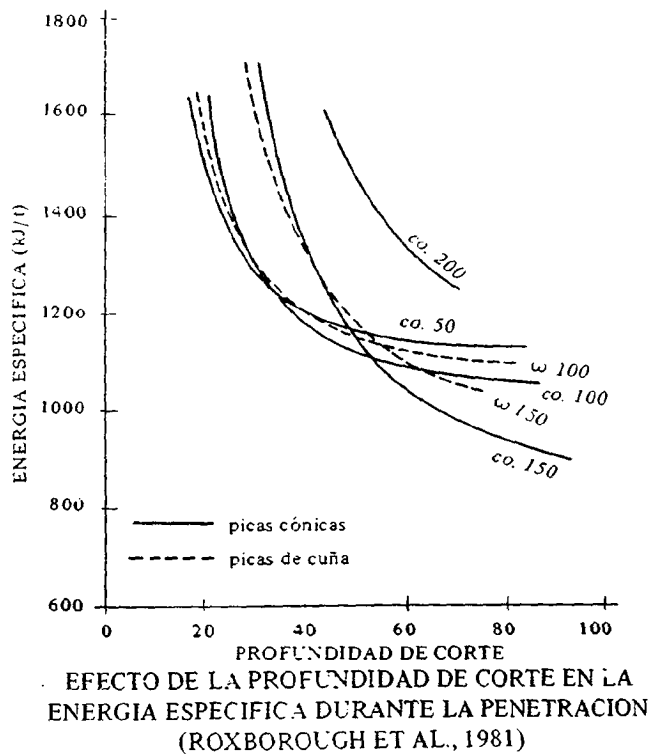


FIG. 23

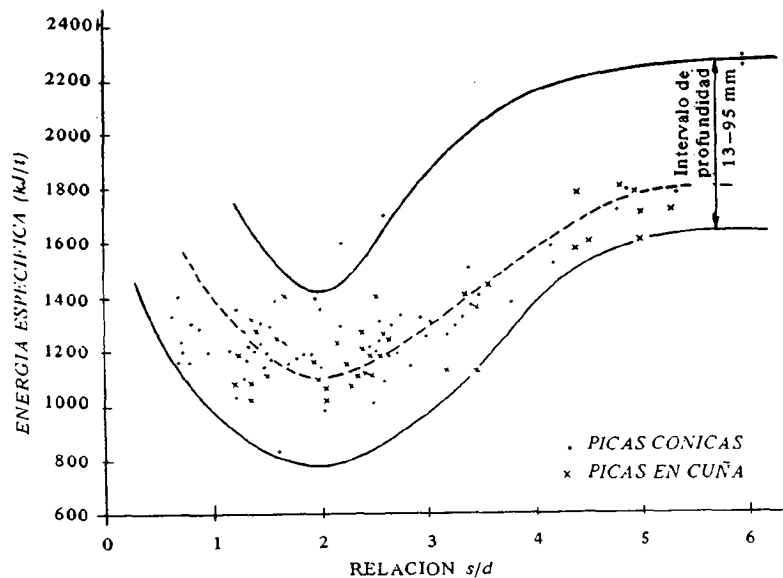
7.8.4. Variación de la energía específica con el espaciado de las picas durante la penetración

Ya que no se puede controlar con precisión la profundidad de corte del minador, no fue posible dibujar una serie de curvas en las que se mostrara la variación de la energía específica con la relación s/d para diferentes profundidades de corte. Es lógico, por consiguiente, representar todos

los resultados de forma conjunta independientemente de la profundidad de corte.

Como las experiencias demuestran que la forma de la pica apenas influye en la eficacia de corte, se han representado conjuntamente los resultados obtenidos para las picas cónicas y de tipo cuña.

Los resultados que se muestran en la Figura 24, ponen de manifiesto que la relación entre el espaciado y profundidad de los surcos que proporciona la máxima eficacia de corte es igual a dos. Se deduce también que el valor óptimo de s/d es independiente de la profundidad de corte.



VARIACION DE LA ENERGIA ESPECIFICA CON s/d DURANTE LA PENETRACION
ROXBOROUGH ET AL, (1981)

FIG. 24

Los datos obtenidos del minador experimental conducen a la siguiente ecuación:

$$SE = a_0 + a_1 s^2 + \frac{b_0 + b_1 s^{24}}{d^2}$$

SE = energía específica (KJ/t). – s = espaciado entre picas (mm). – d = profundidad de corte (mm). – a_0, a_1, b_0, b_1 = constantes.

Los valores calculados para constantes son los siguientes :

	Picas cónicas	Picas encuña
$a_0 =$	1140	1176
$a_1 =$	0,01116	– 0,01116
$b_0 =$	154245	103571
$b_1 =$	0,00118	0,00118

Introduciendo estos valores en la ecuación anterior e igualando a cero la derivada de SE con respecto a s , se obtiene que el valor mínimo de la energía específica corresponde a un valor de la relación s/d igual a 2,17, magnitud muy similar a la estimada directamente de la Figura 24.

7.8.5. Rendimiento de la cabeza en el arranque lateral

De igual manera que en los ensayos de penetración, se analizaron para el arranque descendente los siguientes factores: fuerza necesaria para desplazar el brazo minador, par de corte, variación de la energía específica con la profundidad de corte e influencia del espaciado entre picas sobre la energía específica. Los resultados obtenidos de estos estudios fueron muy similares a los descritos en la relación con la penetración de la cabeza en la roca.

BIBLIOGRAFIA

- ALEMAN, V.P. (1982) *Characterization of strata with particular reference to the performance of roadway drivage machines.*- Thesis submitted to the University of Nottingham for the Degree of Doctor of Philosophy. May.
- HURT, K.G. y EVANS, I. (1980). *A Laboratory Study of Rock Cutting*- 21st U.S. Symposium on Rock Mechanics. University of Missouri - Rolla pp. 112-122.
- HURT, K.G. y EVANS, I. (1980) *Point Attack Tools: An Evaluation of Function and Use for Rock Cutting.* The Mining Engineer. Vol. 140. n. 234 pp. 673-675.
- HURT, K.G. y McANDREW, K.M. (1981) *Designing Roadheader Cutting Heads.* The Mining Engineer. Vol. 141. n. 240 pp. 167-170. Sept.
- KNISSEL, W.; MERTENS, V.; KLEINERT, H.W.; MITTMAN, M. (1984) *Verfahren zur Auslegung und Optimierung der Schneidköpfe von Teilschnitt -Vortriebsmaschinen.* Glückauf 120. Nr 23.
- Mc FEAT-SMITH, I. (1978) *Effective and economic excavation by roadheaders.* Tunnels and Tunnelling, January.
- ROXBOROUGH, F.F.; KING, P. y PEDRONCELLI, E.J. (1981) *Tests on the Cutting Performance of a Continuous Miner.* Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy. January.



Capítulo 8

**TECNOLOGIA DE LA CABEZA
DE CORTE CON DISCOS**

INDICE DEL CAPITULO 8

	Pág.
8.1. Introducción	189
8.2. Parámetros de diseño	191
8.3. Fuerzas sobre los discos en la cabeza de corte	192
8.4. Potencia y par de giro de la cabeza de corte	196
8.5. Diseño de la cabeza de corte. Nomogramas	198
8.6. Relación entre el empuje y la penetración de la cabeza de corte	200
8.7. Corte de rocas resistentes	202
8.8. Mejoras en el diseño y operación de las cabezas de corte con discos	203
8.8.1. Aumento del diámetro de los discos	203
8.8.2. Nuevos diseños de los discos	203

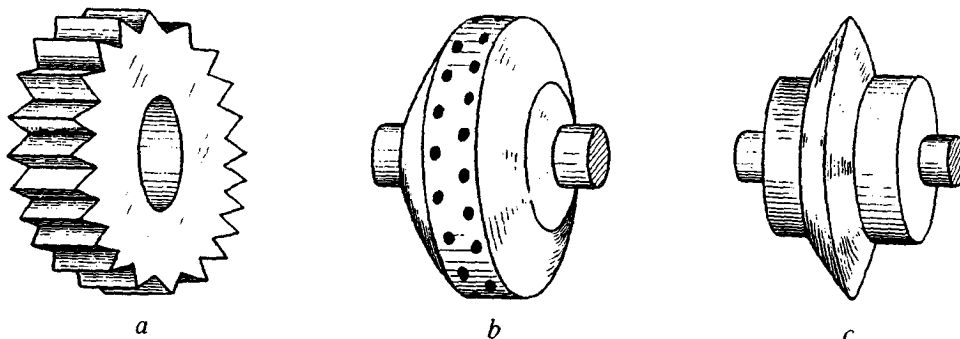
8.1. Introducción

El diseño de la cabeza de corte con discos de las máquinas de avance mecanizado a sección completa ha pasado por una primera fase de experimentación, durante la cual se han introducido innovaciones tecnológicas, aplicándose de forma práctica las teorías desarrolladas sobre los parámetros geométricos del corte de roca con disco.

Hasta la fecha, los resultados de los ensayos de laboratorio y las investigaciones *in situ* no han tenido gran influencia en el diseño de la cabeza de corte, ya que la mejora del rendimiento de las cabezas se debe principalmente al desarrollo de los elementos mecánicos y a la mayor experiencia en el manejo de estas máquinas. Los avances realizados en el diseño de la cabeza de corte, han consistido fundamentalmente en incrementar el espaciado entre discos, aumentando simultáneamente su capacidad de carga.

En la Figura 1 se esquematizan los tres tipos de discos comunmente utilizados:

- a) De sierra
- b) De botones
- c) De cuña.



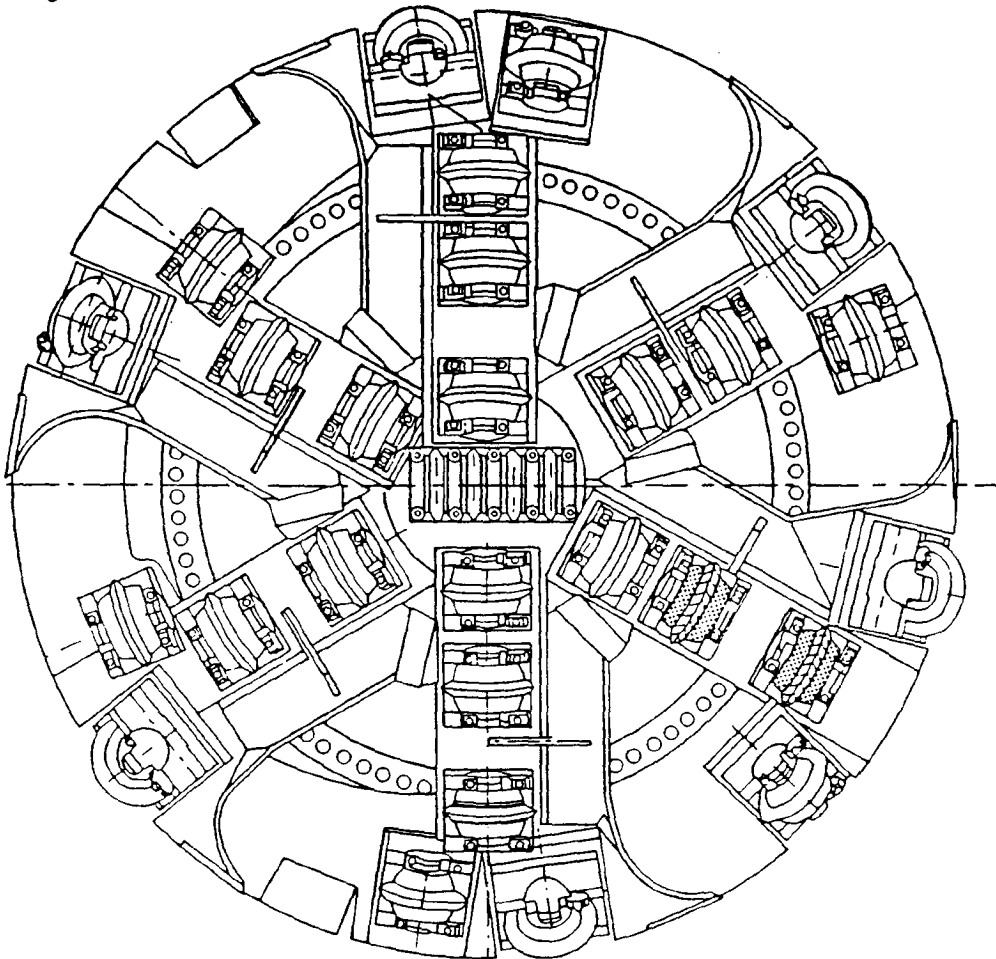
TIPOS DE DISCOS

FIG. 1

También se utilizan discos dobles o triples montados sobre el mismo soporte. Estos conjuntos pueden estar formados por discos iguales o por cualquier combinación de los tres tipos de discos descritos anteriormente.

Según se muestra en la Figura 2, la cabeza de corte está formada por un determinado número de discos colocados según diversas disposiciones alrededor de la periferia y radialmente, siendo di-

ferente la orientación de los discos, tanto en dirección como en inclinación, según se puede apreciar en la Figura.



CABEZA DE CORTE UTILIZADA EN LOS ENSAYOS
DE SAMUEL Y SEOW (1984)

FIG. 2

La cabeza de corte debe aplicar un empuje suficiente para que los discos penetren en la roca, y un par de giro que permita que los discos se muevan alrededor del eje del túnel para producir un arranque continuo de roca. La velocidad de rotación de la cabeza de corte junto con el par requerido, determina su potencia, ya que la potencia necesaria para avanzar la cabeza de corte es despreciable.

Para analizar el rendimiento de las cabezas de corte, se pueden estudiar indistintamente cabezas de corte para perforación de túneles en horizontal o para perforación de chimeneas en vertical (*raise borer*), ya que las relaciones entre las variables independientes, empuje por disco y r.p.m. y las variables dependientes, velocidad de penetración y par resistente de la cabeza de corte, son similares en ambas operaciones. Sin embargo, debido a la acumulación de los residuos del corte entre el frente y la cabeza, la situación más favorable se dará en perforación ascendente y la más desfavorable en descendente, ya que en este último caso se acumularán los residuos y se producirán más sobresaturados.

La energía utilizada en las cabezas de corte varía de unos 150 kW a 1200 kW. Sólo una pequeña fracción de esta energía se utiliza para romper la roca; la mayor parte se pierde por fricción, con la consiguiente generación de calor. El proceso de arranque se va haciendo menos eficaz al ir evolu-

cionando la rotura desde tracción a trituración de roca dura. El tamaño de los fragmentos producidos en el corte va disminuyendo según aumenta la resistencia de la roca y se genera más polvo, por lo cual se hacen más necesarios los chorros de agua como auxiliares al corte con disco.

Por último, cabe mencionar que las cabezas de corte presentan problemas de adaptación a los cambios geológicos: discontinuidades, cambios en la litología y petrología, etc.

8.2. Parámetros de diseño

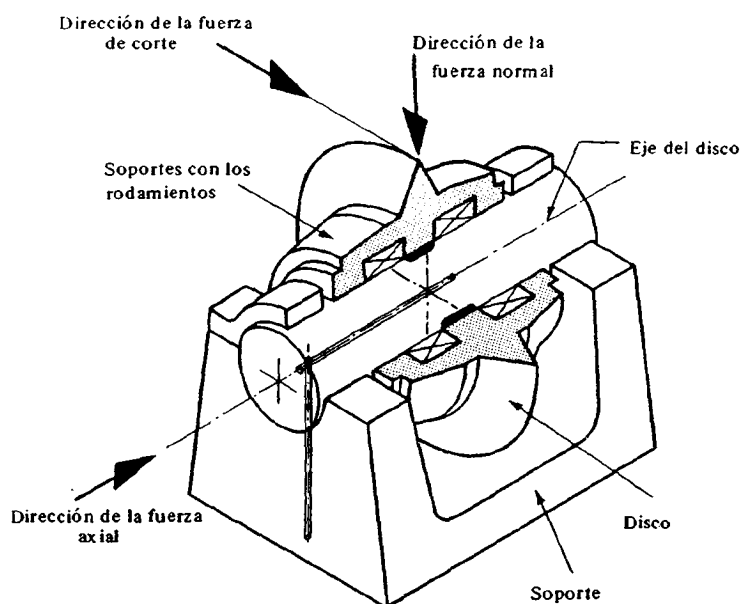
El rendimiento de una cabeza de corte con discos depende en primer lugar de sus parámetros de diseño. Estos parámetros son de tipo mecánico o geométrico. Los más importantes son los siguientes:

- Diámetro de cabeza de corte
- Empuje
- Par de giro
- Velocidad de rotación
- Potencia
- Número de discos
- Espaciado y penetración
- Diámetro de los discos
- Fuerzas por disco

Los parámetros de diseño están relacionados entre sí.

El empuje de la cabeza de corte debe ser el necesario para que el disco penetre en la roca y produzca erquislas entre los surcos adyacentes. El empuje requerido depende de la resistencia de la roca y de la relación entre espaciado y penetración de los discos.

El límite superior del empuje queda fijado por los esfuerzos máximos que pueden soportar los rodamientos de los discos y por la potencia de la máquina. Las fuerzas soportadas por los rodamientos se obtienen dividiendo el empuje axial total por el número de discos de la cabeza de corte. En la Figura 3 se muestra una sección de un disco.



ESQUEMA DE UN DISCO DE SECCION EN CUÑA
FENN, y col., 1981)
FIG. 3

La potencia de la máquina queda definida por el par de giro y por la velocidad de rotación de la cabeza. La velocidad de rotación de la cabeza de corte, normalmente está dentro del intervalo de 3 a 12 rev./mín., con valores frecuentes de 9 rev./mín. para máquinas de tamaño medio. Las velocidades de rotación bajas no son convenientes desde el punto de vista del corte de roca, pero en cabezas de gran diámetro estas velocidades están condicionadas por la potencia disponible en la cabeza de corte y por el calentamiento máximo tolerado por los discos. Las cabezas de gran diámetro (del orden de 10 m) funcionan a velocidades muy bajas, inferiores a 1 rev./mín.

Una parte importante de la potencia de la máquina se consume en el giro de los elementos: eje principal de la cabeza de corte y ejes de los discos aislados (Figura 3), aunque la cabeza de corte no esté ejerciendo presión contra la roca. Por este motivo, hay que tener en cuenta que en los ensayos estáticos realizados en laboratorio sobre cabeza de corte, se va a obtener un rendimiento algo mayor que el de corte a tamaño real.

El número de discos en la cabeza de corte se fija en función del empuje axial de la máquina y de la capacidad resistente de sus soportes. En cualquier caso, hay que disponer los discos, en la medida de lo posible, de tal forma que sufran esfuerzos análogos. En la Figura 3 vienen indicadas las fuerzas que actúan sobre cada disco.

El espaciado de los discos, es decir, la distancia entre ellos está relacionado con la penetración y con el empuje de la cabeza de corte. Hay que conseguir una relación óptima espaciado/penetración para que la mayor parte del arranque de la roca se produzca por desprendimiento de esquirlas entre surcos adyacentes, evitándose así en lo posible las pasadas sucesivas del disco por el mismo surco antes de que comiencen a saltar las esquirlas de roca.

En los diseños actuales de las cabezas de corte se va a espaciados cada vez mayores, lo cual exige mayores empujes de la cabeza de corte, para mantener la relación espaciado/penetración dentro de los valores óptimos. Esto es posible gracias a las mejoras conseguidas en el diseño y calidad de los soportes de los discos. Por otra parte, el diámetro de los discos debe guardar cierta proporción con el diámetro de la cabeza de corte y la penetración requerida. Dicho diámetro puede ser variable según la posición de los discos en la cabeza de corte, siendo los discos de la periferia de la cabeza de corte mayores que los del centro. Sus diámetros pueden variar en torno a los 30 ó 40 cm.

8.3. Fuerzas sobre los discos en la cabeza de corte

Conforme aumenta el empuje de la cabeza de corte sobre el frente, la roca va sufriendo un desgaste cada vez mayor, hasta que el empuje alcanza una presión crítica y los discos penetran en la roca. Esta presión es de unas 10 veces la resistencia a compresión de la roca.

Según se muestra en la Figura 4, MELLOR y HAWKES (1972), analizando una amplia gama de máquinas, observaron que el empuje tiende a ser proporcional al cuadrado del diámetro del túnel:

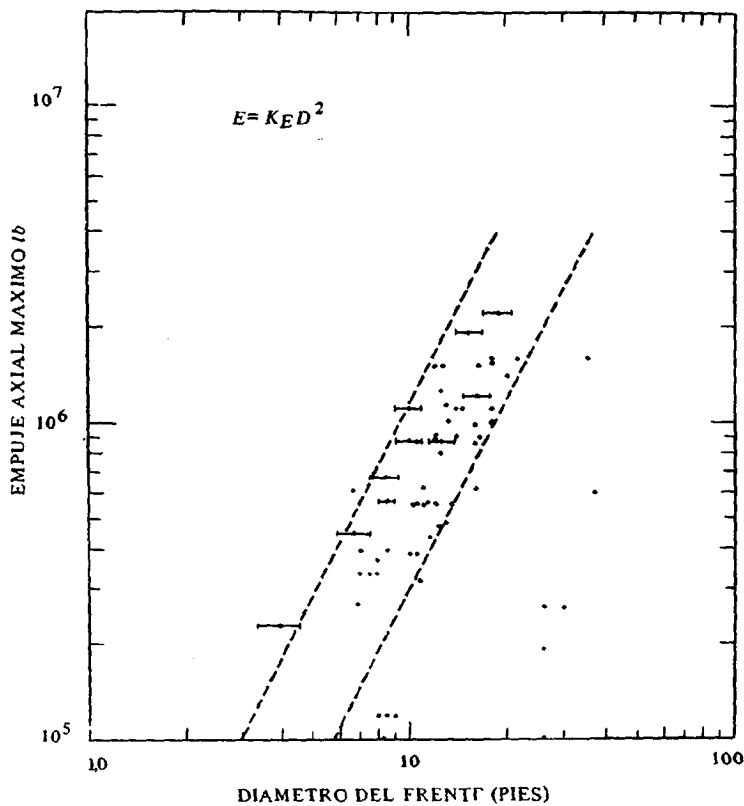
$$E = K_E \cdot D^2$$

donde: E es el empuje en kg

D es el diámetro de la cabeza en cm.

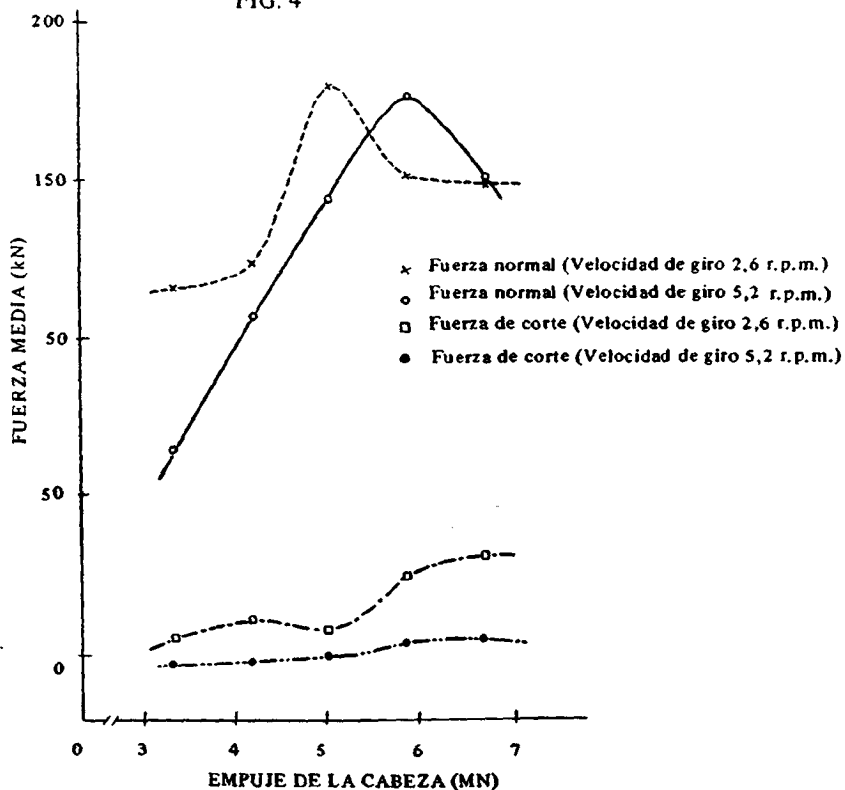
K_E es una constante de proporcionalidad cuyo valor varía de 1, 2 kg/cm² en cabezas de corte para rocas blandas a 4,5 kg/cm² en cabezas para rocas duras.

En los ensayos de SAMUEL y SEOW (1984) sobre una cabeza de corte con discos perforando en basalto, se han obtenido las relaciones entre las fuerzas medias de pico y el empuje de la cabeza de corte (Figura 5); se observa que la fuerza en el disco aumenta al aumentar el empuje de la cabeza de corte. También se deduce que el hecho de modificar la velocidad de rotación de la cabeza apenas tiene influencia en los niveles de fuerza, lo cual indica que las fuerzas en el disco son independientes de la velocidad de corte.



EMPUJE AXIAL MAXIMO EN FUNCION DEL DIAMETRO DE CABEZAS DE CORTE PARA ROCAS DURAS (MELLOR y HAWKES, 1972).

FIG. 4



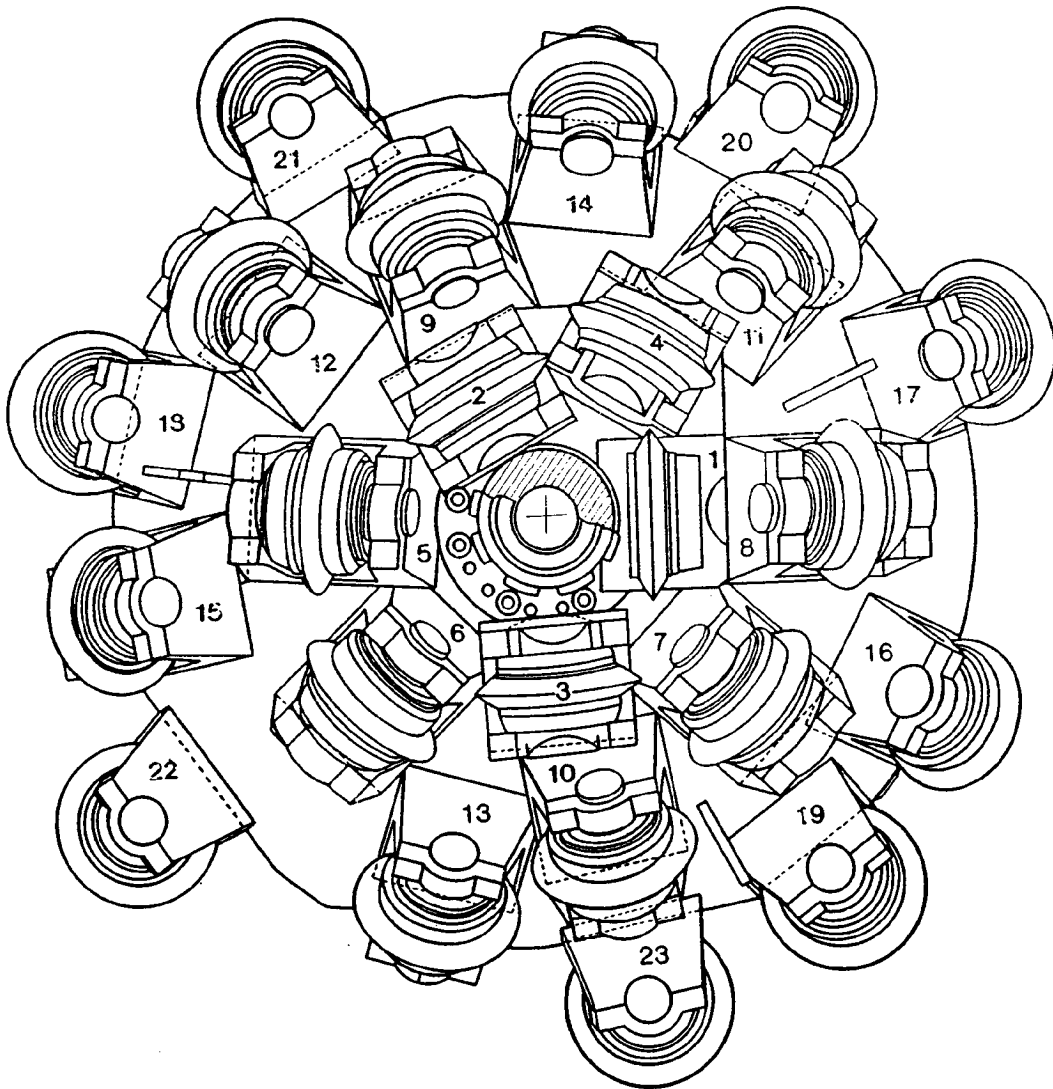
FUERZAS MEDIAS DE PICO EN FUNCION DEL EMPUJE DE LA CABEZA DE CORTE (SAMUEL Y SEOW, 1984)

FIG. 5

En los ensayos de SAMUEL y SEOW se ha observado que las fuerzas normales de los discos permanecen en un nivel muy bajo o cero la mayor parte del tiempo de perforación. Las fuerzas de corte oscilan alrededor de cero, siendo nulas casi todo el tiempo de perforación.

Para evaluar las fuerzas que actúan en los discos de una cabeza de corte en función de su posición radial en la misma, FENN y col. (1981) han realizado diversas investigaciones sobre una cabeza de corte con discos para perforación ascendente (*raiseboring*). De los resultados de estos estudios, se ha deducido que las fuerzas experimentadas por los discos dependen de su posición en la cabeza de corte. Los discos situados hacia el centro de la cabeza están sometidos a mayores esfuerzos normales y menores esfuerzos de corte, mientras que los discos situados hacia la periferia les ocurre el fenómeno contrario. Por otra parte, las fuerzas medias registradas se corresponden bien con las calculadas en el diseño de la cabeza de corte, pero se ha detectado picos dinámicos de fuerza casi 10 veces mayores que los valores medios.

La cabeza de corte utilizada estaba accionada por un motor eléctrico de 112 kW, que podía proporcionar un par máximo de $126700 \text{ N} \times \text{m}$ a 8 r.p.m. El empuje era producido por un sistema auxiliar alimentado por un motor eléctrico de 20 kW, alcanzándose un empuje máximo de 206800 kg.



CABEZA DE CORTE UTILIZADA POR FENN y col. (1981) EN LOS ENSAYOS DE DETERMINACION DE FUERZAS SOBRE LOS DISCOS

FIG. 6

Los discos fueron instrumentados con galgas extensométricas conectadas a un sistema de telemetría.

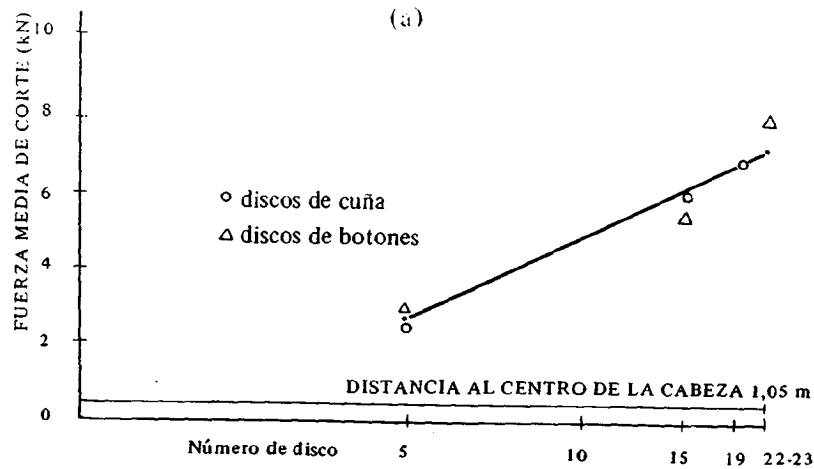
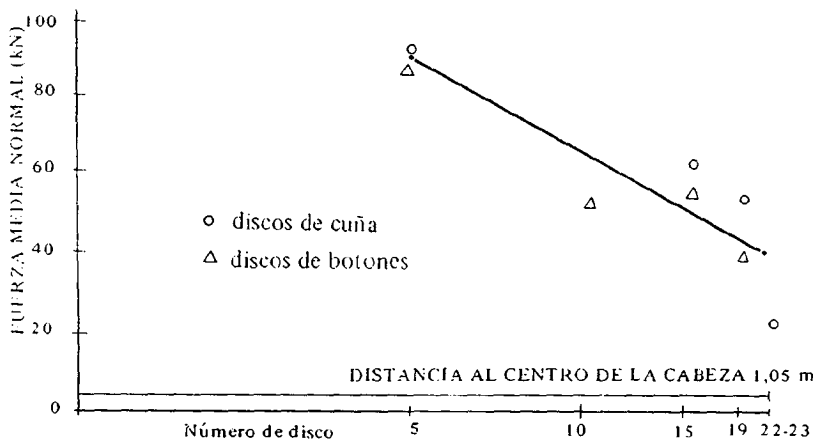
En la Figura 6 se muestra un esquema de las cabezas de corte con los discos instrumentados.

Los parámetros evaluados durante el análisis fueron las fuerzas medias, las fuerzas medias de pico y las fuerzas máximas de pico, tanto la normal como la de corte, utilizando discos de cuña y discos de botones. También se estimó la relación entre la fuerza media de corte y la fuerza media normal, así como la relación entre la fuerza máxima de pico y la fuerza media.

Se observaron fluctuaciones importantes en las fuerzas. Ello era debido al diferente emplazamiento de los discos en la cabeza de corte. Por otra parte, al saltar alguna esquirla de roca demasiado grande, el disco puede llegar a perder contacto con la roca y descender a cero las fuerzas en el mismo. Cuando se reanuda el contacto, se produce un impacto entre el disco y la roca, originándose fuerzas de tipo dinámico. Otros factores que producen fluctuaciones de las fuerzas son las variaciones de empuje de la cabeza de corte y la acumulación de residuos de roca triturada, que pueden llegar a atascar la máquina.

También se constataron fuerzas de signo contrario, debido al rebote elástico de los discos cuando se descargan repentinamente.

Las fuerzas experimentadas por los discos en cuña y por los discos de botones fueron muy análogas. En las Figuras 7-a y 7-b se muestran respectivamente la variación de la fuerza media normal



FUERZAS MEDIA NORMAL Y DE CORTE EN FUNCION DE LA POSICION DE LOS DISCOS EN LA CABEZA DE CORTE (FENN y col. 1981)

FIG. 7

y de la fuerza media de corte en función de la posición radial de los discos en la cabeza de corte, según la numeración de la Figura 6. Se puede observar que la fuerza media normal disminuye y la fuerza media de corte aumenta de forma casi lineal desde el centro de la cabeza de corte hacia la periferia..

8.4. Potencia y par de giro de la cabeza de corte

La potencia de la cabeza de corte está condicionada su velocidad de rotación y por el par requerido.

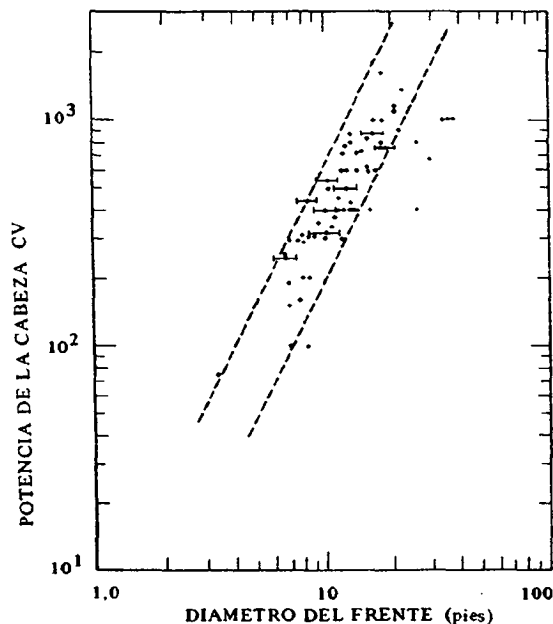
En la Figura 8 se relaciona el diámetro de la cabeza de corte con su potencia para un conjunto de cabezas de corte. Se puede ver que la potencia es proporcional al cuadrado del diámetro:

$$P = K_p \cdot D^2$$

donde: P es la potencia de la cabeza de corte en CV.

D es el diámetro de la cabeza en cm.

K_p es una constante con valores frecuentes entre $1,7 \cdot 10^{-3} \text{ CV/cm}^2$ y $5,6 \cdot 10^{-3} \text{ CV/cm}^2$.



POTENCIA DE LA CABEZA DE CORTE EN FUNCION DE SU DIAMETRO
SEGUN LOS DATOS RECOGIDOS POR MELLOR Y HAWKES (1972)

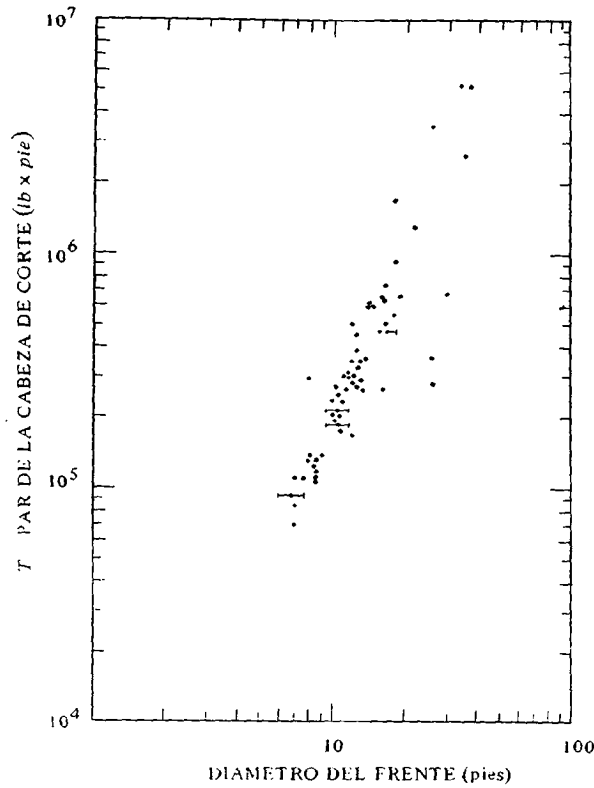
FIG. 8

En la Figura 9 se representa el par máximo de varias cabezas de corte de diversas características, en función de sus diámetros. En el ajuste se observa una tendencia en la que el par T es proporcional al diámetro del túnel con un exponente 2,3:

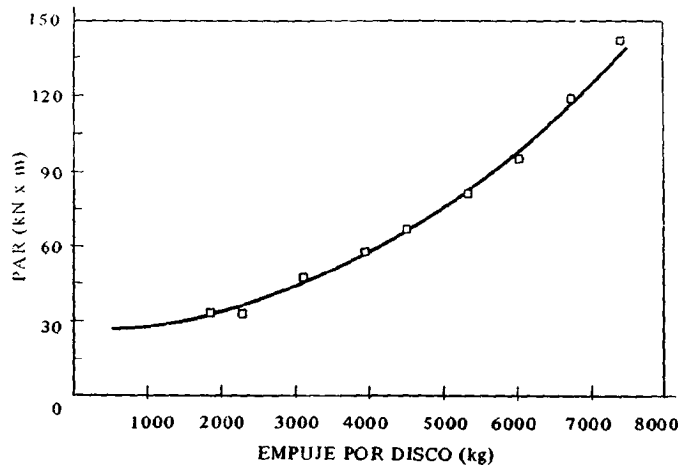
$$T = K_T \cdot D^{2,3}$$

Si la velocidad de rotación fuera constante en todas las cabezas de corte, el exponente del diámetro sería 2, pero como al aumentar el diámetro de las cabezas de corte su velocidad va disminuyendo, el exponente es 2,3.

Según las investigaciones de HAMILTON y DOLLINGER (1979), al aumentar el empuje sobre la cabeza de corte hay que aumentar el par de giro, según se indica en la Figura 10.



PAR DE LA CABEZA DE CORTE EN FUNCION DE SU DIAMETRO
(MELLOR y HAWKES. 1972)
FIG. 9

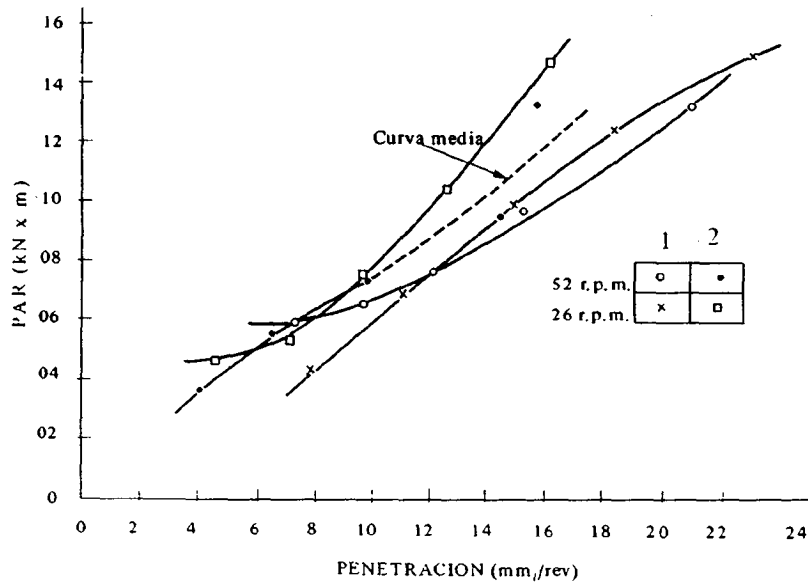


PAR DE GIRO EN FUNCION DE LA FUERZA NORMAL POR DISCO
PARA UNA VELOCIDAD DE ROTACION DADA (HAMILTON y DOLLINEER, 1979)
FIG. 10

Como las cabezas de corte tienen una potencia limitada para generar el par de giro necesario, la fuerza de empuje de la cabeza está limitada por dicha potencia.

La relación entre la penetración por revolución y el par de giro es lineal, de modo que al aumentar el empuje de la cabeza de corte hasta conseguir duplicar la penetración, se duplica el par necesario.

En la Figura 11 se indica la relación obtenida por SAMUEL y SEOW (1984) entre el par de giro y la penetración, para dos velocidades diferentes en dos cabezas de corte.



PAR EN FUNCION DE LA PENETRACION DE DOS CABEZAS DE CORTE PARA DOS VELOCIDADES DIFERENTES (SAMUEL y SEOW, 1984)

FIG. 11

Por otra parte, al aumentar el espaciado de los discos, se reduce el par de giro, ya que el número de contactos de la cabeza con la roca será más reducido.

8.5. Diseño de la cabeza de corte. Nomogramas

Al diseñar una cabeza de corte hay que tener en cuenta en primer lugar la necesidad de acceso para intercambio de los discos de corte y además hay que prever un espacio con objeto de instalar el sistema de evacuación de escombros.

Para obtener el máximo rendimiento de una cabeza de corte, hay que colocar los discos de manera que se consiga la máxima interacción entre cortes sucesivos: así se podrá aumentar la velocidad de avance de la máquina o reducir las fuerzas sobre los discos y, por consiguiente, prolongar la vida de la cabeza de corte.

HIGNETT y O'REILLI (1979) plantean el método de los nomogramas para el diseño de la cabeza de corte. Los nomogramas relacionan la velocidad de avance y la velocidad de corte de la cabeza con la disposición de los discos sobre la misma.

Según se ha mencionado anteriormente, el espaciado s entre surcos para conseguir la máxima interacción, es función de la penetración d . Normalmente, el espaciado de los discos es un valor fijo en la máquina y por consiguiente, las variaciones de la relación s/d se consiguen variando la profundidad de corte d .

