

Les phénomènes de frottement en coupe des roches

Jusque-là, ce chapitre a été consacré à la modélisation de la rupture dans les domaines minier et pétrolier. Mais les efforts qui s'exercent sur les taillants sont aussi le fruit de forces de frottement qui ont été suffisamment étudiées en forage pétrolier. On poursuit l'analyse bibliographique en se limitant à l'interaction PDC-roche, notre domaine d'application.

3.4.1. Etudes expérimentales sur le frottement PDC-roche

3.4.1.1. Essais de frottement sous contrainte normale faible

KURU & WOJTANOWICZ (1995) proposent une étude du frottement entre la face d'attaque de taillants PDC et quatre roches de porosité et de résistance variables : le grès de Béréa ($R_c = 59$ MPa ; $n = 24$ %), le grès de Nugget ($R_c = 159$ MPa ; $n = 10$ %), l'argilite de Mancos ($R_c = 67$ MPa ; $n = 1.4$ %) et le granite de Sierra-White ($R_c = 194$ MPa ; $n < 1$ %).

Le dispositif expérimental est semblable à une meule que deux taillants PDC identiques prennent en étau avec une contrainte normale imposée (**Fig. 3.23**, F_n). Le contact génère un effort de frottement (**Fig. 3.23**, F_r). Les efforts sont mesurés au niveau du portique instrumenté (**Fig. 3.23**, load frame). L'échantillon de roche (le disque de la meule) est mis en rotation de sorte que les vitesses de glissement au niveau de la paire de taillants sont comprises entre 0.33 m/s et 1.74 m/s. Les deux taillants sont arrosés en continu par un jet de fluide pour tester l'influence de la lubrification. Les surfaces de frottement sont rectifiées en continu par des limes en acier dur diamétralement opposées aux taillants.

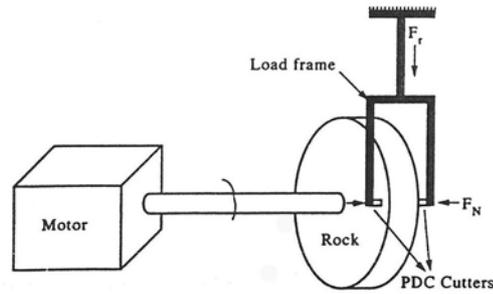


Fig. 3.23 : Schéma de principe de l'essai de frottement (KURU & WOJTANOWICZ, 1995)

Les auteurs étudient l'influence de la roche, de la vitesse de coupe, de la contrainte normale et du lubrifiant (air, eau, boue à base d'eau et boue à base d'huile) sur le coefficient de frottement. D'après l'article, on estime que la contrainte normale ne dépasse pas 5 MPa sur l'ensemble des essais.

Sur l'ensemble des essais, les auteurs montrent que le coefficient de frottement est indépendant de la contrainte normale et varie entre 0.06 et 0.12 (entre 3.4° et 6.8°). Ils ne mentionnent aucun traitement de surface particulier des taillants avant essai qui expliquent ces valeurs très faibles.

En revanche, le coefficient de frottement décroît avec la vitesse de coupe pour toutes les roches sauf le granite (Fig. 3.24). Cette décroissance s'accompagne de vibrations axiales du portique. Les auteurs attribuent cette décroissance au mouvement irrégulier des taillants, généré par des interactions granulaires entre aspérités de la roche et du taillant. Elles ne se produisent pas pour le granite de Sierra-White qui est une roche dure à grains fins. De telles interactions sont caractéristiques d'un phénomène tribologique courant : le stick-slip. Les vibrations font que dans ce cas, le coefficient de frottement effectif peut être vu comme une moyenne temporelle de ses valeurs statique et dynamique. Quand la vitesse augmente (resp. diminue), la durée de glissement augmente (resp. diminue) aux dépens de la durée d'adhérence et le coefficient de frottement effectif se rapproche de sa valeur dynamique (resp. statique).

