

2 Revisão Bibliográfica

No processo de perfuração de poços de petróleo, brocas PDC contendo diversos cortadores diferentemente orientados são frequentemente usadas. Para se analisar o processo de destruição da rocha, introduziu-se na indústria o conceito de energia mecânica específica (MSE), que define a energia necessária para se cortar um volume unitário de rocha. Em outras palavras, pode ser definir energia específica como o trabalho realizado para se cortar a rocha dividido pelo volume cortado, segundo a Eq..

$$MSE = \frac{\int_0^{lx} F_c^H dx}{V} \quad (2.1)$$

Onde F_c^H é a força tangencial de corte, lx é a distância tangencial percorrida pelo cortador e V é o volume de rocha cortada.

Para uma broca PDC, essa energia pode ser estipulada em função do Torque e Peso sobre a broca, que definem o trabalho fornecido à broca, e em função do volume de rocha destruído, conforme a Eq.(2.2).

$$MSE = \frac{WOB}{A_b} + \frac{\omega T}{A_b R} \quad (2.2)$$

Onde WOB é o peso sobre a broca, A_b é a área da broca, ω é a velocidade angular da broca, T é o torque aplicado e R é a taxa de penetração da broca.

Em escala de cortador, testes de cortador simples são realizados a fim de se entender o efeito de um cortador no processo de corte. Para um cortador simples, o volume de rocha cortado pode ser escrito como a área transversal de corte multiplicada pelo deslocamento do cortador ao longo do corte, lx . Desta forma, a Eq.(2.1) se reduz a:

$$MSE = \frac{F_c^H}{A_t} \quad (2.3)$$

Onde A_t é a área transversal de corte, que representa a projeção da face do cortador no plano cuja normal é na direção da força tangencial.

Porém, o que se deseja na indústria não é saber a energia específica, mas sim relaciona-la com as propriedades de rocha. Através dessa relação, pode-se prever a energia requerida no processo de corte a partir das propriedades de rocha. De forma análoga, podem-se estimar propriedades de rocha a partir da energia específica.

Neste capítulo, uma extensa revisão bibliográfica será feita no intuito de demonstrar o que vem sendo realizado para se obter equações analíticas de corte, tanto para metais como para rochas. Além disso, os efeitos dos parâmetros de teste (*backrake*, *siderake*, desgaste, pressão de confinamento) também são discutidos.

Após tal revisão, um tópico é dedicado apenas à obtenção de propriedades de rocha a partir de dados de cortador simples. Nesta seção, ver-se-á como propriedades de rocha são obtidas através de testes de cortador simples e que inferências podem ser feitas a partir de tais dados.

2.1 Corte ortogonal em metais

A processo de corte em metais é amplamente conhecido na indústria mecânica devido aos processos de fabricação de peças metálicas com geometrias complexas. A mecânica do corte ortogonal em metais é simplificada em um processo de corte 2D onde uma das componentes tridimensionais de força é infinitamente menor que as outras duas componentes.

O material cortado produz um chip que pode ser classificado quanto a sua plasticidade. Existem três tipos de chip: Chips descontínuos ou do tipo 1; Chips contínuos ou do tipo 2; Chips contínuos com *built-up edge* ou do tipo 3.

Um grande avanço na mecânica do corte ortogonal se deu após Merchant (1945), que analisou analiticamente o processo de corte considerando o equilíbrio limite do “*chip*”. Seu trabalho focou no corte do tipo 2, que representa um corte dúctil onde o material cortado forma um chip contínuo na face do cortador. Neste caso, a parte do chip em contato com o cortador é lisa devido à fricção e a parte à frente do corte apresenta formato de dente de serra devido ao cisalhamento das “bandas de cisalhamento”. Essas bandas de cisalhamento começam, então, a se empilhar na frente do cortador, conforme mostra a Figura 2.1. Conforme citado no trabalho, as equações para o caso de chips do tipo 2 também são uma boa aproximação para o corte com chips do tipo 3.

A partir do princípio de empilhamento de bandas de cisalhamento, pode-se facilmente obter a deformação cisalhante natural do material a partir da análise do deslocamento das bandas em relação ao plano de falha, ΔS , para uma dada espessura da banda, ΔX . Assim, pode-se obter a deformação cisalhante como:

$$\gamma_{xy} = \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha) \sin \phi} \quad (2.4)$$

Onde α é o *backrake* e ϕ o ângulo de falha das bandas de cisalhamento.

A deformação pode ser escrita também, segundo a Eq.(2.5), que é mais comumente usada no corte em metais.

$$\gamma_{xy} = \cot \phi + \tan(\phi - \alpha) \quad (2.5)$$

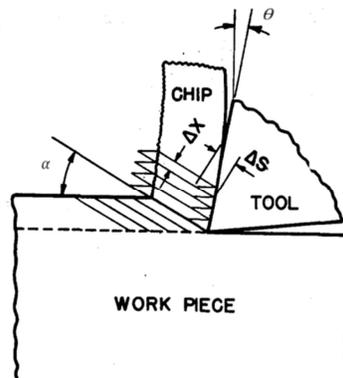


Figura 2.1: Bandas de cisalhamento geradas pelo corte ortogonal em metais. Extraído de Atkins (2003).

A análise de forças pode ser feita a partir do diagrama de forças segundo a Figura 2.2. Através da condição de equilíbrio limite e assumindo que o metal falha segundo a lei de Mohr-Coulomb, chega-se que a força de corte é:

$$F_c = \frac{S_0 A_0 \cos(\tau - \alpha)}{\sin \phi_n \cos(\phi + \tau - \alpha) - k \cdot \sin(\phi + \tau - \alpha)} \quad (2.6)$$

Onde S_0 é a resistência ao cisalhamento, A_0 é a área transversal de corte, k é a constante de fricção de Mohr-Coulomb, τ é o ângulo de fricção na face do cortador, α é o *backrake* e ϕ o ângulo de falha das bandas de cisalhamento.

Após obtenção da Eq.(2.6), Merchant utiliza o princípio da mínima energia para definição do ângulo de falha ϕ . O princípio da mínima energia se baseia na segunda lei da termodinâmica, onde a energia requerida pelo sistema é o somatório do trabalho realizado e a variação de energia interna da rocha. Sabendo-se que a rocha intacta não possui variação de energia interna, o trabalho realizado pela força F_c deve ser tal que a energia requerida seja minimizada. Ou seja, o ângulo de cisalhamento será o ângulo que minimiza a força horizontal. Minimizando-se a força de corte, pode-se chegar à solução da constante de Mohr-Coulomb, conforme a Eq.(2.7).

$$k = \cot(2\phi + \tau - \alpha) \quad (2.7)$$

Para metais, o ângulo de fricção interno do material é zero. Assim, pode-se resolver a Eq.(2.7), determinando-se, assim, o ângulo de falha do material.

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{(\tau - \alpha)}{2} \quad (2.8)$$

Já Atkins (2003), aprimorou as equações de Merchant para corte de materiais dúcteis. Segundo Atkins, Merchant não leva em consideração a energia necessária para se formar novas bandas de cisalhamento. Essa energia está associada com a formação de micro trincas e pode ser representada pela tenacidade a fratura do material, R . De acordo com o estudo de Atkins, essa

componente não pode ser desprezada, principalmente no corte de materiais dúcteis.

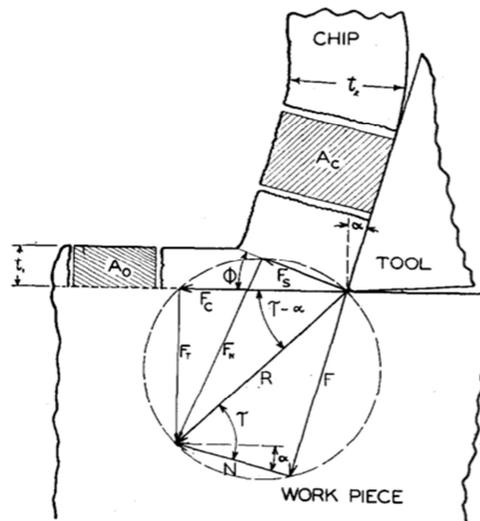


Figura 2.2: Análise de forças no corte ortogonal em metais proposta por Merchant (1945).

Atkins faz, então, uma análise da potência fornecida ao processo de corte, afirmando que toda esta potência é consumida pela força tangencial de corte. Assim, a potência total de corte pode ser expressa por:

$$F_c V = [\tau_y \gamma (t_0 w V)] + \left[F_c \sec(\beta - \alpha) \sin \beta \frac{V \sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \right] + [R w V] \quad (2.9)$$

Onde F_c é a força horizontal de corte, V é a velocidade de corte, τ_y é a resistência ao cisalhamento, γ é a deformação cisalhante, t_0 é a espessura do chip, w é a largura de corte, β é o ângulo de fricção entre o chip e a face do cortador, α é o *backrake*, ϕ é o ângulo de falha e R é a tenacidade à fratura, que representa o trabalho específico na geração de novas frentes de falha.

O lado direito da Eq.(2.9) é dividido em três componentes, que são, respectivamente: i) Energia de distorção por cisalhamento ou plasticidade; ii) fricção no contato rocha-cortador; e iii) formação de novas bandas de cisalhamento.

Substituindo a deformação cisalhante pela Eq.(2.4), a Eq.(2.9) pode ser simplificada, obtendo-se:

$$F_c = \frac{\cos(\beta - \alpha)}{\sin \phi \cos(\phi + \beta - \alpha)} \cdot \left[\tau_y w t_0 + R w \frac{\cos(\alpha - \phi) \sin \phi}{\cos \alpha} \right] \quad (2.10)$$

A Eq.(2.10) só pode ser resolvida analiticamente se a o segundo termo da expressão dentro dos colchetes for igual à zero. Neste caso, a equação se reduz a solução de Merchant.