Los discos se sitúan en la cabeza de corte en una disposición concéntrica para que cada pasada sucesiva del siguiente disco se produzca sobre el resalte creado por el disco anterior. La penetración se obtiene de la velocidad de rotación y de la velocidad de avance de la cabeza de corte, según la siguiente expresión:

$$V = d \cdot \omega \cdot c$$

donde: V es la velocidad de avance

d es la penetración

ω es la velocidad de giro de la cabeza de corte

c es el número de cortes en el mismo surco por revolución.

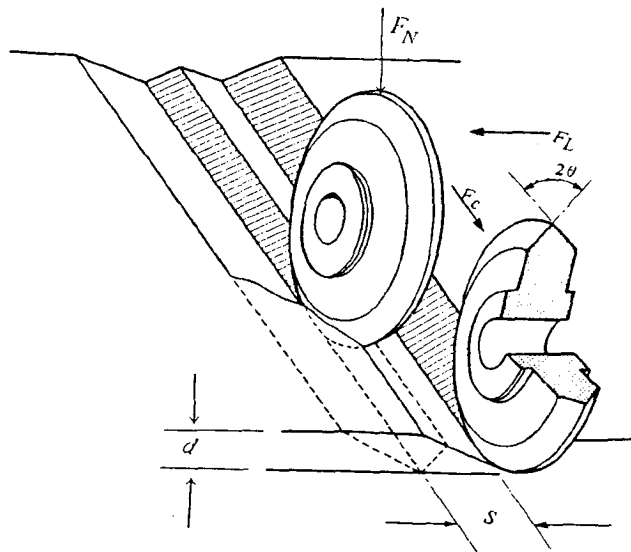
Según se indica en la Figura 12, el disco que realiza el segundo corte puede situarse en la cabeza de corte algo retrasado respecto al primer disco, sin perder por ello interacción.

La cabeza de corte debe tener cierta conicidad, cuyo valor óptimo viene dado por la siguiente expresión:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{d}{N \cdot s}$$

donde: N es el número de series de discos. Así, por ejemplo, si la penetración d es de 12 mm y la separación s entre disco y disco es de 60 mm, el ángulo cónico α necesario con discos separados a 90° , es decir, cuatro series radiales sería:

$$\alpha = \operatorname{arc} \operatorname{tg} \frac{12}{60 \cdot 4} \approx 3^\circ$$



DISPOSICIÓN RELATIVA DE DOS DISCOS ADYACENTES EN LA CABEZA DE CORTE (HIGNETT y O'REILLI, 1979)

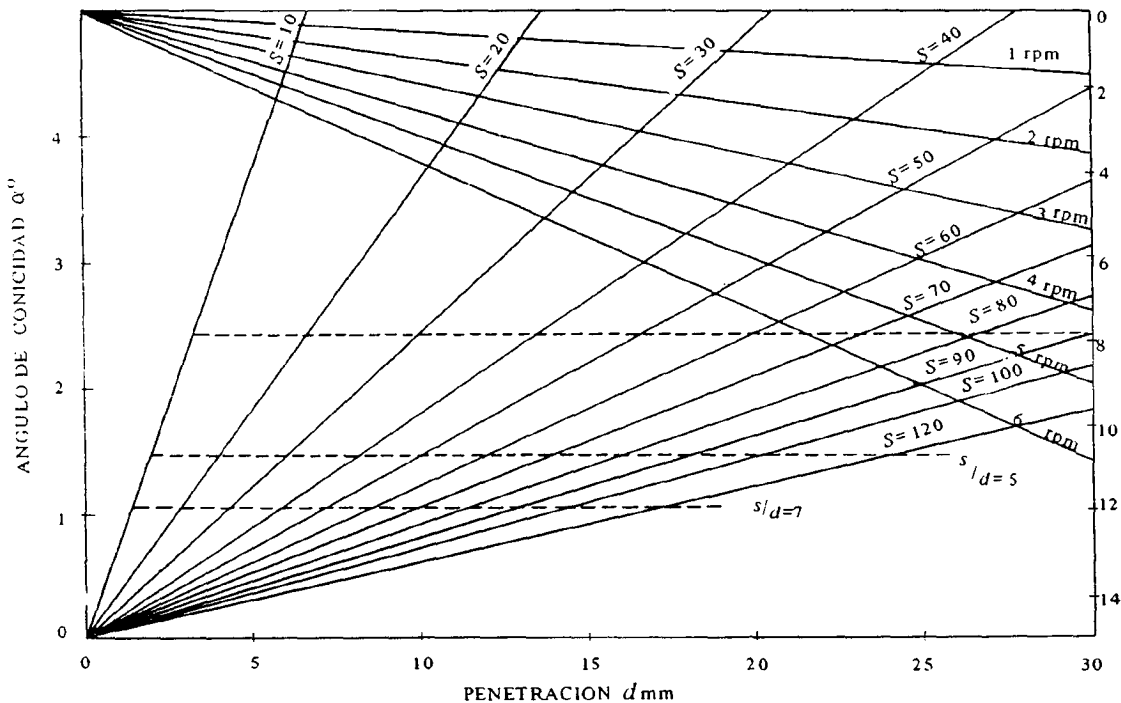
FIG. 12

Los ángulos de conicidad de las cabezas de corte con discos separados a 60° y 45° , o lo que es lo mismo, dispuestos en 6 y 8 series radiales, son respectivamente de 2° y 1.5° .

La disposición óptima de los discos en la cabeza de corte es la que cumple la condición de conicidad, que está relacionada con el cociente s/d , y la condición crítica s/d para que la interacción entre surcos sea máxima. En la práctica, el ángulo de conicidad de la cabeza de corte debe permitir una variación apreciable de las profundidades de corte, que también dependen de la velocidad de rotación de la cabeza de corte y de su velocidad de avance. Los nomogramas relacionan gráficamente todos estos parámetros y definen sus valores para que el rendimiento de la cabeza de corte sea óptimo.

A continuación, como ejemplo, se explica la forma de utilización de los nomogramas. Se considera el monograma de la Figura 13, para discos montados en ocho series radiales sobre una cabeza de sentido de rotación único. Se puede suponer, por experiencia previa o ensayos de laboratorio, que la profundidad de corte de un disco es de 15 mm y para que haya interacción óptima la relación s/d debe ser 5. En este caso, en dirección ascendente desde la escala de abscisas en el punto $d = 15$ mm, se interseca la línea de $s/d = 5$, que es la segunda línea horizontal discontinua. Este punto corresponde a un espaciado entre discos de $s = 75$ mm. El ángulo cónico se obtiene en la escala vertical de la izquierda, y en el ejemplo sería $\alpha = 1,5^\circ$. A partir del nomograma, también se pueden determinar las velocidades de rotación y avance de la cabeza de corte. Se toman las intersecciones de las rectas oblicuas descendentes correspondientes a r.p.m. con la vertical trazada desde el eje de abscisas para una penetración $d = 15$ mm. En la escala vertical de la derecha se leerá la velocidad de avance de la cabeza de corte según la velocidad de rotación elegida.

Por último, como norma general de diseño, con objeto de conseguir los mejores rendimientos por medio del corte secuencial interactivo y teniendo en cuenta que en una misma obra se pueden atravesar diferentes formaciones, se recomienda que las cabezas de corte tengan cierta adaptabilidad



NOMOGAMA PARA UNA CABEZA DE CORTE DE SENTIDO UNICO DE ROTACION DE OCHO SERIES RADIALES DE DISCOS (HIGNETT y O'REILLI, 1979)

FIG. 13

para lograr la conicidad y el espaciado óptimos entre discos en cada tramo de la obra. En cualquier caso si se fija la conicidad adecuada al tipo más desfavorable de roca prevista en la obra, las necesidades de potencia quedarán comprendidas entre el valor mínimo y el que correspondería a una cabeza de corte totalmente plana.

8.6. Relación entre el empuje y la penetración de la cabeza de corte

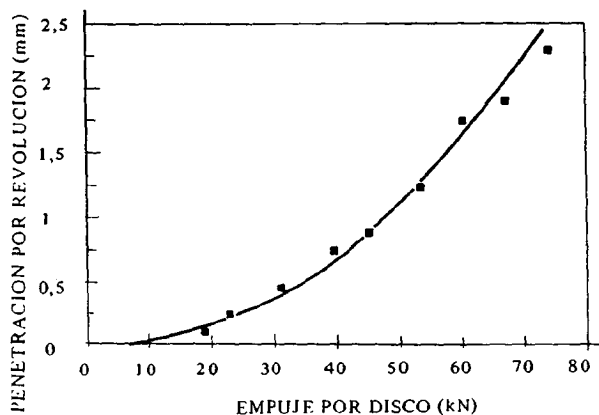
HAMILTON y DOLLINGER (1979), utilizando una cabeza de corte con discos para perforar una chimenea ascendente en granodiorita de 150 a 200 MPa de resistencia, han determinado la relación entre el empuje aplicado por disco y la penetración de la cabeza de corte por revolución.

La función obtenida es la siguiente:

$$P_r = k \cdot E_d^n$$

donde:
 P_r es la penetración por revolución
 E_d es el empuje del disco
 k y n son constantes

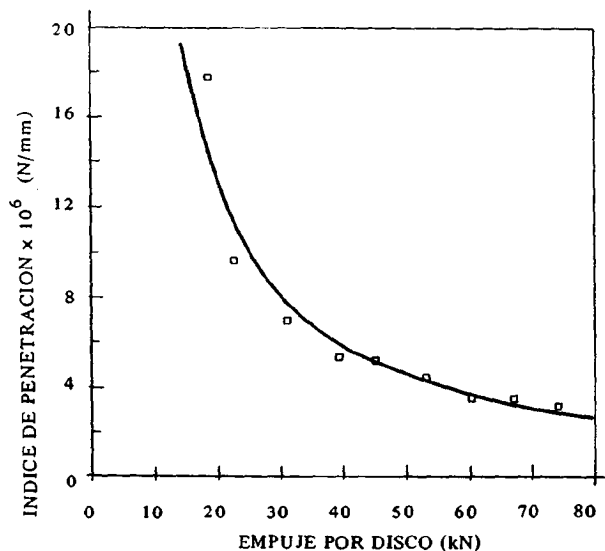
Esta función se ha representado en la Figura 14, donde se observa que se pueden conseguir velocidades de avance cada vez mayores al ir aumentando el empuje por disco, existiendo las limitaciones impuestas por la resistencia de los soportes de los discos, el par de giro y las características del terreno.



RELACION ENTRE LA PENETRACION POR REVOLUCION Y EL EMPUJE POR DISCO (HAMILTON Y DOLLINGER, 1979)

FIG. 14

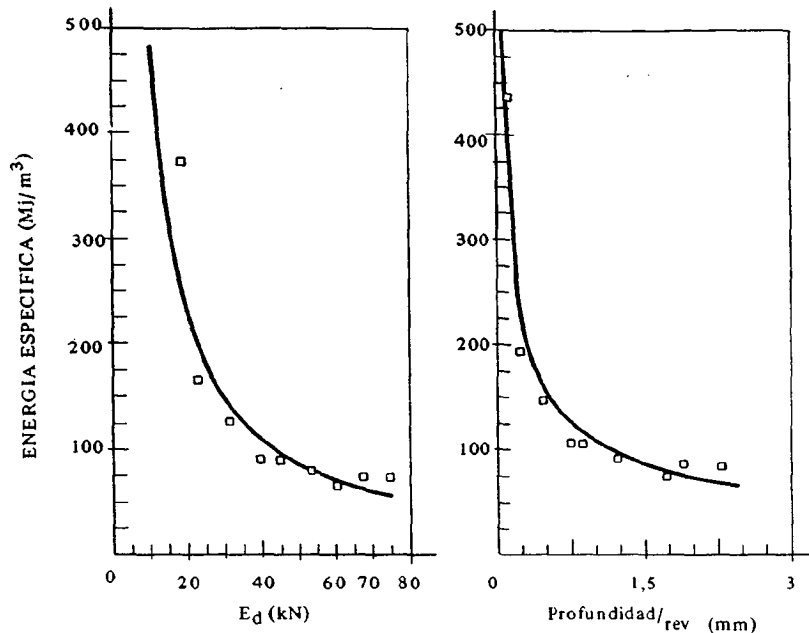
A partir de los datos de la Figura 14, se deduce que la perforabilidad de una roca definida por el índice de penetración, es decir, por la relación entre el empuje aplicado por disco y la profundidad de penetración, es una función del empuje. Esta afirmación queda reflejada en la Figura 15, en la que se ha representado el índice de penetración en función del empuje por disco. Se puede ver



INDICE DE PENETRACION EN FUNCION DEL EMPUJE POR DISCO (HAMILTON y DOLLINGER, 1979)

FIG. 15

que el índice de penetración, calculado a partir de la curva de la Figura 14, disminuye al aumentar el



ENERGIA ESPECIFICA EN FUNCION DEL EMPUJE POR DISCO E_d Y DE LA PENETRACION POR REVOLUCION P_r (HAMILTON Y DOLLINGER, 1979)

FIG. 16

empuje por disco. Esta observación parece indicar que la perforabilidad de una roca no es un valor constante. La razón de este cambio aparente de perforabilidad en función del empuje aplicado hay que buscarla en la eficacia de la acción de corte de la cabeza. Se ha podido determinar que al aumentar el empuje, el proceso de corte es más eficaz, produciéndose menos sobretriturados y más esquirlas de roca entre surcos. Esto último queda corroborado por el análisis sobre los detritus producidos por la cabeza de corte. Además, en los cálculos realizados referentes a energía específica, según se muestra en la Figura 16, se puede apreciar un claro descenso de la energía específica al ir aumentando el empuje y la penetración por revolución.

8.7. Corte de rocas resistentes

Para mejorar el rendimiento del corte en rocas resistentes, HENNEKE y KNICKMEYER (1979) han propuesto un sistema basado en la vibración de los discos de la cabeza de corte.

Las cabezas de corte con discos que se utilizan actualmente en rocas del carbonífero, representan un compromiso entre la resistencia máxima de los soportes de los discos y la energía máxima transferida a la roca. Así, para transferir una potencia de 7 a 8 kW a la roca, se requiere un empuje total de 1000 – 1100 kN/m de diámetro de perforación. Para producir estas fuerzas, se requieren máquinas muy pesadas y resistentes.

Con el método propuesto de vibraciones de los discos, se puede reducir de un 30 a un 50 % el empuje necesario de la cabeza de corte, y por consiguiente, disminuir el peso de la máquina en una cantidad equivalente. Con la vibración de los discos se substituyen las fuerzas estáticas necesarias para transferir energía a la roca, por un proceso dinámico. Se pueden conseguir fuerzas centrífugas de hasta 200 kN con un disco de 72 cm de diámetro, equipado con un vibrador funcionando a una velocidad de rotación de 3000 r.p.m., suficientemente alejada de las frecuencias de resonancia. Con las fuerzas generadas por este sistema, se pueden romper rocas tan duras como granito, etc.

Debido a la complejidad del equipo necesario para vibrar los discos, este sistema se recomienda para cabezas de corte con un número limitado de discos.

8.8. Mejoras en el diseño y operación de las cabezas de corte con discos

8.8.1. Aumento del diámetro de los discos

De los datos extraídos por OZDEMIR y DOLLINGER (1984) de diferentes proyectos realizados con máquinas con cabezas de corte de discos, se deduce que en todos los casos la cabeza de corte debe ejercer un empuje por encima de un valor crítico para que el corte sea eficaz. En rocas blandas este mínimo es fácil de alcanzar, pudiendo optimizarse el proceso de corte, ya que dicho empuje suele ser bastante inferior que la resistencia de los soportes de los discos. Sin embargo, en rocas duras se requieren cabezas de corte grandes y robustas para que los soportes de los discos puedan resistir las sollicitaciones a que están sometidos. Las cabezas de corte más modernas están equipadas con discos de 40 a 50 cm de diámetro, capaces de soportar sollicitaciones de hasta 20 toneladas. Se utilizan incluso con cabezas de corte de pequeño diámetro y en su parte central, donde hasta hace poco tiempo se utilizaban discos de 30 cm de diámetro o menores.

La duración de los discos es mayor cuando se utilizan discos de mayor diámetro, ya que conforme va aumentando el diámetro también se incrementa la sección transversal. Por otra parte, los discos de mayor diámetro giran a velocidades más bajas, produciéndose un contacto menor con la roca. Por ejemplo, al comparar dos discos de 43 cm y 39 cm de diámetro, con secciones de forma análoga, se observa que el disco de 43 cm tiene una sección del orden del 50 por ciento mayor que la del disco de 39 cm, en la zona del filo.

Como los discos de 43 cm giran a una velocidad inferior en un 10 % a los de 39 cm, los discos de 43 cm, pueden tener una vida útil un 60 % mayor que la de los discos de 39 cm. Por consiguiente queda justificada la utilización de discos de mayor diámetro, porque a pesar de su precio más elevado por unidad, en conjunto resultan más baratos al tener más larga vida y perderse menos tiempo en la sustitución.

8.8.2. Nuevos diseños de los discos

El desafilado de los discos produce un aumento de la superficie de contacto del disco con la roca, y por consiguiente, una disminución de tensiones; por este motivo, el rendimiento del proceso de corte disminuye rápidamente cuando el desgaste del disco ha sobrepasado un valor límite.

La influencia del desgaste del filo del disco y la caída del rendimiento de corte es mucho más apreciable en roca dura cuando se emplean discos con filo en cuña. Para evitar este problema, se utilizan discos de sección transversal constante que mantienen el mismo desafilado y el mismo rendimiento de corte, a pesar de sufrir un desgaste progresivo.

Este tipo de discos, al principio tienen un rendimiento menor que los discos en cuña, debido a su desafilado inicial, pero al cabo de cierto tiempo, los términos se invierten.

En rocas muy duras y abrasivas se recomiendan secciones del disco bastante estrechas y de valor constante. En rocas más blandas, se puede incrementar la sección transversal del disco para prolongar su duración, ya que en estas rocas el desgaste no es un factor crítico en el rendimiento del corte. En rocas muy blandas y abrasivas, se colocan discos con una sección que se va autoafilando. Esta sección posee las características de los discos de sección constante y sección en cuña.

En las posiciones periféricas de la cabeza de corte, se utilizan indistintamente discos con sección constante y con sección en cuña con mayor sección transversal, para reducir el desgaste de los discos y mantener el diámetro del túnel.

BIBLIOGRAFIA

- FENN, O. y col. (1981) *The in-situ Measurement of Dynamic Cutter Forces on a Robbins Raiseborer Reaming Head.* Chamber of Mines of South Africa. Mining Technology Laboratory.
- HAMILTON, W.H. y DOLLINGER, G.L. (1979) *Optimizing Tunnel Boring Machine and Cutter Design for Greater Boreability.* Proceedings. Rapid Excavation and Tunneling Conference. AIME. New York.
- HENNEKE, J. y KNICKMEYER, W. (1979) *Possibilities and Limitations of Waterjet – assisted Tunnel Boring in German Coal Mines.* Proceedings. Rapid Excavation and Tunnelling. Conference. Vol. 2. AIME. New York.
- HIGNETT, H.J. y O'REILLI, M.P. (1979) *The Arrangement of Rock Cutting Tools on full Face Tunnel Boring Machines.* 4th International Congress on Rock Mechanics. Montreux. Suiza.
- MELLOR, M. y HAWKES, I. (1972) *Hard Rock Tunneling Machine Characteristics.* Proceedings. Rapid Excavation and Tunneling Conference. AIME. New York.
- OZDEMIR, L. y DOLLINGER, G.L. (1984) *Recent Developments in Mechanical and Water Jet assisted Tunnel Boring Technology for Civil and Mining Engineering Applications.* Proceedings of Rock Engineering. Newcastle upon Tyne. England.
- SAMUEL, A.E., y SEOW, L.P. (1984) *Disc Force Measurements on a Full-face Tunnelling Machine.* Int. Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences. Vol. 21. pp. 83–96.



Capítulo 9

**EL CHORRO DE AGUA EN LA
TECNOLOGIA DE LAS CABEZAS DE CORTE**

INDICE AL CAPITULO 9

	Pág.
9.1. Introducción	207
9.2. Características técnicas de los equipos utilizados	207
9.2.1. Mecanismo generador del chorro	207
9.2.2. Parámetros que influyen en la acción de los chorros de agua	208
9.2.3. Disposición de los chorros de agua en la cabeza de corte	208
9.3. Influencia de la asistencia de los chorros de agua en las fuerzas que proporciona la cabeza de corte	210
9.4. Posibilidades y limitaciones de los chorros de agua como medio de asistencia al corte	211

♦

**EL CHORRO DE AGUA EN LA
TECNOLOGIA DE LAS CABEZAS DE CORTE**

9.1. Introducción

En la última década se han realizado gran variedad de experiencias de laboratorio y de estudios de campo, cuyo principal objetivo es desarrollar una técnica que mejore la eficacia de las máquinas perforadoras, mediante la utilización de chorros de agua a presión combinados con los útiles mecánicos de corte.

La mayor parte de estos trabajos han sido realizados por la *Colorado School of Mines*, en colaboración con la *Robbins Company* de USA, y por el *Bergbau-Forschung GmbH* en la R.F.A.

La *Colorado School of Mines* realizó una primera serie de ensayos sobre rocas graníticas, en los cuales se observó que la velocidad de penetración de la máquina aumenta hasta un 50 % cuando se utilizan chorros de agua como asistencia a los medios mecánicos; este hecho puede reducir los costos totales de un proyecto de perforación hasta un 25 %, WANG (1976).

Por su parte, el *Bergbau-Forschung GmbH* realizó experiencias sobre areniscas carboníferas, demostrando que las fuerzas que necesita suministrar la máquina para conseguir un corte eficaz, se reducen considerablemente cuando se emplean chorros de agua auxiliares. Una consecuencia importante de este hecho es la posibilidad de reducir el peso de las máquinas, aumentando en movilidad y ampliando su campo de aplicación incluso para perforar galerías y túneles de longitudes relativamente cortas, HENNEKE (1979).

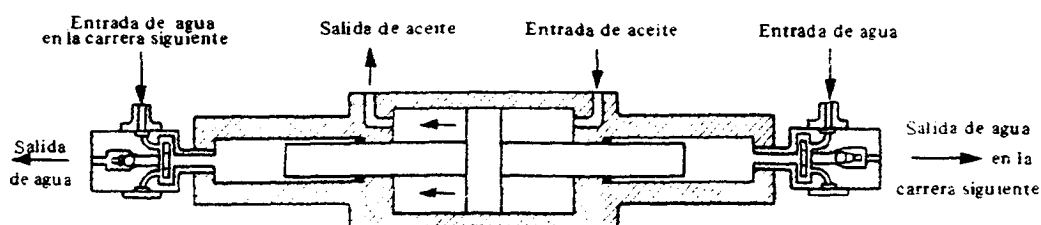
Sin embargo, esta técnica presenta también serias limitaciones. En el presente, los trabajos de la *Colorado School of Mines*, están dirigidos a determinar claramente la presión de agua más adecuada a cada circunstancia, con objeto de trabajar en todo momento con las condiciones más favorables y los costos más bajos, OZDEMIR (1984).

En este capítulo se van a analizar las principales características técnicas de los equipos utilizados, así como las posibilidades y las limitaciones reales de esta nueva técnica.

9.2. Características técnicas de los equipos utilizados

9.2.1. Mecanismo generador del chorro

Los chorros de agua a presión se generan mediante unos multiplicadores de presión hidráulicos, cuyo esquema de funcionamiento puede observarse en la Figura 1.



PRINCIPIO DE FUNCIONAMIENTO DE UN MULTIPLICADOR
DE PRESION. WANG (1976)

FIG. 1

Cada multiplicador de presión consta de un pistón central grande y de otros dos laterales más pequeños. Cuando el cilindro central alcanza el final de su recorrido, el circuito de conmutación invierte la dirección del flujo de aceite, de manera que los dos pistones laterales hacen que el multiplicador bombee agua, tanto en su carrera hacia la derecha como hacia la izquierda, ya que cuando un extremo está en el período de admisión de agua, el otro se encuentra en el período de escape.

La conexión entre este mecanismo de bombeo y las boquillas rotativas, colocadas en los colectores de la cabeza de corte, se realiza mediante unas cabezas de inyección que admiten las presiones de funcionamiento.

9.2.2. Parámetros que influyen en la acción de los chorros de agua

Las presiones de agua necesarias para cortar rocas duras de forma efectiva, deben ser superiores a 210 MPa, y normalmente oscilar entre 280 y 350 MPa.

La profundidad del corte aumenta, aproximadamente de forma lineal, con el diámetro de la boquilla, como se vio en el capítulo 6. Sin embargo, no es conveniente aumentar el tamaño de la boca para conseguir un corte más profundo, ya que la potencia necesaria aumenta con el cuadrado del diámetro de la boca.

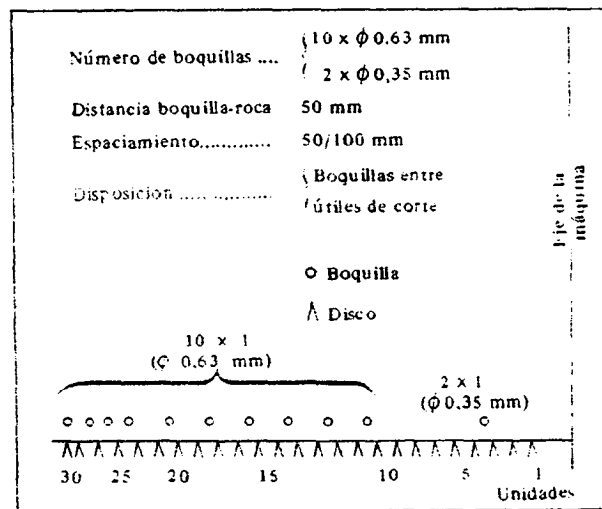
El método más efectivo de aumentar la profundidad de corte, para un incremento de potencia dado, es realizar varias pasadas por el mismo sitio con una boquilla cuyo diámetro sea 0.3 mm aproximadamente.

Otra forma de aumentar la profundidad de corte es utilizar colectores de dos boquillas, pero, en este caso, es decisivo que los chorros estén convenientemente distanciados entre sí, ya que en caso contrario se producen interferencias entre ambos y se consigue una penetración final menor que con dos pasadas de una boquilla simple.

La distancia entre las boquillas y la roca interesa que sea lo más pequeña posible, por lo que, debido a las irregularidades del terreno, es conveniente utilizar colectores que permitan variar esa distancia adaptándola a las circunstancias de trabajo.

9.2.3. Disposición de los chorros de agua en la cabeza de corte

Debido a que existe una variación considerable de la velocidad de desplazamiento de los chorros de agua situados a diferentes distancias del centro de la cabeza, si se pretende obtener un resultado homogéneo, la disposición de los chorros no puede ser uniforme a lo largo del radio de la cabeza.



DISPOSICION DE DISCOS Y BOQUILLAS EN UNA CABEZA DE CORTE, HENNEKE. (1979)

FIG. 2

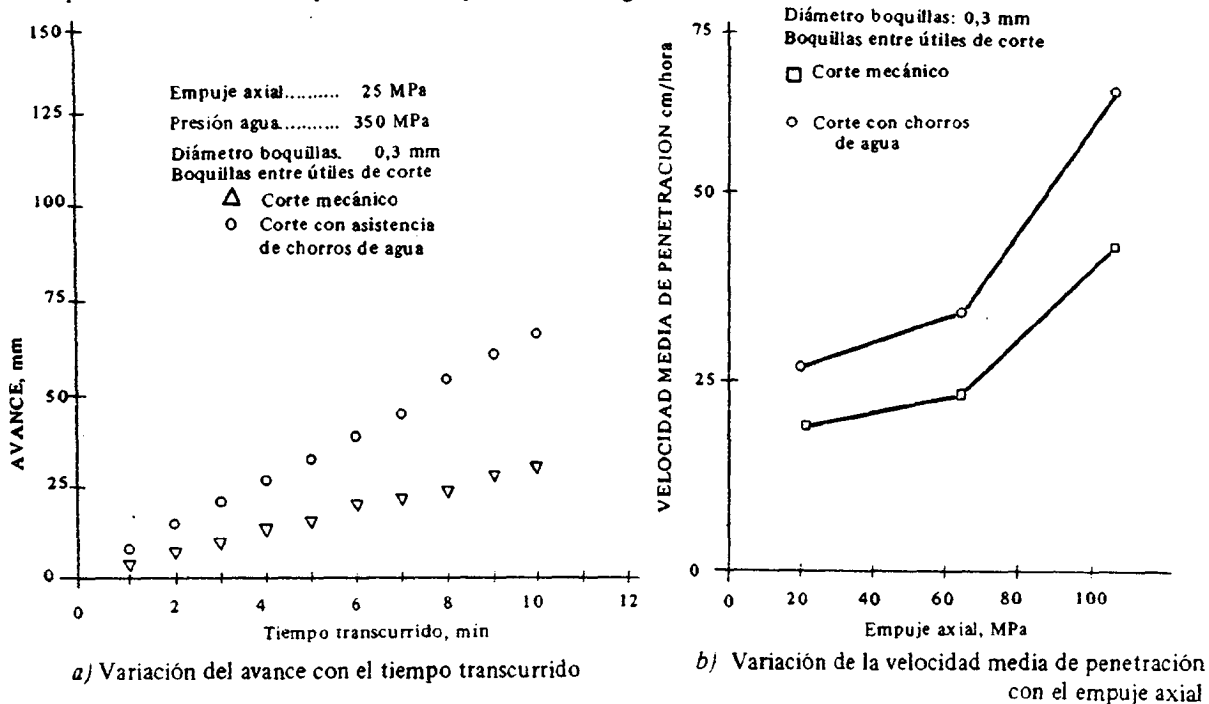
za de corte. Como los chorros más externos se desplazan a mayor velocidad, el número de boquillas debe ir aumentando con la distancia al eje de la cabeza de corte.

La Figura 2 representa el esquema de una disposición de discos y boquillas para la cabeza de corte de una de una máquina perforadora a plena sección.

Respecto a la colocación de los chorros de agua con relación al útil de corte se han ensayado tres modelos diferentes:

1. *Boquillas entre los útiles de corte*

Esta disposición aumenta el avance para un tiempo de operación dado, es decir, mejora la velocidad de penetración; además, este aumento es más grande cuanto mayor es el empuje axial de la máquina. Estos efectos aparecen reflejados en la Figura 3.



EFFECTOS DE LA UTILIZACION DE CHORROS DE AGUA ENTRE LOS UTILES DE CORTE. WANG (1976)

FIG. 3

De la Figura 3-b puede deducirse que para una velocidad media de penetración determinada, el empuje axial se reduce muy considerablemente. Este hecho se analizará en detalle en el apartado siguiente.

2. *Boquillas por debajo de los útiles de corte*

En los ensayos de laboratorio esta disposición produce una reducción de las fuerzas de corte necesarias muy parecidas al caso anterior. Además, requiere, para una determinada profundidad de corte, una potencia de agua aproximadamente el 50 % menor que en el caso anterior, debido a que es más fácil extraer la roca ya cortada por el paso del útil, que la roca intacta entre dos útiles de corte.

Sin embargo, en los ensayos de campo, esta configuración reduce considerablemente la velocidad de avance de la máquina. La discrepancia entre los resultados de unos ensayos y otros parece deberse al tipo de útil de corte y al espaciado.

Debido a lo anterior, esta disposición no se utiliza actualmente en la práctica, pero se continúan realizando ensayos, ya que con útiles de corte distintos y espaciados más pequeños, esta

configuración podría trabajar de forma más efectiva que las demás.

3. Boquillas por debajo y entre los útiles de corte

Los ensayos de laboratorio indican que, aunque requiere una alta potencia, esta configuración es la que reduce las fuerzas de corte de la forma más eficaz, para una determinada profundidad de corte.

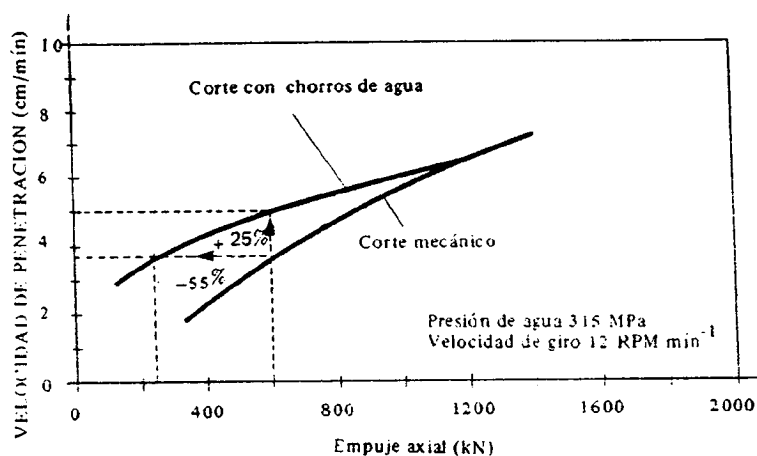
Sin embargo, al igual que en la disposición anterior, los resultados de los ensayos realizados a escala real, dejan mucho que desear.

En conclusión, sólo la configuración de las boquillas entre los útiles de corte es efectiva en las pruebas a escala real, y es la única que se utiliza en la práctica, ya que las otras dos disposiciones reducen la velocidad de avance de la máquina.

9.3. Influencia de la asistencia de los chorros de agua en las fuerzas que proporciona la cabeza de corte

Los ensayos realizados, tanto a escala de laboratorio como a escala real, han puesto de manifiesto que el empuje axial que debe desarrollar la máquina, experimenta una reducción considerable cuando se utilizan chorros de agua en la cabeza de corte.

En la Figura 4 se muestra la variación de la velocidad de penetración con el empuje axial para una arenisca carbonífera, comparando los resultados obtenidos con asistencia de agua y sin ella.



REDUCCION DEL EMPUJE AXIAL MEDIANTE LA ASISTENCIA DE CHORROS DE AGUA, HENNEKE, (1979)

FIG. 4

En la Figura anterior se observa que, por ejemplo, para una velocidad de penetración de 5.5 cm/mín. el empuje axial se reduce un 55 % mediante la asistencia de chorros de agua, si se compara con el necesario en el caso de una perforación exclusivamente mecánica. De la misma manera se observa que para un empuje axial dado, de 600 kN por ejemplo, la velocidad de penetración aumenta hasta un 25% con la asistencia de agua.

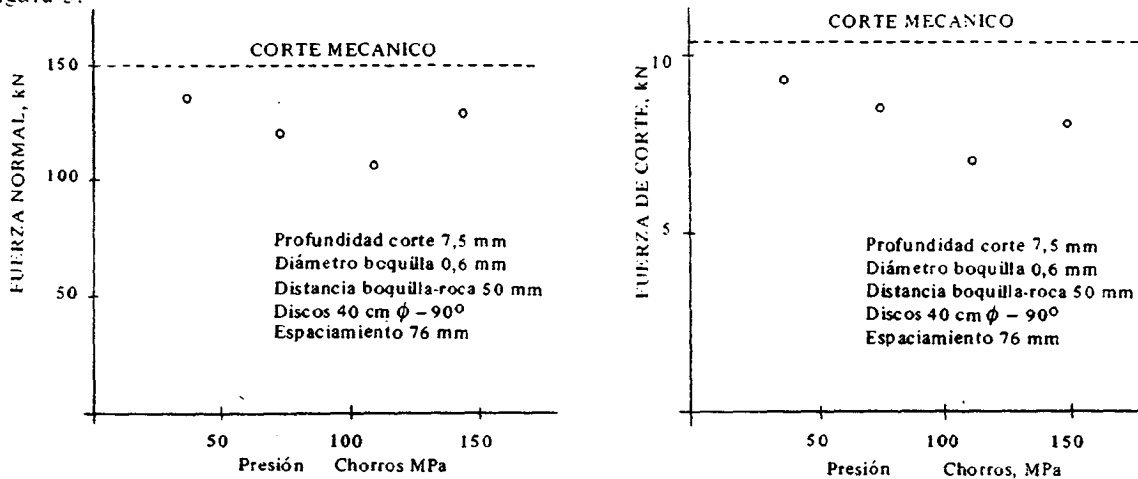
También se ha comprobado que existe una reducción muy significativa en el par de torsión de la máquina para todas las velocidades de penetración cuando se utilizan chorros de agua a presión. Esta reducción es consecuencia de una disminución de la fricción de la cabeza de corte con la roca, y es proporcional a la potencia o a la cantidad de agua utilizada.

Es preciso resaltar, sin embargo, que el efecto positivo de la asistencia con chorros de agua a presión, es menor cuanto mayor sea la velocidad de penetración que se pretenda conseguir, tal como es así, que llega un momento en que no aporta beneficio alguno, como se ve en la Figura 4.

Por otro lado, también se ha comprobado experimentalmente que la reducción en las fuerzas de corte es proporcional al consumo total de energía, incluyendo en este consumo la energía necesaria para bombear el agua a la presión adecuada.

Por tanto, es preciso equilibrar de forma satisfactoria el compromiso que existe entre la reducción de fuerzas y el consumo de energía.

Los ensayos realizados últimamente han aclarado este hecho. En ellos se ha observado que la reducción de las fuerzas normal y de corte necesarias, varía con la presión de la forma indicada en la Figura 5.



VARIACION DE LAS FUERZAS NECESARIAS PARA EL CORTE CON LA PRESION DE AGUA DE LOS CHORROS. SEGUN OZDEMIR (1984)

FIG. 5

De la Figura anterior se deduce que, para una determinada profundidad de corte, existe una presión óptima del chorro de agua para la cual las fuerzas necesarias son mínimas.

La explicación de este hecho se encuentra en que existe una presión de agua para la cual se obtiene una eliminación completa del material pulverizado de la zona cortada, y si esta presión se supera, además de lo anterior, el corte se hace más profundo, lo que impide un buen contacto de los útiles de corte con la roca. Como consecuencia, el tamaño de la zona cortada se reduce y las fuerzas que se necesitan para una determinada penetración son mayores.

9.4. Posibilidades y limitaciones de los chorros de agua como medio de asistencia al corte

Las ventajas que se obtienen mediante la asistencia con chorros de agua a los útiles mecánicos de la cabeza de corte, son las siguientes:

- Hay una reducción importante de las fuerzas que debe desarrollar la máquina, lo que hace posible la construcción de máquinas más ligeras y más versátiles.
- Hay un desgaste menor de los útiles de corte, ya que el agua ejerce un efecto lubricante y refrigerante.
- Se obtiene una eliminación eficaz del polvo.
- Se reduce el peligro de chispas y de incendio.
- Hay una reducción del contenido de finos muy rápida y eficaz.

Sin embargo, esta técnica posee las siguientes limitaciones:

- Es necesario un equipo auxiliar para generar los chorros de agua a presión.
- Se debe añadir al sistema una potencia relativamente alta.
- Hay que garantizar la seguridad del personal, si se utilizan presiones muy altas.

Analizando las limitaciones anteriores, se observa que éstas adquieren verdadera importancia cuando se utilizan chorros de agua a alta presión.

Como conclusión fundamental se puede afirmar que el uso de chorros de agua a muy altas presiones ofrece más inconvenientes que ventajas y, sin embargo, la utilización de chorros de agua de baja presión, como auxiliares de la técnica de corte mecánico, disminuye los costos y entre otras ventajas, permite ampliar el campo de aplicación de las máquinas perforadoras a rocas duras y a longitudes de perforación relativamente cortas.

◆

BIBLIOGRAFIA

- HENNEKE, J. y KNICKMEYER, W. (197) *Possibilities and Limitations of Waterjet – assisted Tunnel Boring in German Coal Mines*. Proceedings. Rapid Excavation and Tunnelling Conference. Vol. 2. AIME. New York.
- OZDEMIR, L. y DOLLINGER, G.L. (1984) *Recent Developments in Mechanical and Water Jet assisted Tunnel Boring Technology for Civil and Mining Engineering. Applications*. Proceedings of Rock Engineering. Newcastle upon Tyne. England.
- WANG, F. y MILLER, R. (1976) *High Pressure Water Jet assisted Tunnelling*. Proceedings. Rapid Excavation and Tunnellings Conference. AIME. New York.

◆

Capítulo 10

**PROPIEDADES DE LAS ROCAS Y DE LOS
MACIZOS ROCOSOS QUE INTERVIENEN EN EL ARRANQUE**

INDICE AL CAPITULO 10

	Pág.
10.1. Introducción	215
10.2. Abrasividad de las rocas	216
10.2.1. Métodos petrográficos	216
10.2.2. Métodos mecánicos	222
10.3. Resistencia de la roca	225
10.3.1. Resistencia a compresión simple	225
10.3.2. Resistencia a tracción	225
10.4. Dureza	225
10.4.1. Martillo Schmidt	225
10.4.2. Esclerómetro Shore	226
10.4.3. Cono del NCB (National Coal Board)	227
10.4.4. Ensayo Cerchar	228
10.4.5. Ensayo Morris	229
10.5. Coeficiente de cementación	229
10.6. Propiedades de los macizos rocosos	230
10.6.1. Introducción	230
10.6.2. Fracturación del macizo rocoso	230
10.7. Microfracturación de la roca	231
10.7.1. Observación de la fracturación del testigo mediante tintes penetrantes	231
10.7.2. Medida de fracturas cerradas	232
10.7.3. Descripción del testigo basada en el valor "A"	232

CAPITULO 10

PROPIEDADES DE LAS ROCAS Y DE LOS MACIZOS ROCOSOS QUE INTERVIENEN EN EL ARRANQUE

10.1. Introducción

Con la determinación de parámetros de las rocas y de los macizos rocosos que influyen sobre el rendimiento de las máquinas de avance mecanizado de galerías, túneles y pozos, se trata de disponer de los útiles necesarios para estimar la capacidad de una determinada máquina para cortar roca.

Los costos reales de excavación son función de la velocidad de desgaste de las picas o discos de las máquinas, de la velocidad de penetración o producción de la cabeza de corte y del tiempo útil de trabajo de la máquina respecto al tiempo total de trabajo.

Para estimar el comportamiento de las máquinas de avance mecanizado con picas o discos, en un determinado macizo rocoso, la Sociedad Internacional de Mecánica de Rocas ha propuesto un conjunto de ensayos normalizados para determinar la abrasividad y perforabilidad de la roca, es decir, sus propiedades relacionadas con el arranque. Estos ensayos son los siguientes:

- **Abrasividad**
 - Ensayo de abrasividad Cerchar
 - Ensayo de abrasividad de placa de acero
 - Ensayo "Goodrich"
 - Ensayo "Voest-Alpine"
- **Perforabilidad**
 - Cono del NCB (National Coal Board)
 - Ensayo de Morris

La resistencia de la roca también debe tenerse en cuenta según las recomendaciones de la Sociedad Internacional de Mecánica de Rocas. Se obtendrá la resistencia a tracción y compresión de la roca, que están muy relacionadas con la dureza, la cual depende a su vez del coeficiente de cementación.

Las propiedades de los macizos rocosos que intervienen en el arranque son las siguientes:

Características de las discontinuidades

Fracturación y microfracturación

Humedad

Estado tensional

En cualquier caso, la utilización de una sola propiedad para caracterizar el macizo rocoso en lo referente al corte con picas o discos, solamente puede dar información de tipo cualitativa y no cuantitativa, e incluso, en algunas ocasiones puede inducir a error.

10.2. Abrasividad de las rocas

El desgaste de un útil de corte sufrido como consecuencia del rozamiento con una roca se denomina *abrasión*. La correspondiente propiedad de la roca es la abrasividad.

Esta propiedad aumenta normalmente con el contenido de minerales abrasivos especialmente cuarzo (SiO_2) de tamaño superior a $20 \mu\text{m}$.