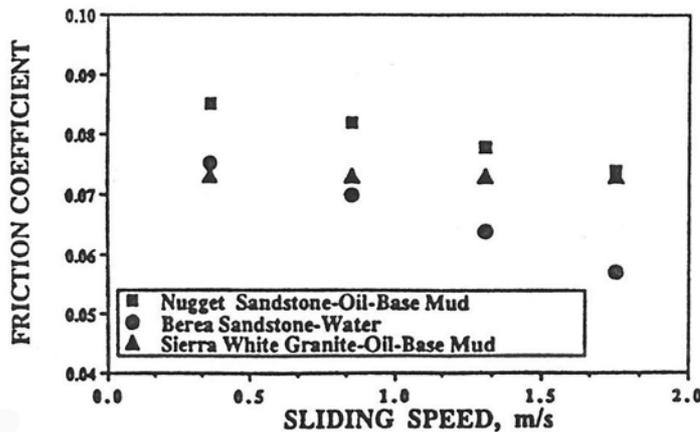


Fig. 3.24 : Frottement PDC-roche en fonction de la vitesse (KURU & WOJTANOWICZ, 1995)

Enfin, les auteurs constatent que les coefficients de frottement varient peu en fonction des roches, pourtant de caractéristiques mécaniques très différentes. Ils expliquent ce phénomène par le fait que les forces de frottement solide-solide entre les grains de roche et le métal et les forces de frottement inter-grains sont antagonistes : les unes sont prépondérantes lorsque les autres sont mineures. Implicitement, les auteurs suggèrent que ce mécanisme est lié à des phénomènes d'interface qui accommodent la transmission d'énergie d'une surface à l'autre. Ce phénomène est abordé explicitement dans l'étude présentée ci-après.

3.4.1.2. Essais de frottement sous contrainte normale élevée

SMITH ET AL. (2002) proposent une étude sur le frottement entre la face d'attaque de taillants PDC et deux roches à grains fins que sont l'argilite de Catoosa ($R_c = 35 \text{ MPa}$; $n = 12 \%$) et le silt quartzique de Twin Creek ($R_c = 165 \text{ MPa}$; $n = 4 \%$).

Le dispositif expérimental est dérivé d'une cellule d'essai de cisaillement (**Fig. 3.25**). L'essai de cisaillement consiste à encastrer un échantillon de roche cylindrique (**Fig. 3.25**, core plug) dans deux socles dont l'un est fixe (**Fig. 3.25**, lower retainer) et l'autre (**Fig. 3.25**, upper holder) animé d'un mouvement de translation à vitesse constante ($V_c = 0.3 \text{ m/s}$), conduisant au cisaillement de la roche (**Fig. 3.25**, shear plane). Avant d'être utilisée dans les essais de frottement, les échantillons des deux roches sont cisailés suivant cette procédure. Puis, la partie supérieure de la carotte cisailée est maintenue en place tandis que la partie inférieure est remplacée par trois types de taillants : un PDC standard ; un PDC poli et un taillant en carbure de tungstène non diamanté. L'essai de frottement est semblable à l'essai de cisaillement si ce n'est que le plan de cisaillement devient un plan de frottement. La contrainte normale est imposée à l'aide d'une cellule de chargement (**Fig. 3.25**, load cell). Ce dispositif permet d'injecter un lubrifiant.

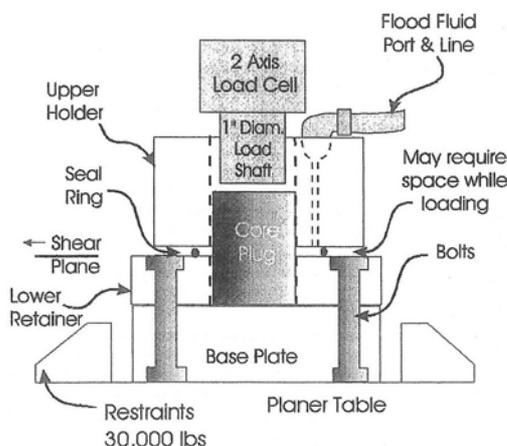


Fig. 3.25 : Schéma de principe de l'essai de cisaillement-frottement (SMITH ET AL., 2002)

Les auteurs étudient l'influence de la roche, de l'état de surface du taillant, de la contrainte normale et du lubrifiant (air, eau, boue à base d'eau et boue à base d'huile) sur le coefficient de frottement. Les contraintes normales testées sont comprises entre 1.4 MPa et 62 MPa.