2.2 Corte oblíquo em metais

No corte oblíquo em metais, o cortador não mais é orientado no sentido do movimento, mas passa a possuir um ângulo de saída lateral (*siderake*). A mudança de orientação do cortador pode ser vista na Figura 2.3, onde à esquerda está representado o corte ortogonal, e à direita o corte oblíquo. Pode-se perceber que, no corte oblíquo, a base de corte não é orientado perpendicularmente ao movimento, mas sim inclinado em relação a ele.

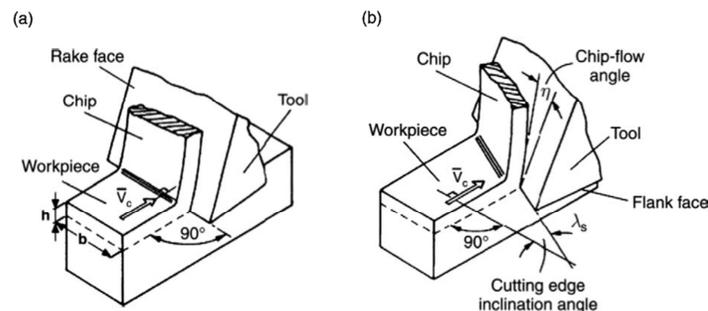


Figura 2.3: Tipos de corte em metais: a) Corte ortogonal; b) Corte oblíquo.

Embora conhecido, o corte oblíquo não possui uma solução analítica definida. Porém, certo avanço foi obtido por Shamoto e Altintas (1999). Eles

analisaram o processo de corte em termos de diagrama de forças e diagrama de velocidades para tentar prever a direção de falha do material. Para definição do problema, foi utilizada a Figura 2.4. Nesta figura, as direções de deslocamento não são mostradas. Apenas são mostradas a ponta de corte e o plano normal ao corte.

A partir de uma dada força resultante de corte, pode-se dizer que ela está inclinada de um ângulo θ_n e outro θ_i com relação ao plano horizontal e vertical, respectivamente. Além disso, sabe-se que o deslocamento do chip se dá paralelo a face do cortador, porém com inclinação η em relação ao plano normal de corte. Por fim, definem-se os ângulos normal e lateral de falha, representados por ϕ_n e ϕ_i .

A primeira abordagem do problema consiste em analisar o diagrama de velocidades. Sabendo que a velocidade com a qual o cortador se desloca é decomposta na velocidade de cisalhamento e na velocidade do chip, a Figura 2.5 pode ser obtida. Após simplificações trigonométricas, pode-se obter o deslocamento do chip, η , por:

$$\tan \eta = \frac{\tan i \cos(\phi_n - \alpha_n) - \cos \alpha_n \tan \phi_i}{\sin \phi_n} \quad (2.11)$$

Onde i é o *siderake*, ϕ_n é o ângulo de falha menos o *backrake*, α_n é o *backrake* e ϕ_i é o ângulo lateral de falha.

Após tal análise, Shamoto e Altintas resolvem o problema para aplicando duas teorias: 1) Princípio da tensão cisalhante máxima e 2) Princípio da mínima energia. Aqui será falado apenas o segundo caso. Para o caso da mínima energia, primeiro define-se a força de cisalhamento em função da força resultante. A partir das relações entre força de cisalhamento e tensão de cisalhamento, relaciona-se a força resultante com a força tangencial de corte. Assim, define-se a potência total fornecida ao corte, representada pela força de corte multiplicada pela velocidade de deslocamento da ferramenta. Após simplificações, pode-se obter a potência adimensional, dada por:

$$\frac{U}{V_w \tau b h} = \frac{\cos \theta_n + \tan \theta_i \tan i}{[\cos(\phi_n + \theta_n) \cos \phi_i + \tan \theta_i \sin \phi_i] \sin \phi_n} \quad (2.12)$$

Onde U é a potência de corte, V_w é a velocidade de corte, τ é a resistência ao cisalhamento, b é a largura de corte, h é a profundidade de corte, θ_n é o ângulo de fricção normal menos o *backrake*, θ_i é o ângulo de fricção lateral, i é o *siderake*, ϕ_n é o ângulo de falha menos o *backrake* e ϕ_i é o ângulo lateral de falha.

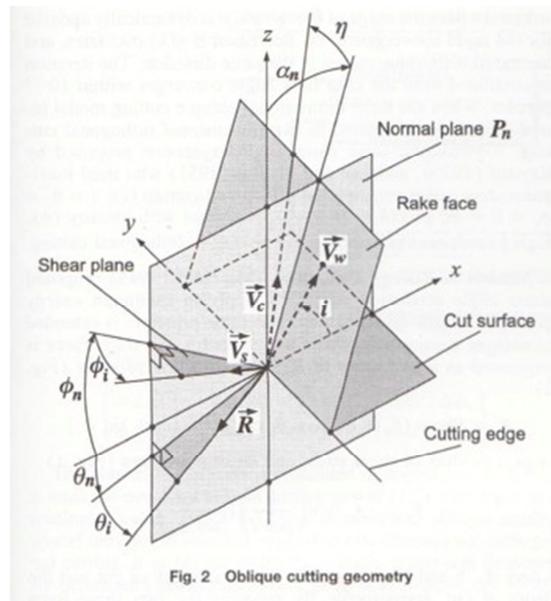


Figura 2.4: Esquema de corte oblíquo em metal proposto por Shamoto e Altintas (1999) com base nas velocidades.

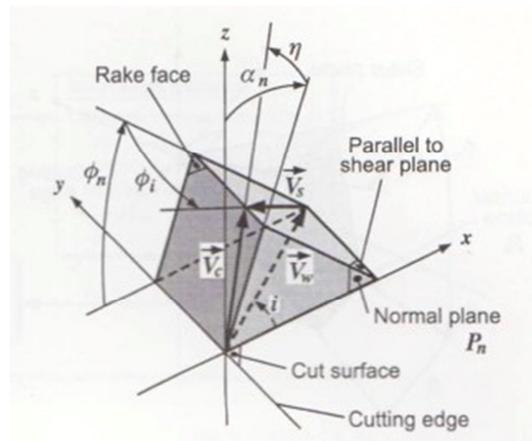


Figura 2.5: Diagrama de velocidades para análise do ângulo de deslocamento do chip proposto por Shamoto e Altintas (1999).

Após obtenção da potência adimensional, utiliza-se do princípio da mínima energia para se minimizar tal potência em função dos ângulos normal e lateral de falha, ϕ_n e ϕ_i . Porém, segundo os autores, não é possível obter uma solução analítica para tal problema.

2.3 Corte em rocha 2D

O corte em rocha começou a ser abordado em análises de corte para escavações de carvão e tuneis. Evans (1962) define o corte frágil em minas de carvão, de forma que o chip gerado obedece é representado por uma falha frágil ao longo de uma fratura em formato curvo, segundo a Figura 2.6.

Após algumas modificações na teoria de Evans, Nishimatsu (1971) utiliza o mesmo princípio da solução de Merchant e define o corte frágil em duas etapas: i) compressão do material próximo à ponta do cortador até formar uma fratura capaz de gerar o chip; ii) Formação do chip pela propagação da trinca formada. Entretanto, em sua análise, o material cortado é definido como totalmente frágil, isto é, sem nenhuma deformação plástica.

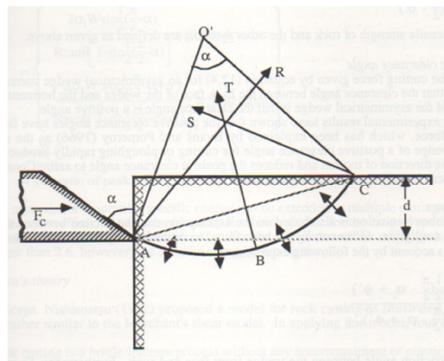


Figura 2.6: Esquema de corte ortogonal em rocha proposto por Evans (1962).

Porém, a profundidade de corte afeta o modo de falha da rocha. Detournay *et. al.* (1998) mostram que existe uma profundidade de corte crítica que separa os modos de falha dúctil e frágil, conforme pode ser visto na Figura 2.7. Todavia,

como na indústria do petróleo as profundidades de corte são muito pequenas, apenas consideram-se falhas dúcteis do material.

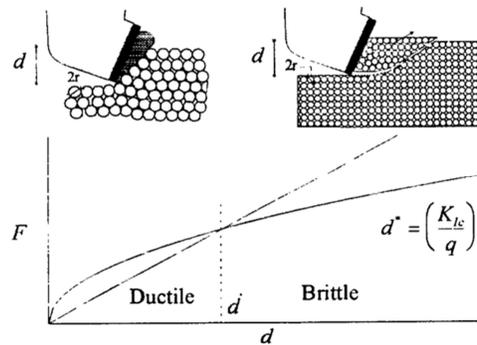


Figura 2.7: Força de corte em função da exposição do cortador para diferentes regimes de corte. Extraído de Detournay *et. al.* (1998).

Sabendo-se que as rochas falham de forma contínua ou dúctil, Detournay e Atkinson (1991) estudaram analiticamente o comportamento da energia específica no corte, bem como os efeitos da pressão do fluido que satura a rocha. A análise feita pelos autores parte da mesma análise de Merchant para metais, apenas com diferença no ângulo de fricção interno do material, que é zero para metais. Partindo-se das Eq.(2.6) e Eq.(2.7) para metais, e sabendo-se que, na Eq.(2.7), o valor de k da expressão de Mohr-Coulomb pode ser escrito como $\tan \varphi$, onde φ é o ângulo de fricção interno da rocha, pode-se chegar à equação de energia de corte, dada pela Eq.(2.13). O desenvolvimento até a obtenção desta equação pode ser visto no Apêndice I.

$$\epsilon = \frac{2 \cos \varphi \cos(\psi + \theta)}{1 - \sin(\varphi + \psi + \theta)} [c + (p_b - p_p) \tan \varphi] \quad (2.13)$$

Onde φ é o ângulo de fricção interno da rocha, ψ é o ângulo de fricção na face do cortador, θ é o *backrake*, c é a coesão da rocha, p_b é a pressão confinante e p_p é a pressão de poros.