Las rocas en relación con su contenido en SiO_2 pueden clasificarse en:

Sobresaturadas: Contienen sílice libre y todos los minerales presentes están saturados de SiO_2 . Las asociaciones mineralógicas son: Cuarzo, feldespato próximo a ortosa, biotita, hornblenda, piroxenos.

Saturadas: No contienen sílice libre aunque todos los minerales presentes están saturados de SiO_2 . Las asociaciones mineralógicas son: Ortosa, plagioclasa sódica, hornblenda.

No saturadas: Asociaciones mineralógicas: Plagioclasas cálcicas, piroxenos, olivinos, feldespatoides.

En la siguiente tabla se incluye una clasificación de rocas según su contenido en SiO_2 .

TIPO DE ROCA	% SiO_2
Arenisca silícea.....	98
Otras areniscas.....	80 - 95
Arcosas	70 - 80
Granito	70
Grauwaca, granodiorita	60 - 70
Pizarra, sienita.....	50 - 65
Basalto, gabro	50
Arcilla	40
Caliza, dolomía	2 - 10

Los métodos para determinar la abrasividad de las rocas pueden ser petrográficos o mecánicos. Dentro de estos últimos, se pueden utilizar en los ensayos probetas de roca intacta o probetas laminadas por agregados de roca.

10.2.1. Métodos petrográficos

Los métodos petrográficos consisten en estimar la composición de la roca, relacionándola con valores conocidos de la dureza de los minerales individuales.

Las escalas de dureza que se utilizan son la de MOHS y la de ROSIWAL. Para determinar la dureza media de la roca se multiplica el porcentaje de cada mineral por su dureza y se suma. La dureza media se toma como medida de la abrasividad.

A continuación se presenta un ejemplo de determinación de la abrasividad de algunas rocas utilizando la escala de Mohs. Las rocas utilizadas son argilita, arenisca, caliza y granito. WFSI

Los resultados obtenidos se presentan en la siguiente tabla, en las columnas 4 y 5.

En la tabla citada se observa que de las rocas del ejemplo la menos abrasiva es la caliza, seguida de la argilita, granito y arenisca.

ROCA	MINERALES	Proporción en Volumen	Dureza de Mohs	Abrasividad Dureza media	Dureza de Rosiwal	Abrasividad Dureza media
Argilita	Cuarzo.....	0,65	7	5,24	120	80
	Calcita.....	0,11	3		4,5	
	Micas, minerales arcillosos, plagioclasa, anfíboles, siderita }	0,24	1,5		4	
Arenisca	Cuarzo.....	0,97	7	6,87	120	117
	Mica, minerales arcillosos, hidróxido férrico }	0,03	2,5		4	
Caliza	Calcita.....	0,98	3	3,08	4,5	7
	Cuarzo.....	0,02	7		120	
Granito	Feldespato.....	0,60	6-6,5	6,25	37	59
	Cuarzo.....	0,30	7		120	
	Biotita.....	0,05	2,5-3		4	
	Hornblenda.....	0,03	5-6		20	
	Magnetita.....	0,01	5,5-6,5			
	Clorita.....	0,01	2-3		4	

La utilización de la escala de MOHS para la determinación de la abrasividad tiene el inconveniente de considerar los números correspondientes a la dureza como cuantitativos y no lo son. Mediante la escala de ROSIWAL se trata de solventar este inconveniente, ya que los números de la escala representan la dureza cuantitativa de los minerales respecto al corindón.

En las dos últimas columnas de la mencionada tabla, se muestran los resultados obtenidos sobre las mismas rocas del ejemplo anterior, tomando como referencia la escala de ROSIWAL para determinar la abrasividad. Con esta escala, el orden de abrasividad de menor a mayor es el siguiente: caliza, granito, argilita y arenisca. Los resultados obtenidos son diferentes de los de la escala de MOHS. El orden de abrasividad de estas rocas según la escala de ROSIWAL coincide con el obtenido considerando solamente el cuarzo de las rocas.

Los inconvenientes de los métodos petrológicos radican en el hecho de que la dureza media no tiene en cuenta el tamaño de los granos minerales, su angularidad, ni las fuerzas de unión entre partículas minerales.

Además de las dos escalas de dureza anteriores, otros métodos para estimar la abrasividad de las rocas son el contenido en cuarzo o el contenido en sílice.

El contenido en cuarzo se determina por difracción de rayos X cuando los granos de cuarzo son muy pequeños, o en lámina delgada. La ventaja del método es la sencillez de determinar el contenido en cuarzo sin tener que hacer un análisis mineralógico completo; sin embargo, presenta los mismos inconvenientes que las escalas de dureza al no considerar el tamaño o forma del grano. Además, se ha demostrado que en algunas ocasiones la abrasividad está gobernada por el grado de cementación más que por el contenido de cuarzo (MCFEAT - SMITH, 1977).

El contenido en sílice (SiO_2) también puede dar una idea de la abrasividad de la roca. La canti-

dad de sílice se determina por análisis químico. El contenido en SiO_2 comprende además del cuarzo, silicatos tales como feldespatos, micas y minerales arcillosos. Así, por ejemplo, el basalto no tiene cuarzo y el porcentaje medio de SiO_2 es del 47 %; el granito tiene un 31 % de cuarzo y un 72 % de sílice.

Este método tampoco considera el tamaño del grano, angulosidad o cementación de los granos. Cuando el cuarzo es el mineral abrasivo dominante en la roca, el contenido en sílice para estimar la abrasividad es menos adecuado que el contenido en cuarzo.

- Abrasividad según SCHIMAZEK (1970).

El coeficiente de SCHIMAZEK se calcula mediante la fórmula siguiente:

$$F = \frac{Q \sigma_t d}{100}$$

donde: Q = contenido en cuarzo o minerales abrasivos de la roca en %

σ_t = resistencia a tracción de la roca en Kp/cm^2

d = diámetro medio de los granos de cuarzo en cm

Este coeficiente es poco adecuado en los casos siguientes:

- En rocas de grano muy fino, como calizas silíceas, F tiende a 0, incluso en calizas silíceas extremadamente abrasivas.
- En rocas exfoliadas. El diámetro de minerales laminados es difícil de medir en secciones delgadas.

Para hallar el contenido de minerales abrasivos en la roca se procede de la siguiente manera:

Se hace un análisis cuantitativo de los minerales presentes en la roca como, por ejemplo: cuarzo 30 %, feldespato 50 %, filosilicatos 20 %. Todos los minerales cuyo tamaño de grano es inferior a 20 μm se consideran como filosilicatos. A cada mineral se le asigna un factor; algunos de estos factores según ROSIWAL, son:

Corindón	770	Feldespato	35
Espinela	342	Labradorita	33
Circonio	332	Ortoclasa	33
Granate	186	Magnetita	31
Andalucita	159	Hipersteno	31
Topacio	134	Oligoclasa	30
Casiserita	123	Hornablenda	23
Rutilo	117	Adularia	23
Cuarzo	100	Escapolita	14
Tumalina	92	Aragonito	6.3
Estaurolita	75	Calcita	4.9
Olivino	72	Apatito	4.5
Epidota	58	Fluorita	4.5
Vesuviana	56	Filosilicatos	4
Piroxenos	56	Carbonatos	3
Hematites	51	Biotica	3.6
Pirita	50	Muscovita	3.6
Cianita	49	Clinocloro	1.8
Titanita	43	Clorita	1
Cordierita	41	Talco	0.6
Broncita	36	Yeso	0.5
Leucita	36		

El contenido en minerales abrasivos de la roca del ejemplo sería por consiguiente:

$$Q = \frac{30 \times 100 + 50 \times 33 + 20 \times 4}{100} = 47,3 \% \text{ (en volumen)}$$

Diámetro medio de los granos de cuarzo: se determina mediante la expresión:

$$d_m = \frac{1,5 \sum S_i}{n} \text{ cm}$$

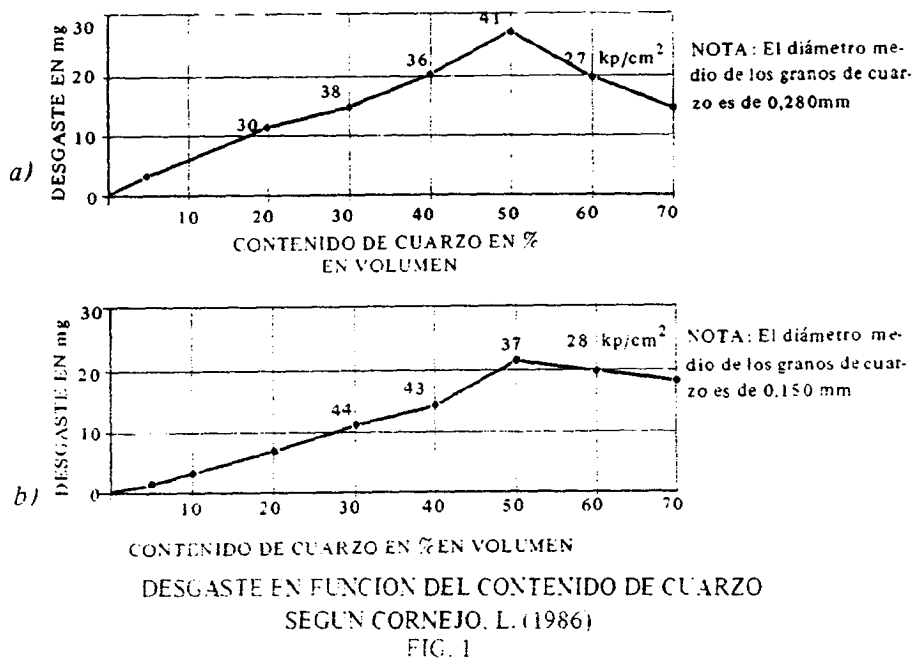
donde: n = número de granos de cuarzo; S_i = longitud de las cuerdas.

Para ello se hace una preparación en lámina delgada de la roca y mediante el microscopio, siguiendo el método de la cuerda, se cuenta el número de granos de cuarzo (n) (solo se consideran los granos que se presentan en forma de sílice libre) y se mide la longitud de la cuerda S_i en la puntería del microscopio (el microscopio no tiene que enfocar en el centro del grano).

Cuando las rocas no contienen cuarzo, para dar validez a la fórmula, se considera un tamaño de grano ficticio. $\phi_m = 0.002 \text{ cm}$.

El desgaste con una arenisca de grano grueso puede ser 50 veces mayor que con una arenisca de grano fino. El diferente comportamiento al desgaste debe atribuirse al efecto de la granulometría.

La Figura 1-a muestra que el desgaste producido por una roca sintética, formada por granos de



cuarzo de 0.280 mm de diámetro medio, aumenta linealmente hasta un contenido de cuarzo del 50 por ciento, para luego disminuir este desgaste con mayor porcentaje de cuarzo. Se ve que una roca sintética con un 30% de cuarzo produce el mismo desgaste que otra con el 70%. Esto es debido a la diferente resistencia a tracción de las dos rocas. La resistencia a tracción es representativa de la fuerza de enlace entre los granos de cuarzo.

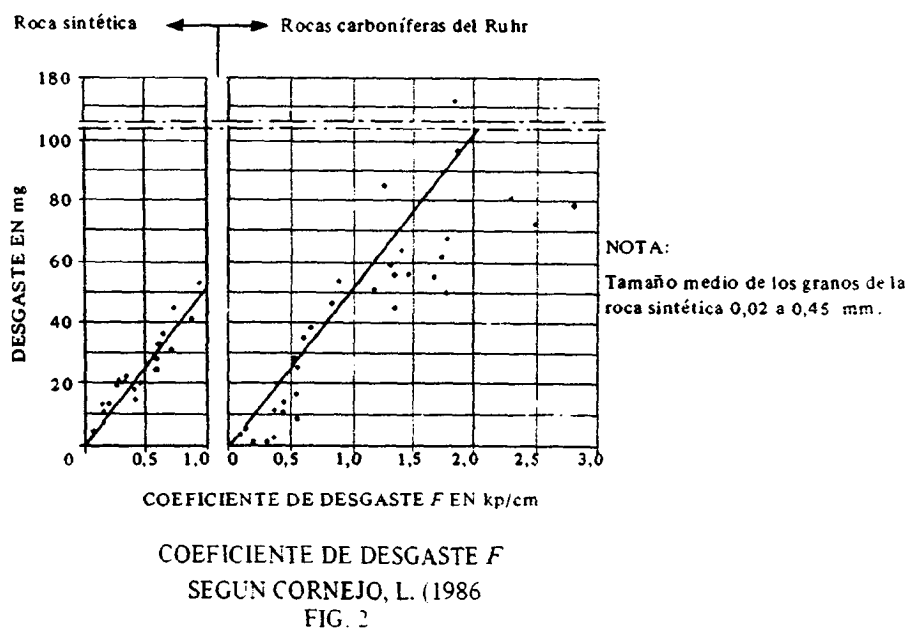
La Figura 1-b muestra los desgastes producidos por otra roca sintética en la que el tamaño medio de los granos es de 0.15 mm. Se observa que también a partir del 50% de cuarzo se produce un ascenso del desgaste originado por el material. Como consecuencia del menor tamaño de grano, la gráfica tiene menor pendiente y unos desgastes menores.

Se puede concluir que el desgaste es función de los siguientes factores:

- Contenido de minerales abrasivos.
- Diámetro medio de los granos de cuarzo.
- Cemento que une los granos; éste puede representarse cuantitativamente por la resistencia a tracción de la roca.

Si se reúnen estos tres parámetros en el coeficiente de desgaste (F), se puede ver que el desgaste depende linealmente de este coeficiente.

La Figura 2 muestra el desgaste para unas rocas carboníferas del Ruhr: se observará en este caso que una gran parte de los puntos se agrupa alrededor de la recta obtenida con rocas sintéticas. Sin embargo, una parte considerable diverge; esto es debido a que en las rocas con resistencias a tracción superiores a 100 kp/cm^2 , la presión de las picas de la máquina de ensayos desciende por debajo de la presión crítica y se deslizan sin arrancar esquirlas de roca.



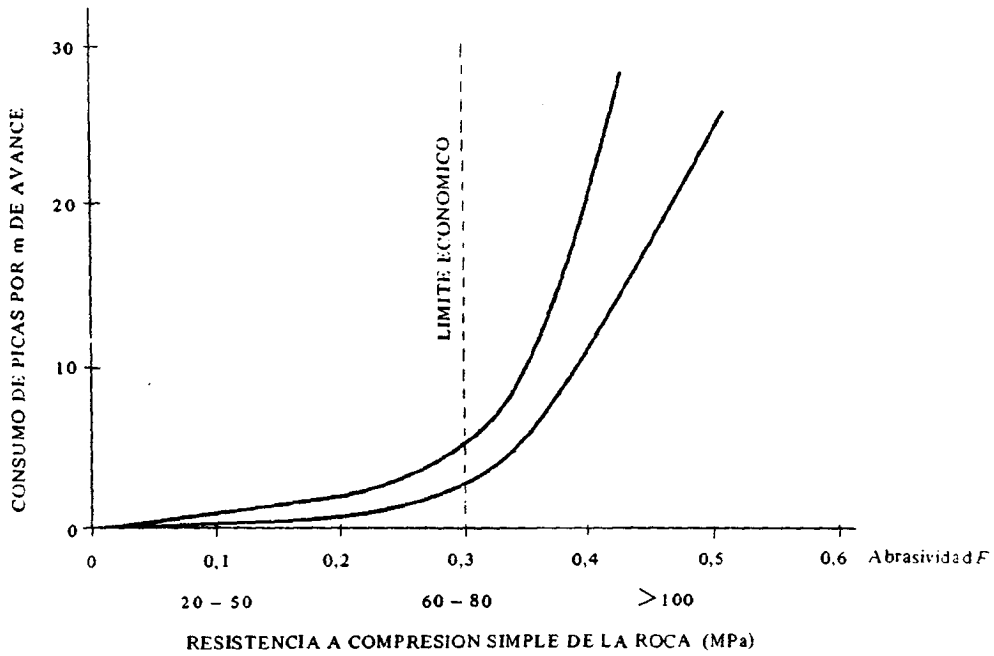
Rocas con coeficientes $F = 0.06 \text{ Kp/cm}$ se cortan con desgastes ligeros. Rocas con un coeficiente $F = 0.42 \text{ Kp/cm}$ aun se pueden rozar, aunque con mayor costo.

En la Figura 3 se muestra un gráfico de consumo de picas en función de la abrasividad, que data del año 82, es decir, algo anticuado con respecto a las posibilidades de hoy. Una relación, debida a Ghering, entre el consumo de picas y la resistencia a compresión simple junto con la abrasividad, se presenta en la Figura 4.

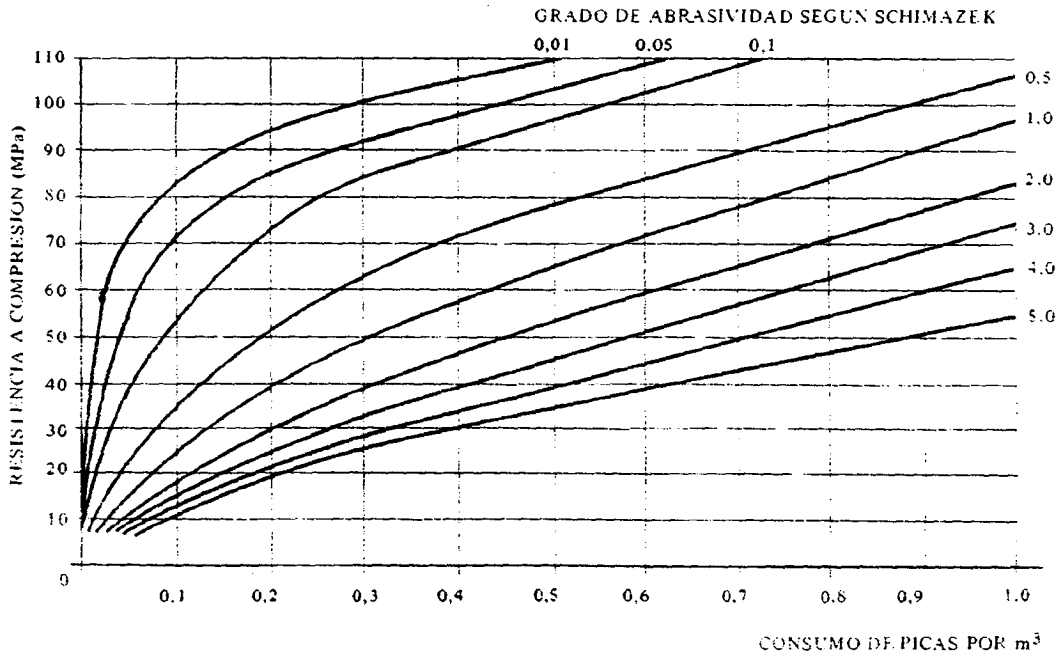
Actualmente y según las experiencias obtenidas hasta la fecha, es posible el rozado con picas de metal duro de rocas con un coeficiente $F = 0.5 \text{ Kp/cm}$, utilizando las máquinas más potentes del mercado. Como elemento de comparación cabe mencionar que con trépanos de rodillos se pueden cortar rocas de hasta un coeficiente $F = 2.7 \text{ Kp/cm}$ y aun mayor disminuyendo la velocidad de corte.

Además de los parámetros anteriormente considerados, debe tenerse en cuenta en el desgaste de las picas la velocidad de corte; es importante la temperatura alcanzada por las picas en su desfilado; para cada roca hay una velocidad de corte crítica que, al ser sobrepasada, aumenta fuertemente el desgaste.

Es necesario por tanto conocer la temperatura crítica del metal duro. Investigaciones soviéticas han demostrado que temperaturas superiores a 550°C aumentan el desgaste como consecuencia del ablandamiento del metal duro.

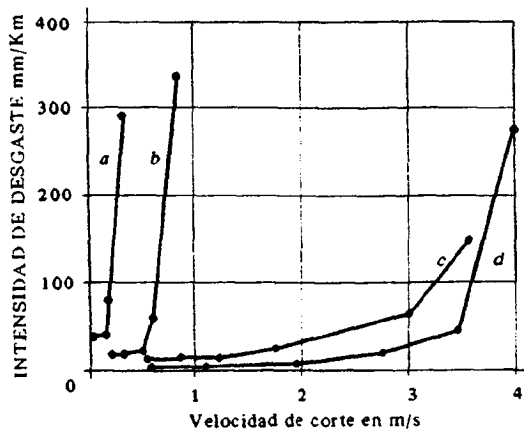


CONSUMO DE PICAS EN MAQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL
SEGUN SCHIMAZEK (1970)
FIG. 3



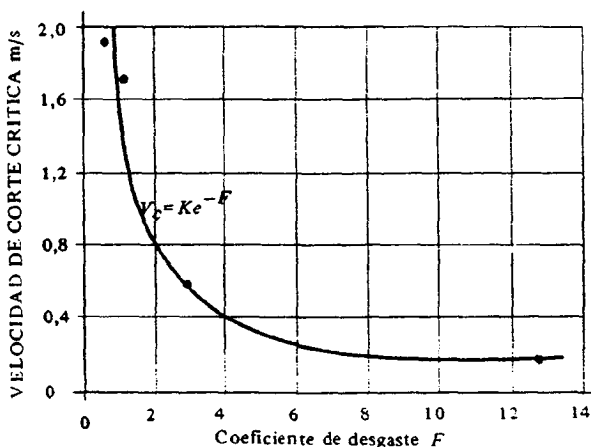
CONSUMO DE PICAS EN FUNCION DE LA RESISTENCIA Y ABRASIVIDAD
SEGUN GHERIN (1978)

FIG. 4



CONTENIDO DE CUARZO	DIAM. MEDIO DE LOS GRANOS DE CUARZO	RESISTENCIA A TRACCION
a 98 %	0,550 m/m	236 kp/cm ²
b 63 %	0,350 m/m	121 kp/cm ²
c 59 %	0,275 m/m	69 kp/cm ²
d 58 %	0,175 m/m	59 kp/cm ²

VELOCIDAD CRITICA
SEGUN CORNEJO, L. (1986)
FIG. 5



VELOCIDAD CRITICA EN FUNCION DEL
COEFICIENTE DE DESGASTE
SEGUN CORNEJO, L. (1986)
FIG. 6

Las velocidades críticas suelen variar entre 0,18 m/seg y 193 m/seg y pueden determinarse mediante la expresión:

$$V_{crit} = K e^{-F}$$

donde k es una constante que depende de la geometría de la pica y de la temperatura crítica del metal duro. Ver Figuras 5 y 6.

Es importante determinar esta velocidad ya que, si la mínima velocidad de corte de una máquina es mayor que la velocidad crítica para una roca determinada, no tiene sentido utilizar dicha máquina. La velocidad de corte debe ser variable, ya que las rocas varían de características a lo largo del túnel.

10.2.2. Métodos mecánicos

Se pueden utilizar probetas de roca intacta o probetas artificiales formadas por agregados minerales. En ambos casos, los métodos mecánicos consisten en la aplicación sobre la probeta de roca o agregados de roca, de una herramienta metálica en distintas construcciones según el ensayo. Por último se mide el desgaste de la herramienta.

A continuación se describen un conjunto de ensayos mecánicos para determinar la abrasividad de las rocas.

Abrasividad de Cerchar

El ensayo normalizado para determinar la abrasividad se lleva a cabo con una barrena de acero que termina en un cono de ángulo en el vértice de 90°, sometida a un empuje de 7 kg. La muestra se desplaza bajo la punta de la barrena 1 cm a velocidad lenta.

Para determinar la abrasividad se mide el diámetro del plano de desgaste de la punta de la barrena producido por el rozamiento. La medida se expresa en décimas de mm y se adopta como índice de abrasividad. Por ejemplo, los carbones presentan una abrasividad entre 0 y 1. La de las areniscas del Carbonífero, que depende de la proporción de cuarzo y de la dimensión de sus granos, alcanzan

za 4 y a veces 8.

Para medir el plano de desgaste se utiliza un instrumento óptico de aumento suficiente (lupa binocular de aumento 70, provista de un micrómetro ocular).

En este tipo de ensayo pueden aparecer dos fenómenos de desgaste muy diferentes según el trayecto recorrido:

- En un principio hay un desgaste muy rápido en el curso del cual el plano de desgaste aparece entallado de estrías profundas ahondadas por los granos duros de la roca; durante esta fase la barrena penetra en la roca y el fondo de la marca que ha dejado está erizado de granos abrasivos con aristas vivas.
- En una segunda fase, el desgaste se relentiza y no hay más destrucción de la roca, el útil desliza sobre una superficie pulida y penetra más; por consiguiente el desgaste del mismo no tiene ninguna relación con la abrasividad de la roca.

Otro ensayo, llevado a cabo por el CERCHAR para medir la abrasividad, se realiza con una barrena de acero terminada en un diedro de 99° de ángulo y de 8 mm de arista, que se aplica contra la roca bajo una carga constante de 7 kg, mientras gira alrededor de su eje con una velocidad de 120 r.p.m.

Ensayo de desgaste en torno

En este ensayo se coloca una probeta cilíndrica de roca de 75 mm de diámetro y 200 mm de longitud en un torno. Se pone en funcionamiento la máquina y se aplica sobre la probeta una herramienta de corte cuya punta es intercambiable. Después de una distancia de corte de 30 m, se extrae la punta de la herramienta de corte y se pesa, determinándose el peso perdido durante el proceso. El resultado se expresa en peso perdido por metro. También se mide el desgaste producido en la punta de la herramienta después de los 30 m, utilizando para ello un microscopio.

Las ventajas de este ensayo consisten en la posibilidad de utilizar probetas de roca del mismo tipo de las que se van a excavar y herramientas de corte del mismo material que las de la máquina de avance mecanizado.

Ensayo de sierra

El método operativo consiste en colocar el testigo de roca en un tornillo móvil. Se realizan 10 pasadas sobre el testigo con una sierra alternativa de alta velocidad de corte, equipada con una cuchilla que forma ángulo recto con la probeta. A continuación se mueve la probeta mediante el tornillo y se repite la operación anterior hasta 10 veces. En cada ensayo se sustituye la cuchilla por una nueva, que se pesa antes y después del ensayo. La abrasividad de la roca viene expresada como la pérdida de peso de la cuchilla en miligramos.

Los resultados de este ensayo llegan a los 350 mg para las areniscas abrasivas.

Ensayo de abrasividad de placa de acero

Este ensayo ha sido propuesto por LEWIS y TANDANAND (1974)

Para comenzar el ensayo, se tritura la probeta de roca y se tamiza con una malla de 19 mm y a continuación con un tamiz de 9.5 mm. Se toman 400 g de la muestra que ha pasado por el tamiz de 19 mm y ha sido retenida por el de 9.5 mm y se introducen en un recipiente cilíndrico de acero.

A continuación, se gira el recipiente a 74 r.p.m. y también se gira, a 647 r.p.m. una rasqueta de acero situada radialmente en el recipiente. La roca se eleva por la parte lateral del recipiente y cae en la trayectoria de la rasqueta que gira a gran velocidad.

La abrasividad de la roca en el "ensayo de placa de acero" se determina mediante la pérdida de peso de la rasqueta de 76 x 25 x 6 mm en g por tonelada de roca ensayada después de un ensayo de 15 minutos.

En la siguiente tabla se recoge la clasificación de abrasividad de las rocas según el ensayo de placa de acero.

Abrasividad g/tonelada	0	500	1000	1500	2000
Tipo de abrasividad	muy débil	débil	media	fuerte	muy fuerte
Principales tipos de roca					

Ensayo GOODRICH para la determinación de la abrasividad de las rocas. (GOODRICH, 1961)

Se utiliza una broca de carburo de tungsteno con el 9% de cobalto. La broca tiene 2,4 mm de diámetro y un filo de 90° y 9,5 mm de longitud, que se afila con una muela de diamante dejando la arista con un espesor de 0,02 mm. A continuación se coloca la broca en posición vertical en el portaherramientas de la máquina de perforabilidad, con el filo en la parte superior.

Para realizar el ensayo, se sujeta la probeta a una placa de acero ejerciendo un empuje de 200 N debido al peso de ésta. Se gira la broca 150 revoluciones, a una velocidad de 140 r.p.m. Según va penetrando la broca en la roca, los detritus de perforación caen del agujero por gravedad.

La abrasividad de la roca se determina mediante un microscopio, midiendo la anchura del filo de la broca después del ensayo.

La perforabilidad se estima midiendo con un micrómetro la profundidad del agujero perforado.

Ensayo para determinar el índice VOEST-ALPINE de abrasividad

En primer lugar, se coloca la roca en un molde cúbico de 100 mm de lado y se rellena con cemento. Cuando ha fraguado el cemento, se corta el molde por la mitad.

La abrasividad de la roca se mide en una de las dos mitades de la probeta de roca. Sobre la superficie de la roca se coloca una punta cónica con una carga vertical aplicada de 100 N. Se hace girar la punta siguiendo una trayectoria circular hasta que haya recorrido una distancia de 3 m. Se utilizan 5 puntas cónicas diferentes, colocadas en distintos agujeros de la máquina de ensayo, de forma que las trayectorias circulares tengan distintos diámetros. La trayectoria más abierta tiene 50 mm de diámetro. Para calcular el coeficiente de desgaste, se determina la pérdida total de masa de las 5 puntas después de haber recorrido una distancia de 15 m.

$$C_{\text{desgaste}} = \frac{\Delta M}{15} \text{ (mg/m)}$$

10.3. Resistencia de la roca

Normalmente en un primer análisis, la resistencia da una buena imagen de las cualidades mecánicas de las rocas. Puede estimarse sobre probetas ensayadas en el laboratorio. Se suelen considerar dos tipos principales de resistencias en los estudios de corte de rocas:

10.3.1. Resistencia a compresión simple

En general, el ensayo de resistencia a compresión simple se lleva a cabo aplicando fuerzas sobre las superficies planas de una probeta, cuya relación altura-diámetro es de 2 a 2.5, hasta que se produce la rotura. (Ver las normas del ensayo en BROWN, E.T. 1981).

Un ensayo especial para problemas de corte utilizado por los alemanes para medir la resistencia a compresión simple, consiste en cargar un testigo cilíndrico, de diámetro y altura 40 mm, hasta la rotura. La fuerza aplicada tiene que obrar perpendicularmente a los horizontes de sedimentación de la roca, hecho que se debe tener en cuenta al arrancar el testigo. Este, para la preparación de probetas de ensayo, debe tomarse de roca inalterada. Normalmente se realizan de 10 a 20 pruebas por cada litología.

10.3.2. Resistencia a tracción

En la mayoría de los casos la resistencia a tracción se determina indirectamente mediante el ensayo brasileño. (Ver las normas del ensayo en BROWN, et al., 1981).

Este ensayo consiste en aplicar una carga diametral de compresión sobre la superficie lateral de un testigo cilíndrico, con una relación altura-diámetro aproximadamente igual a 1, colocado de canto entre dos placas curvas de acero, de las cuales una permanece fija y la otra se mueve hasta la rotura.

Los resultados pueden ser excesivamente variables, por lo que se recomienda hacer de 10 a 20 pruebas para cada tipo de roca.

La resistencia a la tracción (σ_t) se calcula mediante la fórmula siguiente:

$$\sigma_t = \frac{2F}{\pi dh} \text{ (Kp/cm}^2\text{)}$$

donde: F = fuerza de rotura (Kp)

d = diámetro (cm)

h = altura (cm)

En Alemania, para los estudios de arranque, se utilizan muestras de 40 mm de diámetro, 13 mm de altura. El testigo se obtiene perforando la roca paralelamente a la estratificación. La fuerza debe ser perpendicular a los estratos.

10.4 Dureza

En general, para determinar la dureza existen dos formas: una por penetración, pudiéndose definir como la resistencia que una roca opone a un útil que la desagrega, y otra por rebote, definiéndola como una altura de rebote.

A continuación, se presentan distintos métodos de ensayo para determinar la dureza.

10.4.1. Martillo de Schmidt

En esencia, consiste en un dispositivo sencillo que registra el rebote de un cilindro metálico que, impulsado por un muelle, choca contra la superficie de la roca. (Ver las normas del ensayo en BROWN, E.T. 1981).

El martillo tipo L permite medir valores de la resistencia a compresión simple de la roca com-

prendidos entre 20 MN/m^2 y 300 MN/m^2 .

El número de rebotes en la práctica va de 10 a 60. El número más bajo corresponde a las rocas débiles (resistencia a compresión simple $\sigma_c = 20 \text{ MPa}$), mientras que el más alto es el de las rocas muy duras y extremadamente duras ($\sigma_c = 150 \text{ MPa}$). Las rocas muy débiles y extremadamente débiles, no se pueden ensayar con el martillo de Schmidt tipo *L*.

Para una resistencia de la roca determinada, el rebote es mínimo cuando el martillo se utiliza verticalmente hacia abajo (rebote contra la gravedad) y máximo cuando se coloca verticalmente hacia arriba.

BARTON y CHOUBEY han propuesto la siguiente fórmula para calcular la resistencia a compresión simple de la roca, partiendo del índice de rebote.

$$\log(\sigma_c) = 0,00088 \gamma R + 1,01$$

donde: σ_c = resistencia a compresión simple de la roca (MN/m^2).

γ = densidad de la roca (KN/m^3).

R = índice de rebote.

Para la utilización correcta de esta fórmula, el martillo debe colocarse verticalmente hacia abajo sobre una superficie horizontal, es decir, en la condición de rebote mínimo.

El movimiento de los boques al ser golpeados es una de las causas que explican los rebotes muy bajos obtenidos en algunos casos. Raras veces se obtienen lecturas altas.

En el siguiente ejemplo, se ve la manera de obtener un valor medio real de los rebotes en un gráfico:

44, 36, 38, 44, 32, 44, 40, 34, 32

Media de las cinco medidas más altas, $R = 43$.

10.4.2. Esclerómetro Shore

Sirve para obtener la dureza de la roca por rebote. Un gran número de ensayos da una buena medida de la dureza media, ya que, los ensayos individuales están directamente influenciados por la dureza mineralógica en el punto de impacto.

El valor del rebote puede utilizarse para obtener una medida rápida del porcentaje de minerales duros para rocas con un tamaño de grano mayor que 0.2 mm . La dureza media es función de la mineralogía, elasticidad y cementación de la roca.

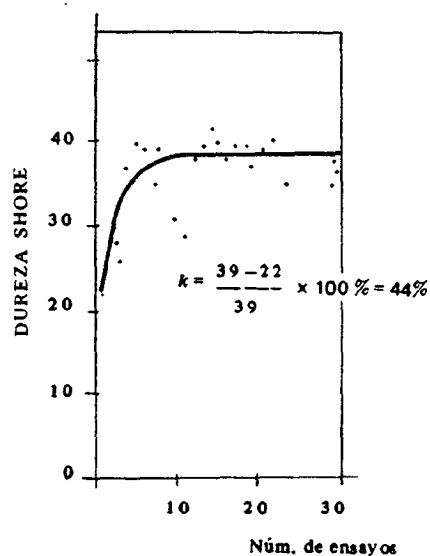
Si los ensayos de rebote se realizan de una manera repetitiva en una zona localizada de la roca se crea una superficie más dura. Dentro de esta zona, la estructura intergranular de la roca es alterada a un plano homogéneo fino. El estudio del cambio de los valores de rebote durante este proceso proporciona una medida relativa de la energía requerida para esta alteración. Un coeficiente de plasticidad puede obtenerse por la siguiente fórmula:

$$K = \frac{H_2 - H_1}{H_1} \times 100$$

donde: K es el coeficiente de plasticidad expresado en porcentaje, H_2 es el valor de la dureza media después de aproximadamente 20 ensayos, y H_1 es el valor medio del rebote para la roca en cuestión.

En la Figura 7 se presenta el incremento de la dureza de una limolita al aumentar el número de ensayos, y el cálculo del coeficiente de plasticidad.

En la tabla siguiente se presentan los coeficientes de plasticidad de algunas rocas típicas medidas con el esclerómetro Shore.



COEFICIENTE DE PLASTICIDAD DE UNA LUTITA
SEGUN CORNEJO, L. (1986)
FIG. 7

ROCAS					
ARENOSAS	K %	ARCILLOSAS		EVAPORITICAS	K %
		Tipo de roca	K %		
Cuarcita	0	Carbón	2	Caliza	22
Arenisca no cementada	2	Limolita	18	Anhidrita	31
Arenisca silíceas	8	Argilita limosa	23	Yeso	37
Arenisca silíceas BUNTER	24	Argilita	43	S a l	46
Arenisca BUNTER	33-39				
Arenisca KEUPER	53				

En el caso del martillo de SCHMITDT también se puede aplicar esta última expresión, obteniendo un coeficiente de deformación.

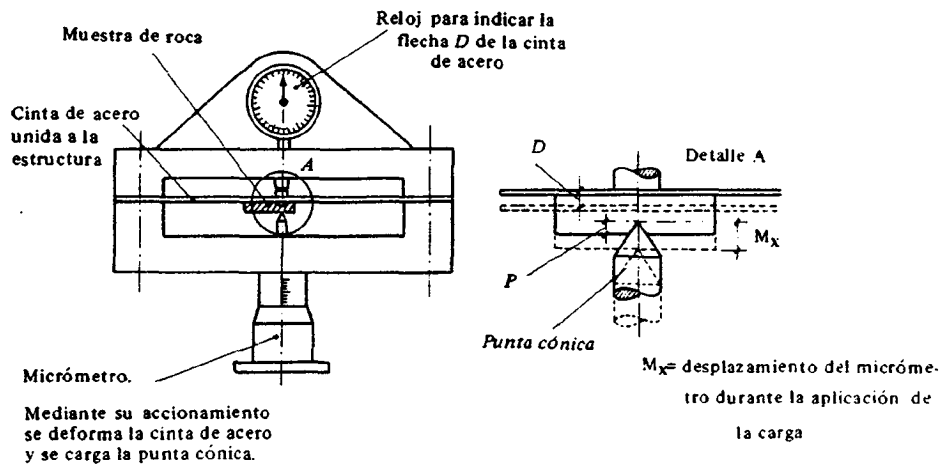
Los materiales muy blandos, como el carbón, tienen valores de K muy bajos cuando son frágiles. Hay una amplia dispersión de valores de K dentro de las rocas sedimentarias. En ensayos realizados en algunas rocas sedimentarias se ha visto que conforme aumenta el número de ensayos aumenta la dureza.

En estudios de corte con picas se ha encontrado que la dificultad del corte de rocas sedimentarias aumenta con la raíz cúbica del coeficiente de plasticidad. Aunque la acción del corte de picas es primariamente una acción de penetración, una cierta cantidad de energía es también absorbida en la deformación plástica de rocas no frágiles. Esto explica que, anormalmente, se requieran altas energías para excavar algunas rocas evaporíticas blandas de baja resistencia.

10.4.3. Cono del NCB (National Coal Board)

Este aparato trabaja de forma parecida a los utilizados en los ensayos de dureza en

productos metalúrgicos, en los cuales se mide la penetración para una fuerza conocida. (Ver Figura 8).



$$\text{Parámetro } l \text{ de resistencia a la penetración del cono: } l = \frac{\text{Fuerza}}{\text{Penetración}} = \frac{D}{M_x - D}$$

CONO DEL NCB (SZLAVIN, 1971)

FIG. 8

El aparato está constituido por un bastidor metálico cuya dimensión es de 175 mm. sobre el que actúa un tornillo micrométrico encargado de comunicar la fuerza del ensayo a la muestra de la roca a través de un cono de carburo de tungsteno, con un ángulo en la punta de 4° . La fuerza ejercida se mide por la flexión que se produce en un muelle laminar sobre el que se apoya la muestra, medida por un comparador de esfera. El CIN (Cone Indentation number) se define como:

$$\text{CIN} = \frac{D}{P}$$

donde: D = flecha de la lámina que se mide en el comparador de esfera.

P = Penetración del cono en la muestra que se mide en el tornillo micrométrico.

Las muestras de la roca no deben ser mayores de 12 x 12 x 6 mm.

Este ensayo se considera representativo para rocas con diámetro medio de grano menor de 0.05 mm. que corresponde a los granos visibles a simple vista. Para rocas con granos de mayor diámetro el ensayo no es representativo, ya que el punzón no puede penetrar por los espacios intergranulares.

SLAVIN ha correlacionado el CIN estándar (CIN_s) con la resistencia a compresión simple de la roca intacta (σ_c), mediante la expresión:

$$\sigma_c = 24,8 \text{ CIN}_s \text{ (MN/m}^2\text{)}$$

10.4.4. Ensayo Cerchar

El Cerchar define el término dureza de una roca como la resistencia que la roca opone a un útil que la desagrega. Por tanto, la dureza se mide por medio de ensayos de perforabilidad.

El ensayo consiste en determinar en función del tiempo la penetración de una barrena de width de 8 mm de diámetro, cuya punta de carburo de tungsteno tiene la forma de un diedro de 90° de ángulo en el vértice, que gira a 190 r.p.m. y está sometida a un empuje de 20 kg contra la muestra de roca a ensayar; ésta no necesita ninguna preparación particular. La acumulación de los residuos de perforación bajo la barrena da lugar a una disminución de la velocidad de penetración con el

tiempo.

El índice de dureza, que está relacionado con la pendiente inicial de la curva de penetración-tiempo registrada, es el inverso de la velocidad inicial y se expresa en s/cm. Si se realiza un segundo ensayo sobre la primera huella, una vez limpia de residuos, las tangentes en el origen tienen en ambos la misma inclinación, pero en el segundo ensayo la curva se desvía rápidamente de la primera debido a que el desprendimiento de los residuos se hace más difícil.

La dureza de los carbonos se sitúa entre 0 y 4 puntos, las pizarras blandas se sitúan entre 4 y 10 puntos y las rocas más duras pueden alcanzar 200 puntos.

10.4.5. Ensayo de MORRIS

Se coloca en el plano superior de la máquina de ensayo un botón de carburo de tungsteno (90° de conicidad, con un diámetro de 11.4 mm y un radio de 3.2 mm en el vértice). Cuando se trata de un testigo de roca obtenido mediante perforación con diamante, se prepara un trozo del mismo en forma de cilindro recto. A continuación se colocan varias abrazaderas que proporcionan a la roca cierto confinamiento y evitan que ésta se desmorone a lo largo del ensayo. Si se trata de un trozo de roca irregular, se corta para crear una superficie plana y se coloca en un molde de acero, que se rellena con mortero. La roca debe aflorar en el mortero y estar en posición paralela a la superficie del mismo. A continuación, se presiona el botón de carburo de tungsteno contra la roca y se hace un registro continuo de la fuerza y la penetración del botón. Se puede observar una relación lineal característica entre la fuerza y el desplazamiento, hasta que se produce la rotura y se forma una esquirla. En este instante la fuerza disminuye rápidamente y el desplazamiento aumenta. Se puede continuar el proceso hasta que se forme una segunda esquirla, etc., pero los únicos valores que se consideran en el ensayo son la fuerza F' y el desplazamiento D' medidos en la formación de la primera esquirla.

La perforabilidad MORRIS se define mediante:

$$M_p = \frac{D'}{F'}$$

Esta perforabilidad se puede correlacionar con las velocidades de avance de las cabezas de corte utilizadas para la perforación de túneles o chimeneas en roca dura.

10.5. Coeficiente de cementación (Mc FEAT SMITH, L., 1977)

El grado de cementación así como la naturaleza del cemento que contiene las rocas influye de un modo muy directo en el corte.

Para cuantificar el grado y el tipo de cementación se realizaron estudios de láminas delgadas al microscopio sobre una amplia gama de rocas; se observaron las siguientes conclusiones:

- El tipo de cementación se deberá expresar en función de la dureza del material de que se compone el cemento.
- El tamaño de grano de los componentes de cuarzo de las arenas, limos y arcillas afecta a la resistencia de la unión y se deberá expresar por este orden.
- Las variaciones en la porosidad de una roca proporciona una buena medida del grado de cementación en casos extremos.