Les coefficients de frottement, compris entre 0.1 et 1.5 (entre 5° et 56°), sont très supérieurs à ceux de KURU & WOJTANOWICZ (1995). Par ailleurs, ils diminuent sensiblement avec la contrainte normale pour les différents lubrifiants et les PDC standards et polis (**Fig. 3.26**).

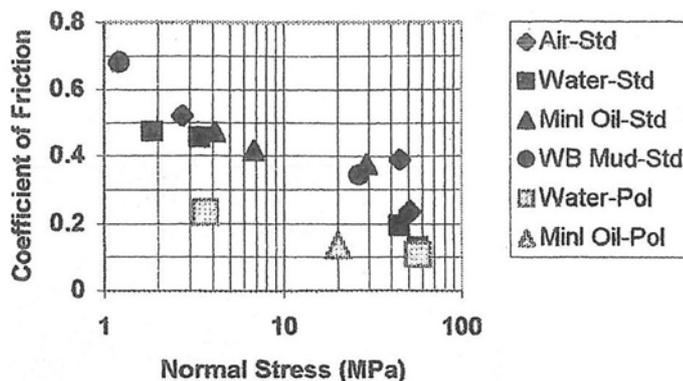


Fig. 3.26 : Frottement PDC-roche en fonction la contrainte normale (SMITH ET AL., 2002)

Les auteurs en déduisent une loi puissance de la forme :

$$\mu = \sigma_n^{-\alpha} \quad (\text{Eq. 3.13})$$

Où μ, σ_n, α désignent le coefficient de frottement, la contrainte normale et l'exposant empirique. La valeur de ce dernier est comprise entre 0.1 et 0.35 sur l'ensemble des essais.

En outre, le type de lubrifiant a peu d'influence sur le frottement (**Fig. 3.26**, points noirs). Ils ne valident donc pas, a priori, l'usage opérationnel classique des boues à base d'huile pour diminuer les forces de frottement en contexte de roches dures. A priori seulement, car leurs essais, comme ceux de KURU & WOJTANOWICZ (1995) sont conduits à pression atmosphérique. Sous pression de boue, des différences de comportement entre lubrifiants pourraient être observées. En effet, ZIJSLING (1987) relève que, dans le cas des argilites, les phénomènes d'invasion de fluide de forage dans les pores de la roche sont plus importants dans le cas des boues à base d'eau que dans celui des boues à base d'huile.

Enfin, les auteurs notent que les coefficients de frottement obtenus avec des taillants PDC standards sont sensiblement plus élevés (entre 0.2 et 0.5) que ceux obtenus avec des taillants PDC polis (entre 0.11 et 0.23). Mais ils ne notent aucune différence importante entre les PDC standards et les taillants en carbure de tungstène (entre 0.07 et 0.6).

Rappelant les conclusions de KURU & WOJTANOWICZ (1995), SMITH ET AL. (2002) rapportent les travaux de Kragelsky (1982) selon lequel les forces de frottement ont une nature ambivalente déterminée par l'action de forces intermoléculaires entre les deux surfaces solides ainsi que par les changements d'état de surface d'un des corps (ou des deux) du fait des interactions entre aspérités. Mais, contrairement à KURU & WOJTANOWICZ (1995), ces interactions ne sont pas nécessairement antagonistes et des paramètres opératoires comme la contrainte normale ou la vitesse d'application du contact peuvent modifier les propriétés de l'interface et donc du frottement. Il nomme cette interface la troisième phase. SMITH ET AL. (2002) considèrent la troisième phase comme un matériau granulaire dont le comportement se rapproche de celui des sols qui présentent aussi une diminution du coefficient de frottement avec la contrainte normale (Terzaghi et al., 1996).

Les auteurs concèdent qu'il existe autant de travaux qui justifient les faibles valeurs des coefficients de frottement obtenues par KURU & WOJTANOWICZ (1995) que les valeurs plus élevées qu'ils obtiennent. Ils concluent que ces différences peuvent provenir de nombreuses variations des conditions expérimentales comme la vitesse de glissement, l'occurrence de vibrations pendant l'essai, l'invasion du fluide dans les pores de la roche ou encore l'adhérence de débris sur la face du taillant. On peut aussi penser qu'à contrainte normale élevée, le taillant testé peut pénétrer dans la roche et ajouter une composante liée à la coupe aux efforts mesurés.