Deve-se ressaltar que, segundo Detournay, a coesão da rocha obtida no processo de corte, c , é diferente da obtida em testes triaxiais, uma vez que, no processo de corte em rocha, são envolvidas altas deformações plásticas. Desta forma, o termo coesão abordado no texto que se segue deve ser entendido como

uma coesão aparente, sendo diferente da coesão obtida em ensaios triaxiais. Além disso, Detournay e Atkinson (1991 e 2000) mostram que a Eq.(2.13) deve ser analisada para dois tipos de regime: i) o não drenado, onde o fluido da formação não é capaz de se deslocar para a zona falhada, levando à pressão de poros a zero; e ii) o drenado, onde o fluido preenche os espaços vazios na região de falha e a pressão de poros na falha é função da pressão da formação. Como na perfuração de poços as velocidades de corte são muito altas, a velocidade de propagação do cortador é maior que a taxa de manutenção de fluido no plano cisalhado, definindo o corte no regime não drenado, conforme observado por Zwijsling (1987) e Detournay e Tan (2002). Entretanto, deve-se ressaltar que, se a permeabilidade da rocha for muito alta, a componente de pressão de poros não pode ser desprezada, pois haverá manutenção de fluido no plano de falha. Outros fatores que possibilitam a manutenção da pressão de poros na falha são o *backrake* e a própria pressão confinante, que impedem que o plano de falha se dilate.

A Eq.(2.13) descreve bem o corte para um cortador afiado. Caso o cortador seja desgastado, haverá também uma componente de atrito relativa à fricção entre a zona de desgaste e a superfície da rocha, que não pode ser desprezada. Detournay e Defourny (1992) analisaram os efeitos da zona desgastada na energia, conforme a Figura 2.8. Pode-se perceber pela que o somatório de forças, agora, é função das forças atuantes no cortador e na zona de desgaste.

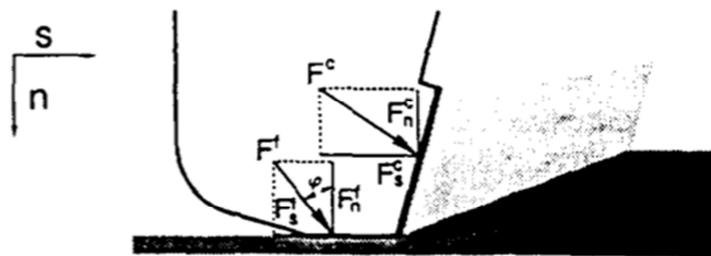


Fig. 3. Blunt cutter.

Figura 2.8: Forças atuantes em um cortador desgastado. Extraído de Detournay e Defourny (1992).

Assumindo que na zona de desgaste a fricção se dá pela lei de Coulomb, pode-se escrever:

$$F_s^f = \mu F_n^f \quad (2.14)$$

Onde F_s^f é a força de cisalhamento no desgaste, F_n^f é a força normal no desgaste e μ é o coeficiente de fricção no desgaste.

Após algum algebrismo, pode-se obter o valor de energia total gasta no processo de corte, que é:

$$\mathcal{E} = [1 - \mu \tan(\theta + \psi)]\epsilon + \mu\mathcal{S} \quad (2.15)$$

Onde \mathcal{E} é a energia gasta no processo de corte, ϵ é a energia intrínseca da rocha, \mathcal{S} é a energia gasta no processo de penetração da rocha, μ é o coeficiente de fricção no desgaste, θ é o *backrake* e ψ é o ângulo de fricção na face do cortador.

A Eq.(2.15) pode ser traduzida graficamente pela Figura 2.9, onde a linha de corte representa a solução para cortadores afiados e a linha de fricção representa as soluções para diferentes tamanhos de desgaste. Pela Eq.(2.15), pode-se observar que a energia mínima gasta no processo de corte é a energia específica ϵ , que ocorre quando não há desgaste no cortador, ou seja, $\mu = 0$. Assim, a linha de corte é restrição limite à linha de fricção, isto é, a linha de fricção só é válida à direita da linha de corte.

Qualquer desgaste do cortador, representado por $\mu = \tan \psi_w$, aumenta a fricção do cortador com a rocha, causando um aumento de energia necessária. Deve-se ressaltar que $\psi_w \neq \psi$, pois na zona desgastada, o material que está em contato com a rocha é o carbetto de tungstênio, enquanto na face do cortador o material em contato com a rocha falhada é o PDC. Como o carbetto de tungstênio é mais rugoso, deve-se esperar um valor maior de ψ_w com relação à ψ .

Assim, a eficiência de corte pode ser expressa, então, segundo a Eq.(2.16), isto é, a energia mínima necessária para cortar a rocha dividida pela energia total gasta no corte. Pode-se perceber, então, que quanto maior a zona desgastada, menor será a eficiência.

$$\eta = \frac{\epsilon}{\mathcal{E}} \quad (2.16)$$

Partindo-se de outra vertente, Gerbaud *et. al.* (2006) propuseram uma análise com base nas tensões atuantes na geração do chip para o caso de haver

build-up edge (corte do tipo 3). Neste caso, considera-se que o cortador comprime uma parte da rocha e que esta é a responsável pelo cisalhamento do material intacto, conforme mostra a Figura 2.10. A energia total é, então, função de três componentes: i) a força atuante no cortador; ii) as forças atuantes no chanfro; iii) as forças atuantes na parte de trás do cortador. Como as duas últimas componentes são pequenas em relação à força atuante no cortador, neste trabalho só será apresentada a energia relacionada com o caso i).

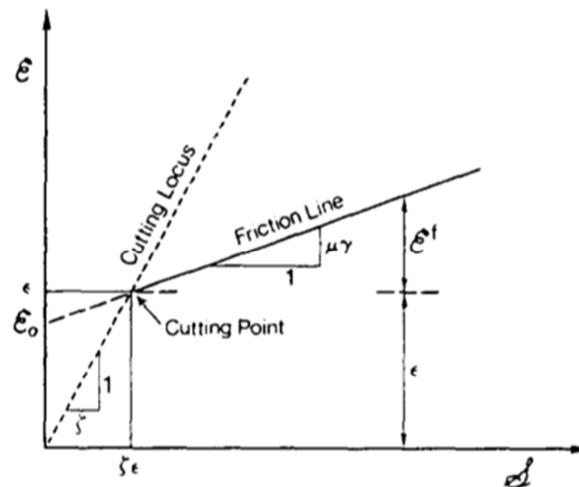


Figura 2.9: Diagrama E-S proposto por Adachi *et. al.* para o corte 2D em rocha.

A partir do equilíbrio de forças atuantes no chip, e analisando apenas o chip gerado, pode-se escrever a tensão de compressão no *build-up edge*, σ_0 , segundo a Eq.(2.17). Essa equação é obtida substituindo as componentes de cisalhamento e normal atuantes no plano de falha na equação de falha de Mohr-Coulomb, e assumindo que a fricção entre o material comprimido e o chip obedece à lei de fricção de Coulomb, dada por $\tau_0 = \sigma_0 \tan \psi$. Vale lembrar que, na solução proposta por Gerbaud *et. al.*, a pressão de poros que atua na falha é nula.

$$\sigma_0 = \frac{C_0 + P_b [\sin \psi \cos \psi + \tan \varphi \cos^2 \psi]}{(1 - \tan \theta_f \tan \varphi) [\sin \psi \cos \psi - \tan(\theta_f + \varphi) \sin^2 \psi]} \quad (2.17)$$

Onde C_0 é a coesão da rocha, P_b é a pressão de confinamento, ψ é o ângulo de falha da rocha, ϕ é o ângulo de fricção interno da rocha, θ_f o ângulo de fricção entre rocha-cortador.

A partir da tensão de compressão do *build-up edge* que atua no chip, pode-se escrever as forças de corte e de penetração do cortador, respectivamente, como:

$$F_c^c = \sigma_0 A (1 + k \tan \phi' \tan \omega_c) \quad (2.18)$$

$$F_n^c = \sigma_0 A (\tan \theta_f + k \tan \omega_c) \quad (2.19)$$

Onde σ_0 é a tensão de compressão no *build-up edge* (Eq.(2.17)), A é a área transversal de corte, k é a razão entre o tamanho de *build-up edge* real e total e ω_c é o *backrake*.

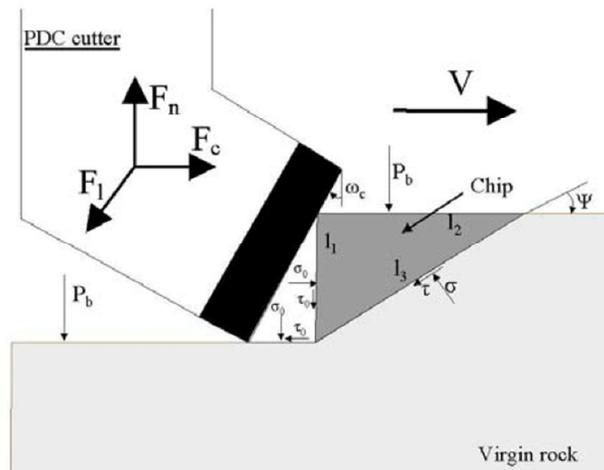


Figura 2.10: Esquema de tensões atuantes no bloco de rocha falhado proposto por Gerbaud *et. al.* (2006).

Já Jianyong (2012), assume a vertente de Atkins (Eq.(2.10)) para cortes dúcteis. Jianyong define que o corte é baseado em cinco dissipações de energia: i) Separação e deformação do material na zona plástica abaixo do cortador; ii) Formação de novas frentes de cisalhamento (bandas de cisalhamento); iii) Fricção entre material cortado e cortador; iv) Fricção entre a rocha e a zona desgastada do

cortador; e v) Outras dissipações como geração de calor, pressão de fluido, energia cinética do material cortado, etc.

Em sua análise, entretanto, ele apenas lida com cortadores afiados, ou seja, a dissipação de energia referente à fricção entre o desgaste do cortador e a rocha é nula. Além disso, Jianyong assume que as dissipações iii) e v) são desprezíveis quando comparadas com as dissipações i) e ii).