En la tabla siguiente se presentan valores del coeficiente de cementación.

C.C.	DESCRIPCION
1	Rocas no cementadas o con más de 20 % de huecos
2	Cemento ferruginoso
3	Cemento ferruginoso - arcilloso
4	Cemento arcilloso
5	Cemento arcilloso - calcítico
6	Cemento calcítico (o halítico)
7	Limo, arcilla o calcita con cuarzo
8	Limo con cuarzo
9	Cemento de cuarzo
10	Cemento de cuarzo con menos de 2 % de huecos

10.6. Propiedades de los macizos rocosos

10.6.1. Introducción

Actualmente se considera que el medio más seguro de obtener *a priori* información sobre las condiciones del terreno en una galería es el análisis de testigos de sondeos. Características estructurales tales como orientación de las discontinuidades, espaciado y número de familias de discontinuidades, normalmente no pueden ser determinadas por medio de una perforación sin un conocimiento previo del macizo rocoso. Sin embargo, mediante sondeos proyectados y ejecutados cuidadosamente, seguidos de una descripción detallada del testigo y una inspección cuidadosa del agujero, puede obtenerse mucha información sobre el macizo rocoso.

La propiedad del macizo rocoso que mayor influencia tiene en el rendimiento de corte de una máquina de ataque puntual es el espaciado de las discontinuidades. Según penetra la cabeza de corte de la máquina, se va produciendo la rotura de la roca entre los instrumentos de corte adyacentes debido a que sólo hay un frente libre. Si hay frentes o caras libres adicionales, por la presencia de discontinuidades, el rendimiento de corte mejorará. Las discontinuidades cuyo espaciado exceda de unos 50 cm son de poca ayuda. Cuando las juntas estén espaciadas 10 cm se producirá una mejora sustancial en las velocidades de corte y juntas espaciadas cada 1 cm darán lugar a un aumento espectacular en el avance de la máquina.

10.6.2. Fracturación del macizo rocoso

El método más utilizado para medir la fracturación del macizo rocoso es el desarrollado por DEERE (1968) basado en el R.Q.D., que se define como el tanto por ciento de testigo recuperado en el sondeo en trozos mayores de 10 cm. Sin embargo, según esta norma se clasificaría de la misma manera un testigo con juntas separadas 9 cm que un testigo totalmente intacto. Cuando las juntas están espaciadas menos de 5 cm, la utilización del R.Q.D. para describir el macizo en los tests de corte es de uso limitado. Este límite es muy sencillo de obtener, pero se presta a errores, ya que

la recuperación del testigo, además de depender de la máquina utilizada para realizar el sondeo, depende de la habilidad del sondista.

Cuando no se dispone de sondeos, pero sí de calicatas o trincheras de reconocimiento, midiendo el número total de juntas por metro cúbico J_v , que se obtiene sumando las juntas por metro de cada familia de discontinuidades, se puede estimar el R.Q.D. mediante la siguiente expresión:

$$R.Q.D. = 115 - 3.3 J_v$$

Para valores de J_v inferiores a 4.5, el R.Q.D. se considera que es el 100 %. Según sea el R.Q.D., los macizos rocosos se pueden clasificar de acuerdo con la tabla siguiente:

<u>R. Q. D.</u>	<u>Tipo de macizo rocoso</u>
90 – 100	Excelente
75 – 90	Buena
50 – 75	Media
25 – 50	Mala
0 – 25	Muy mala

Esta clasificación no es apropiada para rocas poco resistentes, pues en su comportamiento predomina la falta de resistencia sobre la fracturación. La utilidad de este criterio de clasificación de los macizos rocosos es limitada, ya que el R.Q.D. es un parámetro que no considera aspectos tan importantes de los macizos rocosos como, por ejemplo: el tamaño de las discontinuidades, su rugosidad y la orientación de los planos de las juntas, que influyen mucho en su comportamiento.

En el R.Q.D. tampoco se considera el material de relleno de las discontinuidades. Esto se puede traducir en inestabilidad de excavaciones realizadas en el macizo a pesar de que las juntas estén muy espaciadas y el R.Q.D. sea alto.

La clasificación basada en el R.Q.D. solamente es completamente válida en macizos rocosos regularmente fracturados y sin arcilla en sus discontinuidades.

ALEMAN (1982) durante los ensayos para examinar los métodos de corte, observó que el testigo rompía según ciertos contornos cuando era golpeado por un martillo, o bien se dejaba caer. Era evidente que algunas rocas contenían planos de debilidad que no eran fácilmente visibles, los cuales ayudaban al corte.

Ninguno de los métodos de descripción del testigo utilizados hasta ahora tienen en cuenta estas juntas invisibles; por esto sugirió un método para cuantificar estos planos de debilidad.

10.7. Microfracturación de la roca

10.7.1. Observación de la fracturación del testigo mediante tintes penetrantes

Con el fin de examinar las discontinuidades poco visibles, ALFMAN (1982) llevó a cabo unos ensayos que consistieron en rociar testigos de rocas con tintes penetrantes. Estos tintes normalmente se utilizan para descubrir líneas de rotura en fundiciones de metales. Se encontró que en ciertas rocas eran visibles pequeñas fracturas o microfracturas. De estos ensayos con tintes penetrantes se llegó a la conclusión de que el más adecuado era el ARDROX 996 P. Este tinte es de color rojo claro y proporciona un buen contraste con los colores grises de las rocas del Carbonífero.

El método adoptado para registrar las microfracturas en un testigo consiste en marcar éste con el fin de indicar cada división litológica; las microfracturas se calculan para cada litología por sepa-

rado. Luego, el testigo se limpia con disolvente y se rocía el tinte sobre la roca, dejando que penetre durante 10 minutos; a continuación, se lava con un disolvente. Se encontró que un disolvente conocido como "Genklene" es el más adecuado. Las microfrazuras abiertas se vuelven inmediatamente visibles y para contarlas se dibujan dos líneas diametralmente opuestas, anotándose el número de fracturas que cortan a cada línea. Otra línea se traza según la circunferencia del testigo; de esta forma se miden las fracturas en todas las orientaciones. La densidad de microfrazuras se expresa por el número total de microfrazuras registradas por la longitud total de las líneas de registro.

Se decidió adoptar un valor máximo de 200 microfrazuras por metro como límite superior; por encima de este valor resultaba difícil contarlas, además el testigo estaba demasiado roto y cualquier valor superior no modifica las predicciones en lo que al corte de la roca se refiere.

10.7.2. Medida de fracturas cerradas

La técnica anteriormente descrita sólo tiene en cuenta fracturas abiertas en el testigo, pero también hay que considerar como planos de debilidad ciertas fracturas rellenas. Esto sucede normalmente en las rocas del Carbonífero donde es frecuente la existencia de pequeñas bandas de material carbonoso o de otro tipo. En una serie de observaciones se encontró que las fracturas cerradas no facilitan la rotura de la misma forma que las abiertas; en algunos casos no proporciona ninguna ayuda. Por lo tanto, se consideró que aunque estas fracturas cerradas deberían incluirse en la clasificación del testigo, dicha inclusión se haría según un sistema de medida especial.

Con el fin de clasificar dichas juntas se dividieron en tres grupos: *a* (débil), *b* (medio-fuerte) y *c* (fuerte), que se describen a continuación:

- a*) Juntas cerradas, rellenas con material débil, por ejemplo carbón o materia carbonosa. Para que juntas de esta naturaleza sean incluidas en este grupo, tienen que tener una anchura mayor que 1 mm y persistir en una distancia superior al diámetro del testigo. Entonces, se cuentan de forma similar a las microfrazuras y el total se divide por cinco, añadiéndose este valor a las microfrazuras abiertas anotadas anteriormente.
- b*) Juntas cerradas, rellenas con material de resistencia media, por ejemplo, calcita. Estas se cuentan y se anotan de la misma forma que la descrita en (*a*), excepto que el número total se divide por 10; sumándose al valor obtenido de las microfrazuras abiertas.
- c*) Juntas cerradas, rellenas con materiales resistentes, por ejemplo, cuarzo; estas juntas no deben ser incluidas ya que no ayudan al proceso de corte.

Los valores 5 y 10, son constantes empíricas basadas en la experiencia obtenidas en el registro de testigos y en observaciones de máquinas de ataque puntual en muchos lugares.

Para valorar la importancia de estas fracturas cerradas hay que tener en cuenta que las microfrazuras varían de 0 a 200 por metro en la mayoría de las arcillas esquistosas y que en las limolitas sus valores normalmente exceden de 30/metro. Por esto, su importancia es limitada incluso en las rocas más resistentes, ya que el número de microfrazuras a sumar por metro como consecuencia de las juntas cerradas suele ser inferior a cinco.

10.7.3. Descripción del testigo basada en el valor "A"

El RQD da una medida razonable de las discontinuidades con espaciados mayores de 10 cm, mientras que la clasificación de microfrazuras se refiere a las más próximas. Combinando estas medidas puede desarrollarse una clasificación que tenga en cuenta el espaciado de las discontinuidades y su densidad. Esto se hizo y se estableció un parámetro conocido como "A", que se define de la siguiente forma:

$$A = MF + (100 - RQD)$$

MF = Microfracturas

RQD = Designación de la calidad de la roca

Los valores de *A* suelen variar de 0 a 300, disminuyendo la fracturación del macizo rocoso a medida que decrece el valor de *A*.

La ventaja de este método está en que establece diferencias entre rocas con el mismo valor de *RQD* pero con distintos valores de microfracturas.

BIBLIOGRAFIA

- ALEMAN, V.P. (1982) *Characterization of strata with particular reference to the performance of roadway drivage machines*. Thesis submitted to the University of Nottingham for the Degree of Doctor of Philosophy. May.
- BARTON, N. y CHOUBEY, V. (1977) *The Shear Strength of Rock Joints in Theory and Practice*. Rock Mechanics. Diciembre.
- BROWN, E.T. (1981) *Rock Characterization Testing and Monitoring*. Commission on Testing Methods. International Society for Rock Mechanics. Pergamon Press.
- CORNEJO, L. (1986) *Rozabilidad, Desgastes y Rendimientos en la Excavación de Rocas con Máquinas Rozadoras*. Revista de la Industria Minera. Núm. 258.
- DEERE, D.U. (1968) *Indexing rock for machine tunnelling — Rapid excavation problems and progress*. Proc. of the Tunnel and Shaft Conf. Minneapolis. May pp. 32-38.
- GHERING, K. (1978) *Möglichkeiten und Wege der Gebirgsklassifikation beim Vortrieb mit Teilschnittmaschinen*. Proceeding Geologische Voruntersuchungen im Tunnelbau und Entwässerung Tunnelauskleidung Stabaske Pleso.
- GOODRICH, R.H. (1961) *Drag Bits and Machines*. Quarterly of the Colorado School of Mines, 56, 13-21.
- LEWIS, W.E. y TANDANAND, S. (1974) *Bureau of Mines Test Procedures for Rock*. U.S. Bureau of Mines Information Circular N.º 8628, 90-96.

- Mc FEAT-SMITH, I. (1977) *Rock Property Testing for the assessment of Tunneling Machine Performance.* Tunnels and Tunnelling.9.
- SCHIMAZEK, J. y KNATZ, H. (1970) *Der Einfluß des Gesteinsaufbaus auf die Schnittgeschwindigkeit und den Meibelveeschleiß von Streckenvortriebsmaschinen.* Glückauf. Marzo Kr. 6.
- SLAVIN, J. (1971). *Relationships between some Physical Properties of Stone Determined by Laboratory Tests.* NCB MRDE. Report N.º 19. March 1971.
- WEST. G. (1981) *A review of Rock Abrasiveness Testing for Tunnelling.* Proceedings of the Internacional Symposium on Weak Rock. A.A. Balkema. Tokyo.



Capítulo 11

**PREDICCIÓN DE LA VELOCIDAD DE AVANCE
DE LAS MÁQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL**

INDICE DEL CAPITULO 11

	Pág.
11.1. Factores que influyen en el rendimiento de una máquina de ataque puntual	237
11.2. Primeros métodos para predecir el rendimiento de arranque de las máquinas de ataque puntual	237
11.3. Conclusiones sobre los métodos iniciales	246
11.4. Correlaciones establecidas por ALEMAN (1982) entre las propiedades de las rocas, macizos y rendimiento de arranque de máquinas de ataque puntual	247
11.5. Utilización de ensayos de corte en el laboratorio para predecir el rendimiento de arranque de un minador continuo	248
11.6. Experiencia española de predicción de la velocidad de avance de máquinas de ataque puntual	252

CAPITULO 11

PREDICCIÓN DE LA VELOCIDAD DE AVANCE DE LAS MÁQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL

11.1. Factores que influyen en el rendimiento de una máquina de ataque puntual

En la tabla 1 (FOWELL y JOHNSON, 1982) se muestran los factores que influyen en el rendimiento de la máquina. Las investigaciones actualmente en curso, algunas de las cuales se describen en este capítulo, están dirigidas precisamente a evaluar la influencia en el corte de los parámetros que se presentan en la tabla.

Con objeto de estimar el rendimiento de las máquinas y compararlas unas con otras es necesario tener en cuenta los factores que influyen en su porcentaje de utilización, los cuales se muestran en la tabla 2 (FOWELL y JOHNSON, 1982), ya que es preciso conocer tales factores para calcular el rendimiento de corte.

La influencia de los parámetros del macizo rocoso debe considerarse como un factor de modificación de la predicción efectuada utilizando únicamente las características del material rocoso. En la mayor parte de los casos las propiedades del macizo rocoso influyen positivamente en la capacidad de arranque de la máquina. Sin embargo es conveniente que la máquina sea capaz de cortar las rocas en estado masivo, excepto si se puede garantizar la existencia de discontinuidades (FOWELL y JOHNSON, 1982).

11.2. Primeros métodos para predecir el rendimiento de arranque de las máquinas de ataque puntual

La Comunidad Económica Europea presentó en 1965 un informe titulado "Método de estudio del corte de rocas", en el que se considera que los siguientes parámetros influyen en el corte :

<u>Parámetro</u>	<u>Método de ensayo para su determinación</u>
Dureza de minerales	Escala de dureza de MOHS.
Resistencia a la compresión uniaxial	Probetas cilíndricas
Resistencia a la carga puntual	Muestras sin preparar. PROTODYAKONOV
Dureza de rocas	Esclerómetro Shore
Abrasión	Ensayo Cerchar
Resistencia a la perforación	Perforación de agujeros pequeños.

Concluyendo el ensayo de perforación de agujeros pequeños con un aparato manual en el campo tiene algunas ventajas sobre los otros métodos. Es más barato y da una evaluación *in situ* de la resistencia de la roca.

El Correlación (1977) fue desarrollado por el NCB para dar una estimación de la resistencia de la roca a la compresión uniaxial en función de su resistencia a la penetración por un conito de tungsteno. Los valores obtenidos muestran una fuerte correlación con la resistencia a la compresión uniaxial de la roca. Sin embargo, su utilidad como método para predecir el rendimiento de corte de una máquina es relativa.

TABLA 1 - (FOWELL y JOHNSON, 1982)

FACTORES QUE INFLUYEN EN EL RENDIMIENTO DE LA MAQUINA	
FACTOR PRINCIPAL	VARIABLES
PARAMETROS DE LA ROCA	PROPIEDADES DE LA ROCA <ul style="list-style-type: none"> MAQUINABILIDAD DESGASTE <ul style="list-style-type: none"> ABRASIVIDAD RESISTENCIA AL IMPACTO PROPIEDADES TERMICAS DURABILIDAD
	PROPIEDADES MACIZO <ul style="list-style-type: none"> DISCONTINUIDADES <ul style="list-style-type: none"> INTENSIDAD VOLUMETRICA ORIENTACION RESISTENCIA AL CORTE FRENTE MIXTO GRADO DE VARIACION DE LOS ESTRATOS (A lo largo del túnel)
	AMBIENTE <ul style="list-style-type: none"> AGUA <ul style="list-style-type: none"> DEL MACIZO ROCOSO PARA SUPRIMIR EL POLVO GEOMETRIA DEL TUNEL <ul style="list-style-type: none"> TAMAÑO FORMA PENDIENTE TENSIONES "IN SITU"
PARAMETROS DE LA MAQUINA	CABEZA DE CORTE <ul style="list-style-type: none"> NUMERO DE PICAS TIPO DE PICAS <ul style="list-style-type: none"> ATAQUE LATERAL O EN PUNTA GEOMETRIA DE LA PUNTA METAL DURO DE LA PUNTA DISTRIBUCION DE FRECUENCIAS
	PESO <ul style="list-style-type: none"> FUERZAS DEL BRAZO VELOCIDAD DE LA CABEZA POTENCIA DE LA CABEZA RIGIDEZ DE LA MAQUINA
	ASPECTOS OPERACIONALES <ul style="list-style-type: none"> PERFILADO GUIADO

Se realizó un ensayo para estudiar las posibilidades de predicción que ofrecía el cono. Este ensayo fue efectuado con una máquina DOSCO en un macizo rocoso formado por estratos de roca que contenían de un 60% a un 90% de cuarzo. Los resultados del ensayo se presentan en la Tabla 3, en la que se relacionan los valores de la penetración del cono, la eficacia del corte y el desgaste de las picas. Según se observa en esta tabla, para valores altos del ensayo de cono, el desgaste de las picas es fuerte y el corte no satisfactorio.

TABLA 2 (FOWELL Y JOHNSON, 1982)

FACTORES QUE INFLUYEN EN LA UTILIZACIÓN DE LA MAQUINA	
FACTOR PRINCIPAL	VARIABLES
PERDIDA DE TIEMPO	PLANIFICADA <ul style="list-style-type: none"> — MANTENIMIENTO — DISPONIBILIDAD DE REPUESTOS
	SIN PLANIFICAR <ul style="list-style-type: none"> — DISPONIBILIDAD DEL PERSONAL — DISPONIBILIDAD DE REPUESTOS — CONDICIONES EN EL TUNEL
SOSTENIMIENTO	TIPO Y CANTIDAD REQUERIDA SISTEMA DE COLOCACION GRADO DE MECANIZACION
	OPERACIONES AUXILIARES <ul style="list-style-type: none"> — RILLENOS — ENTILAJE
EVACUACION DE ESCOMBROS	EN EL FRENTE <ul style="list-style-type: none"> — LIMPIEZA — EVACUACION — QUEBRANTACION SECUNDARIA — TRANSFORMADORES
	DETRAS DEL FRENTE <ul style="list-style-type: none"> — VAGONES — AGUA
SISTEMAS GENERALES	VENTILACION EXTRACCION DEL POLVO <ul style="list-style-type: none"> — EQUIPO DE BOMBEO — TUBERIAS DE AIRE
	VARIOS <ul style="list-style-type: none"> — VIAS — CABLES ELECTRICOS — TELEFONO — TRANSPORTADORES
PERSONAL	DISPONIBILIDAD EXPERIENCIA
	TRANSPORTE AL FRENTE <ul style="list-style-type: none"> — DISTANCIA TIEMPO — METODO
ORGANIZACION	DIRICCION <ul style="list-style-type: none"> — PREMISAS — COMUNICACIONES
	DIRICCION RELATIVO <ul style="list-style-type: none"> — TIEMPO PAGADO — TIEMPO PRODUCTIVO
USO FINAL	TOLERANCIAS <ul style="list-style-type: none"> — PENDIENTE — DIRICCION
INTEGRACION	ENCUADRE CON OTROS TRABAJOS
AGUA	DRENAJE

TABLA 3 – RELACION ENTRE LAS DUREZAS ESTANDAR DEL CONO DE PENETRACION (NCB) Y LOS RESULTADOS DE CORTE DE UNA MAQUINA DE ATAQUE PUNTUAL

DUREZAS ESTANDAR	RESULTADOS DEL CORTE INDEPENDIENTE DEL TIEMPO DE PARADAS	DESGASTE Y ROTURA DE PICAS
6.0	El corte es posible únicamente si los estratos tienen un espesor menor de 0,30 m	Desgaste fuerte (Mayor de 0,5 picas m ³)
5.3	La máquina no es adecuada para estas rocas. Algún avance es posible si se presentan intercalaciones de rocas blandas en el frente. Serán necesarias voladuras para ayudar a la excavación	Rápido desgaste y rotura de picas
4.0		
3.8	La máquina debe cortar satisfactoriamente si las picas se cambian regularmente. Las altas energías de corte (8-11 MJ/m ³) requeridas y las vibraciones reducen fuertemente la vida de los componentes de la máquina.	Velocidades de desgaste de hasta 0,52 picas/m ³ . Los resultados del corte pueden ser malos si las picas no se cambian regularmente. Es poco común la rotura de las picas.
3.0		
2.8	Pequeñas velocidades de avance, tan bajas como 10 m ³ /h en las rocas más duras	Moderada velocidad de desgaste (tan baja como 0,15 picas m ³) Cambios regulares de las picas ligeramente usadas deben ayudar en la ejecución del corte
2.5	Se pueden lograr avances satisfactorios, de hasta 12-15 m ³ /h	
1.8		
1.0	La máquina es muy adecuada para estas rocas. Se pueden alcanzar buenas velocidades de avance (superiores a 20 m ³ /h)	Velocidades de desgaste muy bajas. Se necesitan inspecciones regulares de las picas Velocidades de desgaste probablemente menores que 0,08 picas m ³ . Se ventan inspecciones regulares de las picas

En Alemania, SCHIMAZEK (1970) dedujo un coeficiente de abrasión F . Se mide determinando el contenido de cuarzo y minerales abrasivos, el tamaño de grano y la resistencia a tracción de la roca:

$$F = \frac{Q d \sigma_t}{100}$$

donde Q = Contenido de cuarzo y minerales abrasivos en %

d = Diámetro de los granos de cuarzo en cm

σ_t = Resistencia a tracción en Kp/cm^2

Utilizando este valor F como guía de abrasividad, se observó que por encima de una cierta velocidad de la pica su desgaste aumentaba rápidamente y se estableció una velocidad de corte crítica:

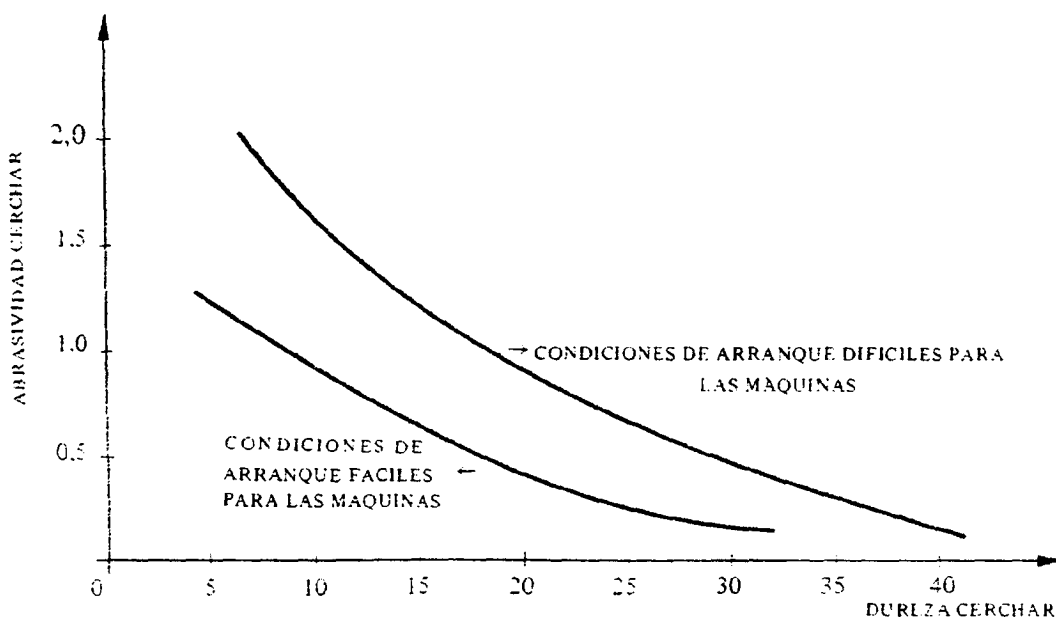
$$V = K e^{-F}$$

V = Velocidad de corte crítica

K = Constante que depende de la geometría de la pica y de la temperatura crítica del metal colocado en la punta de la pica.

VALANTIN (1974) considera que el corte de las rocas depende de muchos parámetros: unos relacionados con la roca y otros con la máquina. Entre los parámetros relacionados con la roca considera: las propiedades mecánicas, la abrasividad, el estado de tensiones y los planos de discontinuidad, como los cuatro más importantes. Para medir las propiedades mecánicas y la abrasividad de la roca ideó varios ensayos y realizó un análisis general del rendimiento de corte de las máquinas en función de la dureza y de la abrasividad (Ver Figura 1). Sin embargo, su definición del rendimiento de la máquina en términos de facilidad y dificultad de corte es bastante subjetiva, y no tiene en consideración las variables operacionales que normalmente suelen afectar a dicho rendimiento.

Uno de los estudios más completos para medir el rendimiento de corte de una máquina, fue emprendido por MC FEAT-SMITH (1973), el cual realizó una serie de experimentos en el laboratorio e *in situ* para varios tipos de rocas en distintos lugares. El programa de laboratorio consistió en medir las propiedades de la roca y efectuar unos ensayos de corte y desgaste. MC FEAT-SMITH midió



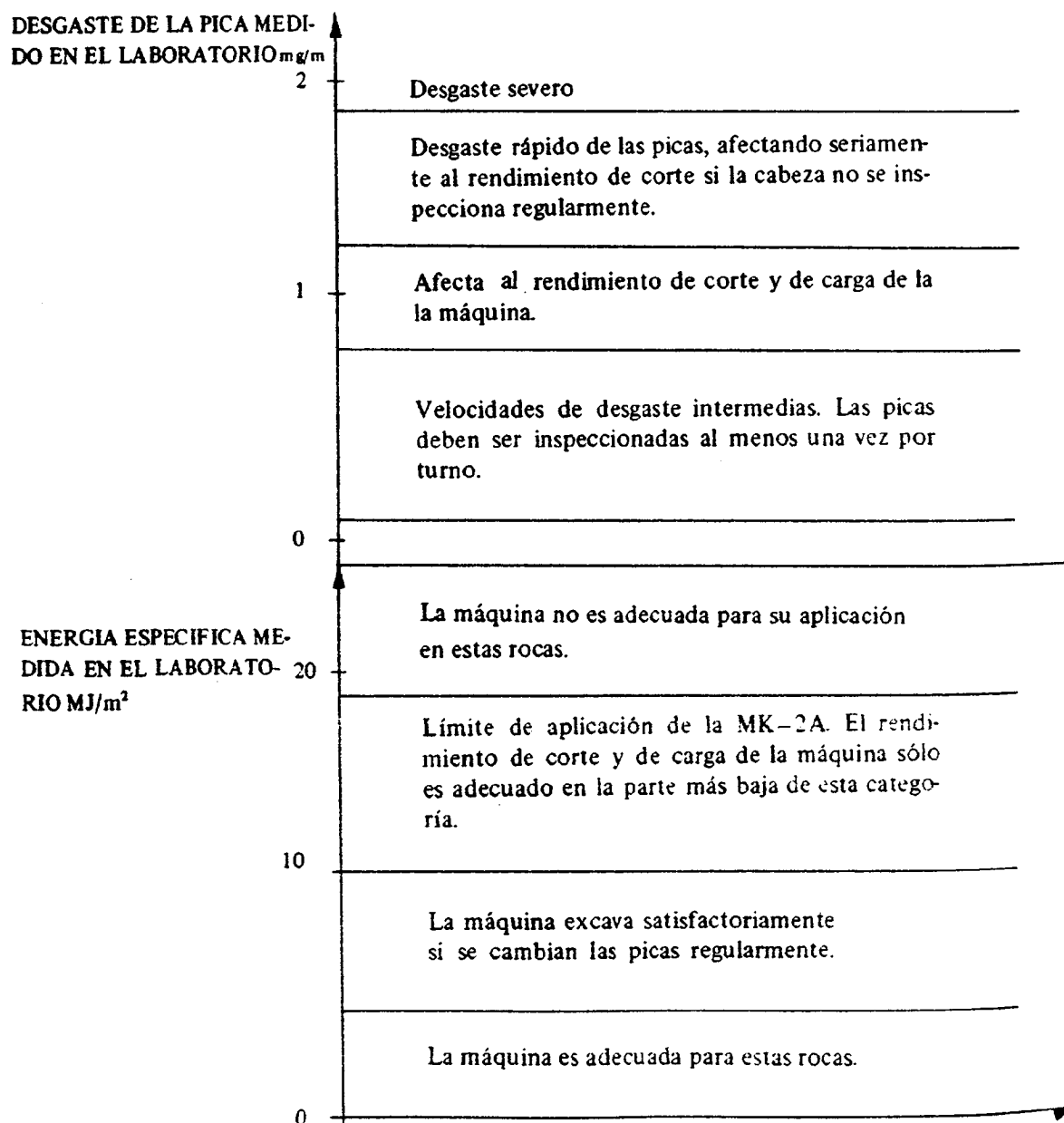
ABRASIVIDAD Y DUREZA DE LAS ROCAS. (SEGUN VALANTIN, 1974)

FIG. 1

19 propiedades de la roca, correlacionándolas con la energía específica de corte y con el desgaste de la pica por medio de un programa de regresión multilíneal.

Los resultados de estos análisis muestran que la energía específica depende de la penetración, de las propiedades mineralógicas y de las propiedades resistentes de la roca, y el desgaste de la pica durante el corte es controlado por la dureza y las propiedades mineralógicas. Encontró que la precisión de las predicciones sobre el corte generalmente aumenta cuando las rocas se agrupan según sus características mineralógicas. Para complementar el trabajo de laboratorio, realizó experimentos *in situ* con objeto de medir la energía específica de corte para una Dosco MK-2A y las propiedades del macizo rocoso. Relacionando la energía específica de corte y el desgaste obtenidos en el laboratorio con los valores deducidos de la investigación *in situ*, estableció un índice de predicción (Tabla 4). Sin embargo el estudio mostró que el rendimiento de la máquina estaba fuertemente relacionado

TABLA 4 – LIMITES DE APLICACION DE UNA MAQUINA DOSCO DE ATAQUE PUNTUAL (MK-2A)
(MC FEAT-SMITH – 1973)



con la naturaleza de las discontinuidades del macizo rocoso, que aun así no fueron incluidas como uno de los parámetros que determinan la excavabilidad de la roca.

Una versión revisada de este trabajo fue publicada en 1977, en **ROCK ENGINEERING**. Esta resumía el primer estudio llevado a cabo por MC FEAT—SMITH y establecía que el corte de la roca puede estar relacionado con la dureza, medida con el cono de penetración del NCB, y la deformación plástica, mientras que el desgaste es función de la dureza Shore, coeficiente de cementación y contenido de cuarzo.

En este informe se indica que el índice de predicción es válido para macizos que no están fisurados, lo que explica las discrepancias entre los rendimientos predichos y los rendimientos reales citados en el estudio.

Este trabajo de la Universidad de Newcastle upon Tyne (U.K.) fue continuado por FOWELL (1980), el cual obtuvo un índice de predicción basado en ensayos de corte de laboratorio que permite evaluar la facilidad del corte y el desgaste de la pica (Tabla 5).

Aunque parece que las velocidades de corte y el desgaste pueden predecirse con bastante exactitud para rocas homogéneas, sin embargo, hay las siguientes limitaciones en este estudio:

- El ensayo para la medida de la energía específica de corte en el laboratorio se basó en el corte efectuado por una sola pica que no se cambia, mientras que en la práctica esto nunca ocurre.
- No se ha tenido en cuenta la fuerza lateral ejercida por los gatos hidráulicos de la máquina al medir la energía específica.

Aunque se reconoce que la estructura del macizo rocoso influye de una manera directa en el rendimiento de corte de la máquina, no se ha realizado ningún esfuerzo para incorporar dicha propiedad en el índice de predicción.

Para el cálculo del rendimiento de corte de una Alpine AM 50, GHERING (1978) de Voest Alpine, utilizó un ensayo de corte estandar sobre muestras de roca y determinó que la velocidad de corte de la máquina está directamente relacionada con la profundidad de corte en la muestra durante el ensayo.

En primer lugar, se coloca la roca en un molde cúbico de 100 mm de lado y se rellena con cemento. Cuando ha fraguado el cemento, se corta el molde por la mitad. A continuación, se fija una de las dos mitades en posición horizontal con la parte cortada con la sierra hacia arriba. Después se hace girar una pica cónica alrededor de un eje vertical sometida a una carga axial de 200 N, hasta que la pica haya perforado un surco de 50 mm de diámetro sobre la superficie de la roca (Ver Figura 2).

Se mide la profundidad y la anchura del surco en 4 puntos diferentes, espaciados a 90°. La velocidad de producción de un minador Alpine AM 50 se determina en condiciones normales mediante la relación:

$$9.172 \times (\text{profundidad media del surco})^{0.8}$$

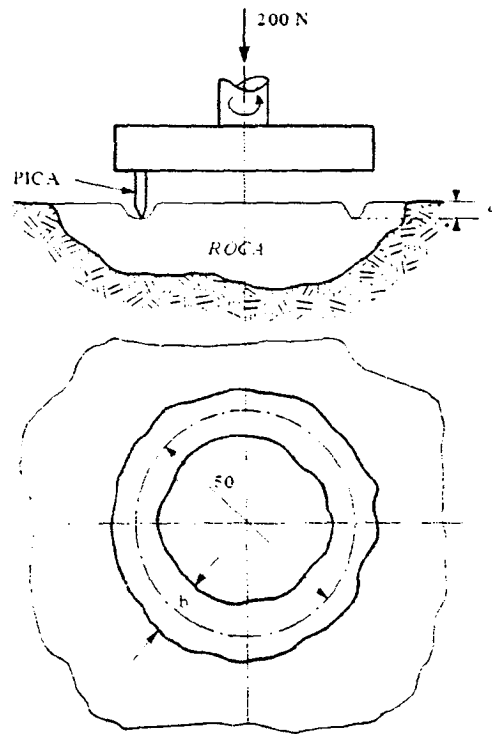
El rendimiento de la AM-50 puede calcularse por el método de GHERING si se cumplen las siguientes condiciones:

- Mínima sección transversal de corte 12 m²
- Gradiente frontal inferior a 4.° y ninguna inclinación transversal.
- La roca de la que se ha extraído la muestra se encuentra en todo el frente.
- La máquina es conducida por un operador con experiencia.

Este método sólo es razonable cuando las condiciones prescritas anteriormente prevalecen. Su utilidad como índice de predicción, incluso para una AM-50, es muy limitado, ya que es prácticamente imposible que se satisfaga la condición que la muestra ensayada sea representativa de todo el

TABLA 5 - RENDIMIENTOS DE LAS MAQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL DE PESOS MEDIOS Y GRANDES (FOWELL Y PYOCROFT, 1980)

Energía específica de laboratorio (MJ/m ³)	Rendimiento de corte de las máquinas de peso medio	Energía específica de laboratorio (MJ/m ³)	Rendimiento de corte de las máquinas de peso elevado
20	Las máquinas sólo pueden cortar estas rocas a precios económicos si se presentan en estratos delgados (menores de 0,3 m). Frecuentemente es necesario reemplazar los componentes de la máquina debido a las vibraciones.	32	Las máquinas pueden cortar solamente estratos delgados de estas rocas y el desgaste de las picas será excepcionalmente alto. Puede dañarse la máquina en poco tiempo.
15	Rendimiento de corte bajo. La excavación tiene que ser ayudada por voladuras en el extremo de la escala. El reemplazamiento regular de las picas desgastadas mejorará la energía específica, reduciendo el desgaste de los componentes. Las picas cónicas serán beneficiosas, así como los motores de corte de baja velocidad. Los gatos laterales mejorarán la estabilidad.	25	Rendimiento de corte bajo, particularmente en frentes masivos. Una inspección frecuente mejorará el corte y el desgaste de las picas. Imprescindible picas cónicas.
12	Rendimiento de corte moderado a bajo. Para rocas abrasivas las picas deben ser inspeccionadas frecuentemente, ya que con picas afiladas aumentará el rendimiento.	17	Moderado rendimiento de corte, muy bueno en el extremo de la categoría. Las picas deben ser inspeccionadas y cambiadas regularmente, en particular cuando se excavan rocas abrasivas.
8	Moderado a buen rendimiento de corte con muy bajo desgaste de los componentes de la máquina. Las picas deben ser inspeccionadas y cambiadas regularmente, particularmente en rocas abrasivas.	8	Las máquinas son muy adecuadas para estas rocas y pueden esperarse avances muy rápidos. Es ventajoso inspeccionar y reemplazar regularmente las picas.
5	Máquinas muy adecuadas para estas rocas. Se pueden esperar buenos avances. La inspección regular y la sustitución de las picas desgastadas, es ventajosa.		



ENSAYO VOEST-ALPINE (SEGUN GHERING, 1978)

FIG. 2

frente.

Para obtener el rendimiento de corte de una máquina, VASEK (1978) propuso los parámetros siguientes:

- Maquinabilidad de la roca
- Abrasividad de la roca
- Grado de fisuración del macizo rocoso
- Resistencia a la penetración de la roca.

Este autor estimó la maquinabilidad mediante el corte efectuado con un instrumento estándar en una roca a varias profundidades. Se expresa como una relación de las fuerzas de corte máximas y mínimas en función de la profundidad de corte. Cuando se trata de una galería con varios tipos de roca, el ensayo de maquinabilidad debe aplicarse a cada uno de ellos y calcular después el valor medio del frente. La abrasividad se determina midiendo la pérdida de peso de una punta de acero normalizada que se ha frotado circularmente sobre una superficie preparada de la muestra de roca. Si las rocas están estratificadas, este ensayo se realiza perpendicular y paralelamente a la estratificación. Los grados de fisuración se calculan midiendo los espaciados de las discontinuidades en testigos de sondeos en el frente de la roca. La resistencia a la penetración se mide introduciendo una punta de acero en la roca a una velocidad determinada hasta que esta se rompe y se expresa como la carga de rotura dividida por el área de la sección transversal de la punta.

El rendimiento de corte de la máquina se calcula aplicando la relación siguiente:

$$\eta = \frac{1}{R_c \cdot SP} \cdot K$$

η = Rendimiento de corte (%)

SP = Grado de fisuración

R_c = Maquinabilidad

K = Constante que depende de la máquina y del tipo de cabeza de corte.

El trabajo de VASEK, es muy completo y uno de los métodos que mejor predicen el rendimiento de corte. Una de sus limitaciones es que sólo es aplicable a la AM-50. Otra limitación es que el procedimiento para cuantificar algunos de estos parámetros tiende a ser complejo; a esto se debe que no haya sido ampliamente aceptado.

11.3. Conclusiones sobre los métodos iniciales

La tabla 6, (ALEMAN, 1982), muestra los factores que cada uno de los investigadores ha utilizado para predecir el rendimiento de corte de una máquina de ataque puntual.

Los primeros métodos de predicción del rendimiento consistieron en una serie de ensayos de laboratorio llevados a cabo en muestras extraídas del lugar propuesto para el estudio. El rendimiento se expresaba en términos subjetivos como: dificultad, etc. La principal limitación de estos enfoques es que no tienen en cuenta la estructura del macizo rocoso y no cuantifican el rendimiento de la máquina.

TABLA 6 – CONCLUSIONES DE LOS METODOS USADOS INICIALMENTE PARA PREDECIR EL RENDIMIENTO DE CORTE DE MAQUINAS DE ATAQUE PUNTUAL (ALEMAN, 1982)

	PARAMETROS CONSIDERADOS			RENDIMIENTO PREDICHO
	Tipo de máquina	Propiedades de la roca en el laboratorio	Propiedades del macizo rocoso	
NCB	Sin definir	SI	NO	Índice comparativo
Schimazek	Sin definir	SI	NO	Índice comparativo
Valantin	Sin definir	SI	NO	Índice comparativo
Mc Feat-Schmith	Dosco MK-IIA	SI	NO	Energía específica
Fowell	Dosco MK-IIA y Titan	SI	NO	Velocidad de excavación
Ghering	AM - 50	SI	NO	Velocidad de excavación
Vasek	AM - 50	SI	SI	Velocidad de excavación

MC FEAT-SMITH (1975) hizo el primer intento para medir el rendimiento de corte de una máquina de ataque puntual en función de la energía específica de corte, pero no hizo ninguna consideración sobre el empuje aplicado por la cabeza de corte. Tampoco sugirió ningún procedimiento para medir el rendimiento de corte de tal forma que pudiera relacionarse una máquina con otra.

Se llevaron a cabo algunos intentos para evaluar la estructura del macizo rocoso *in situ*, pero no tuvieron éxito.

Únicamente VASEK (1978), sugirió un método que cuantificaba una variedad de factores. En la predicción del rendimiento de corte se han realizado suficientes ensayos de laboratorio para determinar las propiedades mecánicas de la roca, pero es necesario una estandarización. Por tanto, el problema de clasificación del macizo rocoso es crítico, y un buen método para medir estas características mejorará el índice de predicción.

11.4. Correlaciones establecidas por ALEMAN (1982) entre las propiedades de las rocas y macizos y el rendimiento de arranque de máquinas de ataque puntual

V.P. ALEMAN (1982) llevó a cabo ensayos en muchos túneles y galerías durante un período de cuatro años, que consistieron en medir el rendimiento de corte de máquinas de ataque puntual y las propiedades de las rocas y macizos rocosos.

El rendimiento de corte fue medido por diferentes métodos tales como: energía específica de corte a empuje constante, penetración por revolución a empuje constante y un sistema que relaciona empuje (kN/m^2) con penetración (m/rev), expresado en m^3/kN por revolución (Ver capítulo 7). Las máquinas utilizadas para este ensayo fueron: RH 1/3 de ANDERSON STRATHCLYDE, DOSCO MK-2A, DOSCO MK-3 y TITAN THYSSEN.

Las propiedades medidas en el laboratorio fueron las siguientes:

- Resistencia a compresión simple (σ_c)
- Resistencia a tracción (σ_t)
- Dureza Shore (D)
- Abrasividad Cerchar (AB)
- Energía específica de perforación (SE).
- Índice de resistencia *in situ* (ISSI)
- R.Q.D.
- Microfracturas por metro (MF)
- Valor A . (Ver capítulo 10)

De las correlaciones establecidas entre cada una de las propiedades medidas en el laboratorio y el rendimiento de corte dedujo que, aparte el índice de resistencia *in situ*, no existe una buena correlación entre los mencionados parámetros y el rendimiento de corte de la máquina.

De los resultados de estos ensayos dedujo, por medio de una regresión multilínea, una relación que permite predecir el rendimiento de corte de la máquina a partir de las propiedades de las rocas. La mayoría de las ecuaciones de predicción están basadas en las siguientes propiedades o grupos de ellas:

- Resistencia a compresión simple. Esta propiedad de la roca da una correlación significativa, pero su desviación estándar es grande, por lo que es insuficiente para predecir el rendimiento de corte de la máquina.
- Un determinado número de propiedades de la roca estimadas en el laboratorio. Este conjunto de propiedades da una correlación más significativa que la resistencia a compresión simple, con una desviación estándar más baja, pero tampoco es adecuado para efectuar la predicción.
- Un Índice de resistencia *in situ*. Este da una buena correlación con el rendimiento de corte de la máquina y un 36 % de mejora en la desviación estándar, comparada con la resistencia a compresión simple.
- Una combinación de propiedades determinadas en el laboratorio y medidas estructurales del macizo rocoso basadas en el análisis de testigos de sondeos. Este conjunto da la correlación más significativa y la desviación estándar más baja, por tanto, es el más adecuado para predecir el rendimiento de corte de una máquina de ataque puntual.