3.4.2. Écoulement des débris de coupe

Que ce soit dans le mode ductile, où l'essentiel des débris est constitué de roche broyée, que dans le mode fragile, où une quantité observable de roche broyée s'accumule à la pointe du taillant, plusieurs auteurs ont montré que ce matériel n'est pas simplement éjecté dans la direction d'avancement. Au contraire, il continue d'interagir avec le taillant. Ces interactions se déclinent en trois modes, décrits dans le cadre théorique défini par DETOURNAY & DRESCHER (1992).

S'appuyant sur les travaux de Merchant (1945) et Petryk (1987) (coupe des métaux), ces auteurs déterminent trois solutions analytiques du problème de la coupe en supposant que la roche rompt en plasticité parfaite sans perte de cohésion. Ces solutions représentent trois régimes d'écoulement :

- le régime d'écoulement vers l'avant : la zone plastique (les débris) est évacuée en continu vers l'avant comme dans le mode fragile. Ce régime est appelé "régime de coupe" ;
- le régime d'écoulement vers l'arrière : la zone plastique (les débris) s'écoule sous le taillant et en arrière. Ce régime est appelé "régime de contact glissant". En pratique, l'observation de ce régime semble peu probable, du moins dans le cas de la coupe de roches dont le comportement à la rupture est de type fragile. On propose donc de le considérer comme un pôle théorique du modèle ;
- le régime d'écoulement avec "built-up edge" : dans ce mode, la zone plastique s'écoule simultanément vers l'avant et vers l'arrière. Une zone plastique inerte (zone morte), située au voisinage de la pointe du taillant, marque la frontière entre ces deux flux.

Sous l'hypothèse de plasticité parfaite, le processus de coupe est, par principe, purement ductile. Le régime d'écoulement avec "built-up edge" a retenu l'attention de plusieurs auteurs car il rend compte de résultats expérimentaux observés dans le pôle fragile et dans le pôle ductile. La **Fig. 3.27**, empruntée à RICHARD (1998), représente un schéma conceptuel de ce régime d'écoulement.

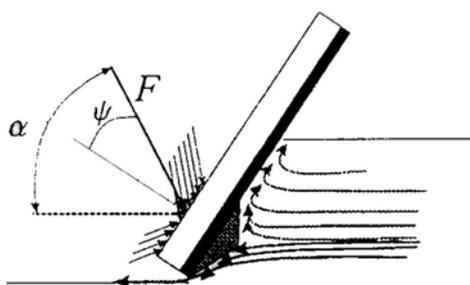


Fig. 3.27 : Régime d'écoulement avec zone morte (RICHARD, 1998)

Bien que le modèle DETOURNAY & DRESCHER (1992) suppose que la roche est abattue sans perte de cohésion, la **Fig. 3.27** illustre bien les écoulements observés expérimentalement.

D'une part, l'évacuation brutale de copeaux et de roche broyée dans la direction d'avancement du taillant constitue l'essentiel du flux de débris. Certains essais de coupe de notre campagne d'essais ont été filmés et confirment clairement cette prépondérance.

D'autre part, la présence d'une zone morte au voisinage de l'arête de coupe est attestée par de nombreux auteurs, mais sous la forme d'un amalgame de roche broyée compactée. Dans le cas des pics miniers, NISHIMATSU (1972) observe et modélise ce phénomène (§ 3.2.1.1). Dans le domaine pétrolier, RICHARD (1998) le confirme dans le cas de taillants non chanfreinés et MENAND (2001) dans le cas de taillants usés. Nos essais de coupe confirment ce point dans le cas de taillants chanfreinés (**Fig. 3.28**).