Partindo-se da conservação de energia, tem-se que a força de corte é dependente de duas propriedades do material: A resistência ao cisalhamento e a resistência à formação de novas bandas de cisalhamento, representada pela tenacidade à fratura do material, R , como pode ser visto na Eq.(2.20).

$$F_s = \left[S \frac{\cos \alpha}{\sin \phi \cos(\alpha + \phi)} A + RL \right] \quad (2.20)$$

Onde S é a resistência ao cisalhamento, α é o *backrake*, ϕ é o ângulo de falha, A é a área transversal de corte, R é a tenacidade à fratura da rocha e L é o comprimento do cutting edge (contato entre cortador e superfície da rocha).

Minimizando a energia dissipada, ou seja, utilizando a Eq.(2.8) na Eq.(2.20), pode-se obter a relação entre o ângulo de cisalhamento e o *backrake*. Deve-se notar que na solução de Jianyong, ambos os ângulos de fricção interno e fricção rocha-material cortado são nulos.

$$\alpha = \frac{\pi}{4} - \frac{\alpha}{2} \quad (2.21)$$

Todos os casos acima citados se referem a cortes onde não ocorre aglomeração de material na frente do cortador. Caso isso aconteça, o que é denominado enceramento de broca, a energia gasta no processo de corte aumenta significativamente. Esse efeito foi estudado por Rahmani *et. al.* (2012). Primeiramente, Rahmani *et. al.* definem o efeito da pressão confinante como uma força atuante perpendicularmente às bandas de cisalhamento. Assim, essa força causaria outra componente de fricção no plano de falha, conforme pode ser visto na Figura 2.11.

Assim, utilizando o esquema de forças proposto por Merchant, pode-se obter o valor da força de corte por:

$$F_t = \frac{wd}{\sin \alpha} (\tau_c + \mu_c P_c) \left(\frac{\cos(\psi + \theta)}{\cos(\alpha + \psi + \theta)} \right) \quad (2.22)$$

Onde w é a largura de corte, d é a profundidade de corte, α é o ângulo de falha, τ_c é a resistência ao cisalhamento confinado, μ_c é o coeficiente de fricção entre as bandas de cisalhamento e a rocha intacta, P_c é a pressão confinante, ψ é o ângulo de fricção na face do cortador e θ é o *backrake*.

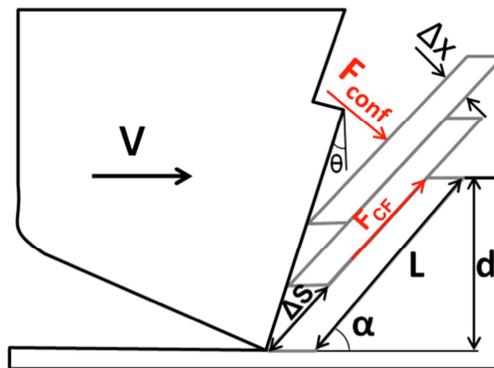


Figura 2.11: Esquema de forças para o corte 2D em rocha quando há pressão confinante. Extraído de Rahmani *et. al.* (2012).

Levando-se em conta a aglomeração excessiva de material na face do cortador, duas novas componentes de fricção podem ser definidas: A fricção entre o material aglomerado e as bandas de cisalhamento e do material aglomerado com a rocha intacta, conforme a Figura 2.12. Assim, tem-se que a força de corte é:

$$F_t = (\tau_c + \mu_c P_c) \frac{wd}{\sin \alpha} \left(\frac{\cos(\psi + \theta)}{\cos(\alpha + \psi + \theta)} \right) + F_{CF4} + F_{CF3} \sin \theta \quad (2.23)$$

Onde F_{CF3} e F_{CF4} são forças de fricção entre o material aglomerado na frente do cortador e o chip e a rocha intacta, respectivamente.

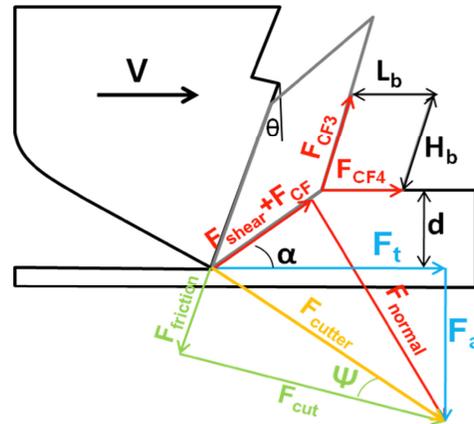


Figura 2.12: Esquema de forças para o corte 2D em rocha quando há aglomeração de material na frente do cortador. Extraído de Rahmani *et. al.* (2012).

2.4 Corte em rocha 3D

Um primeiro modelo de corte 3D foi apresentado por Coudyzer e Richard (2005), onde os mesmos apresentam uma nomenclatura para o corte 3D. O caso 3D é abordado pelos autores como a junção de dois casos 2D, conforme a Figura 2.13. Os autores definem, então, os ângulos de fricção ψ_n e ψ_t , que relacionam as forças no cortador segundo:

$$F_n = \tan(\psi_n + \theta) F_s \quad (2.24)$$

$$F_t = \tan(\alpha - \psi_t) F_s \quad (2.25)$$

Onde F_s é a força horizontal de corte, F_n é a força vertical de corte, F_t é a força lateral de corte, ψ_n é o ângulo de fricção normal na face do cortador, ψ_t é o ângulo de fricção lateral na face do cortador, θ é o *backrake* e α é o *siderake*.

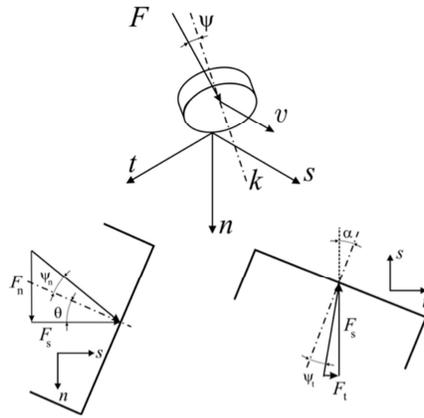


Figura 2.13: Esquema de forças, suas direções e definição dos ângulos de fricção apresentados por Coudyzer e Richard (2005).

A análise analítica do corte em rocha tridimensional foi mais bem abordada por Rajabov *et. al.* (2012), que desenvolveram um modelo 3D analítico para a mecânica de corte em rocha. Para tal modelo, os autores partiram do esquema de corte representado pela Figura 2.14. Nessa figura, podem-se observar as orientações das forças. Em seu modelo, as forças podem ser escritas como:

$$F_H = F_C \cos \alpha \cos \beta - F_{FC} \sin \alpha \cos \beta + F_{FW} \quad (2.26)$$

$$F_S = F_C \cos \alpha \sin \beta - F_{FC} \sin \alpha \sin \beta \quad (2.27)$$

$$F_N = F_C \sin \alpha + F_{FC} \cos \alpha + F_W \quad (2.28)$$

Onde F_H é a força horizontal no cortador, F_S é a força lateral no cortador, F_N é a força vertical no cortador, F_C é a força normal à face do cortador, F_{FC} é a força de fricção na face do cortador, F_{FW} é a força de fricção no desgaste, F_W é a força vertical no desgaste, α é o *backrake* e β é o *siderake*.

Sabendo-se que as fricções são dadas pela Lei de Coulomb, Rajabov define que a constante de fricção, μ , é igual tanto para o contato entre a face do cortador como para o contato zona desgastada e a rocha, Assim, tem-se que:

$$F_C = \frac{F_H + F_N \tan \alpha \cos \beta - F_W (\mu + \tan \alpha \cos \beta)}{\cos \alpha \cos \beta (1 + \tan^2 \alpha)} \quad (2.29)$$

Fazendo-se a análise para um cortador afiado, onde $F_W = \mu = 0$, pode-se chegar a:

$$F_C = \frac{F_N}{\sin \alpha - \mu \cos \alpha} \quad (2.30)$$

Após simplificações, os autores obtêm a força de corte como:

$$F_H = F_N \cos \beta \left[\frac{1 - \mu \tan \alpha}{\mu + \tan \alpha} \right] \quad (2.31)$$

Porém, após experimentos em folhelhos Mancos e Arenitos Torrey Buff , a (2.31) foi modificada por uma constante C , a qual é função do tipo de rocha e do *backrake*, obtendo-se a Eq.(2.32). A constante C é definida como um polinômio em função do *backrake*, onde os coeficientes de multiplicação variam de acordo com o tipo de rocha.

$$F_H = F_V \cos \beta \left[\frac{C - \mu \tan \alpha}{\mu + C \tan \alpha} \right] \quad (2.32)$$

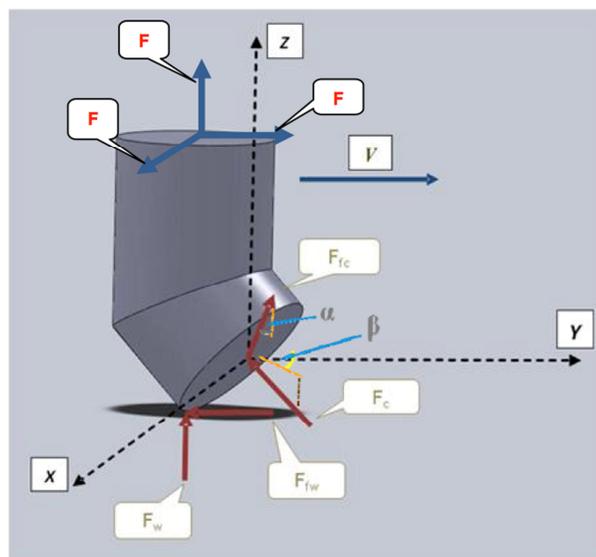


Figura 2.14: Esquema de forças 3D proposto por Rajabov (2012).