Por tanto, cuando estas propiedades determinadas en el laboratorio son combinadas con alguna medida de la estructura del macizo rocoso, la precisión de la predicción mejora grandemente. La correlación es buena se clasifica por el valor de A , deducido de la estructura de testigos de sondeos.

Las clasificaciones del rendimiento propuestas por ALEMAN son las siguientes:

1. Estado intacto (Valor $A < 10$).

$$n = \frac{118}{\sigma_c} - 0.651 \quad (1)$$

2. Estrato poco fracturado (Valor A de 10 a 200)

$$n = 6,74 + 0,7 \log AB + \frac{149,96}{\sigma_c} + 0,1 MF - 0,09 RQD - 0,09 \quad (2)$$

3. Estrato muy fracturado (Valor $A > 200$)

$$n = 0,053 RQD + 0,04 A - 7,08 \quad (3)$$

El rendimiento de corte n viene expresado en m^3/kN por revolución.

ALEMÁN relaciona además este rendimiento con la penetración y la velocidad de excavación mediante las siguientes ecuaciones:

$$n = \frac{5 - T \pm \sqrt{T^2 - 10 T + 5,88 P + 22,94}}{2,94} \quad (4)$$

$$ER = P = a \times r \times 0,6 \text{ (m}^3/h) \quad (5)$$

donde: n = tipo de terreno (rendimiento de la máquina expresado en m^3/kN)

P = penetración por revolución (cm)

a = área de la cabeza de corte (m^2)

T_1 = empuje aplicado a la cabeza ($kN \times 10^{-2}$)

r = velocidad de la cabeza (rev/seg)

$T = \frac{T_1}{a}$ ($kN/m^2 \times 10^{-2}$)

ER = velocidad de excavación, (m^3/h).

Como n , a , T y r son conocidos, P puede calcularse de la ecuación (4) y sustituirse en la ecuación (5) para obtener la velocidad de excavación ER .

11.5. Utilización de ensayos de corte en el laboratorio para predecir el rendimiento de arranque de un minador continuo

DEMOU, OLSON y WINGQUIST (1983) realizaron en una máquina de corte para picas aisladas los ensayos descritos en el Capítulo 4 y a partir de los resultados obtenidos estimaron los rendimientos de arranque que se podrían alcanzar en la caliza de Indiana con un minador continuo. Las características de la máquina para la que se realizaron las predicciones eran las siguientes:

- Anchura de la cabeza de corte 3,15 m
- Diámetro de la cabeza de corte 1,13 m
- Velocidad de la cabeza 30 r.p.m.
- Factor de utilización 50 %
- Par motor 108 kN m
- Fuerza de penetración: $F_H = 69 \text{ kN}$; $F_v = 330 \text{ kN}$.
- Fuerzas de desplazamiento lateral: $F_H = 106 \text{ kN}$; $F_v = 217 \text{ kN}$.

Los tres diseños de cabezas de corte que trataban de analizar en el minador eran:

- Diseño 1:
Picas 132; Espaciado. 25 mm; Penetración, 150 mm.
- Diseño 2:
Picas, 132; Espaciado. 25 mm.; Penetración. 590 mm.
- Diseño 3 :
Picas, 70; Espaciado. 51 mm; Penetración. 590 mm.

Las características de la roca y de la galería que, se supone, se trata de excavar son las siguientes:

tes:

- Densidad de la caliza 2.7 g/cm³.
- Dimensiones de la galería: Ancho. 3.15 m : Alto. 3.00 m : longitud del arco de corte 3.20 m.

Si se conoce la profundidad de corte de cada pica se pueden determinar las fuerzas que necesita aportar la máquina, a partir de los valores de las fuerzas normales y de corte obtenidos en el laboratorio. El par motor se puede estimar sumando las fuerzas de corte que se ejercen en la periferia de la cabeza en las picas que han penetrado distintas profundidades en la roca.

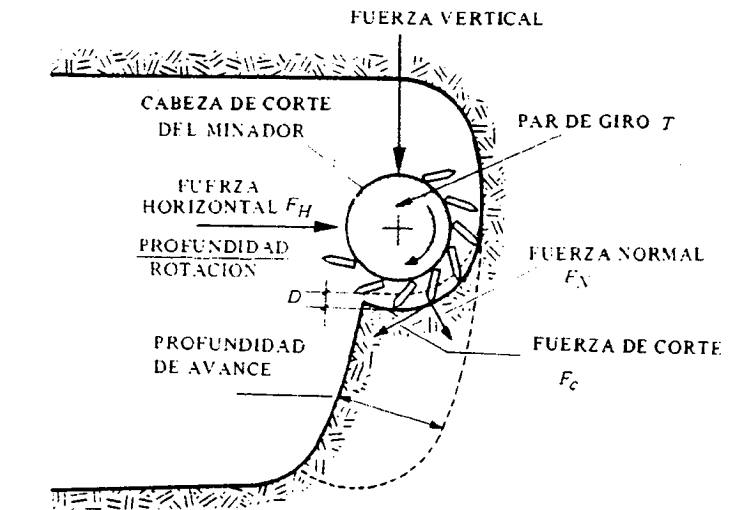


DIAGRAMA DEL MINADOR QUE MUESTRA EL CICLO DE CORTE SEGUN DEMOU et al., (1983)

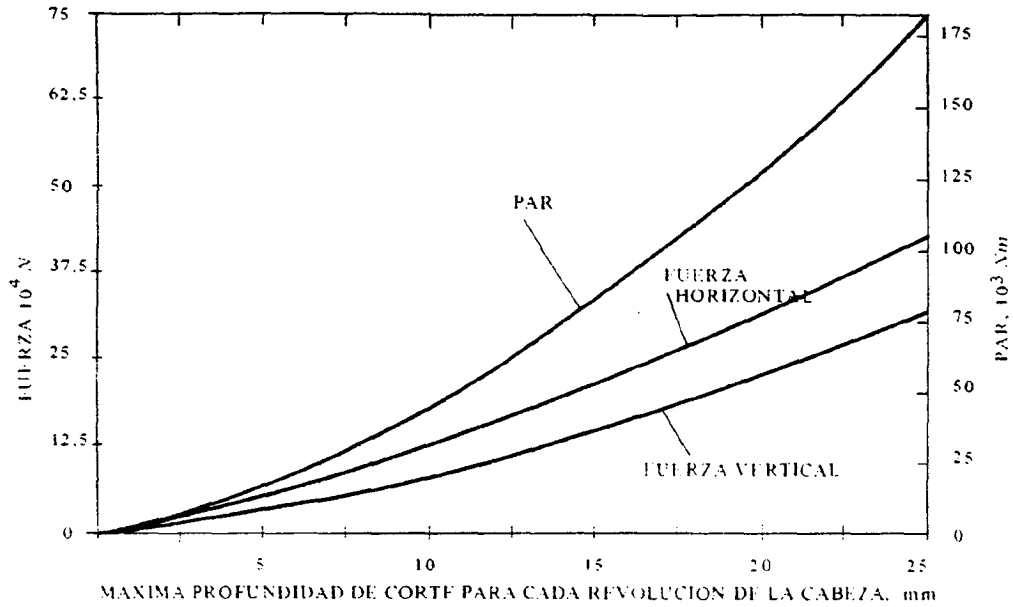
FIG. 3

Para determinar el número de picas que penetran en la roca (Fig. 3) es necesario fijar previamente la penetración de la cabeza, pues a partir de este dato se pueden calcular los grados de arco de contacto de la cabeza con el frente y, traduciéndolo a porcentaje de la circunferencia y multiplicando por el total de picas, obtener el número de ellas introducidas en la roca. A partir de esta información se puede determinar la penetración y las fuerzas de cada pica en un momento dado. Sumando todas las fuerzas en las picas se obtienen las fuerzas totales en la máquina. En la tabla 7 se muestran para el diseño 3 las ecuaciones del par motor y de las fuerzas, horizontales y verticales, en función de la penetración de la cabeza por cada revolución, en los movimientos de penetración y desplazamiento lateral del brazo. Las curvas correspondientes a estas ecuaciones se presentan en las Figuras 4 y 5, para la penetración, y el desplazamiento respectivamente.

En esta última figura se puede observar que la fuerza horizontal es negativa en el caso del diseño 3 de la cabeza, lo que pone de manifiesto la tendencia a rebotar de ésta, que contrarresta la fuerza de la pica que trata de introducir la cabeza en la roca durante el desplazamiento.

TABLA 7 - ECUACIONES DE CORTE DE UN MINADOR CONTINUO EN CALIZA DE INDIANA

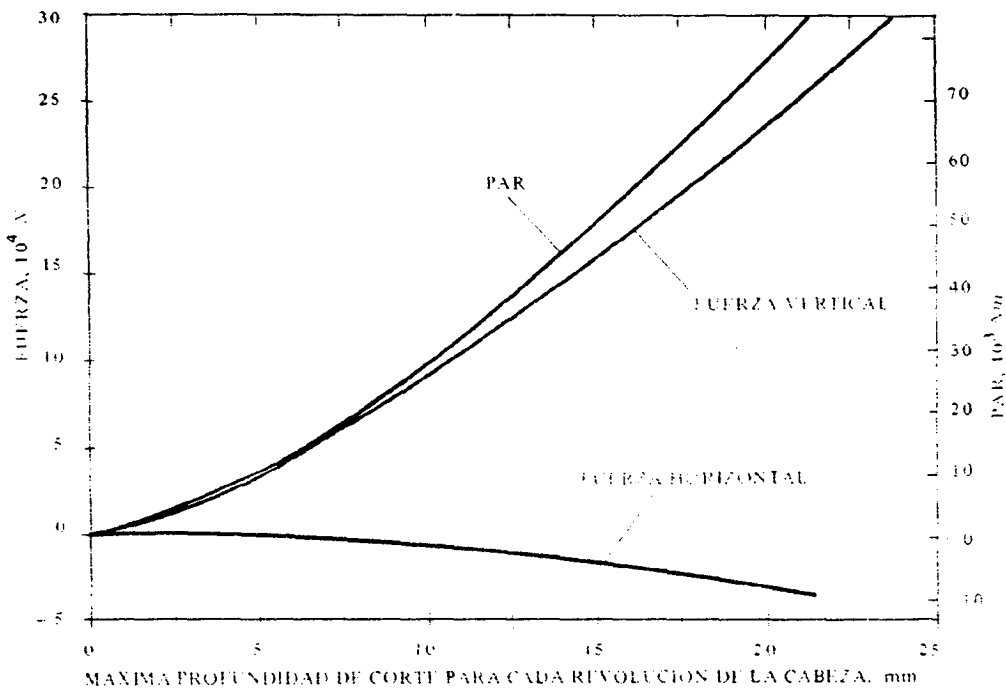
Durante la penetración de la cabeza: $PAR = 50 d^{1.5}$ kN m	
Fuerza horizontal = $120 d^{1.3}$ kN	
Fuerza vertical = $76 d^{1.5}$ kN	
Durante el desplazamiento lateral $PAR = 27 d^{1.5}$ kN	
Fuerza horizontal = $0.5 - 3.4 d - 9 d^2$ kN	
Fuerza vertical = $80 d^{1.5}$ kN	
NOTA: d = profundidad de la cabeza en cm	SEGUN DEMOU et al., 1983



FUERZAS EN LA MAQUINA DURANTE LA PENETRACION

SEGUN DEMOU ET AL. - (1983)

FIG.4



FUERZAS EN LA MAQUINA DURANTE EL CORTI LATERAL

SEGUN DEMOU ET AL. (1983)

FIG.5

Si se introducen en estas ecuaciones el par y la fuerza que puede proporcionar la máquina, se obtienen las profundidades de corte para el diseño 3; el mismo proceso de cálculo se puede hacer seguido para los otros dos diseños.

De la tabla 8, en la que se muestran las profundidades de corte calculadas, se deduce que el 60%

no limita las posibilidades de la máquina, sino que la capacidad de arranque de ésta viene limitada por la fuerza horizontal durante la penetración.

Para calcular el tiempo en minutos necesario para la penetración (Tabla 8), se ha dividido el avance por el producto de las revoluciones por minuto por el avance por revolución. Para hallar el tiempo de corte lateral se resta el diámetro de la cabeza del arco total de corte y el resultado se divide por el producto de las r.p.m. por el avance por revolución.

TABLA 8 - RESULTADOS DE LA PENETRACION Y DEL CORTE LATERAL
SEGUN DEMOU ET AL., (1983)

	DISEÑO 1	DISEÑO 2	DISEÑO 3
CICLO DE PENETRACION			
Máxima profundidad calculada, cm:			
T	1,22	1,12	1,68
F _H	0,46	0,43	0,71
F _V	2,29	1,85	2,79
Profundidad alcanzable por la máquina limitada por	F _H a 0,46 cm	F _H a 0,43 cm	F _H a 0,71 cm
Tiempo de corte	1,1	4,6	2,9
CICLO DE DESPLAZAMIENTO			
Máxima profundidad calculada, cm:			
T	5,08	1,68	2,57
F _H	4,82	2,79	3,81
F _V	4,82	1,45	2,31
Profundidad alcanzable por la máquina limitada por:	F _H y F _V a 4,82 cm	F _V a 1,45 cm	F _V a 2,31 cm
Tiempo de corte..... min	1,4	4,8	3,0
COMBINACION DE LOS CICLOS DE PENETRACION Y DESPLAZAMIENTO (SE SUPONE QUE LA MAQUINA TRABAJA EL 50 % DEL TIEMPO)			
Tiempo total del ciclo mín	5,1	18,8	11,7
Tonelaje por ciclo	4,1	16,3	16,3
Rendimientoton/h	48	52	83
Avancem/h	1,8	1,95	3,14

Para determinar el tiempo total por ciclo se ha supuesto, como se indicó anteriormente, que el minador está disponible para el corte únicamente durante el 50 % del tiempo. Las toneladas producidas por ciclo se han calculado en base a la densidad de la roca y a las dimensiones de la galería que se expusieron al principio. A continuación se han obtenido la producción y el avance horarios.

Como se ha visto, la fuerza horizontal ejercida por el minador durante la penetración limita la capacidad de la máquina. Esta fuerza depende del peso de la máquina, que determina su fricción con el suelo, y del ángulo con el que actúa el brazo en la penetración, que se efectúa normalmente en la parte más alta del frente, por lo que cuanto más alta sea la galería mayor será dicho ángulo. Cuanto mayor sea dicho ángulo menor será la fuerza horizontal proporcionada por la máquina.

El ejemplo que se acaba de presentar muestra la diferencia entre los tres diseños de cabeza analizados. Los rendimientos obtenidos son, sin embargo, solamente aproximados ya que los ensayos de laboratorio en que se basan los cálculos se limitaron a la excavación de surcos independientes. Dado que las fuerzas necesarias para excavar surcos independientes son superiores a las precisas para surcos próximos, las deducciones realizadas son conservadoras.

11.6. Experiencia española de predicción de la velocidad de avance de máquinas de ataque puntual

En las experiencias realizadas hasta el presente en España sobre arranque de roca mediante máquinas de ataque puntual, destaca la llevada a cabo con una STM-100 (Salzgitter) en el Pozo Hecarrera n.º 2 de Hullera de Sabero Anexas, S.A., de julio a diciembre de 1984. Este ensayo fue controlado por la Empresa Nacional Adaro S.A., que nos ha proporcionado información sobre el mismo.

La máquina se utilizó para la excavación de una galería en dirección de 12 m² de sección útil en roca, con las siguientes características medias:

- Pizarras fuertes con estratificación de rumbo paralelo al de la galería y buzamiento del orden de 70°.
- Contenido de cuarzo 35 %, diámetro de los granos de cuarzo 40-90 μ abrasividad Schimazek 0.35.
- Rebote del martillo de Schmidt 43, resistencia a compresión simple estimada mediante ensayo Franklin 58 MPa, resistencia a tracción 12 MPa, índice de perforabilidad JOY 20 cm/mín.
- Discontinuidades separadas de 2 a 0,6 m, con unas 14 juntas por m³, RQD de 69 y RMR entre 42 y 48.
- Microfracturas: 30 a 60 por metro.

Los datos técnicos de la máquina fueron los siguientes:

• Longitud	8,8 m
• Anchura sobre orugas	2,0 m
• Ancho sobre mesa de carga	2,3 y 4,0 m
• Altura	1,4 m
• Peso	25 toneladas
• Potencia total instalada	200 Kw
• Diámetro máximo sobre las puntas de las picas	750 mm
• Velocidad aproximada de corte	3,5 m/s
• Cabeza de tipo longitudinal con picas cónicas	
• Potencia de la cabeza	100 Kw

Los resultados esperados de la máquina para una resistencia a compresión simple de la roca de unos 50 MPa y valores del RMR del macizo rocoso de 0 a 60, eran los siguientes:

• Avance/mes (m)	103,35
• Avance/relevo (m)	2,46
• Rendimiento de rozado (m ³ /h)	16
• Consumo máximo de picas/100 m ³	14,75

Los resultados reales en el avance fueron los siguientes;

• Avance/mes (m)	19,82
• Avance/relevo (m)	0,95

- Rendimiento de rozado (m³/h) 6,23
- Consumo máximo de picas/100 m³ 21, 9

Al comparar los resultados esperados con los obtenidos en el ensayo, se observa que el rendimiento de corte fue sólo del 40 % del previsto, con un avance por relevo, 2,5 veces inferior a lo que cabía esperar. Esto se podría explicar por el hecho de haberse previsto una resistencia de la roca del orden de 60 MPa, mientras que posiblemente se hayan encontrado en el avance rocas de 120 MPa. Sin embargo, según los ensayos realizados, sólo durante unos pocos días han aparecido rocas con resistencia superior a los 100 MPa, mientras que normalmente la resistencia media de las rocas ha variado entre 50 y 70 MPa.

Durante el tercer mes de operación, se alcanzó un rendimiento de rozado de 23,3 m³/h, al estar comprendida la resistencia a compresión simple de la roca entre 30 y 50 MPa.

El consumo de picas de 22 picas/m³ ha sido un 50 % más elevado que lo previsto.

Las correlaciones entre el avance de la máquina y las características del macizo rocoso obtenidas del ensayo han sido las siguientes:

- Rendimiento, (m³/h) con rebote del martillo de Schmidt

$$R = 31.504 - 0,571 I_s$$

Coefficiente de correlación = 0,602.

- Rendimiento, (m³/h) con RQD

$$R = 16,374 - 0,145 RQD$$

Coefficiente de correlación = 0,318

- Rendimiento (m³/h) con resistencia a compresión simple Franklin (MPa)

$$\eta = 11,44 - 0,069 R_c$$

Coefficiente de correlación = 0,56

Hay que resaltar los bajos índices de correlación obtenidos a partir de los datos diarios: en cambio si se agrupan por períodos, tal como se indica a continuación, y se promedia, los coeficientes de correlación se aproximan a la unidad.

FECHAS	JV (fract/m ³)	R Q D	REBOTE SCHMIDT	RESISTENCIA A COMPRESION Franklin (MPa)	RENDIMIENTO ROZADO (m ³ /h)
23-7 al 13-8	17.0	58.90	44.2	57	6.81
14-8 al 21-9	24.2	35.14	39.8	-	8.62
21-9 al 3-9	21.5	44.05	48.0	-	5.74
10-9 al 24-9	14.5	67.15	42.0	110	2.98
25-9 al 5-10	17.5	56.26	30.8	67	11.48
5-10 al 31-10	22.2	41.7	31.0	57	13.6

Con estos datos se han obtenido las siguientes correlaciones:

- Rendimiento (m³/h) - RQD

$$R = 16.294 - 0.16 RQD$$

Coefficiente de correlación = 0.50

- Rendimiento (m³/h) - Rebote Schmidt

$$R = 26.369 - 0.462 I_s$$

Coefficiente de correlación = 0,839

- Rendimiento (m^3/h) – Resistencia Franklin (MPa)

$$R = 19,21 - 0,144 R_c$$

Coefficiente de correlación = 0,765

- Rendimiento (m^3/h) – RQD – Rebote Schmidt y R. Franklin (MPa)

$$R = 33,805 - 0,101 RQD - 0,3826 I_s - 0,0724 R_c$$

Coefficiente de correlación = 1

- Rendimiento (m^3/h) – Rebote Schmidt y R. Franklin (MPa)

$$\log R = 15,659 - 2,102 \log I_s - 1,428 \log R_c$$

- Coeficiente de correlación = 0,9998
- Rendimiento (m^3/h) – RQD. I. Schmidt

$$\log R = 13,483 - 1,061 \log RQD - 2,0108 \log I_s$$

Coefficiente de correlación = 0,926

$$R = 94,09 - 6,06 \log RQD - 17,021 \log I_s$$

Coefficiente de correlación = 0,934

♦

BIBLIOGRAFIA

- ALEMAN, V.P. (1982) *Characterization of strata with particular reference to the performance of roadway drivage machines*. Thesis submitted to the University of Nottingham for the Degree of Doctor of Philosophy. May.
- DEMOU, S.S., OLSON, R.C. y WINGQUIST, C.F. (1983) *Determination of Bit Forces Encountered in Hard Rock Cutting for application to Continuous Miner Design*. B. of M.R.I. 8748.
- FOWELL R. y PYECROFT, S. (1980) *Rock Mechinability Studies for the assessment of Selective Tunnel Machine Performance*. Proc. 21st U.S. Symposium Rock Mechs. May. University of Missouri, Rolla.
- FOWELL, R.J. y JOHNSON, S.T. (1982) *Rock Classification and assessment for Rapid Excavation*. Proc. Symp. Strata Mechanics. University of Newcastle-Upon Tyne. 5-7 April pp. 241-244.

- GHERING, K. (1978) *Möglichkeiten und Wege der Gebirgsklassifikation beim Vorfrieh mit Teilschnittmaschinen*. Proceeding Geologische Voruntersuchungen im Tunnelbau und Entwurf der Tunnelauskleidung Stabaske Pleso.
- McFEAT-SMITH, I. (1975) *The machineability of coal measure with particular reference to the application of ripping and heading machine*. Univ. of Newcastle upon Tyne. Annual Report to NCB. Oct.
- McFEAT y FOWELL (1979) *Correlation of rock properties and the cutting performance of tunnelling machines*. Proc. of Conf. Rock Engineering, pp. 581–602.
- SCHIMAZEK, J.; KNATZ, H. (1970) *Der Einfluß des Gesteinsaufbaus auf die Schnittgeschwindigkeit und den Meißelverschleiß von Streckenvortriebsmaschinen*. Glückauf, Marzo Nr. 6.
- VALANTIN, A. (1974) *Examen des différents procédés classiques de détermination de la nocivité des roches vis-à-vis de l'abattage mécanique*. — Industrie Minerale, Mine, Nov.
- VALANTIN, A. (1974) *Description des tests Cerchar "Dureté et abrasivité des roches"*. An ITBTP N.º 167, pp. 88-92.
- VASEK, J. (1978) *Determining the output of an AM-50 Roadheader*. Glückauf Forschungshafte 39 H.2, pp. 45–50.



Capítulo 12

**PREDICCIÓN DE LA VELOCIDAD DE AVANCE
DE LAS MÁQUINAS DE ARRANQUE A SECCIÓN COMPLETA**

INDICE DEL CAPITULO 12

12.1. Las máquinas tuneladoras a sección completa	259
12.1.1. Historia	259
12.1.2. Descripción de la máquina	260
12.1.3. Los cortadores	263
12.1.4. La cabeza de corte	265
12.1.5. El cuerpo central	266
12.1.6. El desescombro	268
12.1.7. Los equipos complementarios	270
12.2. Disponibilidad de las tuneladoras	270
12.3. Métodos de previsión del avance	272
12.3.1. Introducción	272
12.3.2. Efecto de la fracturación del macizo rocoso	276
12.3.3. Fórmulas empíricas de predicción del avance	279
12.3.4. Parámetros característicos del avance	282
12.3.5. Correlaciones con la dureza total	282
12.3.6. Correlaciones con la resistencia a compresión simple y la dureza SCHMIDT	283
12.4. Vibraciones producidas por una tuneladora	285
12.5. Desgaste de cortadores	287
12.6. Algunos ejemplos de túneles construidos con tuneladoras en España	290
12.6.1. Túnel del Talave	290
12.6.2. Túnel del Regueral	292
12.6.3. Túnel de acceso a la Presa del Llauset	294
12.6.4. Túnel de Trokas-Begoña	294
12.6.5. Túnel del Anserall	295
12.6.6. Túneles de Portugalete y Sestao	297
Indice temático	301

CAPITULO 12

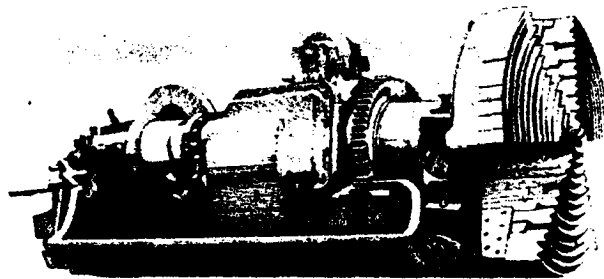
PREDICCIÓN DE LA VELOCIDAD DE AVANCE DE LAS MÁQUINAS DE ARRANQUE A SECCIÓN COMPLETA

12.1. Las máquinas tuneladoras a sección completa

12.1.1. Historia

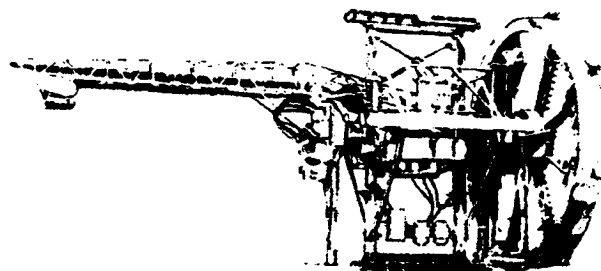
Aunque la primera aplicación efectiva de una tuneladora común, data de 1957, hace menos de 30 años, la idea de una excavación mecanizada no es nueva en absoluto. A lo largo del siglo pasado se realizaron varios intentos, el primero de los cuales con motivo del túnel de Mont Cenis, primera conexión ferroviaria, bajo los Alpes entre Francia e Italia. En 1846, H.J. Maus construyó una máquina que fracasó.

La excavación del túnel bajo el Canal de la Mancha, un sueño acariciado desde la época de Napoleón, parecía una oportunidad única. El material a perforar, creta, era a la vez poco compacto y resistente. Varias máquinas se desarrollaron (ROBBINS, 1976), como la presentada en la Figura 1, y alguna de ellas se probó con éxito. Pero el túnel no se construyó y la escasa potencia de las máquinas, operadas con aire comprimido, no permitió la excavación de rocas normales. La Figura 2 muestra otra tuneladora apta para terrenos blandos.



TUNELADORA CONSTRUIDA POR JOHN FOWLER
AND CO. EN 1881 PARA EL TUNEL DE LA MANCHA
(ROBBINS, 1976)

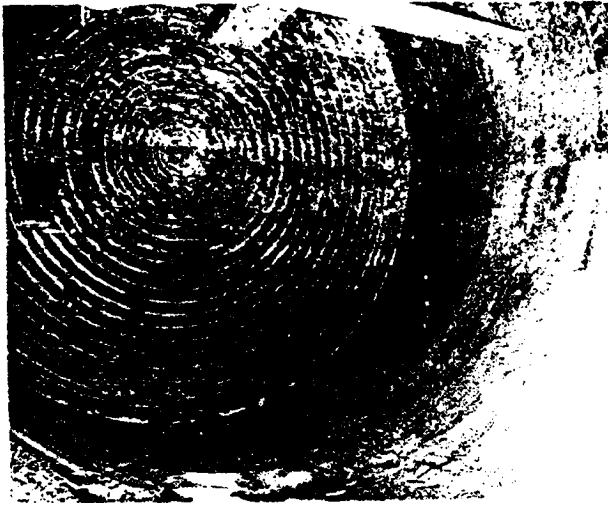
FIG. 1



TUNELADORA PRIMITIVA PARA ROCA BLANDA
S XIX (ROBBINS, 1976)

FIG. 2

El invento de la tuneladora corresponde a JAMES S. ROBBINS que fabricó inicialmente minadores continuos para carbón, alguno de los cuales se usó, con éxito limitado, para perforar galerías en pizarras y areniscas blandas. En 1953 se probaban tuneladoras en calizas y areniscas pero sin éxito económico. La excavación mecánica se realizaba con picas que "fresaban" la roca. Al hacerlo producían vibraciones y choques muy intensos que las máquinas no eran suficientemente fuertes para resistir. Se averiaban con frecuencia y eran —y todavía son— extremadamente difíciles de reparar en el tajo. ROBBINS trató de superar el problema, construyendo máquinas más y más robustas.



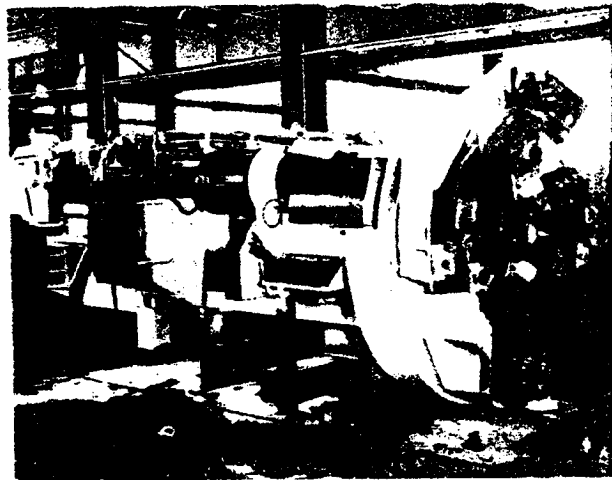
EL PRIMER TUNEL PERFORADO EN ROCA POR UNA TUNELADORA EN 1957. (ROBBINS, 1976)

FIG. 3

seguido trabajando y producido una gran mayoría de las tuneladoras fabricadas. Otras marcas —JARVA, DEMAG, WIRTH, FORO... se han incorporado al mercado posteriormente.

Pero el éxito se produjo, un poco por sorpresa, en 1957 tras varios años de esfuerzos. Se preparó una máquina para perforar un túnel en Pittsburg en un terrero estratificado, compuesto por calizas silíceas y esquistos, que llegaba, en algunos estratos, a alcanzar una resistencia a compresión simple de 140 MPa. Se ensayó una cabeza con picas y cortadores de disco. No funcionó. En la obra se eliminaron las picas y se modificaron los cortadores de gálibo. Y, perforando únicamente con cortadores de disco, la tuneladora pudo trabajar durante varias horas. La Figura 3 muestra el primer frente excavado y la Figura 4 la primera tuneladora *in situ*.

Puede observarse que la máquina es muy parecida a las actuales, aunque la cabeza es distinta en sus detalles. La firma ROBBINS ha



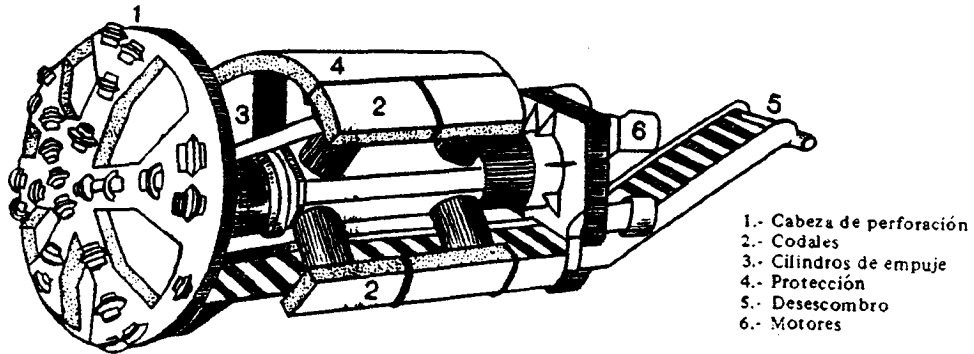
LA PRIMERA TUNELADORA CON ÉXITO, 1957. OBSÉRVESE QUE EL ESQUEMA ES SEMEJANTE AL ACTUAL, PERO LA CABEZA DISTINTA (ROBBINS, 1976)

FIG. 4

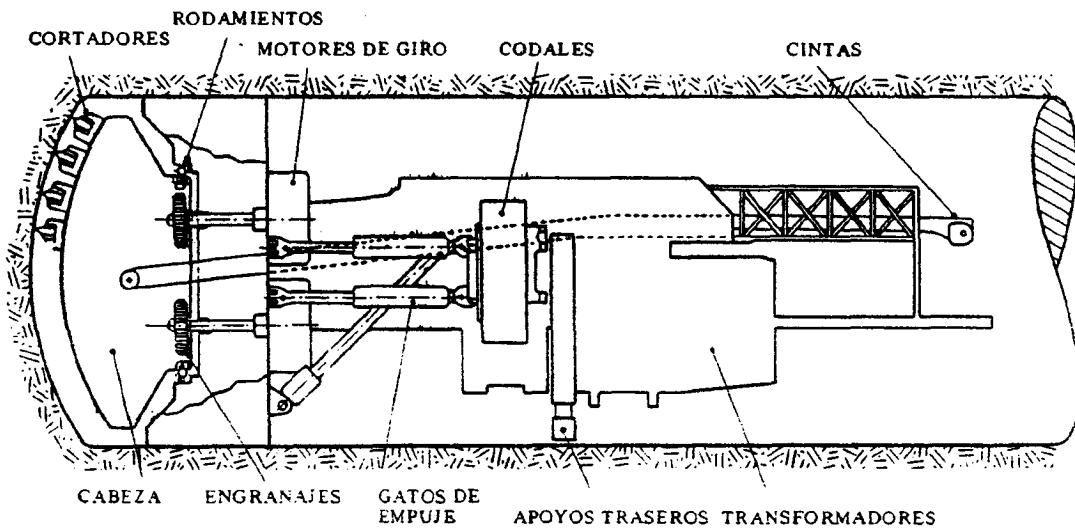
12.1.2. Descripción de la máquina

Una tuneladora de sección completa es una máquina para la excavación integral de túnel de gálibo circular (Figura 5). La roca es triturada en el frente por la acción de una serie de cortadores circulares que ejercen sobre ella una presión importante y se desplazan con un giro loco descriptivo

círculos concéntricos igualmente separados (Figura 3). Estos cortadores ("cutters" en inglés, "molettes" en francés) están montados sobre una cabeza de perforación, de diámetro equivalente al del túnel, que gira sobre un eje, coaxial con el túnel, a una velocidad de rotación de varias vueltas por minuto.



(a) Esquema general



b) Sección tipo

ORGANIZACION DE UNA TUNELADORA
(ROBBINS, 1976)
FIG. 5

El empuje total se transmite a la cabeza a través de unos gatos hidráulicos. La reacción necesaria se obtiene acodando la máquina lateralmente contra el terreno con otros gatos hidráulicos que aprietan unas zapatas contra las paredes del túnel.

El par de giro es producido por unos motores eléctricos y transmitido por un eje a la cabeza. Hay un gran rodamiento entre la cabeza y el cuerpo central.

El escombros se produce entre la tuneladora y el frente y atraviesa la cabeza a través de unas ventanas, ayudado generalmente con unas paletas de recogida. El material es transportado por una cinta hasta una tolva situada en la parte posterior de la máquina, y desde allí, mediante técnicas diversas, cargado en trenes sobre vía.

El cuerpo de la tuneladora contiene los motores eléctricos, los gatos laterales y frontales, un patín delantero de apoyo de la cabeza, la cabina del conductor, unos soportes traseros retractiles, un

dispositivo de guiado (normalmente con un laser y una diana) y dispositivos de eliminación de polvo, que la perforación produce en grandes cantidades. Suele disponer de algún tipo de protección contra las caídas de roca.

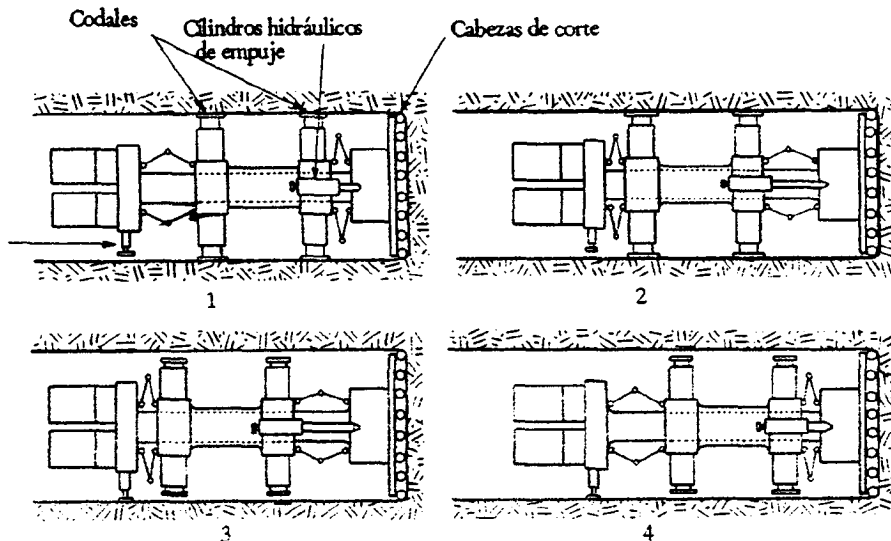
El cuerpo central arrastra un módulo de servicio con diversas instalaciones auxiliares, transformadores eléctricos, dispositivos de carga de escombros y equipos para la instalación de sostenimientos ligeros.

En conjunto una tuneladora es una máquina larga, pesada (de 70 a 300 Tn) y costosa (varios millones de dólares).

Las de tamaño máximo, fabricadas para la excavación del sistema de evacuación de agua (TARP) en Chicago, superaron ligeramente los 10 m de diámetro. Las más pequeñas tienen 3-3.5 m de diámetro.

Su campo de utilización preferente está en los túneles hidráulicos, donde la sección circular es una ventaja funcional, y en los túneles de comunicaciones de sección pequeña (hasta 6 m de diámetro). Para los túneles de comunicación de doble circulación se requieren tamaños muy importantes, y además la sección circular suele carecer de ventajas. Las cavernas (hidroeléctricas, de almacenamiento, estaciones...) no se excavan con tuneladoras. En cambio está creciendo su utilización para la perforación de galerías de mina y túneles en instalaciones militares.

El mecanismo de avance es discontinuo (Figura 6). Los gatos de empuje frontal tienen una carrera de 1 a 1,5 m. Cuando la cabeza y el cuerpo central han avanzado toda esa carrera, bajan hasta el suelo unas patas traseras. Con el cuerpo central apoyado en sus patas y en la parte delantera, se retraen los codales y se avanza en toda la longitud de la carrera de los gatos de empuje, se vuelve a acodalar contra el terreno y el ciclo recomienza.



1.- Comienzo del ciclo de perforación. La máquina está acodada y los soportes traseros retraídos; 2.- Final del ciclo de perforación. La máquina está acodada, los gatos de empuje al final de su carrera y los soportes traseros retraídos; 3.- Comienzo del ciclo de avance. La máquina no está acodada y los soportes traseros extendidos; 4.- Final del ciclo de avance. La máquina no está acodada y los gatos de empuje al comienzo de su carrera. Todo preparado para el comienzo de un nuevo ciclo de perforación.

AVANCE DE UNA TUNELADORA (ROBBINS, 1976)

FIG. 6

El método de apoyo y avance introduce en las paredes del túnel unos esfuerzos apreciables, normalmente conlleva la perforación por métodos convencionales de los primeros metros de túnel para que la máquina comience su excavación a partir de ellos, o la erección de unas estructuras laterales muy resistentes fuera del túnel. La preparación de un tajo de excavación es lenta y costosa. Ello, unido al precio de la máquina, hace que la distancia ideal de perforación sea de 3 a 10 km. En túneles más cortos (1 a 3 km) se suelen emplear máquinas de segundo uso, parcialmente amortizadas.

das en otras obras. Cuando una obra comporta varios túneles cortos puede utilizarse una tuneladora que pase de uno a otro sin desmontaje. Pero sólo excepcionalmente es rentable la excavación de túneles de menos de 500 m.

Una máquina de esta complejidad requiere un equipo humano especializado y más numeroso que una excavación convencional. Por tanto sólo es rentable a causa de su elevado rendimiento. Es normal avanzar 500 m, o más, en un mes de trabajo regular. Los plazos se reducen drásticamente.

Producen además el beneficio adicional de una perforación sin daños a la roca alrededor del túnel y de un corte extremadamente regular, lo que reduce las necesidades de sostenimiento y el volumen del hormigón, si hay revestimiento definitivo, con la consiguiente economía.

Pero tiene varias limitaciones de uso:

- No puede tomar curvas de radio menor de 300 m.
- Necesita un terreno consistente para el apoyo lateral, lo que limita su capacidad de perforación de rocas muy blandas.
- Es un sistema de trabajo muy rígido y por lo tanto mal adaptado para las contingencias normales en un túnel con geología irregular.
- No puede perforar económicamente las rocas muy duras.
- Cuando las condiciones de excavación son críticas (cruce de una falla inversa, inundación...) la máquina, taponando toda la sección, puede constituir obstáculo a la adopción de las medidas extraordinarias necesarias.

12.1.3. *Los cortadores*

Los cortadores aplican fuerzas, casi puntuales, muy importantes sobre el frente para fragmentar el material en pequeñas lascas. Al girar la cabeza se desplazan por todo el frente mediante un giro loco.

Están montados sobre rodamientos, que son muchas veces críticos por su duración, e incorporan sistemas de lubricación muy sofisticados, ya que cualquier fallo en el dispositivo de giro loco los bloquea, produciendo rápidamente el desgaste de los contactos útil-terreno.

Están dispuestos en la cabeza de manera que cada pareja de cortadores (simétricamente respecto al eje) describe una circunferencia concéntrica, con un espaciamiento constante entre ellas. En conjunto están colocados en espirales (generalmente 2) o en radios simétricos.

Normalmente no trabajan en planos (en realidad serían superficies cilíndricas) perpendiculares al frente, sino que están dotados de una cierta oblicuidad, creciente desde el centro hacia la periferia, para facilitar el arranque.

La rotura de las lascas rocosas es, como se verá, frágil y por lo tanto induce en los cortadores cargas dinámicas de intensidad superiores en dos o tres veces a las cargas estáticas. Actualmente las fuerzas por cortador oscilan entre 100 y 200 kN (y a veces superiores) lo que con un área aproximada de contacto de una pulgada cuadrada (ROBBINS, 1976) produce unas presiones de contacto estáticas de 150–300 MPa (hasta 1000 MPa de presión dinámica) entre cortador y terreno. El material de la junta debe poder resistir estas presiones, los impactos y la acción agresiva del terreno. El desgaste debe ser reducido.

Todas esas condiciones son algo contradictorias. El acero tiene resistencia alta y es elástico (por lo que transmite bien las tensiones a la cabeza) pero resiste mal los impactos y tiene poca ductilidad. Por eso muchos fabricantes han introducido el carburo de tungsteno como material de corte, generalmente como inserciones en forma de botones cilíndricos en un cuerpo de acero. Pero los botones, que resisten muy bien la abrasión, tienen menor resistencia a la presión por lo que es necesario agrupar muchos de ellos en filas.

Por la forma del cortador se pueden clasificar en (Figura 7).