En outre, la circulation de roche broyée sous le taillant est confirmée par de nombreux auteurs. Dans le domaine minier, NGUYEN (1974) relève que lorsque l'angle de coupe est positif (entre 71° et 90°), de la roche broyée est compactée sur le fond de saignée au passage du taillant indiquant un écoulement vers l'arrière de celui-ci. Alors que lorsque l'angle de coupe est négatif (-20°) ou nul, la saignée est propre et toute la roche broyée s'écoule sur la face d'attaque. Plusieurs auteurs ont étudié ce phénomène dans le cas de taillants usés qui limitent fortement les performances du forage. Cet auteur s'est intéressé à la modélisation de l'interface méplat d'usure-roche. Il observe fréquemment de la roche broyée adhérant au méplat d'usure à la fin de ses essais de coupe. Parmi les roches qu'il a testées (craie, calcaire, grès, argile), il précise que ce phénomène se produit préférentiellement dans les roches carbonatées. Cette affirmation n'est pas contredite par nos essais, présentés au cours du chapitre suivant. Ceux-ci sont conduits exclusivement dans des roches carbonatées et montrent effectivement que de la roche broyée s'amalgame régulièrement sous le taillant, bien que les taillants utilisés soient neufs (**Fig. 3.28**).

Plus précisément, nos essais montrent que la zone de refoulement présente deux morphologies bien distinctes (**Fig. 3.28**). La première, au plus loin de l'arête de coupe, est chargée de roche broyée non compactée. La seconde, au plus près de l'arête de coupe, est parfaitement nettoyée. On attribue ce nettoyage préférentiel de la zone de refoulement au contact qui s'établit entre le taillant et la roche sur une distance de l'ordre du millimètre et aux forces de frottement résultantes, induisant son nettoyage.

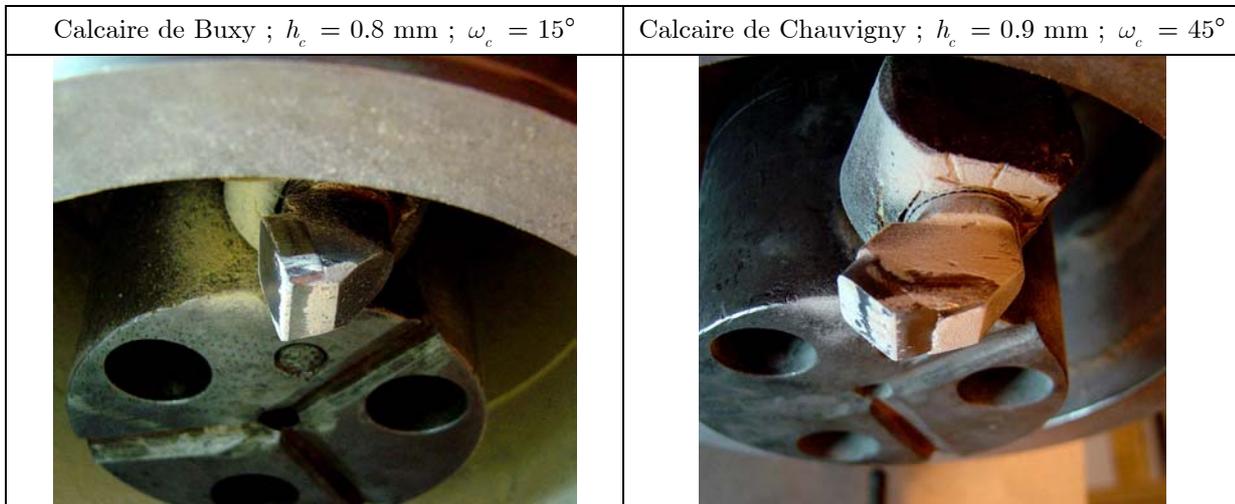


Fig. 3.28 : Indices phénoménologiques d'écoulements autour du taillant (clichés personnels)

Ce contact frottant peut donc être attribué à l'écoulement de débris de roche sous le taillant. Mais il peut aussi être attribué à un mécanisme de refoulement introduit par SELLAMI (1984) et approfondi par GERBAUD (1999). SELLAMI (1984) s'interroge sur l'origine de la composante normale des efforts de coupe dans le cas des pics miniers qui présentent pourtant un angle de coupe négatif. L'auteur démontre, par des calculs aux éléments finis sur un matériau élasto-fragile, que la contrainte normale sur la face d'attaque se propage sous le taillant et induit un champ de déformation en arrière du taillant, qui se traduit par la formation d'un bourrelet de roche et l'établissement d'une surface de contact entre la roche et la zone de refoulement. D'après ces calculs, la longueur du bourrelet est de l'ordre de la profondeur de passe (**Fig. 3.29**), ce qui est compatible avec nos observations (**Fig. 3.28**).