2.5 Experimentos de single cutter no corte de rochas

Coudyzer e Richard (2005) realizaram experimentos em Calcário Lens, no qual foi possível perceber que o ângulo de atrito normal só depende do *backrake*, bem como o ângulo de atrito lateral só depende do *siderake*, conforme pode ser visto nas Figura 2.15 e Figura 2.16, respectivamente. Através da regressão linear dos dados apresentados, é possível obter a relação entre os ângulos de atrito e a orientação do cortador segundo as Eq.(2.33) e Eq.(2.34).

$$\psi_n \simeq 35^\circ - 0.8 \theta \quad (2.33)$$

$$\psi_s \simeq 1.2 \beta \quad (2.34)$$

Um fato curioso é que, assim como Coudyzer e Richard, Adachi *et. al.* (1996) também obtiveram um ângulo de fricção axial em torno de 19° para o processo de corte com cortadores orientados a 20° *backrake*. Conforme Adachi *et. al.* citam, estudos apontam que o ângulo de fricção é independente da rocha sendo cortada, o que também é reportado por Kuru e Wojtanowicz (1995). Segundo Adachi *et. al.*, isso se deve a natureza do PDC, que além de ser muito duro, apresenta uma rugosidade constante na face do cortador.

Os efeitos do *backrake* foram estudados por diversos autores. Rajabov (2012) reporta que a energia específica varia de forma linear com o *backrake*, conforme pode ser visto na Figura 2.17. Já Detournay e Tan (2002), Coudyzer e Richard (2005), e Jianyong (2012) reportam um comportamento semelhante a uma função exponencial, conforme apresentado na Figura 2.18 para o corte em Arenito Vosges e Calcário Lens. Nesta figura, extraída de Jianyong (2012), a energia específica é adimensionalizada em relação à energia de um cortador padrão com 20° *backrake* e 0° *siderake*. Pode-se perceber que, para um aumento de *backrake* de 20° para 60° , a energia aumenta cerca de 4,5 vezes, o que também é verificado nos estudos de Detournay e Tan (2002) e Coudyzer e Richard (2005).

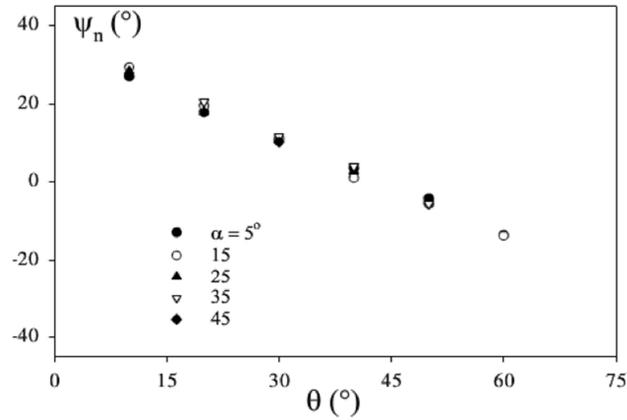


Figura 2.15: Ângulo de fricção axial em função do *backrake* para diferentes *siderakes* obtido por Coudyzer e Richard (2005).

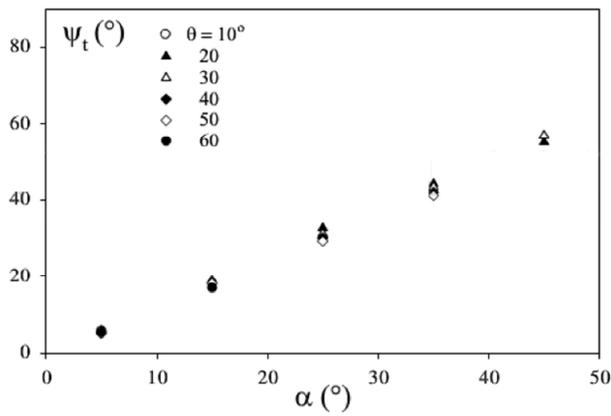


Figura 2.16: Ângulo de fricção lateral em função do *siderake* para diferentes *backrakes* obtido por Coudyzer e Richard (2005)

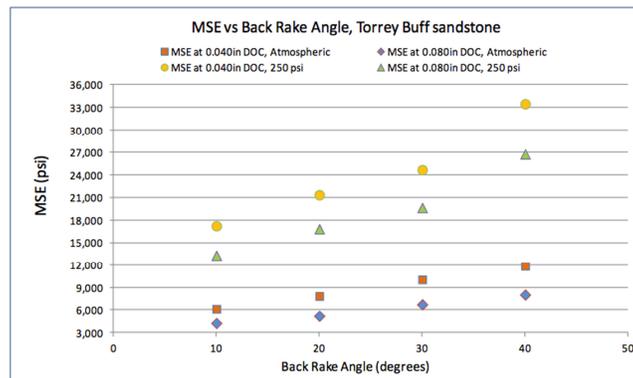


Figura 2.17: Energia específica de corte em função do *backrake* obtida por Rajabov (2012).

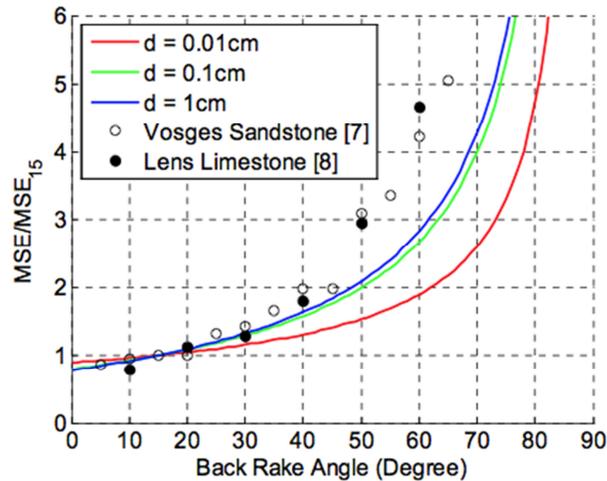


Figura 2.18: Energia específica em função do *backrake*, adimensionalizada pela energia de um cortador a 15° *backrake*, obtida por Jianyong (2012).

Rajabov *et. al.* (2012) também analisaram os efeitos do *siderake* na energia específica. No experimento, o cortador foi fixado a um *backrake* de 20°. Como mostrado na Figura 2.19, os efeitos do *siderake* são mais expressivos para ângulos maiores que 30°. Quando há um aumento no *siderake* de 30° para 60°, a energia específica duplica para cortes a pressão atmosférica e triplicam para cortes a pressão de confinamento de 250 psi. Porém com *siderakes* entre 0° e 30°, o valor de energia permanece constante. Com relação às forças, os autores afirmam que até *siderakes* de 30° não há grandes variações nas forças de corte e penetração, mas as mesmas aumentam 50% quando o *siderake* aumenta de 0° para 60°.

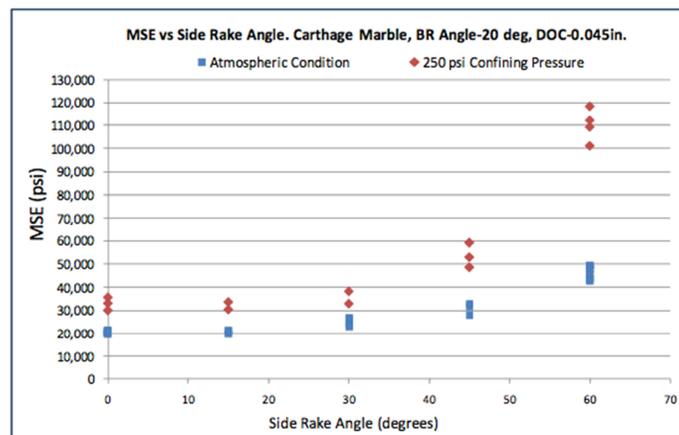


Figura 2.19: Energia específica em função do *siderake* para diferentes pressões de confinamento, obtida por Rajabov (2012).

Outra análise feita por Rajabov (2012) foi a comparação entre força de corte e força de penetração, obtendo uma relação linear, independente da profundidade de corte e pressão de confinamento. Entretanto, o coeficiente angular da relação linear decresce com o aumento do *backrake*, indicando uma diminuição da agressividade. A Figura 2.20 apresenta os resultados obtidos para Folhelho Mancos, com base na Eq.(2.32).

Com relação à profundidade de corte, a mesma não afeta a energia gasta no processo de corte, com exceção de profundidades próximas de zero, onde a falha da rocha ocorre em escala de grãos. A relação da energia específica com a profundidade de corte pode ser vista nas Figura 2.21 e Figura 2.22. Pode-se perceber que, com exceção de profundidades de corte próximas de zero, a energia é constante, independentemente da rocha que esta sendo cortada. Richard *et. al.* (2012) explica que o aumento de energia para pequenas profundidades de corte pode estar relacionado ao efeito da dilatação característica da falha por cisalhamento, onde em escala de tamanho de grãos, pode levar a uma falha normal transversa, de forma que as cadeias de grão são pequenas suficiente para resistir a deformação, o que aumentaria a energia necessária.

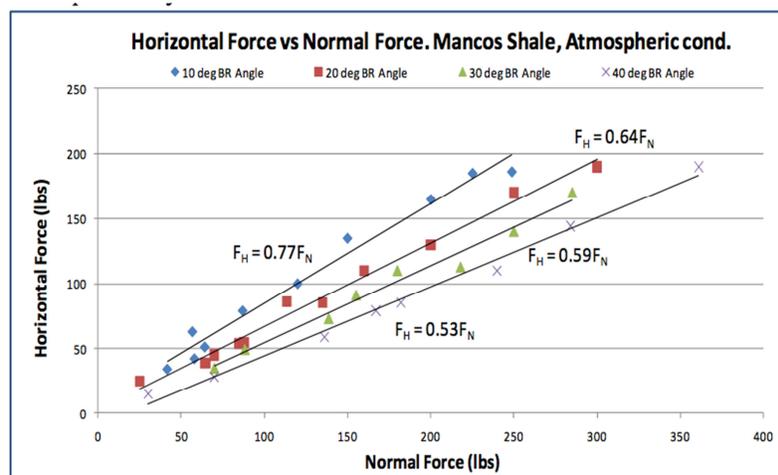


Figura 2.20: Força tangencial em função da força axial de corte obtida por Rajabov (2012).