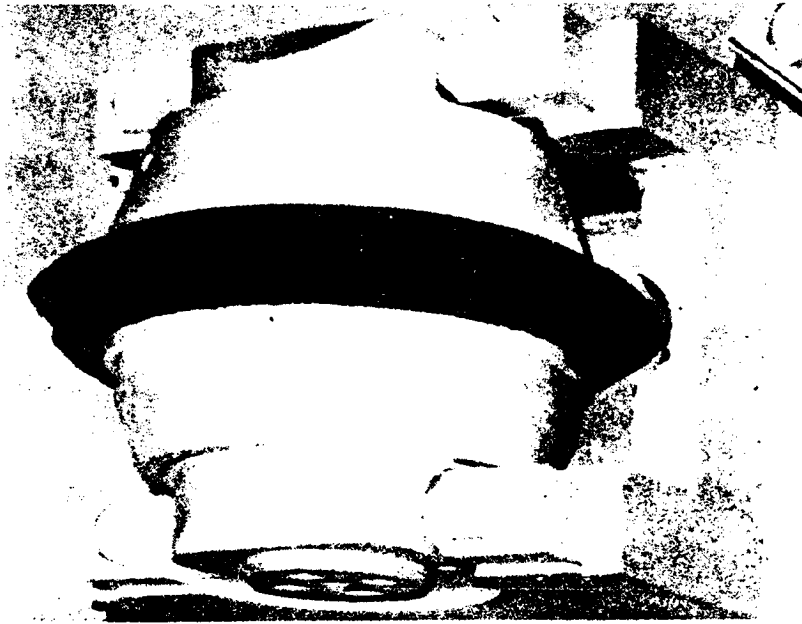


FIG. 7-a



CORTADORES DE CUÑA (a) Y DE CUÑA CON INSERCIONES DE CARBURO DE TUNGSTENO (b) (ROBBINS, 1976)

FIG. 7

a) **De cuña.** Son formas anulares, montadas sobre rodamientos con una punta angular reemplazable, de acero especial de alta dureza. Pueden existir hasta tres discos montados conjuntamente, pero normalmente solo hay uno. Recientemente la gama de estos cortadores se ha ampliado con discos que tienen en sus puntas bolas de carbono tungsteno.

La tendencia actual es emplear diámetros mayores (hasta 240 cm) para grandes fuerzas por cortador. Este tamaño permite una mejor liberación del calor que se acumula en el proceso de corte y al mismo tiempo, las tensiones internas en el material alcanzan valores más bajos.

En cuanto al ángulo, cuanto más afilado mejor corta, pero sufre mayor desgaste (RAD, 1975). Los ángulos de cuña normales oscilan entre 60° y 90°, con formas especiales que favorecen el autoafilado.

Son adecuados para rocas de resistencia media a alta pero los de acero sufren desgastes altos en rocas abrasivas. Una velocidad de perforación típica de tuneladoras con este tipo de cortadores es de 2 a 3 m/hora.

b) **De sierra.** Constituido por filas de dientes practicados en el exterior de un cono truncado. Son de aleaciones especiales de acero tratadas térmicamente. Los dientes pueden tener una sola cara tratada, o bien las dos para darle mayor resistencia a la abrasión.

c) **De botones.** Son formas troncocónicas con la superficie repleta de pequeños botones de carburo de tungsteno. Los elementos insertados son generalmente semiesferas, pero pueden ser también conos, con la punta redondeada, pequeños cilindros biselados, ...

En rocas muy duras se prefiere el cortador de botones al de cuña. El desgaste es menor pero con estos cortadores rara vez se supera la velocidad específica de 1 m/hora. Por ello, la elección de este tipo no es nada clara y requiere analizar mucho el desgaste, es decir la vida del cortador, el tiempo empleado en la inspección y cambio, y la influencia en el coeficiente de utilización de la máquina.

Cabe distinguir tres tipos de cortadores en función de su situación en la cabeza.

a) **Cortadores centrales.** Perforan el centro del frente, es decir, el "cuele" del túnel. Pueden situarse sobre triconos o como cortadores simples montados en fila.

b) **Cortadores de frente.** Estos cortadores atacan la zona principal del frente.

c) **Cortadores de galibo.** Montados en la periferia de la cabeza mantienen el diámetro de excavación y la forma requerida. Se disponen oblicuamente al frente pues necesitan espacio para su rodamiento. Están coartados por la pared del túnel y actúan según el plano bisector del chaflán pared-frente, necesitando un esfuerzo mayor para romper la roca, que está semiconfinada. Por eso y por su largo recorrido son los que se desgastan antes. Para compensarlo algunas veces tienen tratamientos especiales endurecedores o incorporan inserciones de carburo de tungsteno.

12.1.4. *La cabeza de corte*

La cabeza de perforación de un topo tiene dos misiones fundamentales: la sujeción de los cortadores, a los que transmite los esfuerzos necesarios para romper la roca, y recoger el material triturado.

Se han diseñado varios modelos de cabeza consistentes básicamente en un cuerpo metálico articulado en su parte central a un eje longitudinal, que la sustenta y le transmite el par de giro. Sobre ella se sitúan los cortadores y se practican varias ventanas. Por ellas sale el material triturado del frente, ayudado generalmente por unas paletas de recogida del escombros. El material es transportado a través del interior del topo por una cinta que lo vierte en la tolva trasera.

Por su forma cabe distinguir varios tipos de cabeza:

a) **Cabeza de brazos radiales,** que dispone de varios brazos distribuidos en forma radial, fijados a una

parte central monobloque solidaria del árbol de transmisiones y rodamientos. Los huecos existentes entre los brazos permiten retirar fácilmente el material. Se emplean en rocas de resistencia baja o media pero que presentan estabilidad en el frente. Si se producen roturas con caída de bloques, éstos se atascan en los huecos produciendo paradas.

b) Cabeza plana, con los cortadores dispuestos sobre ella en radios o espirales. Los huecos son pequeños por lo que los posibles bloques fracturados no pueden atascarlos sino que giran con la cabeza y tienden a fragmentarse. Este tipo de cabeza puede utilizarse en terrenos flojos o inestables, dotándola de un escudo parcial en la parte superior que alcance hasta unos decímetros de distancia de los cortadores de gálbo (HATTRUP, 1981). En terrenos muy blandos esta cabeza se utiliza con picas en vez de cortadores (como se ha hecho en el metro de Madrid).

c) Cabeza de tipo Melbourne, que tiene forma plana a excepción de la periferia, donde presenta un ligero redondeamiento. La cabeza Melbourne actúa como lámina en el frente. Por tanto su deformabilidad es mayor que la de las cabezas troncocónicas o esféricas, y transmite a los engranajes cargas más excéntricas. En cambio permite incorporar más fácilmente un escudo de protección en clave, que llegue hasta el mismo frente. Sostiene pues mejor los terrenos inestables y constituye un tipo medio de gran flexibilidad de uso. Es la preferida por los constructores.

d) Cabeza de tipo troncocónico, cuyo frente de ataque al túnel tiene esta forma, permitiéndole alcanzar una gran robustez. La retirada del escombros se realiza por medio de paletas o cubiletes en la periferia, que arrastran el material triturado hacia las ventanas practicadas en la chapa frontal. En general es adecuada para rocas de alta resistencia y/o dureza puesto que su forma proporciona fácilmente un "cuele" central. El ángulo del cono es algo más agudo cuanto más resistente es la roca. Si se producen roturas en el frente es difícil la colocación de escudos protectores.

e) Cabeza semiesférica, que es la más rígida y transmite los empujes de forma óptima a los rodamientos y al eje central. Por lo tanto es la más adecuada para rocas de alta resistencia.

En todas las cabezas los rodamientos son críticos y están sujetos a esfuerzos crecientes con la resistencia y/o dureza de la roca y con el aplanamiento de la cabeza. Cuando en el frente aparecen rocas de resistencia muy distinta ("frentes mixtos") los esfuerzos no están centrados y las cabezas trabajan más desde el punto de vista mecánico, con riesgo de roturas.

La presencia de agua dificulta la retirada del material. Forma una especie de barro difícil de eliminar y que penetra en la parte posterior de la cabeza por las juntas. Se debe plantear un sistema de retirada de finos (por ejemplo, mediante bombas de retirada de fangos). Por otra parte, este lodo también contamina los circuitos de lubricación en las transmisiones, produciendo roturas en estos mecanismos.

12.1.5. *El cuerpo central*

Soporta la cabeza de corte, conecta los principales elementos de la máquina y acomoda los motores de rotación, los hidráulicos de empuje, elementos de acomodamiento y equipos auxiliares. En esencia consiste en un bastidor muy rígido, sobre el que se instalan los elementos, y una parte móvil constituida por el eje de sujección de la cabeza.

El movimiento de rotación y transmisión de par a la cabeza se consigue por medio de unos motores eléctricos o hidráulicos, fijados al bastidor, y que se articulan con la corona central por medio de una reductora. Para el deslizamiento de la cabeza alrededor del eje es necesario un complejo conjunto de rodamientos (rodamiento principal). Las velocidades de rotación son bajas, de 2 a 10 r.p.m. En otro caso se producirían frecuentes averías y excesivo desgaste de cortadores.

El cuerpo de la máquina se acodala contra el terreno mediante gatos hidráulicos transversales al eje. Cuando los gatos de empuje han alcanzado su máxima extensión, el cuerpo central libera los

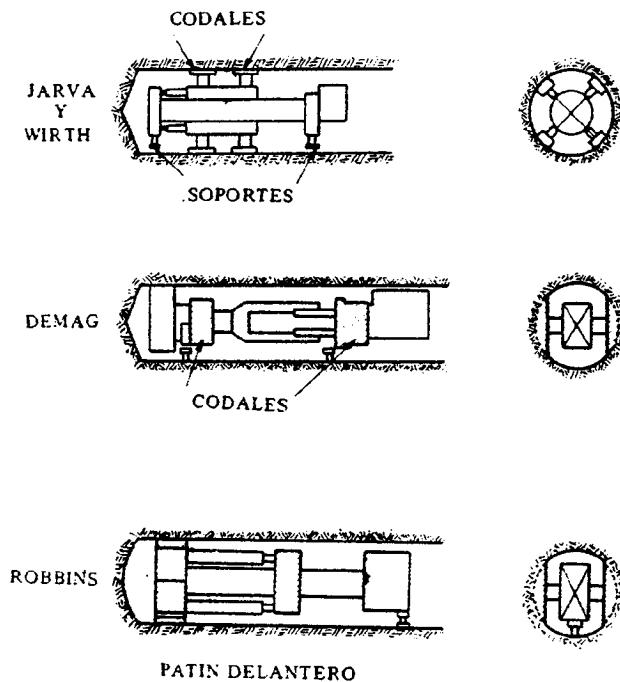
codales y avanza al tiempo que los hidráulicos se contraen. Las fases que componen el ciclo de avance son (figura 6):

- Fase 2. Fin del ciclo de perforaciones. Los cilindros están extendidos y el cuerpo central acodalado.
- Fase 3. Los soportes interiores traseros descienden permitiendo al topo mantener su posición mientras se liberan los codales.
- Fase 4. Los gatos de empuje se contraen haciendo avanzar el cuerpo central.
- Fase 1. Se extienden de nuevo los codales y se elevan los soportes inferiores. Comienza de nuevo el ciclo de perforación. La cabeza avanza mediante el movimiento de rotación imprimido por sus motores y el empuje frontal de los cilindros.

La máquina debe fijarse contra el terreno con objeto de mantener la alineación y desarrollar el empuje necesario para el corte, empuje que es igual a la fuerza de acodamiento por el coeficiente de rozamiento medio en la zapata con el terreno. Los codales transmiten al terreno fuerzas que oscilan entre 3 y 4 veces el valor del empuje. Es necesario combinar el número de zapatas (cuanto más superficie en contacto con el terreno menor tensión) con el espacio disponible. Para ello se han diseñado varios sistemas, que proporcionan un mayor o menor grado de hiperestatismo (Figura 8).

Las tuneladoras ROBBINS disponen de dos codales laterales, accionados por un hidráulico transversal a la dirección de avance. De este elemento, sólidamente fijado al terreno, parten los gatos de empuje, en número de dos, que presionan la cabeza contra el frente, mientras gira.

Las tuneladoras DEMAG, WIRTH y JARVA emplean fijaciones más rígidas, formadas por dos ejes de acodamiento en cada uno de los cuales accionan dos codales laterales (DEMAG) o cuatro en aspa (WIRTH y JARVA). En estas máquinas una de las líneas de acodamiento absorbe el empuje al tener conectados los hidráulicos directamente sobre ella. (DEMAG la posterior, JARVA y WIRTH la anterior), mientras que la otra actúa como base de reacción de los motores de rotación de la cabeza.



SISTEMAS DE ACODAMIENTO (TARKOY, 1979)

FIG. 8

Los sistemas de acodamiento muy rígidos (doble aspa) permiten un guiado de la máquina muy bueno y transmiten tensiones menores a igualdad de empuje, o empujes mayores a igualdad de tensión, pero dejan un espacio libre muy reducido, lo que entorpece las operaciones de sostenimiento y mantenimiento.

Los sistemas simples (doble T) presentan propiedades opuestas. En este momento no hay acuerdo entre las casas comerciales y salvo en los diámetros pequeños, donde todo el mundo emplea la doble T, las opiniones divergen. En grandes diámetros cabe pensar que el emplear acodamientos muy completos es mejor, pero dan mayor rigidez al conjunto y con elevados esfuerzos de trabajo pueden producir roturas en las transmisiones con más probabilidad que los acodamientos simples que dotan a la máquina de isostatismo de apoyo (KORBIN, 1979).

El guiado de los túneles viene asegurado por un rayo laser proyectado sobre dos dianas solidarias de la máquina y puesto en estación en los parámetros del túnel. La primera diana se encuentra en la parte posterior de la cabeza. La segunda a una distancia del orden de 6 a 10 m detrás. La observación del rayo laser puede producir daños en la retina.

El conductor de la máquina dispone de unos programas que le indican en cada momento la disposición teórica de los impactos del rayo laser, así como las correcciones a realizar en la diana posterior, en función de las constatadas en la anterior. El sistema permite obtener precisiones inferiores al centímetro.

La toma de curvas, que deben ser de radio mayor de 300-500 m, se realiza variando la presión entre los dos cilindros de empuje y suele suponer un sobrecarga. Algunas veces, al tomar las curvas la tuneladora sufre ligeros movimientos de torsión.

La correcta dirección en cota se consigue variando ligeramente el ángulo del topo con la horizontal durante las operaciones de avance.

La perforación produce gran cantidad de polvo, cuyo control es muy importante en toda excavación subterránea, y que disminuye los rendimientos en el trabajo y es peligroso desde el punto de vista de la seguridad ambiental (ROMANA, 1986).

Hay varios sistemas comerciales para eliminar el polvo.

- a) Procedimientos de espuma, que dan excelentes resultados pero son muy caros.
- b) Rociadores de agua en el frente que producen un efecto parcial.
- c) Eliminadores de polvo totales (por lavado del aire o fijación ultrasónica) o parciales, que retienen únicamente las partículas pesadas (por rociado del aire).

12.1.6. *El desescombro*

Las lascas que saltan en el frente de excavación, debidas a la acción de los cortadores, son arrastradas por unas paletas, situadas en la cabeza, que llevan el material hasta la parte superior (clave). Allí, por medio de una apertura practicada en la chapa, van a parar a la cinta transportadora. En otros casos se practican varios huecos, por donde penetra el material triturado, cayendo en un contenedor. La cinta transporta el material allí almacenado a la parte posterior de la tuneladora. El sistema de huecos múltiples tiene un rendimiento evidentemente mayor, pero tropieza con serias dificultades de cara a la estabilidad del frente. Por otra parte el primer sistema choca con la limitación del volumen de desescombro.

En terrenos duros donde la producción de escombro es pequeña, es suficiente con el sistema de un solo hueco, si bien se pueden adoptar otros de mejor productividad. Cuando la roca presenta menor dureza, y su fracturación permite un frente estable, hay que recurrir al segundo esquema.

En terrenos que se fragmentan en bloques de tamaño medio a grande, se suelen obstruir los huecos de salida, lo que produce dificultades en el desescombro. A veces pueden pasar tamaños grandes.

que producen roturas en las instalaciones.

Ello obliga a reducir el tamaño de los huecos, con el objeto de que el material se retriture, lo que produce grandes desgastes en la cabeza de la máquina.

El material triturado es recogido por una cinta transportadora, de cangilones o de caucho, que lo retira hasta una tolva de almacenamiento situada en la parte posterior.

A partir de ese momento el método de desescombro depende del tipo de organización existente en el túnel y de la naturaleza del material, que puede presentarse en forma de lodo e incluso líquido.

Habitualmente se emplean trenes con un número de unidades adecuado al ciclo productivo. El cruce de convoyes se puede realizar mediante una estación de cambio vertical o bien con un cambio californiano.

Para la carga de los vagones se emplean plataformas móviles que son remolcadas por la tuneladora. Los vagones vacíos son empujados a través de una rampa a la plataforma, donde se cargan. Esta carga se realiza (MAYER y PASCHER, 1981) con diferentes métodos:

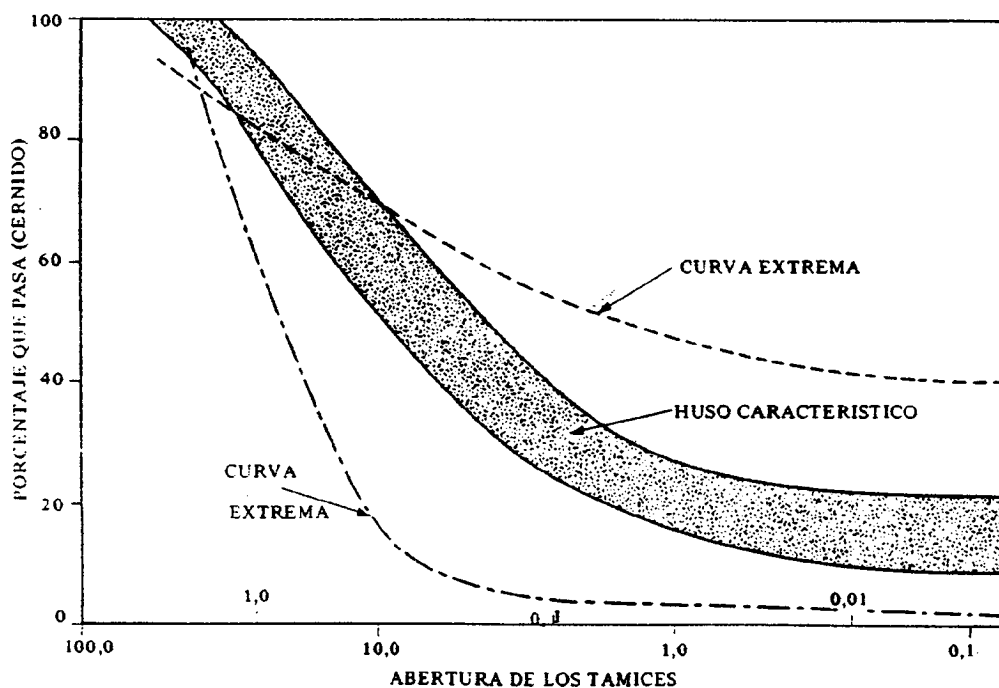
a) En el sistema de **cambio horizontal de vagones** el tren vacío se aparca en la vía derecha. Allí una plataforma automática desengancha cada vagón y lo traslada a la vía izquierda, donde es cargado y enganchado al tren lleno.

b) Un **cargador móvil** que se puede desplazar a lo largo de una cinta de carga situada en el centro del túnel y algo elevada. A ambos lados hay dos vías. En una el cargador se desplaza sobre la cinta de carga (de longitud igual o superior a la del tren) y carga un tren, mientras que en la otra vía puede aparcar un tren vacío de retorno.

c) **Unacinta elevada con un punto de carga fijo**. El tren se coloca bajo la cinta y se va moviendo conforme se carga.

d) Un **punto de carga fijo sobre un vagón único**, largo, dotado de un suelo móvil (usualmente un transportador blindado) que se desplaza hasta llenar todo el vagón.

El primero de estos métodos es el más complejo mecánicamente, y por lo tanto está más sujeto a descarrilamientos y averías. NELSON et al. (1984) discuten este punto y recomiendan que se ten-



GRANULOMETRIA DE LOS ESCORBROS (NELSON et al, 1984)

FIG. 9

ga especial cuidado en la eliminación de piedras y restos de escombros sobre las partes móviles, indicando que la mitad de los descarrilamientos se producen en la plataforma arrastrada por la tuneladora y la otra mitad en el resto del túnel.

El escombros producido suele tener una granulometría continua y tendida con coeficientes de uniformidad altos ($D_{60}/D_{10} > 40$) y tamaño máximo de 20 a 30 mm. La Figura 9 (NELSON et al. 1984) presenta ejemplos de granulometría. Los fragmentos de mayor tamaño son muy alargados con coeficientes de forma superiores a dos, lo que les hace menos adecuados para su posible uso como áridos para hormigón. Pero las partículas de tamaño arena cumplen todas las especificaciones.

Ya se ha comentado que la excavación mecánica produce mucho polvo y finos. En general eso indica excesivo gasto de energía en fragmentación de la roca. Cuanto más limpio y de mayor tamaño sea el escombros, en mejores condiciones está trabajando la tuneladora.

Con coeficientes de uniformidad del escombros superiores a 40 las escombreras no serán autofiltro, por lo que, si el agua las atraviesa, se producirán arrastres de finos y contaminación de los cauces. Es una buena práctica proteger las escombreras de forma que se reduzca su impacto ambiental.

12.1.7. Los equipos complementarios

El cuerpo central arrastra un *módulo de servicio* constituido por varios remolques que contienen los equipamientos eléctricos (con los transformadores), hidráulicos y neumáticos, que requieren unas medidas extremas de protección (sellado, presurizado, etc.) dadas las especiales condiciones de dificultad en las que se trabaja.

Como ya se ha indicado, las tuneladoras pueden disponer de *escudos de protección* en el frente y en toda la longitud de la máquina que garantizan la seguridad del personal y la facilidad de manobra. Según los casos, estos escudos pueden ser continuos o de platabandas separadas ("lanzas").

Cuando se prevé la necesidad de un *sostenimiento* ligero se puede adicionar dos equipos:

- a) *Bulonadores* del techo colocados generalmente a los lados del cuerpo central. Instalan bulones verticales en los hombros pero no siempre en clave, lo que debe ser previsto en el proyecto de sostenimiento.
- b) *Erectores de cerchas* que toman los segmentos almacenados en la parte baja de la sección, giran y ayudan a colocarlos en posición. El sistema es más eficaz que el monorail.

Para que los métodos de sostenimiento sean eficaces es preciso usarlos generosamente y en cuanto una sección del túnel es dejada libre por la máquina. Tanto los bulones como las cerchas deben instalarse con regularidad geométrica. Las cerchas deben arriostrarse entre sí para eliminar el pandeo de plano.

En ciertos casos se dispone de un *sistema auxiliar de empuje* (HATTRUP, 1981) para aliviar la presión de acodamiento en terrenos débiles. Se empuja con los cilindros hidráulicos posteriores y la reacción del suelo se obtiene colocando dovelas prefabricadas de hormigón (o de fundición) en la parte inferior del túnel.

12.2. Disponibilidad de las tuneladoras

A pesar de las grandes velocidades de las tuneladoras a sección completa y de los enormes avances diarios y mensuales conseguidos cuando trabajan en condiciones óptimas, hay que hacer notar que las velocidades y avances medios son mucho más bajos (aunque casi siempre superiores a los que se obtendrían con métodos convencionales de perforación y voladura).

Ello es debido a que los tiempos de disponibilidad de la máquina y la perforación son mucho más bajos de los técnicamente posibles por:

- Efecto de las incidencias geológicas

- Necesidad de un mantenimiento preventivo importante
- Paradas para cambio de cortadores
- Paradas por averías
- Paradas por desorganización del ciclo de desescombro
- Paradas por incidencias diversas.

El tiempo de trabajo se organiza en función de la urgencia de la obra :

- a) Con tres turnos continuos de trabajo, de 8 horas cada uno, durante 5/6 días por semana y dejando el fin de semana para las operaciones de mantenimiento mecánico y preparación del tajo.
- b) Con dos turnos diarios de trabajo de 9/10 horas cada uno durante 4/5 días por semana, dejando el quinto y/o sexto día de la semana para las operaciones de mantenimiento mecánico y preparación del tajo.

La segunda opción es preferible ya que deja unas horas de holgura diaria que pueden ser utilizadas para la reparación de averías fortuitas y el cambio de cortadores.

El *rendimiento horario* de la tuneladora se cuantifica mediante algunos parámetros simples:

- Coeficiente de utilización C_u que es el porcentaje del ciclo de avance dedicado a la perforación.
- Coeficiente de disponibilidad C_d que es la relación entre el tiempo en que la máquina está disponible (sin paradas de mantenimiento o reparación) y el tiempo total del ciclo.

Los *avances* se suelen cuantificar en:

- Avance mensual (máximo y medio)
- Avance diario (máximo y medio)
- Velocidad específica media VEM (m/h) que es el cociente entre el avance conseguido y el tiempo total.
- Velocidad instantánea V_I (m/h) que es la de funcionamiento real.

La tabla 1 (CRUZADO, 1986) recoge algunos datos de rendimiento de tuneladoras en obras que han sido bien documentadas. Hay algunas inconsistencias debidas a la diferente manera de computar los tiempos útiles y totales del ciclo, en las diferentes obras.

TABLA 1. RENDIMIENTOS EN ALGUNOS TUNELES REALES (CRUZADO, 1985)

Fecha	Localización	Roca	Máquina tipo ϕ (m)	CU.	VEM.	Avance diario	
						Medio	Máximo
1966	Averole (F)	Esquisto	RO. 2.2	24	—	2.0	9.0
1967	Lechevillas (F)	Esquisto	RO. 2.2	46	—	—	15.0
1968	Navajo (Méx.)	Arenisca	DR. 6.0	—	3.1	12.0	30.0
1970	NAST. (USA)	Granito	WI. 3.0	26	1.0	5.3	22.0
1973	Echaillon (F)	Esquisto	WI. 5.8	38	1.0	14.0	32.0
1975	Bellone (F)	Esquisto	WI. 5.8	35	1.4	12.0	22.0
	Id.	Dolomias	—	—	1.0	6.5	14.7
	Id.	Anhidrita	—	—	1.3	15.8	28.0
1976	Id.	Gneis	—	—	1.4	11.5	16.0
	Bramefarine	Esquisto	RO. 8.1	55	0.8	9.0	20.0
	Kielder (G. B.)	Pizarras	DE. 3.5	21	—	—	42.5
1978	Grand Maison (F)	Gneis	WI. 3.3	50	1.2	18.0	30.0
1981	TARP. (USA)	Dolomias	JA. 9.1	—	—	24.0	45.0
1982	Wolla (Aus)	Gneis	JA. 3.5	60	1.0	34.0	63.0
1982	Grand Maison (F)	Gneis	RO. 7.7	39	1.3	11.3	16.0
1982	Kerchoff, 2 (USA)	Granito	RO. 7.3	55	1.4	20.0	—
1985	Anserall (E)	Cuar. fil	RO. 3.3	40	2.2	13.0	19.0

NOTAS:

TIPOS DE MAQUINARIA

RO	ROBBINS
DR	DRESSER
WI	WIRTH
DE	DEMAG
JA	JARVA

PAISES

F	Francia
MEX	México
USA	Estados Unidos
G.B.	Gran Bretaña
AUS	Austria
E	España

Abreviaturas:

CU Coeficiente de utilización (%)

VEM Velocidad específica media (m/h)
durante toda la duración de la obra.

Puede observarse un crecimiento sistemático de los coeficientes de utilización y de los avances y velocidades medias. En muchas obras se han obtenido resultados muy superiores, pero se suele disponer de más datos referentes a los casos difíciles.

12.3. Métodos de previsión del avance

12.3.1. Introducción

En la universidad de LULEA (tesis doctoral de LINDQVIST, 1982) se ha realizado una serie de ensayos reales de penetración con diversos tipos de útiles y en varias rocas (caliza, mármol y granito). Los ensayos fueron observados continuamente mediante un microscopio electrónico de barrido, lo que ha permitido seguir la aparición de las fracturas.

La Figura 10 muestra uno de esos ensayos realizados en una caliza de las siguientes características:

- Nombre: *caliza de RED OLAND*
- Composición mineralógica:
 - calcita 90 %
 - arcilla 10 %
 - hematites trazas
- Resistencia a compresión simple $\sigma_c = 179 \text{ MPa}$
- módulo secante de Young $E = 33.9 \text{ GPa}$
- módulo de Poisson $\nu = 0.25$
- tamaño de grano inferior a 0.007 mm

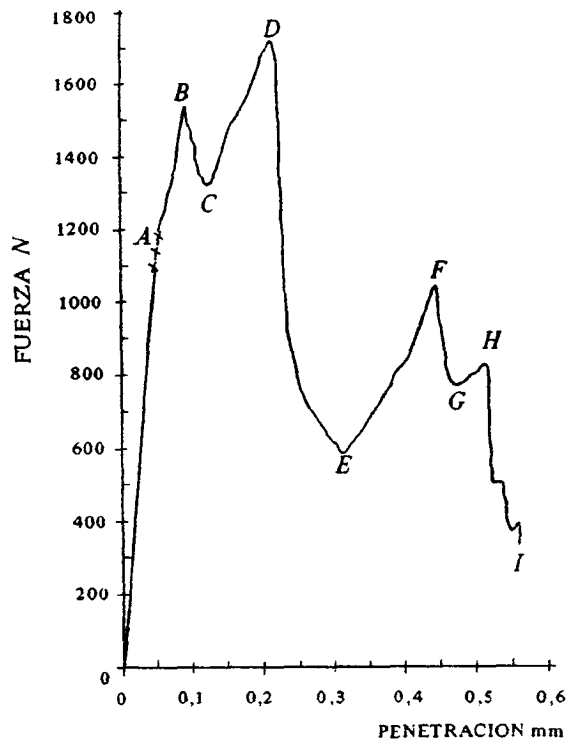
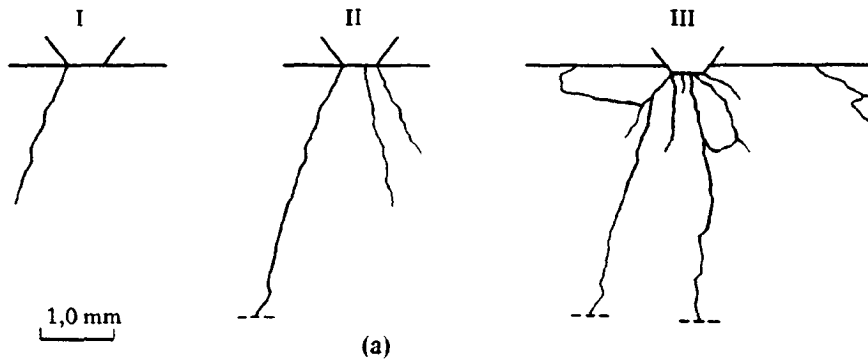
Puede observarse en la figura el proceso de fracturación:

- I aparece una fractura radial.
- II la fractura anterior se extiende y aparecen otras dos fracturas radiales.
- III aparecen numerosas microfisuras en las inmediaciones del contacto cortador-roca y también fracturas laterales que individualizan esquirlas rocosas en la superficie.

La forma de esas fracturas puede verse en la figura donde además se observa una zona blanquecina de roca totalmente microfracturada y recompactada que acompañará al cortador en su penetración. Es en esta zona donde se genera la mayor parte del calor desprendido durante la penetración y simultáneamente se producen deformaciones plásticas.

La curva *fuerza en el cortador-penetración* presenta diversos tramos:

- TRAMO OA. Recto, elástico, de pendiente proporcional al módulo de elasticidad de la roca. Se termina cuando se forman las fracturas radiales (representadas en la figura por cruces).



- a) desarrollo progresivo de las fracturas
- b) curva fuerza-penetración durante el ensayo, donde las cruces indican la aparición de las tres fracturas radiales (para una explicación completa véase el texto).

ENSAYO NUM. 6 DE LINDQVIST (1982) EN CALIZA

FIG. 10

- Tramo AB. Recto, corresponde a la formación de microfisuras cerca del contacto cortador-roca.
- Tramo BC. Primera rotura de una esquirla. Descenso brusco del cortador con disminución de la fuerza.
- Tramo DC. Continúa la penetración. La roca rota se comporta casi elásticamente.
- Tramo DE. Rotura de la esquirla principal. Bajada brusca de la carga.
- Tramo EF. Continúa la penetración. La roca se comporta casi elásticamente.
- Tramos FGHI. Desorganización de la probeta.

Las pendientes sucesivas de los tramos ascendentes (OA, BC, DE, GH) son cada vez menores, indicando que el módulo de YOUNG del sistema va decreciendo conforme avanza la fracturación.

La energía gastada en el proceso es un parámetro muy interesante del proceso de excavación y suele expresarse por unidad de volumen de roca excavada (en MJ/m³).

El consumo energético se descompone en varios factores:

- a) Energía de deformación elástica.
- b) Energía de superficie consumida en la creación de nuevas fracturas.
- c) Pérdidas de energía por:
 - deformación plástica
 - rozamientos internos de la roca
 - generación de calor
 - desgastes del cortador.

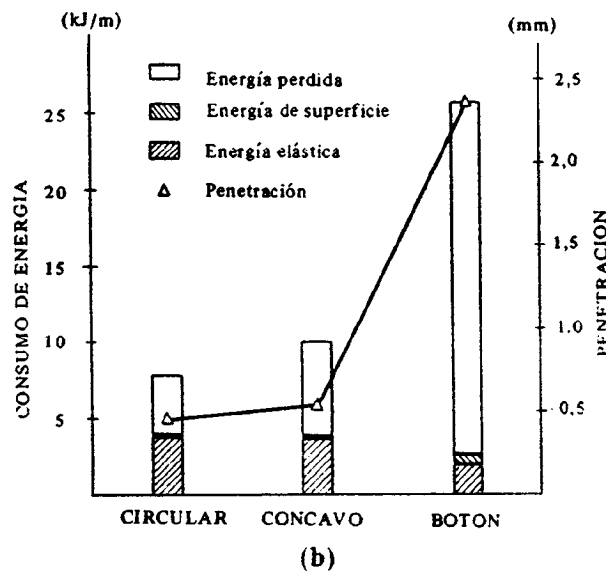
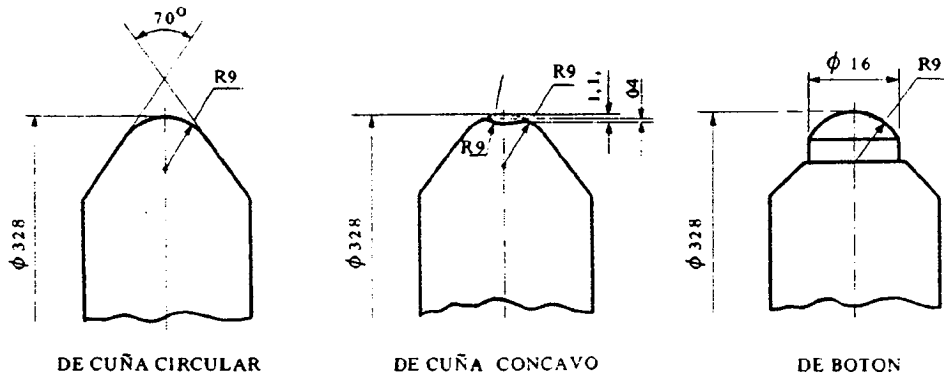
Las dos primeras componentes son inevitables y varían poco en función del tipo de cortador. En cambio las pérdidas dependen mucho del tipo de cortador. LINDQVIST realizó una serie de ensayos de penetración con un cortador a escala real en un granito cuyas características son:

- Composición mineralógica
 - feldespatos 34,1 %
 - plagioclasa 27,6 %
 - cuarzo 30,6 %
 - biotita 7,0 %
 - otros 0,6 %
- resistencia compresión simple $\sigma_c = 188 \text{ MPa}$
- resistencia tracción simple $\sigma_t = 10,5 \text{ MPa}$
- módulo de Young $E = 52,4 \text{ GPa}$
- módulo de Poisson $\nu = 0,17$
- tamaño de grano 0,5 – 3 (mm)

Los datos del ensayo se recogen en la tabla siguiente:

CONCEPTO	UNIDAD	TIPO DE CORTADOR		
		Circular	Cóncavo	Botón
Fuerza normal por cortador	kN	418,0	415,8	388,1
Penetración por pasada	mm	0,49	0,54	2,37
Energía específica	MJ/m ³	76,5	108,8	62,0
Incremento de temperatura	°C	1,4	2,1	21,2

La Figura 11 muestra los consumos de energía por metro lineal de recorrido. Puede observarse que el máximo consumo corresponde al cortador de botones, que se calienta mucho más. Pero su energía específica fue menor debido a su mayor penetración. En conjunto el cortador circular, que es el que más se aproxima al de uso corriente, tuvo un comportamiento equilibrado.



- (a) tipos de cortadores utilizados
- (b) consumo de energía por m de recorrido y penetración.

CONSUMO DE ENERGIA Y PENETRACION CON DISTINTOS
CORTADORES SEGUN LINDQVIST (1982)

FIG. 11

Si dos cortadores próximos y paralelos atacan la roca simultáneamente se produce un cambio en el comportamiento del sistema. Las fracturas laterales que se inician en el borde del contacto cortador-roca se unen entre sí ocasionando una fractura continua, paralela a la superficie, que hace saltar una capa de roca ("chip" en la terminología inglesa).

Según el apartado 2.3 (Capítulo 2) la fuerza total normal por cortador se supone dividida en dos componentes diferentes:

$$F_1 = \sigma_c \frac{D^2}{4} \left(\omega - \frac{\text{sen } 2 \omega}{2} \right) \text{tg } \theta$$

$$F_e = \tau_{pico} D \omega (s - 2 d \operatorname{tg} \theta) \operatorname{tg} \theta$$

- F_1 que produce la compresión (y penetración) bajo el cortador.
- F_e que produce la rotura en lajas superficiales.

Sumando ambas fuerzas.

$$F_N = \left[\sigma_c \frac{D^2}{4} \left(\omega - \frac{\operatorname{sen} 2 \omega}{2} \right) + \tau_{pico} D \omega (s - 2 d \operatorname{tg} \theta) \right] \operatorname{tg} \theta$$

Esta fórmula contiene algunas simplificaciones dudosas. Sin embargo, es la más citada actualmente, aunque no la más usada en la práctica. Para trabajar con ella se simplifica, con error menor del 2 % según los autores, a

$$F_N = D^{1/2} d^{3/2} \cdot \left[\frac{4}{3} \sigma_c + 2 \tau_{pico} \left(\frac{s}{d} - 2 \operatorname{tg} \theta \right) \right] \operatorname{tg} \theta$$

y que suponiendo, como es habitual, que:

$$\tau_{pico} = 0,5 \sqrt{\sigma_c \sigma_t} \quad ; \quad \sigma_t = \sigma_c / 10$$

$$F_N = \frac{1}{3} D^{1/2} d^{3/2} \sigma_c \left(4 + \frac{s}{d} - 2 \operatorname{tg} \theta \right) \operatorname{tg} \theta$$

en la práctica $\theta \approx 60^\circ$ y $(4 - 2 \operatorname{tg} \theta) \approx 2,8$

por lo que el término s/d prevalece y con aproximación suficiente

$$F_N = \left(\frac{1}{3} D^{1/2} \operatorname{tg} \theta \right) \left(\frac{s}{d} \right) \sigma_c d^{3/2} \quad (1)$$

fórmula adimensional que proponemos para tanteos y en la que cada monomio tiene un sentido físico claro:

- El primer término $1/3 D^{1/2} \operatorname{tg} \theta$ se refiere a la geometría del cortador.
- El segundo término es la relación entre espaciamiento y penetración.
- σ_c es la resistencia a compresión simple de la matriz rocosa.
- d es la penetración por vuelta:

12.3.2. Efecto de la fracturación del macizo rocoso

Los anteriores análisis corresponden a roca homogénea. Pero en un macizo diaclasado la velocidad de perforación aumenta cuando lo hace la fracturación.

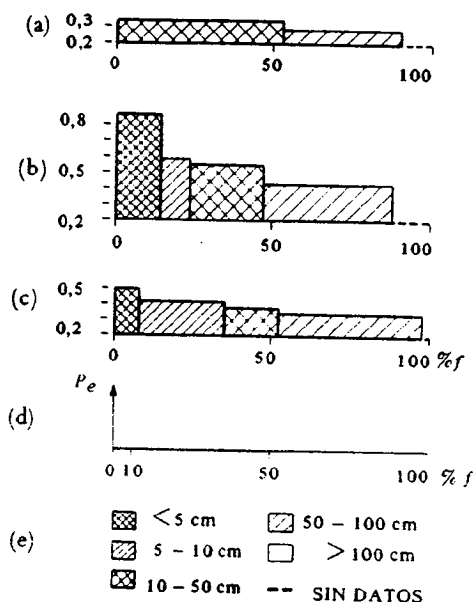
Para estimar el efecto de la frecuencia de discontinuidades AEBERLI y WANNER (1978) presentan Figura 12) datos sobre la penetración específica (definida como la penetración en mm por vuelta, partida por la fuerza media del cortador en (kN) en el túnel de Ruebodden-Gigerwald que pertenece al aprovechamiento hidroeléctrico de Sarganserland en Suiza. El túnel atraviesa distintos tipos de calizas (arenosa, de grano grueso y de grano fino). En todos los casos la penetración específica puede llegar a duplicarse conforme aumenta la frecuencia de las discontinuidades.

El tipo de discontinuidad y su relleno también influyen en el rendimiento. WANNER y AEBERLI (1979) han publicado datos comparativos de rendimiento, en función de distintos tipos de discontinuidades, para dos túneles diferentes: el túnel de NAST en Colorado, USA, excavado en grani-

- (a) Caliza arenosa
- (b) Caliza de grano grueso
- (c) Caliza de grano fino
- (d) d_e penetración específica
- f frecuencia de cada espaciamiento en tanto por ciento de la longitud de una unidad litológica.
- (e) intervalos considerados para la distancia entre planos de discontinuidad.

RELACION ENTRE PENETRACION ESPECIFICA Y FRECUENCIA DE LOS PLANOS DE DISCONTINUIDAD AEBERLI Y WANNER (1973)

FIG. 12



to. y el de Crespera-Gemmo en Lugano, Suiza, excavado en micasquistos, filitas, gneises y riolitas. Los resultados globales pueden sintetizarse en la siguiente tabla :

INCREMENTO DEL RENDIMIENTO DE TUNELADORAS AL ATRAVESAR DISCONTINUIDADES

TIPO DE DISCONTINUIDAD		ANCHO (mm)	INCREMENTO DEL RENDIMIENTO
Juntas Frec. 25-50 (cm)	Soldadas	-	-
	Limpias	< 5	10-60 %
	Abiertas con relleno	> 5	50-160 %
Zona fracturada		< 100	10-40 %
		> 100	40-80 %
Falla zona muy alterada			100-160 %

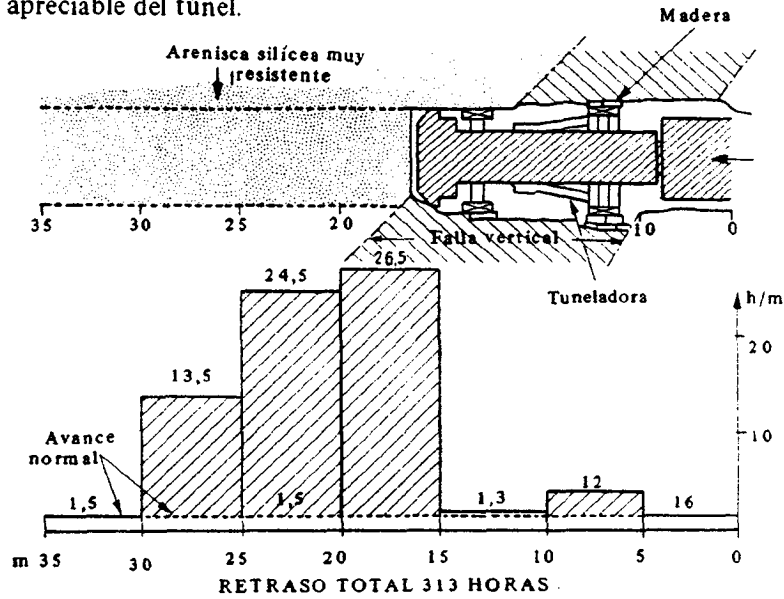
Estas mejoras de rendimiento se experimentan durante el cruce de la discontinuidad, que puede prolongarse muchos metros según su oblicuidad respecto al túnel, y requieren el cumplimiento de tres condiciones simultáneas :

- a) no existencia de gran cantidad de agua en la junta o zona alterada.
- b) que la alteración no dificulte el apoyo de los codales.
- c) que la alteración no obligue a labores especiales de sostenimiento.