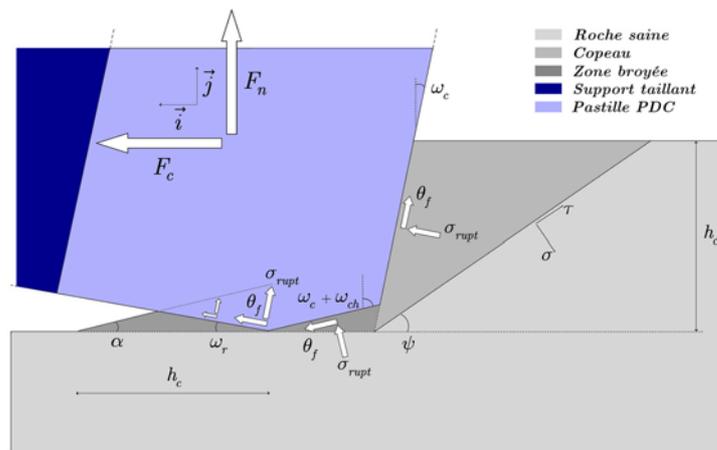


Fig. 3.29 : Schéma de principe du modèle GERBAUD (1999)

Dans le cas de la coupe par des taillants d'outils de forage pétrolier (angles de coupe positifs), GERBAUD (1999) suppose que le bourrelet, tout comme la zone située sous le chanfrein, est constitué de roche broyée (**Fig. 3.29**). Cette hypothèse ne modifie pas fondamentalement la distribution des contraintes autour du taillant par rapport au modèle de SELLAMI (1984). Il montre alors que l'angle de refoulement a une influence significative sur les efforts de coupe. Plus généralement, cela implique qu'il

n'est pas nécessaire que les taillants soient usés pour qu'apparaissent des forces de contact sous le taillant. Celles-ci peuvent être générées par un écoulement de débris de roche ou par des déformations du fond saignée, ces deux mécanismes n'étant pas incompatibles.

3.4.3. Modélisation du frottement en coupe des roches

Au cours du **Chapitre 1**, on a mis en évidence les fréquentes analogies qui sont faites dans la littérature du stick-slip entre le domaine du forage pétrolier et celui de la tribologie. Dans cette optique, on a présenté les principales formes de lois de frottement qui sont utilisées en forage pétrolier avec les arguments tribologiques qui les accompagnent. Les phénomènes présentés rappellent certains aspects du premier chapitre, mais le problème est maintenant abordé à l'échelle du taillant. Les phénomènes de frottement taillant-roche sont donc expérimentés directement et l'analogie tribologique n'a donc plus lieu d'être.

3.4.3.1. Phénoménologie du frottement en coupe des roches

S'inspirant des travaux de Godet (1984), d'Adachi (1996) et de Berthier (1996), et rappelant les conclusions de SMITH ET AL. (2002), DAGRAIN (2006) étudie le comportement mécanique du troisième corps appliquée au problème de la coupe des roches par des taillants usés (**Fig. 3.30**).