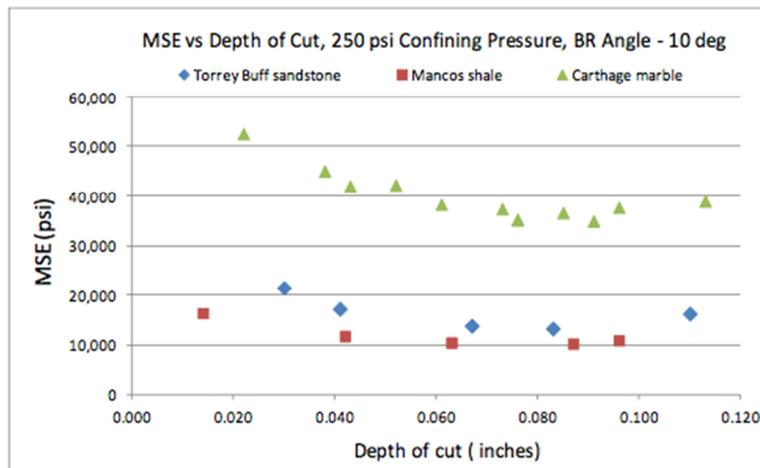


Figura 2.21: Energia específica em função da profundidade de corte para diferentes *backrakes* obtida por Rajabov (2012).

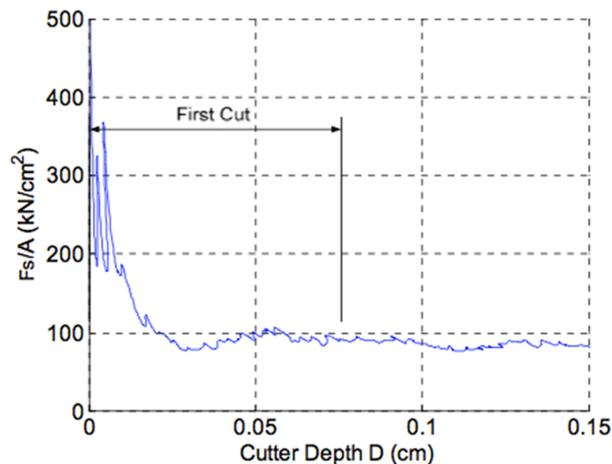


Figura 2.22: Energia de corte (expressa por em função da força dividida pela área) em função da profundidade de corte, obtida por Jianyong (2012).

Embora não tenha efeito na energia de corte, a profundidade de corte tem um impacto significativo nas forças atuantes no cortador. Na análise de Richard *et. al.* (2010), foi estudado o corte por um cortador afiado de seção retangular com largura de 10 mm. Conforme mostra a Figura 2.23, pode-se perceber que a variação é linear sempre, independentemente do tipo de rocha cortada.

De forma semelhante a profundidade de corte, a geometria do cortador também não influi na energia específica. Com exceção de áreas de corte próximas de zero, que são oriundas de profundidades de corte baixas, a energia se mantém

constante para qualquer geometria, conforme apresentado na Figura 2.24 por Richard (2010).

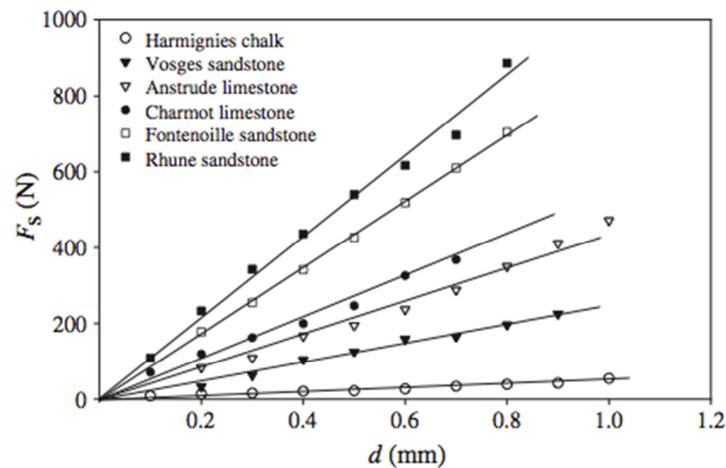


Figura 2.23: Força de corte em função da exposição do cortador para diferentes rochas. Extraído de Richard *et. al.* (2012).

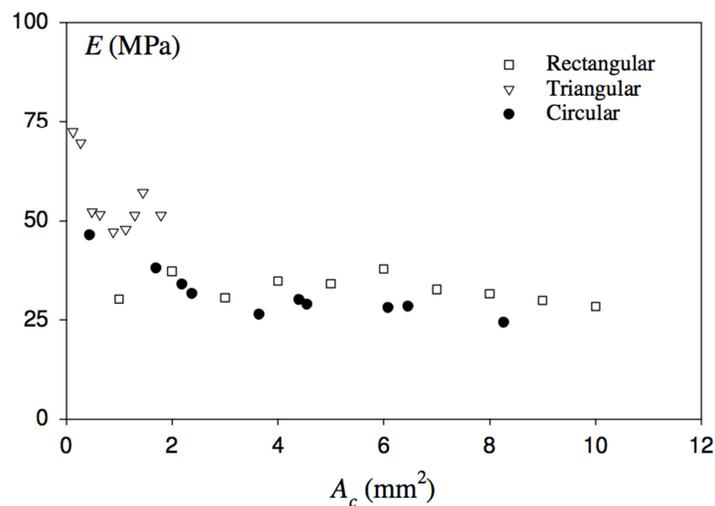


Figura 2.24: Energia de corte em função da área do cortador para diferentes geometrias de cortador. Extraído de Richard *et. al.* (2010).

Considerando os efeitos da pressão confinante, Appl e Rowley (1969) estudaram seus efeitos em cortes gerados por diamantes naturais esféricos. Foi observado que a pressão confinante mantém o material mais unido, de forma que

o plano de falha do material seja menor. Desta forma, pode-se dizer que quanto maior a pressão confinante, mais o material tende a falhar plasticamente.

Cheatham e Daniels (1979) melhor investigaram a plasticidade do corte através de cortes em folhelhos com cortadores PDC. Em seus experimentos, foram analisados cortes em argilas à pressão atmosféricas e folhelhos a elevadas pressões confinantes. Comparando os materiais cortados em Folhelhos e argilas, pode-se observar que a elevadas pressões confinantes, os Folhelhos também falham plasticamente. Assim, pode-se verificar grande aglomeração de material na face do cortador, aumentando o trabalho realizado pelo cortador para avançar no corte.

Essa aglomeração de material na frente do cortador também foi observada por Rafatian *et. al.* (2009). Em seus resultados, pode-se perceber que a energia necessária para se remover um volume de rocha aumenta com o aumento da pressão confinante (Figura 2.25). Ou seja, quanto maior a deformação plástica, mais material se aglomera na frente do cortador, e assim maior o trabalho realizado para se continuar cortando. Segundo Rafatian *et. al.*, esse aumento de trabalho se deve a necessidade de vencer a fricção entre os grãos da rocha cortada e da fricção entre o material cortado e a face do cortador. A Figura 2.26 mostra o material cortado à frente do cortador ao final do teste após teste em laboratório.

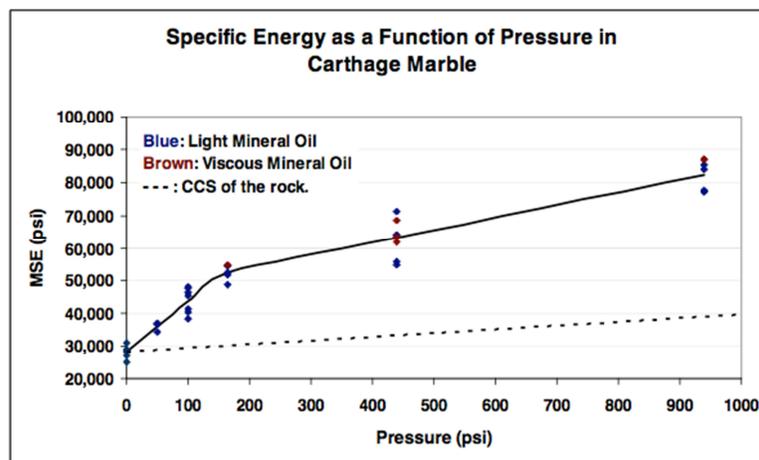


Figura 2.25: Energia específica associada ao corte em diferentes pressões confinantes e comparação com a Resistência Confinada da rocha para Mármore de Cartago. Extraído de Rafatian *et. al.* (2009).

Deve-se ressaltar, entretanto, que Rafatian *et. al.* (2009) obtêm que a energia aumenta de forma bi-linear. Em seus resultados, a energia aumenta mais significativamente em cortes a baixas pressões de confinamento (até 150psi). Esses resultados são diferentes dos resultados obtidos por Zijsling (1987) e Detournay e Atkinson (2000), que obtiveram que a energia específica aumenta de forma quase que linear, como pode ser visto na Figura 2.27. Já Detournay e Tan (2002) obtêm um padrão linear até valores de pressão confinante em torno de 30MPa, quando a taxa de crescimento da energia específica diminui. Essa diminuição, segundo os autores, está relacionada à supressão da dilatância da rocha devido a excessiva pressão na superfície da amostra.



Figura 2.26: Aglomeração de material a frente do cortador após o experimento. Extraído de Rafatian *et. al.* (2009).