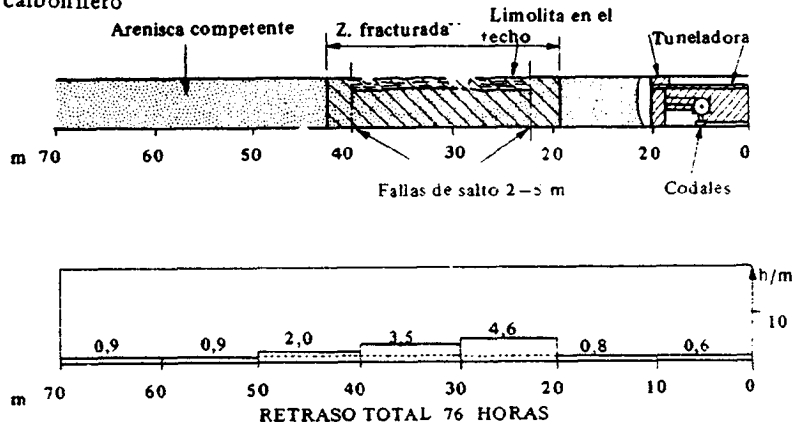
Si no se cumplen estas tres condiciones la aparición de una zona alterada produce enormes pérdidas de rendimiento. Al cruzar fallas inversas, mantos de corrimiento, zonas muy carstificadas,

etc., se han producido a veces accidentes de gran importancia (Túnel de Talave, Túnel del Padrún).

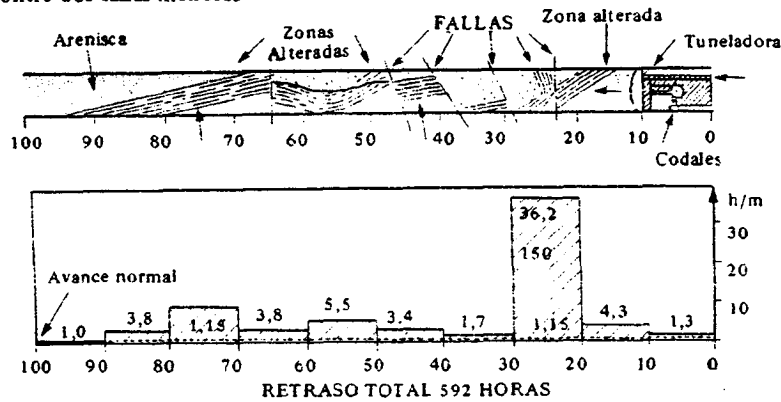
La Figura 13 (MFEAT-SMITH y TARKOY, 1980) muestra tres casos de pérdidas de rendimiento al cruzar accidentes no muy importantes desde el punto de vista geológico, pero que afectaban una longitud apreciable del túnel.



a) Falla vertical en carbonífero



b) Zona fracturada entre dos fallas menores

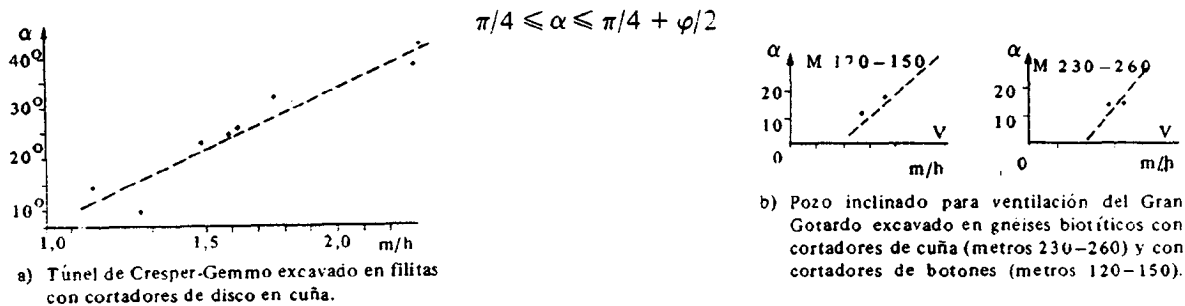


c) Zona con 6 fallas menores y dos zonas fracturadas

PERDIDAS DE RENDIMIENTO EN EL CRUCE DE ACCIDENTES GEOLOGICOS
Mc FEAT-SMITH, TARKOY, (1980)

FIG. 13

La *orientación de las discontinuidades* influye en el rendimiento. La Figura 14 contiene datos sobre sobre la velocidad (en m/hora) obtenida durante la perforación del túnel de Crespera-Gemmo, excavado en filitas de un pozo inclinado de ventilación del túnel de carretera de S. Gotardo, excavado en gneises biotíticos. En ambos casos se relaciona la velocidad con el ángulo entre el eje del túnel y la orientación de la discontinuidad predominante (esquistosidad o gneissidad). La velocidad crece linealmente con el ángulo relativo hasta valores de 60°. Los planos de debilidad facilitan la rotura de la masa rocosa. Si se aceptase un comportamiento coulombiano de la roca el resultado óptimo se encontraría con valores de:



RELACION ENTRE LA VELOCIDAD REAL DE LA PENETRACION (m/h) Y EL ANGULO ENTRE EL EJE DEL TUNEL Y LOS PLANOS DE FOLIACION (AEBERLI y WANNER, 1979)

FIG. 14

12.3.3. Fórmulas empíricas de predicción del avance

Varias veces se han publicado fórmulas empíricas basadas en la experiencia de los fabricantes, que relacionaron la penetración por vuelta d , con la fuerza por cortador F_N , y la resistencia de la matriz rocosa a compresión simple σ_c o a tracción simple σ_t .

ROBBINS propuso en 1970 que la relación real:

$$d = f(\sigma_c) + A F_N / \sigma_c$$

puede simplificarse a:

$$d \text{ (mm)} = 3,5 F_N \text{ (kN)} / \sigma_c \text{ (MPa)} \text{ (ROBBINS, 1970)}$$

fórmula que, según se cita en el capítulo 2, fue recogida por GRAHAM en 1976 a:

$$d \text{ (mm)} = 3,94 F_N \text{ (kN)} / \sigma_c \text{ (MPa)} \text{ (GRAHAM, 1976)}$$

FARMER y GLOSSOP (ver Capítulo 2) propusieron en 1980:

$$d = 0.624 F_c / \sigma_t$$

que, suponiendo que σ_c / σ_t vale de 8 a 10, transformaron en:

$$d = 5 \text{ a } 6.2 F_c / \sigma_c$$

SNOWDON et al (1982) a partir de ensayos de laboratorio en granito, dolerita, arenisca y caliza propusieron la fórmula (ver capítulo 5):

$$d \text{ (mm)} = 6,66 F_c \text{ (kN)} / \sigma_c \text{ (MPa)} + 1.4$$

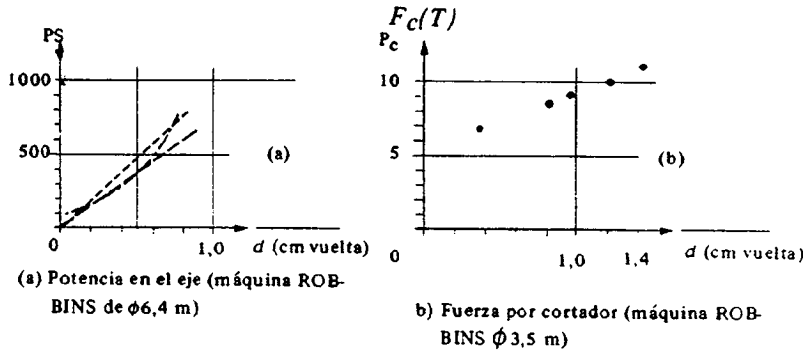
para la separación óptima entre cortadores.

TARKOY (1983) recomienda que en cualquier caso

$$F_N \text{ (kN)} / \sigma_c \text{ (MPa)} > 0,7$$

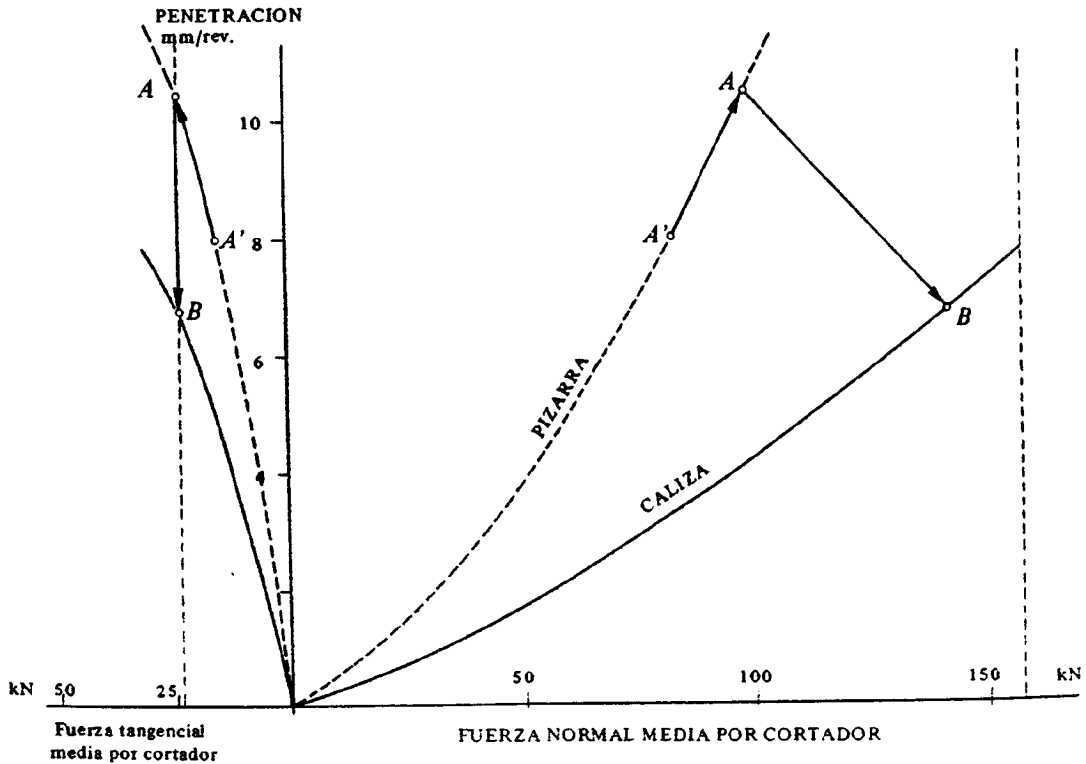
lo que equivaldría con las fórmulas de ROBBINS o GRAHAM a una penetración de 2-3 mm/vuelta.

Todas estas fórmulas suponen que existe, para una roca dada, proporcionalidad entre fuerza por cortador y penetración por vuelta, un hecho que parece confirmado por la experiencia de campo, recogida en las figuras 15 (PRADER, 1979) y 16 (NELSON et al, 1984), y de laboratorio (Ver capítulo 2) como la presentada en la Figura 17 (SNOWDON et al, 1982).



RELACION ENTRE LA PENETRACION POR VUELTA , POTENCIA EN EL EJE Y FUERZAPOR CORTADOR - (PRADER. 1979)

FIG. 15



PENETRACION EN FUNCION DE LAS FUERZAS POR CORTADOR EN EL TUNEL CULVER-GOODMAN (NELSON et al., 1984). (Las líneas verticales indican las fuerzas máximas)

FIG. 16

Las Figuras 16 y 17 muestran también que existe una relación lineal entre la fuerza normal F_N y la tangencial o de corte F_c , que coincide en términos generales con la propuesta por TARKOY (1983).

$$\frac{F_c}{F_N} = 0,10 \text{ (roca dura)}$$

$$\frac{F_c}{F_N} = 0,15 \text{ (roca blanda)}$$

La fórmula (1) del apartado 12.3.1

$$F_N = \frac{1}{3} D^{1/2} \operatorname{tg} \theta \frac{S}{d} \sigma_c d^{3/2}$$

puede ajustarse con los valores siguientes:

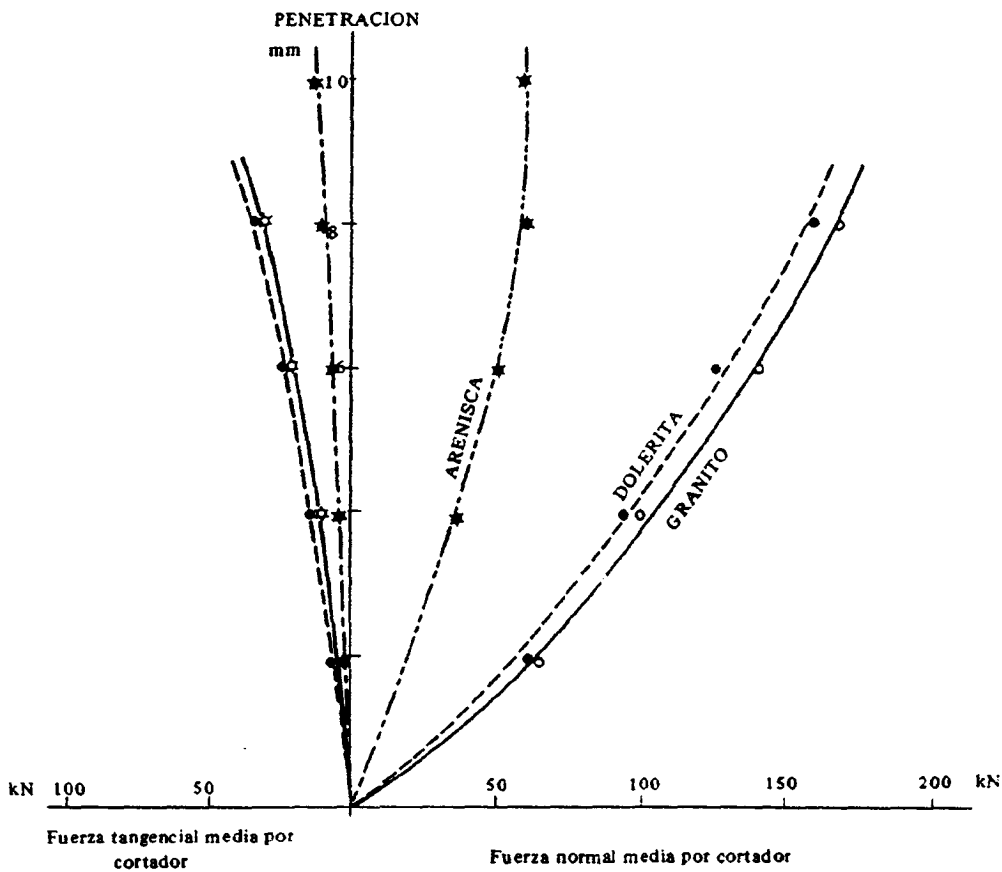
$$D \simeq 400 \text{ mm}$$

$$\theta \simeq 60^\circ$$

y se obtiene:

$$\frac{S}{d} \simeq 10 \text{ (roca dura)}$$

$$d \text{ (mm)}^{3/2} = 0,7 F_N \text{ (kN)} / \sigma_c \text{ (MPa)}$$



PENETRACION EN FUNCION DE LA FUERZA POR CORTADOR, SEGUN LOS ENSAYOS DE SNOWDON et al. (1982)

FIG. 17

12.3.4. *Parámetros característicos del avance*

La forma de las fórmulas empíricas propuestas en el apartado anterior sugiere la existencia de una relación entre la penetración por vuelta, la fuerza normal por cortador y la resistencia de la roca matriz.

Los datos empíricos parecen confirmar que estas tres variables están ligadas:

- a) Penetración por vuelta (d), normalmente expresada en mm.
- b) *Velocidad de avance* (V), cociente entre un avance y el tiempo requerido para él. Puede ser la velocidad media de un turno, un mes o una obra. que se relacionan con la velocidad punta a través del coeficiente de utilización (definido en el punto 12.2) y con la penetración a través del número de revoluciones por minuto (usualmente de 2 a 5). ATHORN et al (1985) indican que la velocidad media semanal es del orden del 25 % de la velocidad de avance real.
- c) *Penetración específica* (d^*) que se define como el cociente entre la penetración por vuelta y la fuerza normal media por cortador y suele expresarse en milímetros por kilonewton:

$$d^* = d \text{ (mm/vuelta)} / F_N \text{ (kN)}$$

- d) *Índice de penetración* (I_d) que es el inverso de la penetración específica y suele expresarse en kilonewtons por milímetro y por vuelta

$$I_d = 1/d^* = F_N \text{ (kN)} / d \text{ (mm por vuelta)}$$

12.3.5. *Correlación con la dureza total*

DEERE (1970) sugirió el uso de una combinación entre resistencia y abrasividad de la roca para

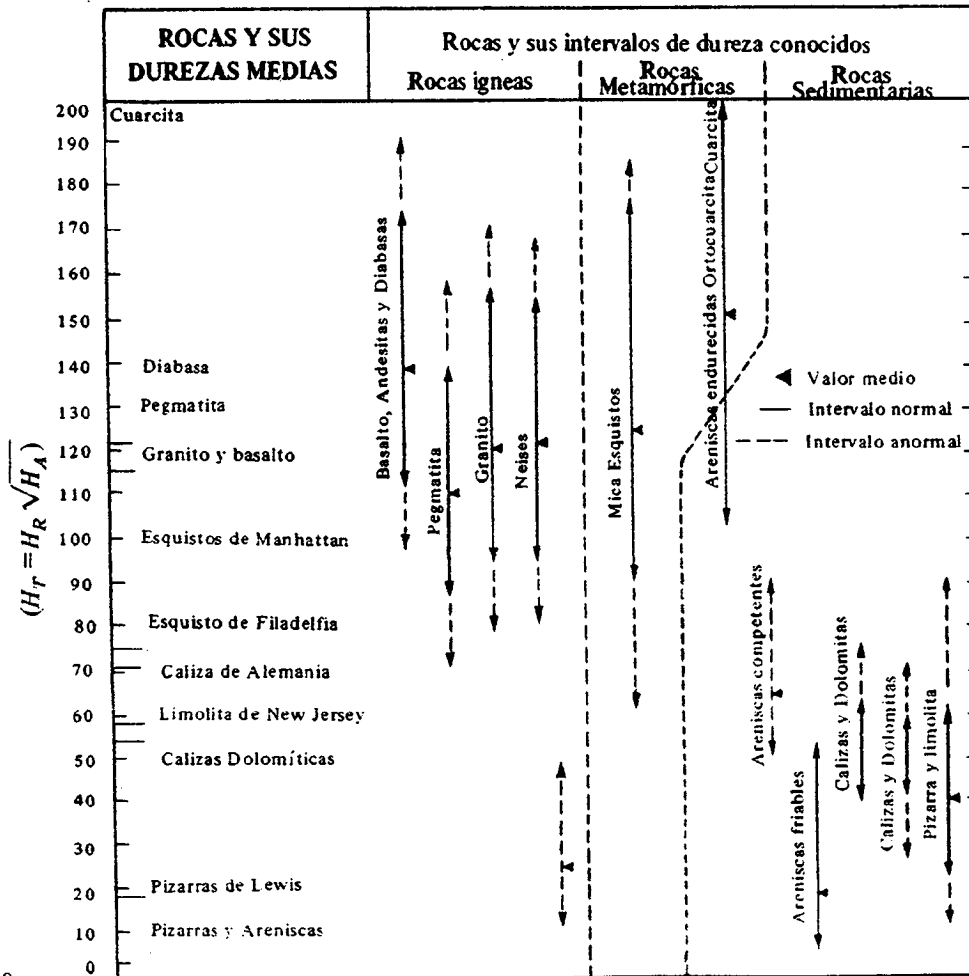
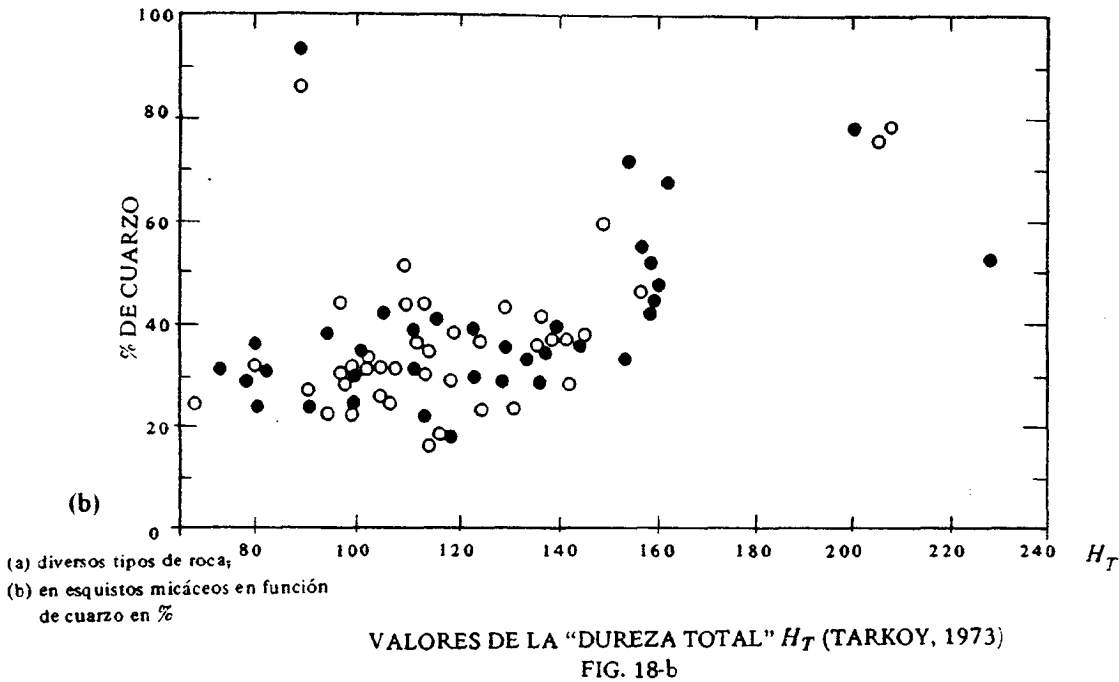


FIG. 18-a



la previsión de la penetración de tuneladoras. Se llamó "dureza total" (H_T) al parámetro

$$H_T = H_R \sqrt{H_A}$$

donde H_R es la "dureza SCHMIDT" o valor del rebote y H_A es la abrasividad medida en un abrasímetro TABER, modificado en la Universidad de Illinois-Urbana, que mide la pérdida por abrasión experimentada por un disco de roca, de calibre NX y 1/4" de espesor, que gira mientras es arañado por una rueda de abrasión tipo TABER H-22, que gira loca.

TARKOY (1973) da detalles del ensayo, que requiere disponer del abrasímetro. El resultado se expresa como el inverso de la pérdida media en peso de los discos de roca después de 40 vueltas, expresada en gramos. En la Figura 18-a se presentan algunos datos que definen el valor medio y rango de variación H_T para distintos tipo de roca. La Figura 18-b corresponde a los túneles en micaesquistos de Nueva York y relaciona la dureza total con el contenido de cuarzo (expresado en %).

El inverso de la pérdida media en peso de las ruedas de abrasión durante el ensayo se denomina *abrasividad de la roca* (A_r) y permite estimar el consumo de cortadores.

NELSON et al (1983) han estudiado cuatro túneles y encontraron una excelente correlación entre el índice de penetración y la "dureza total".

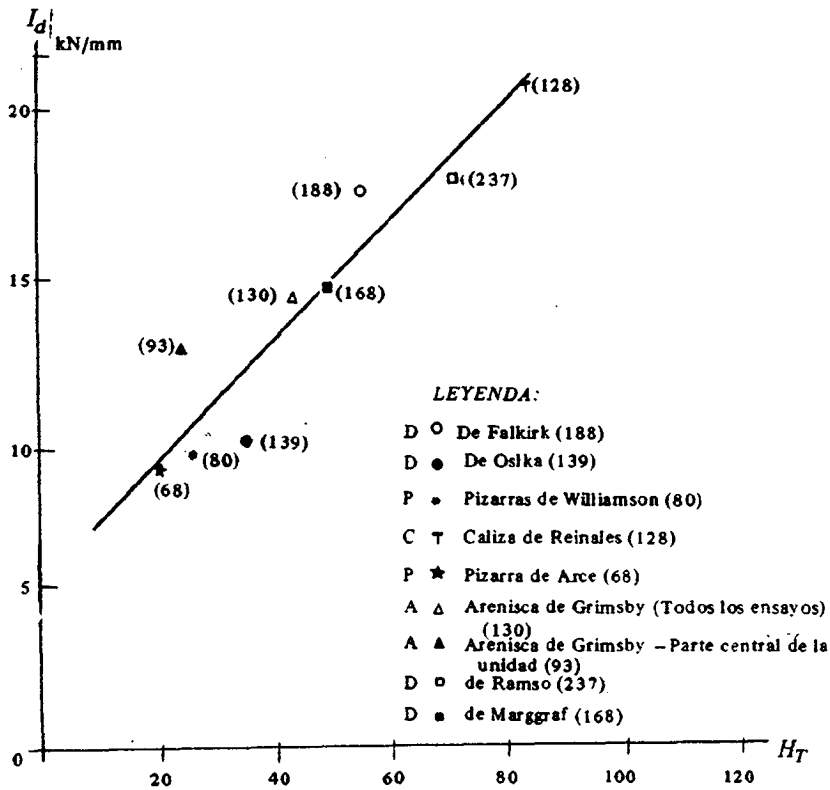
$$I_d \text{ (kN/mm)} = 5,95 + 0,18 H_T \quad (r^2 = 0,85)$$

para valores de H_T comprendidos entre 20 y 80. La Figura 19 presenta los datos utilizados, indicando la resistencia a compresión simple de las diferentes rocas.

La Figura 20 (McFEAT-SMITH y TARKOY, 1979) muestra una serie de correlaciones entre la dureza total H_T y la velocidad de avance (en m/hora) para diversos casos reales. Es preciso tratar estos datos con cierta reserva ya que algunas velocidades parecen muy optimistas y por otra parte no se indica si se trata de velocidades puntuales o sostenidas.

12.3.6. Correlaciones con la resistencia a compresión simple y la dureza SCHMIDT

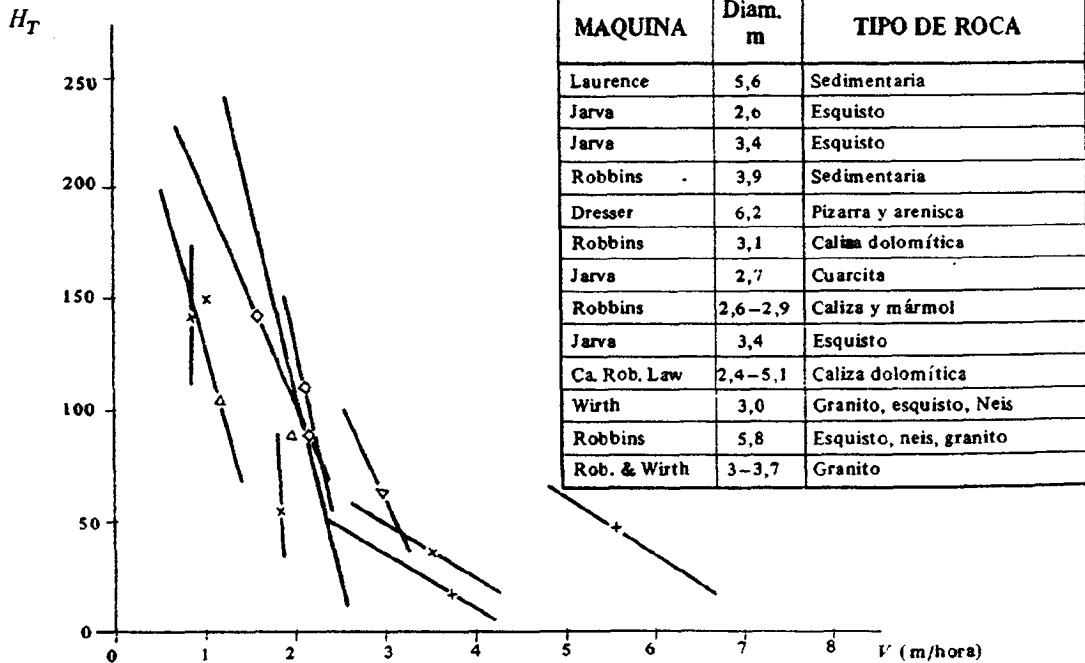
En general no se han publicado casos en que aparezca correlación entre el avance y la resistencia a compresión simple, lo que quizá pueda explicarse por la dificultad práctica de medir dicha propiedad, para lo que se requiere la extracción de probetas de tamaño NX.



(El número entre paréntesis indica la resistencia a compresión simple MPa).
 (A arenisca, C caliza, D dolomía, P, pizarra).

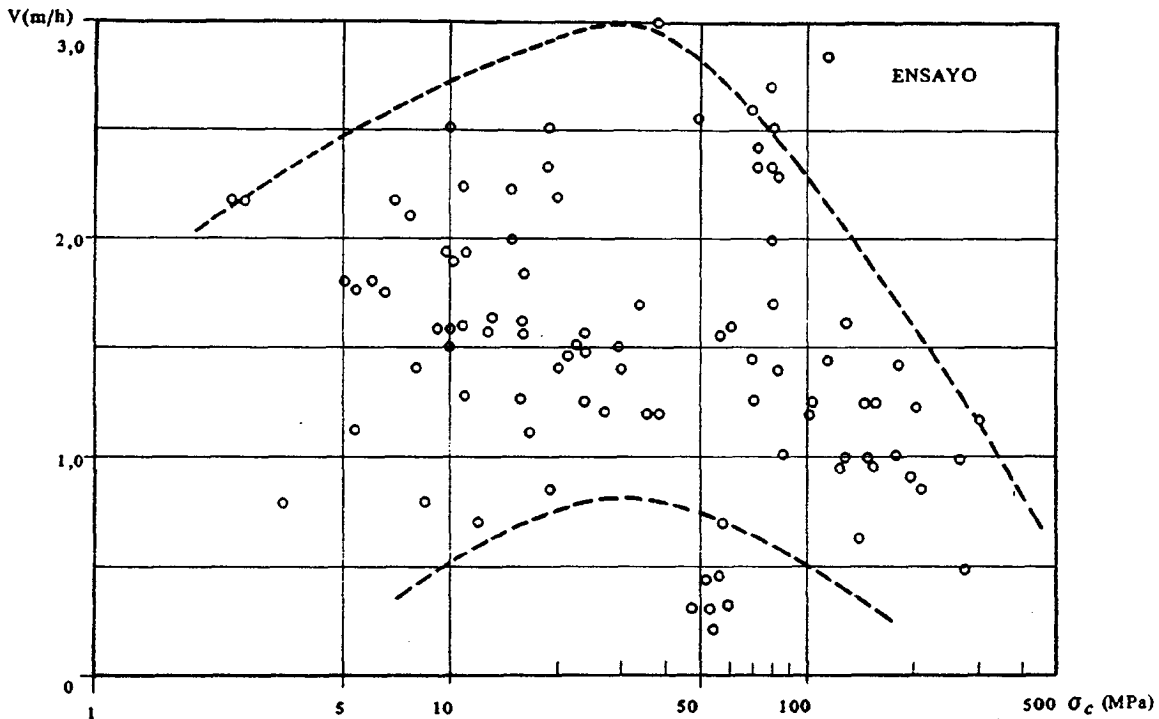
RELACION ENTRE EL INDICE DE PENETRACION Y LA DUREZA TOTAL EN CUATRO TUNELES (NELSON et al, 1983).

FIG. 19



CORRELACION ENTRE DUREZA TOTAL H_T Y VELOCIDAD DE AVANCE EN DIVERSOS TUNELES (Mc FEAT SMITH y TARKOY, 1979)

FIG. 20



CORRELACION ENTRE VELOCIDAD DE AVANCE Y RESISTENCIA A COMPRESION SIMPLE (IKEDA, NISHIMATSU, 1980)

FIG. 21

La Figura 21 (IKEDA y NISHIMATSU, 1980) presenta numerosos datos de túneles reales excavados en Japón. Aunque la correlación es muy pobre los datos sugieren la existencia de una “región de velocidades de avance” cuyos límites inferior y superior dependen de la resistencia a compresión simple. La falta de datos sobre la fuerza de empuje por cortador impide aprovechar más esta información.

En cambio resulta más fácil determinar en obra el valor de la “dureza SCHMIDT” que puede convertirse en resistencia de la matriz rocosa o utilizarse como un índice empírico.

NELSON et al (1983) propusieron la ecuación:

$$I_d = 0,43 H_R - 3,00 \quad (r^2 = 61,7)$$

donde I_d índice de penetración (kN/mm)

H_R índice del esclerómetro SCHMIDT

La Figura 22 (TARKOY, 1973) relaciona los valores de H_R con la velocidad de avance (en pies por hora). Se observa también que los datos son indicativos.

12.4. Vibraciones producidas por una tuneladora

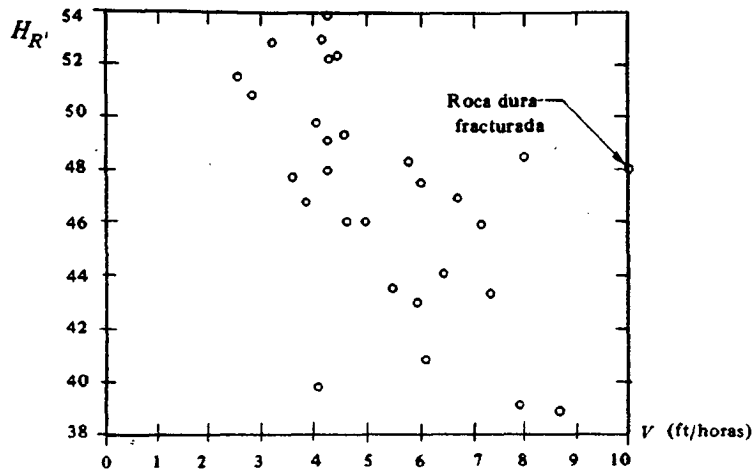
El nivel de ruido producido por una tuneladora es claramente inferior al de una excavación convencional por explosivos. Sin embargo puede presentarse el caso de que opere en zona urbana y, por lo tanto, interese conocer su nivel de vibraciones.

NELSON et al (1984) presentan una medición de las vibraciones producidas durante la excavación de los túneles del metro de BUFFALO (LRRT). La ley de atenuación es (Figura 23):

$$V_p = 10,77 d^{-1,46}$$

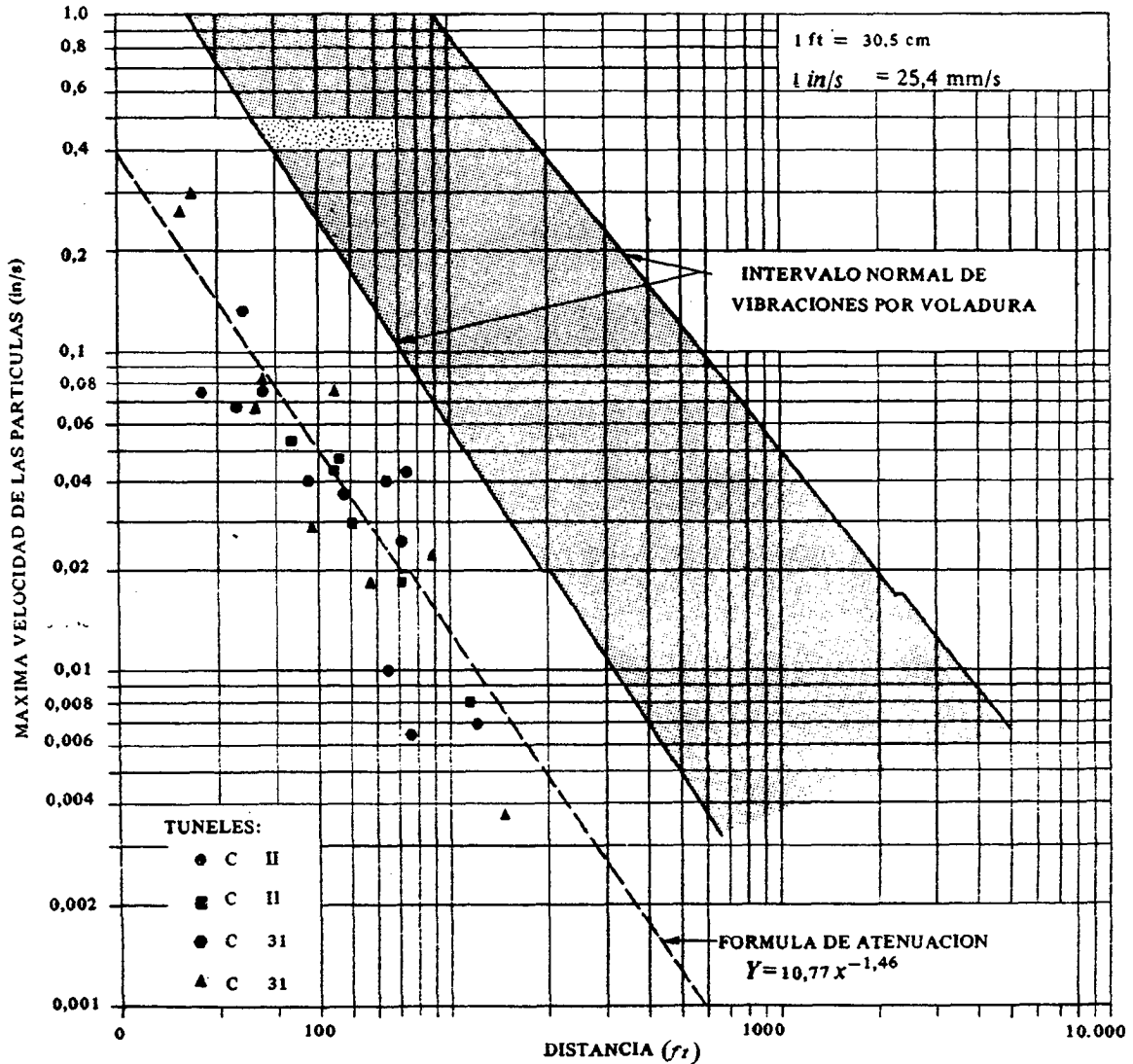
donde: V_p velocidad máxima de las partículas (in/s).

d distancia (ft):



RELACION ENTRE LA VELOCIDAD DE AVANCE Y LA DUREZA SCHMIDT EN UN TUNEL EN MICAESQUISTOS (TARKOY, 1973)

FIG. 22



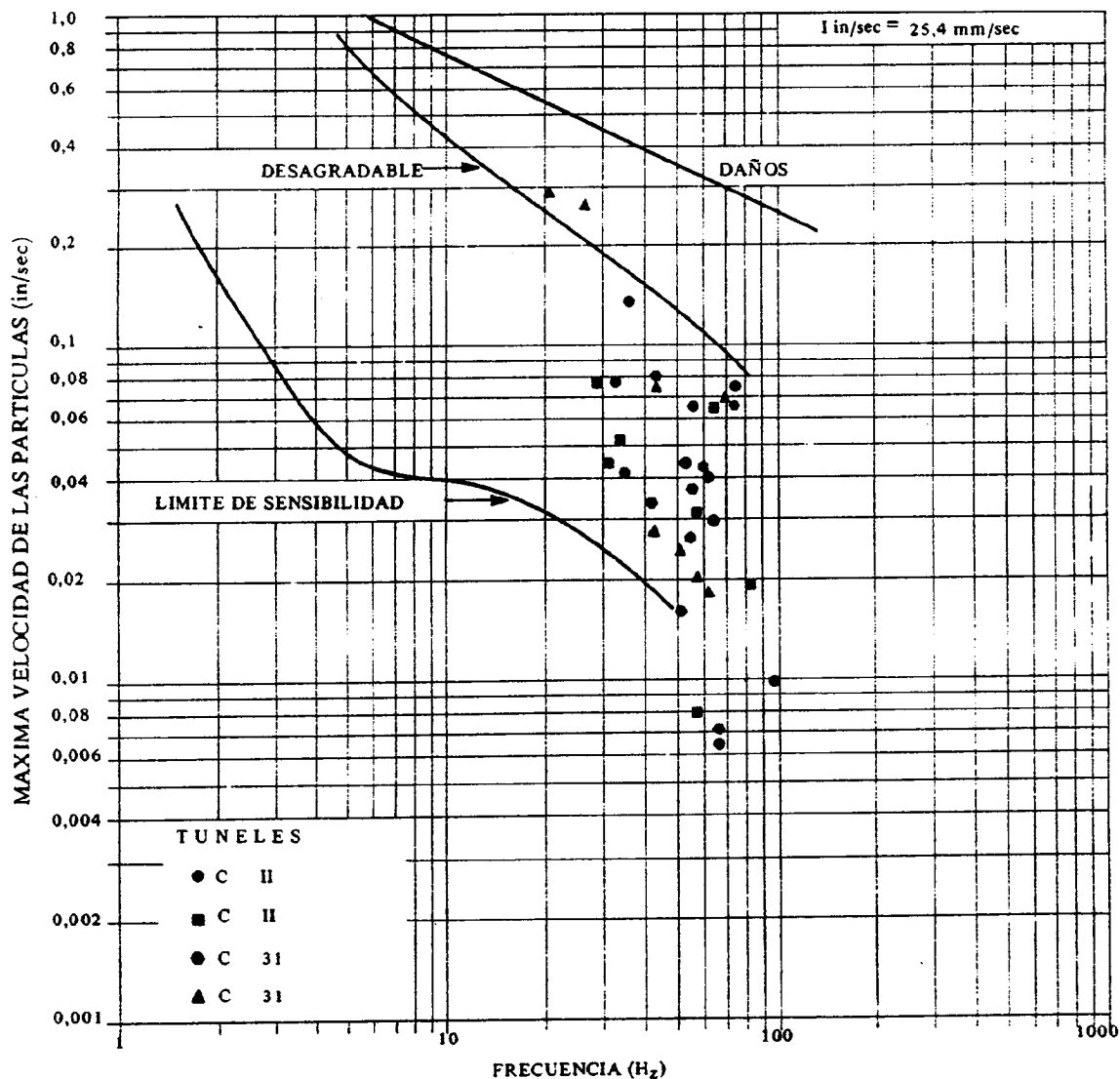
ATENUACION DE VIBRACIONES DE UNA TUNELADORA EN EL METRO DE BUFFALO (LRRT) (NELSON ET AL, 1984)

FIG. 23)

La Figura 24 presenta los datos en un diagrama frecuencia-velocidad de las partículas donde además se han dibujado los límites de sensibilidad humana propuestos por HARRIS y CREDE (1976) y el umbral de daños a muros y tabiques propuestos por RICHARDS et al (1969).