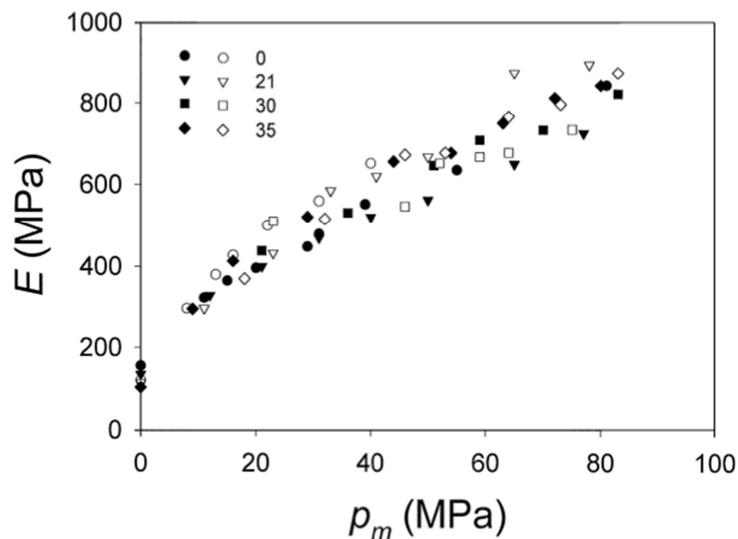


Figura 2.27: Efeitos da pressão confinante na energia específica para Folhelho Mancos. (Extraído de Detournay e Tan (2002)).

Para cortadores desgastados, Adachi *et. al.* (1996) utilizaram-se da Eq.(2.15) para definir o processo de corte. Essa equação sugere que as forças de corte e penetração são diretamente dependentes da profundidade de corte, uma vez que esta define a área de corte. Essa relação entre força de corte (F_s), força de penetração (F_n) e profundidade de corte (d) pode ser expressa como um plano contendo todas as respostas possíveis ao corte em rocha para diferentes profundidades de corte, como apresentado na Figura 2.28.

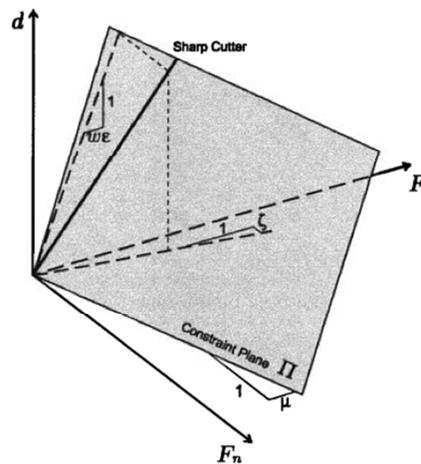


Figura 2.28: Plano contendo todas as soluções possíveis para o caso 2D de corte em rocha. Extraído de Adachi *et. al.* (1996).

Para uma determinada profundidade de corte, o plano que contém todas as soluções do processo de corte se reduz ao caso 2D, que é representado pela Figura 2.9. O resultado experimental pode ser visualizado na Figura 2.29. Os experimentos realizados por Adachi *et. al.* foram realizados nos laboratórios da Universidade de Minnesota. Em seus experimentos, foram realizados cortes em Arenitos Red Wildmoor. Essa rocha é caracterizada por uma resistência a compressão simples, UCS, de 15 MPa e a resistência ao cisalhamento, G, de 1.6 GPa. Nos testes de laboratório, a profundidade de corte foi fixada de 0.2 a 2.0 mm e mantida constante durante o teste, com o cortador movendo-se a uma velocidade constante e possuindo *backrake* de 15°. O teste foi realizado para três cortadores: um afiado e dois desgastados, sendo as áreas de desgaste diferentes. As forças tangenciais e normais, isto é, de corte e penetração, respectivamente, foram gravadas durante o processo. Como se pode perceber na figura, para cortadores

afiados, a energia específica se mantém na interseção entre a linha de corte e a linha de fricção. Já para os cortadores desgastados, a energia determina a linha de fricção.

Além disso, os autores conduziram experimentos com cortadores afiados para se analisar se a linha de corte é dependente apenas do cortador. Para tal análise, foram realizados testes em duas amostras de Calcário, quatro amostras de Arenito e uma amostra de Giz. A Figura 2.30 apresenta seus resultados.

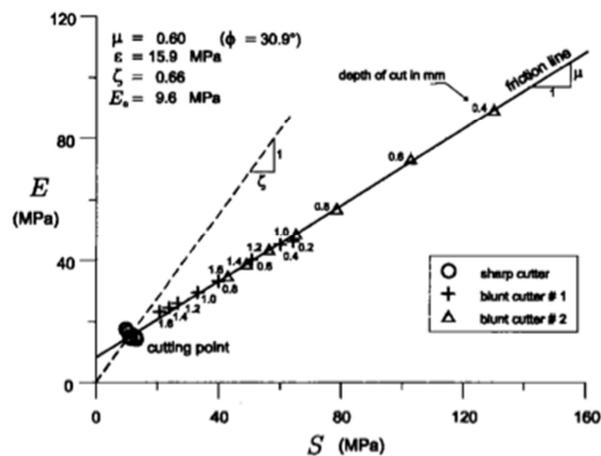


Figura 2.29: Resultados obtidos para Arenitos Red Wildmoor representados através do diagrama E-S para cortadores afiados e desgastados. Extraído de Adachi *et. al.* (1996).

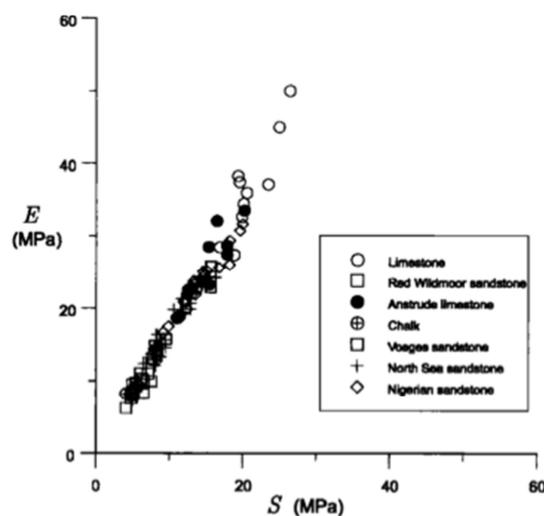


Figura 2.30: Resultados para a determinação da linha de corte para diferentes tipos de rocha. Extraído de Adachi *et. al.* (1996).

2.6 Estimativa de propriedades de rocha a partir de testes de cortador simples

Adachi *et. al.* (1996) utilizaram-se da Eq.(2.15) para tentar obter propriedades de rocha. Eles partiram do princípio de que a energia intrínseca da rocha e a fricção entre a zona desgastada e a rocha devem ser constantes ao longo do corte. De fato, as fricções rocha/cortador e a energia necessária para falhar o material deveriam ser constantes, uma vez que se está em ambiente de corte fixo (mesmas condições de teste como pressão confinante, rocha e cortador). Os valores de energia intrínseca, entretanto, são dependentes do *backrake* e da fricção rocha-cortador, conforme pode ser visto na Eq.(2.13).

Os resultados obtidos por Adachi *et. al.* (1996) sugerem que a constante de fricção entre a zona desgastada e a superfície da rocha, μ , é uma propriedade da rocha, conforme conjecturado por Detournay e Defourny (1992). Segundo eles, esse valor diz respeito ao ângulo de fricção interno da rocha em testes de compressão tri-axiais. Essa solução se assemelha a solução de paredes de contenção na mecânica dos solos, onde se assume que o ângulo de fricção interno da rocha é sempre menor que o ângulo de fricção entre rocha-parede. Em outras palavras, a fricção entre a rocha e a parede é maior que a fricção no contato rocha/rocha em uma direção preferencial de falha. Assim, tem-se que:

$$\begin{aligned}\tan \psi_w &= \tan \varphi \\ \psi_w &= \varphi\end{aligned}\tag{2.35}$$

Onde ψ_w é o ângulo de fricção no desgaste do cortador e φ é o ângulo de fricção interno da rocha.

De fato, os valores de $\tan \psi_w$ obtidos nos cortes em Arenitos Berea indicam que $\mu = 0.82$, o que resulta em um ângulo de fricção interno $\varphi = 39^\circ$. Já para o Arenito Red Wildmoor, os valores de μ resultam em um ângulo de fricção interno $\varphi = 31^\circ$. Os valores desses ângulos são bastante próximos aos valores reais obtidos em ensaios tri-axiais. Deve-se lembrar de que o material em contato com a rocha na zona desgastada é o Carbetto de Tungstênio, e por isso a fricção na zona desgasta é diferente da fricção na face do cortador.

Além disso, Adachi *et. al.* (1996) obteve valores de energia específica de 32MPa para arenitos Berea e 15,9MPa para arenitos Red Wildmoor. Esses valores são muito próximos dos valores de resistência à compressão simples da rocha. Aplicando a Eq.(2.13) nos resultados de Adachi *et. al.* (1996), podem-se obter as coesões de aproximadamente 0.58 MPa e 0.72 MPa para Arenito Berea e Arenito Red Wildmoor, respectivamente.

Dando continuidade ao estudo, Richard *et. al.* (1998) analisou o teste de cortador simples em maior variedade de rochas. Na análise, pode-se observar que a resistência a compressão simples da rocha e a energia intrínseca para cortadores de 20° *backrake* são linearmente dependentes, conforme apresentado na Figura 2.31. Porém, foi observado que para rochas de baixa resistência, a dispersão dos dados é maior, o que requer mais investigações.

Schei *et. al.* (2000) estudaram o teste de cortador simples em 35 Arenitos e 24 Carbonatos, na maioria secos, isto é, sem saturação de fluidos. Eles também comprovam a teoria de que a energia específica é de fato uma aproximação da resistência a compressão simples da rocha quando a mesma é não-saturada. As Figura 2.32 e Figura 2.33 apresentam os resultados para Arenitos e Carbonatos não saturados, respectivamente. Os resultados dos ensaios de compressão foram realizados a pressão confinante de 2 MPa e depois transferidos à compressão simples, assumindo um ângulo de fricção interno de 30° para todas as amostras.

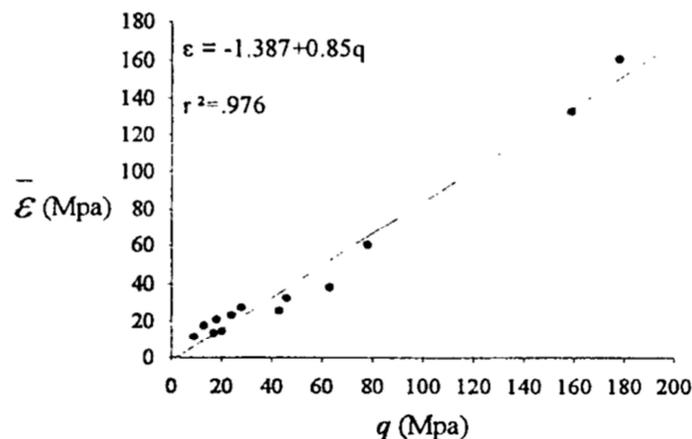


Figura 2.31: Relação entre energia intrínseca de corte a 20° *backrake* e a resistência não confinada da rocha. Extraído de Richard *et. al.* (1998).

Além disso, Schei *et. al.* (2000) agruparam os resultados segundo diferentes porosidades e obtiveram que a porosidade da amostra não influencia na relação entre energia específica e resistência da rocha. No entanto, se ao invés de água o fluido saturante seja óleo, as diferenças podem chegar a 25%.

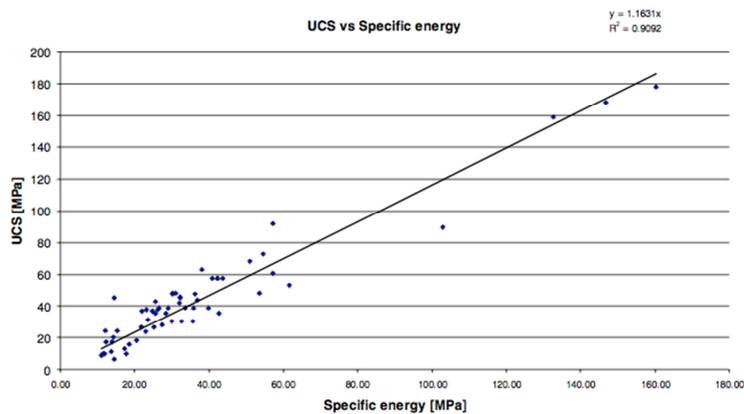


Figura 2.32: Comparação entre resistência não confinada da rocha e energia específica de corte para Arenitos não saturados. Extraído de Schei *et. al.* (2000).

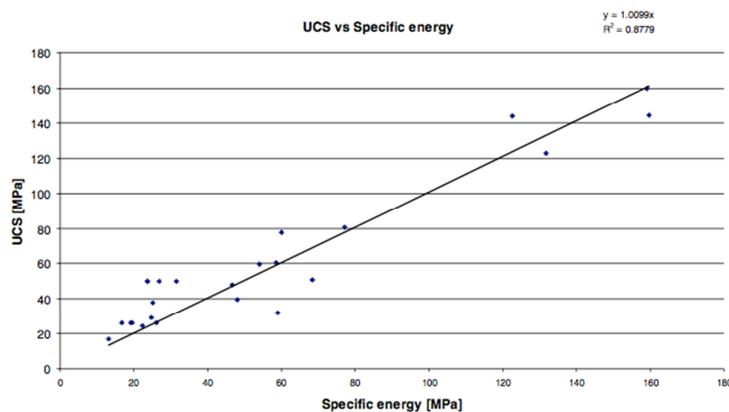


Figura 2.33: Comparação entre resistência não confinada da rocha e energia específica de corte para Carbonatos não saturados. Extraído de Schei *et. al.* (2000).

Richard *et. al.* (2012) fizeram mais investigações em rochas para avaliar suas propriedades. Neste estudo, foram realizados testes com cortadores retangulares com largura variando de 2.56 a 50 mm e profundidades de corte variando de 0.1 à 1 mm (com incremento de 0.05 à 0.3mm entre cortes

sucessivos). O *backrake* foi mantido a 15° e a velocidade de corte a 4 mm/s com frequência de leitura igual a 100 Hz.

Partindo-se da Eq.(2.15) como base, eles confirmaram as prévias ideias de que a energia específica é uma medida de resistência a compressão simples da rocha, como mostra a Figura 2.34. Em seu artigo, uma vasta base de dados foi realizada para comparação. Deve-se ressaltar que, conforme os autores mostram, essa comparação só vale para o regime dúctil de corte.

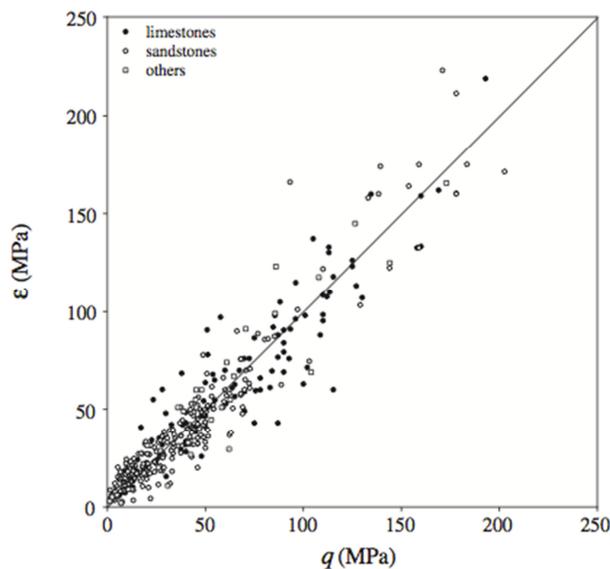


Figura 2.34: Relação entre energia intrínseca a um *backrake* de 15° e resistência não confinada da rocha para diferentes tipos de rocha. Extraído de Richard *et. al.* (2012).

Já Jianyong (2012) utilizou-se da Eq.(2.20) para analisar testes de corte em Mármore de Cartago sob pressão confinante de 13.8 MPa com cortadores com diferentes tamanhos, *backrakes* e taxas de penetração. Alguns dos resultados seguem nas Figura 2.35 e Figura 2.36. Na Figura 2.35, é analisado um cortador circular de 13 mm de diâmetro e *backrake* de 20° para quatro diferentes penetrações. Já a Figura 2.36 analisa-se cortadores de 8mm de diâmetro com *backrake* de 15° .

Para todos os experimentos realizados (apenas dois são mostrados aqui), há uma dependência linear entre os resultados, de modo que todos apresentam os mesmos valores de resistência ao cisalhamento, τ_r^S , e tenacidade a fratura, R . Para os resultados obtidos, $R = 0.77\text{kN/cm}$ e $S = 26.9\text{ kN/cm}^2$

Uma observação a todos os experimentos acima citados deve ser feita, conforme apresentado por Rajabov *et. al.* (2012). Os resultados de resistência a compressão da rocha se aproximam dos resultados de resistência a compressão simples da rocha apenas para certos *backrakes* e com cortes a pressão atmosférica. Os autores mostram que, quando a pressão confinante aumenta, também aumenta a energia necessária para se cortar a rocha. Conforme apresentado, em pressões atmosféricas, Mármore de Cartago apresentam boa relação entre resistência da rocha e energia requerida para cortadores com *backrake* de 10°. Já para Folhelhos Mancos, essa relação é boa para *backrakes* de 40°. Quando se têm pressões confinantes, os resultados não podem ser comparados a resistência confinada da rocha.

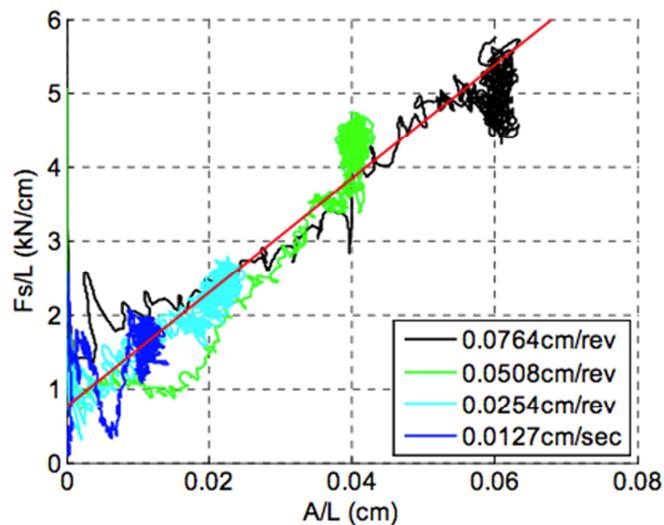


Figura 2.35: Relação entre força e área exposta do cortador para um cortador circular de 13mm e 20° backrake. Ambas adimensionalizadas pelo comprimento de cortador em contato com a rocha. Extraído de Jianyong (2012).

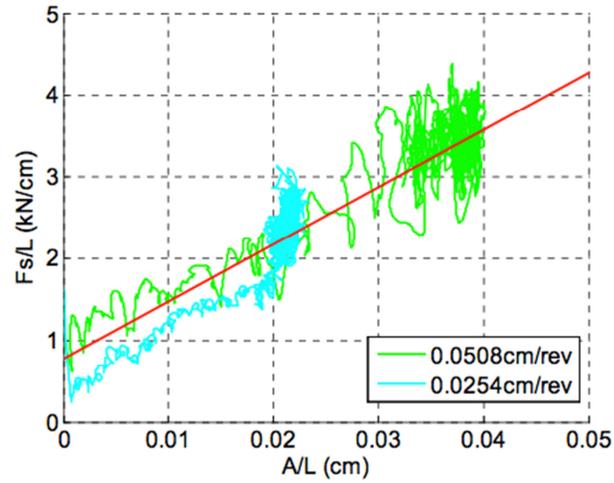


Figura 2.36: Relação entre força e área exposta do cortador para um cortador circular de 8mm e 15° *backrake*. Ambas adimensionalizadas pelo comprimento de cortador em contato com a rocha. Extraído de Jianyong (2012).