Pueden deducirse las siguientes consecuencias:

- prácticamente todas las observaciones se agrupan en el rango de frecuencias 20–80 Hz.
- las velocidades máximas no exceden de 7,5 mm/s y en la mayoría de los casos son inferiores a 2 mm/s.
- aunque las vibraciones producidas pueden ser apreciables no llegan a resultar desagradables.
- en ningún caso son previsible daños a edificios normales.



VIBRACIONES DEBIDAS A UNA TUNELADORA EN EL METRO DE BUFFALO (LRRT)
(NELSON ET AL, 1984) (EXPLICACION DE LIMITES EN EL TEXTO)

FIG. 24

12.5 Desgaste de cortadores

El proceso de penetración del cortador conlleva pérdidas de energía por calor y desgaste. El desgaste es, en términos generales, función de la dureza de la roca excavada y está fuertemente asociado al contenido de cuarzo (dureza MOHS 7) y otros minerales más duros que el acero (dureza MOHS

6,5). El tamaño de grano y la repartición regular dentro de la matriz rocosa incrementan la abrasividad.

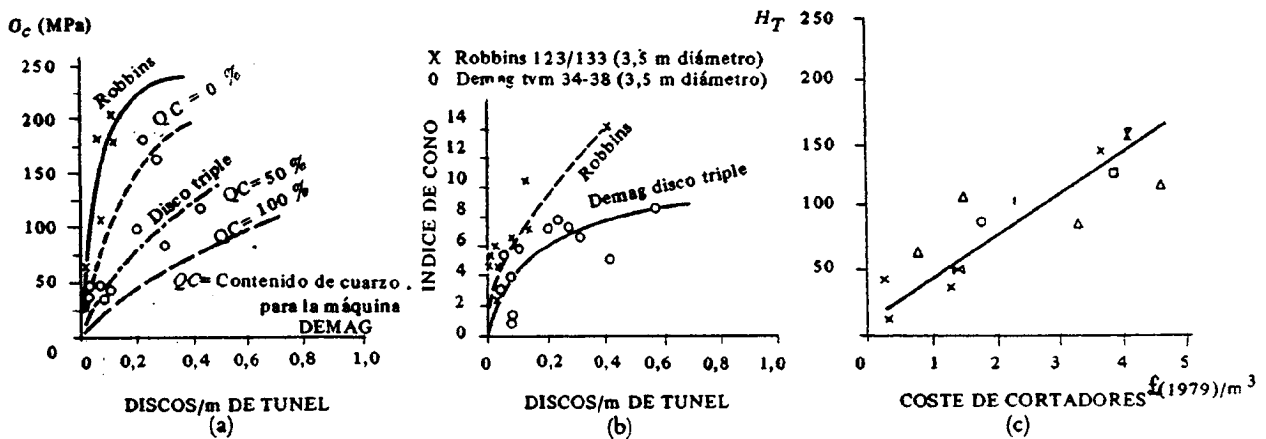
El desgaste de los cortadores obliga a su sustitución con una incidencia importante en el coste de la perforación.

El cambio de cortadores y la colocación del sostenimiento son las dos primeras causas de las paradas. En los primeros tipos de tuneladora el cambio de cortadores se realizaba desde el frente de la excavación lo que complicaba la operación. Actualmente existen modelos en los que el cambio puede realizarse desde el interior.

El desgaste es, naturalmente, proporcional al camino recorrido. Por lo tanto los cortadores se desgastan más cuanto más excéntrica es su posición y el máximo desgaste corresponde a los cortadores de galibo que recorren un camino más largo y además trabajan en condiciones más difíciles.

En la Figura 25 Mc FEAT-SMITH y TARKOY (1979) presentan varios índices del consumo de cortadores. Resultan interesantes algunas de sus conclusiones:

- el consumo, crece, aunque poco, con la resistencia mecánica de la roca.
- el consumo se incrementa mucho con el aumento del contenido de cuarzo.
- los cortadores de disco simple parecen mucho más eficientes que los triples, lo cual puede ser explicado porque las distancias entre los tres bordes del disco triple sean inferiores al espaciamiento óptimo.
- el coste total puede correlacionarse directamente con la dureza total H_T .



- (a) consumo de discos por metro de túnel en función de la resistencia a compresión simple (aproximada).
 (b) consumo de discos por metro de túnel en función del índice de cono de abrasión.
 (c) coste total de cortadores (en libras esterlinas de 1979) por m³ excavado en función de la dureza total H_T (Ver Figura 20):

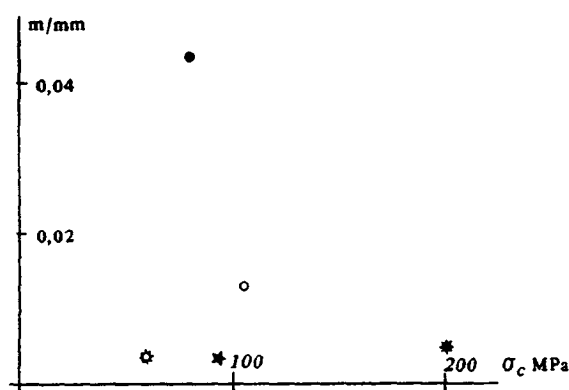
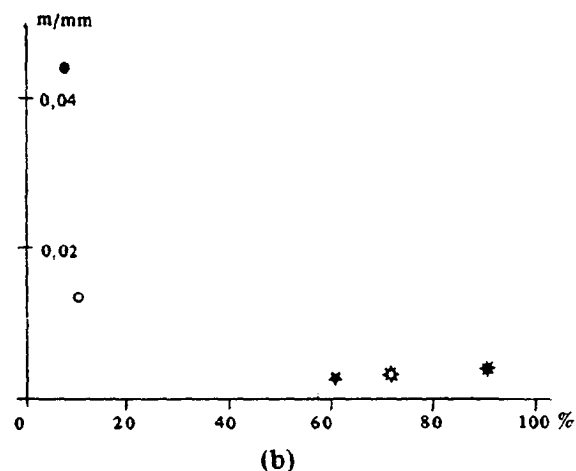
DIVERSOS INDICES DE CONSUMO DE CORTADORES
 Mc FEAT-SMITH y TARKOY, 1979
 FIG. 25

La Figura 26 (NELSON et al, 1983) estudia diversas posibles correlaciones entre propiedades de la roca y los recorridos específicos medios de los cortadores en el túnel Culver-Goodman, que se excavó en areniscas, calizas y pizarras. El *recorrido específico* (R_e) se define como el camino virtual recorrido por cortador (que describe círculos en el frente del túnel), dividido por la disminución del diámetro de cortador a causa de la abrasión. Es adimensional pero se suele expresar en m/mm.

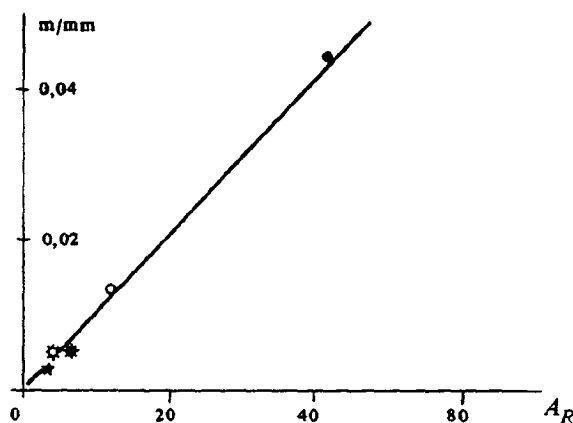
Como puede apreciarse, *el recorrido específico* no es función de la resistencia a compresión simple de la roca sino de su abrasividad. El ensayo de abrasión de TABER es especialmente adecuado ya que reproduce casi exactamente el proceso de excavación. Hay una correlación lineal entre los desgastes de cortadores medidos en el ensayo y en el túnel. El contenido de cuarzo es también un factor discriminante. A partir de contenidos superiores al 60 % los recorridos específicos disminuyen radicalmente y la abrasión se convierte en un problema serio (la primera causa de paradas en el funcionamiento de la tuneladora).

NOMBRE	ROCA	σ_c (MPa)	A_R
★ Lower Grimsby	Arenisca	93	3
⊛ Niddle Grimsby	Arenisca	57	3
✱ Upper Grimsby	Arenisca	203	6
○ Reynales	Caliza	103	12
● Lower Sodus y Willamson	Pizarra	80	42

(a)



(c)



(d)

- (a) Rocas estudiadas
- (b) en función del contenido de cuarzo.
- (c) en función de la resistencia a compresión simple
- (d) en función de la abrasividad de TABER de la roca

RECORRIDO ESPECÍFICO (R_e) DE LOS CORTADORES EN EL TUNEL CULVER-GOODMAN, PARA DIVERSAS PROPIEDADES DE LA ROCA (NELSON, et al, 1983)

FIG. 26

La tabla siguiente presenta datos sobre sustitución de cortadores en el mismo túnel Culver-Goodman y en el TARP de Chicago.

SUSTITUCION DE CORTADORES DE TUNELES (NELSON et al, 1983)

Túnel	Tipo de roca	Recorrido en Km	Cambios por km de túnel	Horas de vida
Cul-Good	Arenisca	50/320/240	2,8/4,2/9,9	178119/51
	Caliza/pizarra	60/590/610	2,0/2,3/3,8	238/216/122
TARP	Dolomía	50/1420/1470	2,9/0,8/1,5	150/509/270

NOTAS:

1. Los tres números se refieren a cortadores de centro/cara/gálbo.
2. Todos los números son valores medios.

Al estudiar la tabla sorprende que los valores correspondientes a la sustitución de los *cortadores centrales* son muy homogéneos. Recorren 60–70 km, son sustituidos de dos a tres veces por km de túnel y tienen una vida de 150–240 horas. Su trabajo parece bastante independiente de las condiciones de la roca.

Respecto a los *cortadores de la cara y gálbo* su desgaste es muy semejante y depende mucho de la condición de la roca. Pero el mayor diámetro de los círculos descritos por los cortadores de gálbo obliga a cambios mucho más frecuentes (que llegan a ser cada 50 horas ó 100 m de túnel), y son del orden del doble que los requeridos por los cortadores de cara.

En estos dos túneles no parece que el desgaste de los cortadores influyera apreciablemente en la penetración. Normalmente bastaba incrementar el empuje frontal en un 10 % para mantener la penetración.

12.6. Algunos ejemplos de túneles construidos con tuneladoras en España

Los ejemplos que se describen a continuación corresponden a túneles recientes (excepto el del Talave) construidos con tuneladoras. Los datos han sido recogidos por CRUZADO (1986) de diversas fuentes, normalmente entre las empresas constructoras, y no se han contrastado.

En las tablas de rendimientos se han empleado los coeficientes propuestos por BURGARD-LEMOIN (1976).

- T. Duración del ciclo
- M. Tiempo de funcionamiento
- P. Tiempo de parada debido al mantenimiento
- F. Tiempo de parada por motivos distintos de la perforación. (Desescombros, sostenimiento...)
- D. Incidentes diversos
- C. Demora en el Cambio de turno.

donde $T = M + P + F + D + C$

- CU = α : Coeficiente de utilización M/T
 β : Coeficiente de disponibilidad $(T-P)/T$
 φ : Índice de fiabilidad $M/(M + P)$
 γ : Índice de pleno empleo α/β
 δ : Coeficiente de inmovilización $\beta - \alpha$

12.6.1. Túnel de Talave

El túnel del Talave forma parte del trasvase Tajo-Segura. Es un túnel hidráulico de 31 km de longitud y sección circular de 3,80 m de diámetro, que presentó graves problemas para su realización. La presencia de acuíferos colgados y fallas que los comunicaban con la excavación motivaron varias descargas, en ocasiones explosivas, sobre el frente de trabajo.

Geología

El Talave atraviesa materiales típicamente sedimentarios. Las formaciones que afloraron en la traza fueron:

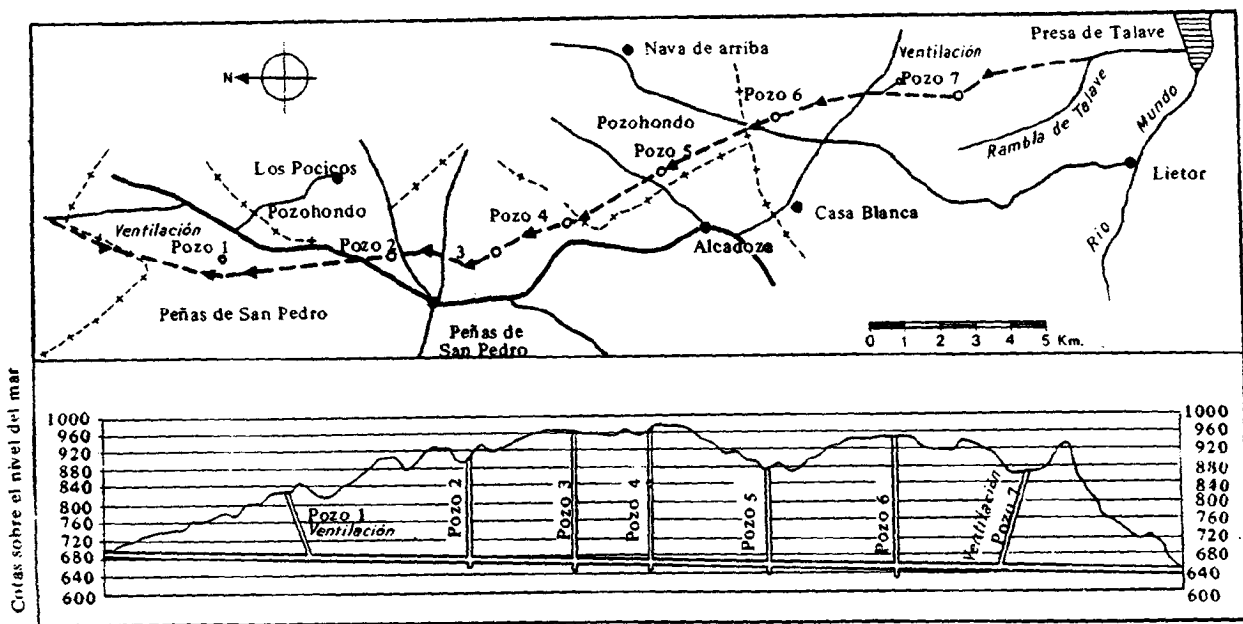
CRETACICO	Superior		Calizas cristalinas y margas
	Inferior		Wealdense-Albense. Arenas arcillosas
JURASICO	Superior		Dolomías brechoides (importantes acuíferos)
	Medio	Nivel Superior	Margas con intercalaciones arcillosas
		Nivel Medio	Dolomías y calizas tableadas
		Nivel inferior	Margas, calizas y dolomías Hacia el techo arcillas yesíferas
Inferior		Calizas y dolomías masivas (acuíferos importantes)	
TRIASICO	Keuper		Yesos con arcillas.

La alternancia de estos materiales es en ocasiones cortada bruscamente por la presencia de múltiples fallas o fallas muy importantes, como la de La Gloria que puso en contacto el túnel con un importante acuifero, produciéndose el colapsamiento de la obra por espacio de tiempo superior al año.

Métodos constructivos

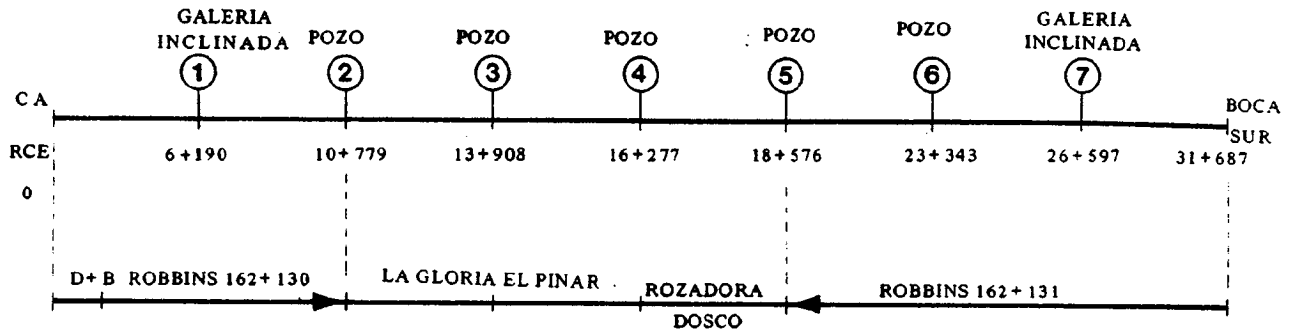
Para la ejecución del túnel se practicaron los accesos que se indican en la Figuras 27 y 28.

Se emplearon medios altamente mecanizados. Fundamentalmente dos topos Robbins ϕ 4.10 m que atacaron por las bocas Norte y Sur, una rozadora Dosco perforó la distancia entre los po-



PLANTA Y PERFIL DEL TUNEL DEL TALAVE

FIG. 27



METODOS DE PERFORACION UTILIZADOS EN EL TUNEL DEL TALAVE

FIG. 28

zos 4 y 5. Dos topos Robbins más atravesaron las zonas de "La Gloria" y "El Pinar", con innumerables problemas, incluyendo la pérdida de una de estas máquinas. Los pozos se realizaron con cabezas Robbins.

Rendimientos

Los valores de avance y utilización de las máquinas en esta obra fueron bajísimos, dadas las grandes dificultades que se presentaron. El coeficiente de utilización medio del orden de 0,18 y la velocidad específica en los terrenos mejores alcanzaron 1,40 m, si bien en la mayoría de la obra osciló entre 0,50 y 0,80 m/h. El tiempo de parada por imprevistos geológicos llegó a alcanzar el 50 % del tiempo total.

TABLA 2 – RENDIMIENTO EN EL TUNEL DEL TALAVE

BOCA NORTE	Avance Medio máximo	Avance máximo al mes	Avance medio 50 % mejor	Avance medio 70 % mejor	Avance medio 90 % mejor	M	P	F	D	Cu	β	GEOLOGIA
DO. 254/5369 (16 III 70/ 25 XI 71)	157 m	904,7 m	452,4 m	325,7 m	277,9 m	0,17	0,16	0,18	0,49	0,17	0,84	Tramo superior y medio jurásico Muchos problemas desprendimientos y agua
BOCA SUR												
DO. 419/5158 (1 V 70/26 VII 71)	181,9 m	568,0 m	416,5 m	347,7 m	289,2 m	0,23	0,28	0,32	0,17	0,17	0,77	Keuper, Jurásico inferior y medio Problemas de agua

12.6.2. Túnel de Regueral

Forma parte de la línea de FEVE Ferrol-Gijón, entre Candas y Xibares, en la provincia de Asturias. Es un túnel de 1.060 m de longitud, de sección circular, con pozo recubrimiento.

Geología

El trazado se encuentra en el flanco SE de un sinclinal SW-NE. Atraviesa formaciones calizas y areniscas del Devónico así como areniscas del Trias, que recubren discordantes al Devónico. Todos los materiales están plegados por efecto de las orogénias hercínicas y alpina.

La estratificación se presenta casi normal al eje del túnel en el primer tramo y pasa a formar

unos 30° al final del mismo. El buzamiento oscila entre 50° y 30° respectivamente.

La calidad del macizo y la elección del tipo de revestimiento se estimó a partir de la clasificación de Bieniawski, contrastada con la de Barton, que dió los siguientes resultados:

	RMR	%
Roca buena.....	90-70	9 %
Roca Regular	50-70	22 %
Roca pobre	25-50	69 %

Procedimiento de ejecución

Se utilizó una tuneladora ROBBINS de diámetro 6 m, que inscribía el gálibo definido, sin necesidad de destroza.

Las características de esta máquina son:

- Diámetro perforado 5,95 m
- Fuerza de empuje máximo 385 Ton
- Número de cortadores 43
- Fuerza máxima por cortador 13,60 Ton
- Recorrido máximo de maniobra 1,54 m
- Velocidad de giro en la cabeza 4,2 r.p.m.
- Peso total de la máquina 250 Ton
- Par de giro 155 m Ton
- Potencia máxima en cabeza (6 motores) 900 HP

Como sostenimiento se emplearon cerchas metálicas reforzadas cuando era necesario.

Rendimiento

Se alcanzó un avance medio diario de 10,54 m/día (considerando meses de 21 días de trabajo). El detalle de los rendimientos figura en la tabla 3.

TABLA 3 - RENDIMIENTOS EN EL TUNEL DEL REGUERAL

MES	AVANCE (m)	T	M	P	F	Cu	β	V _c (m/h)	AVANCE DIARIO (m)
Mayo	26,65	118	30	14	74	0,25	0,88	0,89	4,74
Junio	216,75	392	93	257	42	0,24	0,34	2,34	11,60
Julio	182,60	357	82	254	21	0,23	0,29	2,22	10,74
Agosto	176,15	308	75	116	96	0,24	0,76	2,36	12,02
Sept.	221,15	420	105	292	23	0,25	0,30	2,10	11,05
Oct.	204,60	420	115	284	21	0,27	0,32	1,78	10,23
Nov.	36,10	105	39	66	-	0,37	0,37	0,92	7,22
TOTAL	1064	2436	539	1283	277	0,22	0,47	1,97	10,54

12.6.3. Túnel de acceso a la Presa del Llauset

El salto de Moralets es un complejo hidroeléctrico constituido por dos presas (Baserca, Llauset) y una central subterránea reversible, situadas en el término municipal de Aneto (Lérida).

Se trata de un túnel circular de 3.500 m de longitud y 5,50 m de diámetro que tiene la misión de facilitar el acceso invernal a la presa de Llauset, cuando la carretera que bordea el macizo se vuelve impracticable por la nieve.

Geología

Los materiales que afloran en la traza del túnel tienen una clara componente metamórfica de contacto, por la presencia cercana del plutón de la Maladeta. Son fundamentalmente esquistos y calcoesquistos muy cristalinos, tenaces, de dureza media y poco fracturadas. El tamaño de grano es muy fino y se observa cierto bandeado en la roca.

La resistencia a compresión simple ensayada en laboratorio dio valores entre 60 y 220 MPa, con un valor medio de 110 MPa. Las fracturas se encuentran en gran parte soldadas, no presentándose grandes diaclasas o fallas que dificulten el ciclo de avance.

Método de excavación

Se empleó un topo Robbins 201-158, cuyas características más relevantes son:

• Diámetro de perforación	5,50 m
• Fuerza de empuje máxima	585 m
• Número de cortadores	43
• Fuerza máxima por cortador	13,6
• Recorrido máximo de maniobra	1,54
• Velocidad de giro de la cabeza	4,2 rpm
• Peso total de la máquina	250 Tn
• Par de giro	150 Tn
• Potencia máxima en cabeza (6 motores) ..	900 HP

Rendimientos

Los rendimientos obtenidos en la obra fueron elevados. No se apreciaron diferencias en función de la litología que era bastante homogénea.— Los valores más significativos que se alcanzaron fueron:

• Avance diario máximo	29,26 m
• Avance diario medio	11,50 m
• Avance mensual máximo	336,10 m
• Avance mensual medio	175,30 m
• Velocidad instantánea máxima	2,50 m/h
• Velocidad instantánea media	1,53 m/h
• Coeficiente de utilización	$C_u = 0,30$ m
• Disponibilidad	$\beta = 0,70$

12.6.4. Túnel de Trokas-Begoña

Es un túnel que forma parte del abastecimiento de aguas de Bilbao, situado al Norte de la ciudad, en la zona de Begoña-Ciudad Jardín-Trokas. Su longitud es de 2.675 m y su diámetro 3.20 m.

Geología

La traza del túnel atraviesa los materiales del Aptense y Albense, en el Cretáceo Inferior.

Los materiales que se presentaron fueron:

- Alternancias de margas pizarrosas (70 %) y areniscas de pequeño espesor (3 a 5 cm) I
- Alternancias de areniscas (80 %) y margas pizarrosas blandas en bandas de 5 a 25 cm II
- Alternancias de margas calcáreas (80 %), margas pizarrosas y areniscas III

Método constructivo

El túnel se perforó con un topo Robbins de diámetro 3.80 m de cabeza plana. Como incidentes importantes cabe destacar la rotura del rodamiento principal, que interrumpió la obra durante casi cuatro meses. El sostenimiento se realizó a base de cerchas metálicas.

Los rendimientos Figuran en la tabla 4.

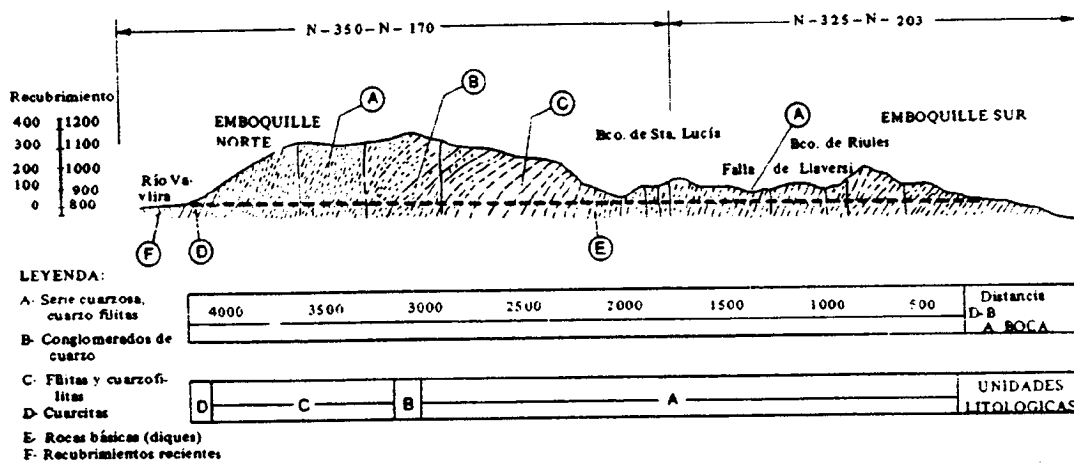
TABLA 4 – RENDIMIENTO EN EL TUNEL DE TROKAS-BEGOÑA

AÑO	MES	Avance diario máximo	Avance diario medio	Avance mensual (m)	GEOLOGIA
1982	Febrero	29.10	16.20	292	I – II
	Marzo	34.90	12.60	227	II – III
	Abril	21.20	9.40	84.50	II
	Mayo	–	–	–	–
	Junio	–	–	–	–
	Julio	–	–	–	–
	Agosto	–	–	–	–
	Septiembre	28.65	11	209	II – III
	Octubre	40.90	22.80	433	III
	Noviembre	47.60	26.54	583	III
1983	Dicbre.	32.40	17.60	352	III
	Enero	20.60	14.70	148	iii

12.6.5. Túnel del Anserall

El túnel de Anserall constituye la conducción en lámina libre de un salto hidroeléctrico situado en el río Valira, cerca de la frontera entre España y Andorra. Tiene una longitud de 4.000 m y un diámetro de excavación de 3.80 m.

Geología (Figura 29)



PERFIL GEOLOGICO DEL SALTO DE ANSERALL, (SEGUN COLLADO, 1986)

FIG. 29

Los materiales atravesados por el túnel pertenecen al Cambro-Ordovícico. Todos ellos han sufrido un acusado metamorfismo regional con diferentes fases de deformación, de las que la primera, ha desarrollado pliegues isoclinales con una esquistosidad paralela al plano axial de los mismos, siendo la traza del túnel sensiblemente perpendicular a esta esquistosidad y el sentido de avance Norte-Sur.

Los materiales más característicos son:

Cuarzofilitas con intercalaciones de cuarzo y cuarcitas. Afloran en la mayor parte de la traza. Presentan durezas Schmidt entre 30 y 45 y la fracturación, salvo zonas trituradas, es de media a baja.

Conglomerados de cuarzo con cemento silíceo muy duro.

Filitas y cuarzofilitas más blandas que las cuarzofilitas (dureza Schmidt entre 20 y 40) y con índice de fracturación mayor.

Cuarcitas muy duras donde se presentaron grandes dificultades durante la perforación.

Rocas básicas (diques de pórfidos) generalmente fracturadas en mallas, según varias familias de diaclasas. Presentaron Durezas Schmidt superiores a 50.

Procedimiento constructivo

Para la ejecución del túnel se preparó una gran explanada aproximadamente en la parte central de la traza que sirvió para instalar los equipos de obra y a la vez para atacar el túnel por dos bocas intermedias, con dos topes Robbins de diámetros 3.80 y 3.50. La boca Norte se comenzó a perforar mediante escudo al tener que atravesar una zona de acarreo, en tanto que la Sur era prácticamente inaccesible.

Las características de los topes Robbins eran:

- Diámetro de perforación 3,80 y 3,50 m
- Número de cortadores 27 y 25
- Fuerza máxima de empuje 240 Ton
- Velocidad de giro 5,6 rpm
- Fuerza máxima por cortador 10 Ton
- Diámetro de los cortadores 30,5 cm
- Potencia de rotación en cabeza 300 kW
- Peso de la máquina 70 Ton

TABLA 5. RENDIMIENTOS MEDIOS EN EL TUNEL DEL ANSERALL

LITOLOGIA	Velocidad Instantánea m/h	Avance Diario m	Avance Diario Máximo m	M	P	F	D	Cu	β
Cuarzofilitas	0,89	13,0	20,9	8	4	11	1	0,33	0,83
Porfidos	1,10	4,8	10,6	4,2	2,5	16,8	0,5	0,18	0,89
Conglomerados	0,63	11,5	17,7	11	7	3	3	0,46	0,71
Filitas	1,40	15,6	30,8	9,6	10	2	2,4	0,40	0,58
Cuarcitas	0,80	4,3	7,0	6	8	4	4	0,25	0,67

12.6.6. Túneles de Portugalete y Sestao

Son dos túneles que forman parte del Colector Interceptor del Puerto, dentro del Plan de Saneamiento Integral de Bilbao. Sus longitudes son: 875 m para el de Portugalete y 1.277 m para el de Sestao. Su diámetro es de 3,70 m.

Geología:

Los terrenos atravesados en ambos túneles pertenecen al Cretácico Inferior (Albense, Aptense). Se trata de calco-esquistos bastante competentes. Están poco fracturados. Se conocen con el nombre local de cayuela.

Maquinaria de excavación

Ambos túneles fueron excavados por un topo Robbins de diámetro 3,70 m y cabeza plana.

Rendimientos

Figuran en las tablas 6 y 7. A destacar la gran regularidad de perforación:

	Túnel de	
	Portugalete	Sestao
Avance diario máximo (m)	28,60	29,60
Avance diario medio (m)	23,17	25,00

TABLA 6. RENDIMIENTOS DEL TUNEL DE PORTUGALETE

Año	Mes	Avance Diario máximo	Avance Diario medio	Avance mensual (m)
1985	Mayo	22,20	12,64	139,00
	Junio	25,60	17,70	318,80
	Julio	28,60	13,00	259,40
	Agosto	16,28	8,50	17,00

TABLA 7. RENDIMIENTOS EN EL TUNEL DE SESTAO

Año	Mes	Avance Diario máximo	Avance Diario medio	Avance mensual (m)
1985	Octubre	29,60	16,04	315,90
	Novbre.	27,00	19,30	386,20
	Dicbre.	23,05	16,50	297,16
1986	Enero	20,30	14,25	156,75

BIBLIOGRAFIA

- AEBERLI, U. y WANNER, H. (1978) *On the influence of discontinuities at the application of tunnelling machines.* Proc. 3rd Int. Cong. on Eng. Geol. Madrid. Section III, Vol. 2, pp. 7-14.
- ATHORN, M., FARMER, I. y GLOSSOP, N. (1985). *Performance of tunnelling machines in rock*. Proc. 24 th. U.S. Symp. on Rock Mech. Texas. A.M. University pp. 239-249.
- COLLADO A. (1986). *Reconocimientos geológicos-geotécnicos en macizos rocosos y su aplicación a los túneles.* Tesis doctoral. Universidad de Barcelona. Fac. de Ciencias Geológicas.
- CRUZADO J.M. (1986) *Perforación de túneles con tuneladoras de sección completa.* Tesis doctoral en elaboración. Univ. Politécnica de Valencia. E.T.S. de Ing. de Caminos.
- DEERE, D. (1970) *Indexing rock machine tunnelling.* Proc. of Tunnel and Shaft. Conf. Minneapolis, pp. 32-38.
- FAMER, I. y GLOSSOP, N. (1980) *Mechanics of disc cutter penetration.* Tunnel and Tunnelling, July, pp. 22-25.
- FERNANDEZ, P. (1984). *Excavación con topo.* Curso de Nuevos Métodos de excavación de Túneles. Univ. Politécnica de Valencia.
- FOURMAINTRAUX, D. (1972). *Machines foreuses pour tunnels et galeries.* Lab. de Pont et Chaussees. Raport de recherche n.º 20.
- GEHRING, K. (1970) *Grundbagen der Mechanischen Gesteinarbeitung.* Proc. 2nd Int. Cong. on Rock Mech. Belgrado. Vol. 1. Com. 5-16.
- GOODRICH (1956). *High pressure rotary drilling machines.* Proc. 2nd Symp. on Mining Research. Univ. of Missouri p. 25.
- GRAHAM, P.C. (1976) *Rock exploration for machine manufacturers.* Proc. Simp. on Exploration for Rock Eng. Johannesburg, pp. 173-180.
- HARRIS C. y CREDE C. (1976). *Shock and vibration handbook.* Mc Graw-Hill, New York. 2014 p.
- HATTRUP, J.S. (1981). *Development of tunnel boring machines systems for ground control.* RETC Proc. Vol. I, pp. 587-597.
- IKEDA, K. y NISHIMATSU, Y. (1980) *The effect of geotechnical properties of rock formation on the productivity of tunnel boring machines.* Report to the J.S.C.E. pp. 1-5.

- KORBIN, G.E. (1979) *Factors influencing the performance of full-face, hard-rock tunnel boring machines.* Tunnelling Technology Newsletter. U.S. Nat. Com. on Tun. Tech. N° 28, pp. 1-7.
- LAWN, B. y WILSHAW, R. (1975). *Review indentation fracture; principles and applications.* Jour Mat. Sc. N° 10, pp. 1049-1081.
- LEMOIN y BOUGARD (1976) *Machines a forer. Coefficients d'utilisation et de disponibilité et indice de viabilité des machines a pleine section.* Tunnels et Ouvrages Souterraines (AFTES). Jul-Aug.
- LINDQVIST P.A. (1982) *Rock fragmentation by indentation and disc cutting.* Ph. D. Thesis. University of Lulea. Div. of mining and rock excavation, pp. A1-A26. pp. C1-C52.
- MAYER, D.F. y PASCHEN, W.C. (1981) *Chicago Tarp problem 8 million tons of rock.* RETC. Proc. Vol 1, pp. 562-573.
- Mc FEAT-SMITH, I. y TARKOY, P. (1979) *Assesment of tunnel boring machine performance.* Tunnels and Tunnelling. Dec. pp. 33-37.
- Mc FEAT-SMITH, I. y TARKOY, P.J. (1980) *Tunnel boring machines in diffical ground.* Tunnels and Tunnelling Jan/Feb. pp. 15-19.
- NELSON, P., O'ROURKE, T. y KULHAWY, F. (1983) *Factor affecting TBM penetration rates in sedimentary rocks.* Proc. 24th U.S. Symp. on Rock. Mech. Texas A&M Univ. pp. 227-237.
- NELSON, P. O'ROURKE, T., FLANAGAN, R., KULHAWY, F., INGRAFFEA A. (1984) *Tunnel boring machine performance study.* U.S. Dep. of Transportation. Report UMTA-MA-06-0100-84. 1.
- NISHIMATSU, Y. (1972) *The mechanics of rock cutting.* Int. Jour. Rock Mech. and Min. Sci. Vol. IX; pp. 261-270.
- PRADER, D. (1979) *Design of undergroud structures with respect to modern construction methods.* Proc. 4th Int. Cong. on Rock Mech. General Report. Montreux. Vol 3, pp.263-273.
- RAD, P. (1975). *Muck evaluates machines.* Tunnels and Tunnelling. Jan. pp. 30-33.
- RAD, P.F. (1975) *Bluntness and wear of rolling disk cutters.* Int. Jour. Rock Mech. Min. Sci. Vol. 12 pp. 93-99.
- RICHART, F., HALL, J. y WOODS,R. (1969) *Vibration of soils and foundations,* Pretice-Hall, Englewood Cliffs, 414 p.
- ROBBINS, R.J. (1970) *Economical factor in tunnel boring.* The technology and Potential of Tunelling. South African Tunnelling

- Conference. *Johannesburg*, pp. 217-221.
- ROBBINS, R. (1976) *Mechanized tunnelling progress and expectations*. 12th Sir Julius Wernher Memorial Lecture. Tunnelling's 76. I.M.M. Londres.
- ROMANA, M. (1981 a) *Excavacion mecanizada con topo*. Simposio sobre Uso Industrial del Subsuelo (SUIS). 2.^a parte de la Ponencia General N.º 1, pp. 55-56.
- ROMANA, M. (1981 b) *Nota sobre la aplicación de métodos mecanizados en la excavación de túneles*. Curso sobre excavación de Túneles en roca. Univ. Pol. de Valencia. Tomo IV.D-4.
- ROMANA, M. (1986) *Seguridad durante la excavación de túneles*. Curso sobre seguridad en la Construcción. Colegio de Ing. de Caminos, Canales y Puertos, Madrid.
- SNOWDON, R., RYLEY, M. y TEMPORAL, J. (1982) *A study of disc cutting in selected british rocks*. Int. Journ. of Rock Mech. and Min. Sci. Vol 19, pp.107-121.
- TARKOY, P. (1973) *A study of rock properties and tunnel boring machine advance rates in two micaschist formations*. Proc. 15th Symp. on Rock Mech. Custer State Park SD. pp. 415-447.
- TARKOY, P. (1983) *Selecting used tunnel boring machines: the pros. and cons.* Tunnel and Tunnelling. Dec. pp. 20-25.
- WANG, F.D., OZDEMIR, L. (1978) *Tunnel boring penetration rate and machine design*. Transp. Research Record 684. NTIS pp. 21-28.
- WANNER, H. y AEBERLI, U. (1979) *Tunnelling machine performance in jointed rock*. Proc. 4th. Int. Cong. for Rock Mech. Montreux. Vol. 1, pp. 573-580.



INDICE TEMATICO

- Abrasividad 283
- Abrasividad Cerchar 222
- Anchura de una cuña 16
- Anchura de una pica 103
- Angulo de conicidad de la cabeza 199
 - de contacto 180
 - de corte de una pica 30, 33, 95, 97
 - de cuña 16, 96
 - de filo de un disco 48, 132
 - de fricción útil-roca 17, 31
 - de incidencia 34, 65, 94, 95, 97
 - de rotura de roca 132
- Area de contacto de un disco 52
- Avance 209
- Boquillas rotativas 208
- Cabeza de brazos radiales 265
 - de corte 265
 - de tipo Melbourne 266
 - de tipo troncocónico 266
 - Plana 266
 - semiesférica 266
- Cabezas de corte axiales y radiales. 163, 175
- Cabezas de inyección 208
- Cara de corte 102
- Cara de incidencia 102
- Característica fuerza-desplazamiento 15, 20
- Centro de momentos en un disco 56
- Centro de rotación de un disco 52
- Codales 262, 267
- Coefficiente de abrasión 241
 - de corte 140
 - de disponibilidad 271, 290, 294
 - de fricción 16
 - de inmovilización 290
 - de plasticidad 226, 227
 - de schimazek 218, 220, 222
 - de uniformidad 270
 - de utilización 271, 290, 292, 294
- Colector de la cabeza de corte 208
- Colectores de dos boquillas 208
- Componente horizontal de la fuerza de corte 21
- Componente vertical de la fuerza de corte 21
- Cone indentation number 223
- Cono de penetración 23
- Constante de corte 57, 133
- Consumo de picas 89, 22
- Contenido en sílice 216, 219
- Cortadores 263
 - de botones 265
 - centrales 265
 - de cuña 265
 - de frente 265
 - de gálbo 266, 265
 - de sierra 265
- Cuerpo central 266
- Cuerpo de tuneladora 26
- Cuña despuntada 20, 36
- Descombro 268, 269
- Desgaste de la pica 244, 245
- Desgastes 287, 288
- Diámetro de las cabezas de corte 193
 - de los discos 192, 203
 - medio de los granos de sílice 219
- Discos de botones 185
 - de cuña 189
 - de sierra 189
- Disposición de sierra 185
- Disposición relativa de los discos 189
- Dureza Mohs 216, 287
 - de Rosiwal 216, 217
 - Schmidt 283
- Empuje aplicado 174, 191, 193
 - axial 209, 210
 - por disco 201, 202
- Energía de percusión 40, 41
- Energía específica 38, 39, 79, 129, 178, 183, 184, 202, 242, 244
- Ensayo de abrasividad de placa de acero 223
 - de desgaste de torno 223
 - de sierra 223
 - Goodrich 224
- Ensayos de abrasividad 215
- Ensayos de perforabilidad 215
- Espaciado de corte 165, 184
 - de picas 86
 - entre discos 51, 123, 125, 192
- Espaciamiento entre líneas de corte 165
- Esquirlas de roca 49
- Factor de distribución de tensiones 29, 33
 - de fricción 16
 - de intensidad 54
- Fuerza de corte 31, 82
 - de Empuje o normal 31
 - de penetración 16, 54, 55
 - transversal 167
- Fuerzas en el disco 118, 123
- Fuerza normal y de corte de la pica 167
- Fuerzas radiales 41
- Fuerzas sobre los discos 195
- Gatos estabilizadores 176
- Geometría de las picas 96
- Indice de continuidad 154
 - de fiabilidad 290
 - de penetración 201, 282, 283
 - de predicción 243
 - de rebote 226
 - del tamaño del grano 129
 - de Voest-Alpine 224
- Interacción entre surcos 107, 124
- Laser 262, 268
- Masa de roca arrancada por metro 80, 103
- Método de corte 177, 178
- Multiplicadores de presión 207
- Número de discos 192
 - de pasadas 128
 - de picas por línea 169
 - de series de discos 199
- Par de giro 167, 182, 192, 196
- Par motor 249
- Parámetro "A" 152, 154, 232, 233, 247
- Penetración 16, 126, 174, 198, 201
 - crítica 131
 - específica 276, 282
 - por revolución 248
- Permeabilidad 68
- Pica asimétrica 34
- Pica plana 36
- Pica simétrica 22
- Picas cónicas 25
- Picas optimizadas y no optimizadas 172
- Porcentaje de finos 78
- Porosidad 70, 154
- Potencia 192, 196
- Presión crítica de corte 63

- Presión de salida 63, 148
 del chorro 211
 dinámica 263
Profundidad máxima de corte 164
- Radio de curvatura de la cuña 18
Recorrido específico 288, 289
Relación espacio-penetración 130
Rendimiento 176, 238, 241, 248
Residuos de corte 141
Rodamientos 266
Ruido 285
- Sistema de carga 269
Superficie del semiplano de desgaste 92
- Tensión de rotura residual 50
Tensión de tracción máxima 47
Tensiones de cavitación 67
Tiempo de corte lateral 251
 de exposición 71, 150
 de penetración 251
 total por ciclo 251
Tipos de picas 108
- Trabajo para hacer una muesca 85
Trayectorias de desplazamientos 20
Utilización de la máquina 239
- Velocidad de avance 63, 149, 153
 de corte crítica 220, 222, 241
 de desgaste 88
 de desplazamiento horizontal 163
 de penetración 209, 210
 de rotación 192
 específica media 271, 292
 instantánea 271, 294
 intrínseca de corte 69, 149
 transversal de avance 169
- Vibraciones 285
Viscosidad 70
Volumen de detritus 132
- Zapatas 267
Zona Crítica 50
Zona triturada por un disco 54
Zonas de trituración 28
- *
♦