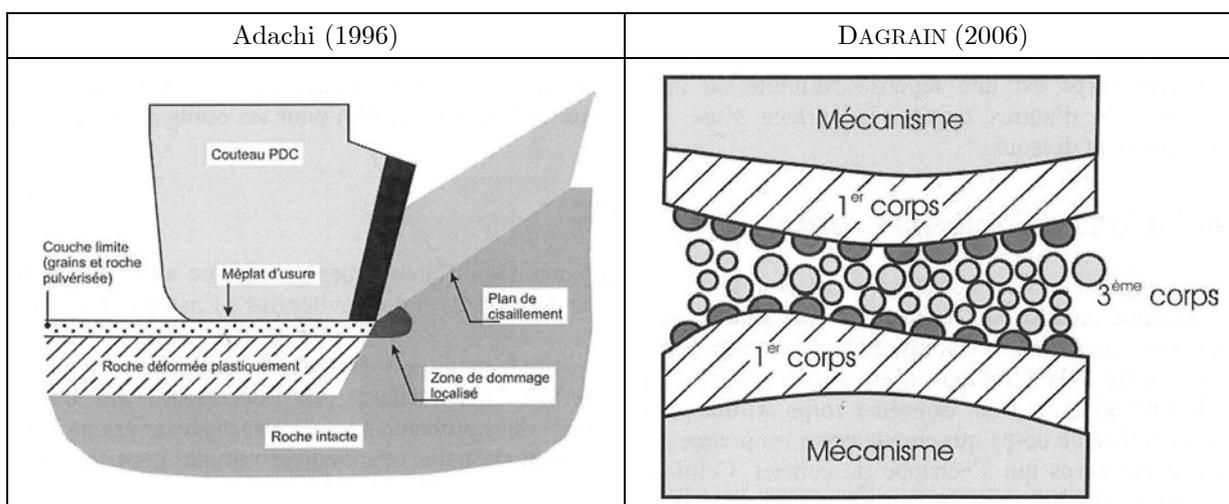


Fig. 3.30 : Le concept de troisième corps dans la coupe des roches (DAGRAIN, 2006)

Il propose deux définitions alternatives du troisième corps et s'attache à modéliser sa rhéologie :

- sens matériau : "zone possédant une composition différente des surfaces des premiers corps" ;
- sens cinématique : "zone au travers de laquelle la différence de vitesse entre les deux premiers corps est accommodée".

Selon DAGRAIN (2006), Adachi (1996) et Lhomme (1999) montrent qu'il existe une profondeur de passe critique en dessous de laquelle la contrainte normale de contact sous le méplat, calculée en faisant l'hypothèse que la surface de contact méplat-roche est connue avec précision, augmente et au-delà de laquelle elle se stabilise à sa valeur limite (**Fig. 3.31**). Selon ces auteurs, cette profondeur de passe est faible, parfois négligeable (<0.5 mm). Selon ALMENARA & DETOURNAY (1992), la contrainte normale limite est corrélée à la cohésion de la roche. Mais, selon DAGRAIN (2006), Richard (1996) montre qu'elle dépend de l'aire du méplat d'usure et DAGRAIN (2006) de l'état de surface du taillant. Pour ses

essais, DAGRAIN (2006) observe une faible dépendance à la surface du méplat d'usure et une faible, voire très faible, corrélation entre cette contrainte et la résistance à la compression simple.

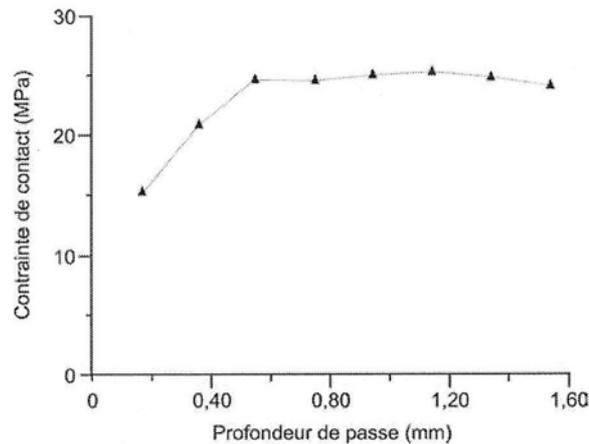


Fig. 3.31 : Contrainte normale de contact en fonction la profondeur de passe (Adachi, 1996)

L'objectif de DAGRAIN (2006) est d'établir le lien entre la contrainte normale limite et le coefficient de frottement sous le méplat. Il montre qu'au sein d'un même essai, à mesure que le taillant s'engage dans la roche, le coefficient de frottement augmente et la contrainte normale limite diminue. Pour décrypter ce phénomène, il pratique des essais de coupe avec des taillants usés de même géométrie mais dont les méplats ont subi différents traitements de surface (poli ; poli puis usé ; standard puis usé ; standard). La même tendance apparaît en comparant ces essais : plus le méplat est rugueux, plus le coefficient de frottement augmente et la contrainte normale limite diminue. Il associe cette évolution à l'adhésion croissante de particules de roche sous la surface du méplat. Ces phénomènes d'adhésion sont clairement observés pour les roches carbonatées et des roches contenant des minéraux plastiques (anhydrite, sel). En revanche, l'adhésion n'est pas observée pour les grès mais l'auteur montre que la même relation existe entre la contrainte normale limite et le coefficient de frottement. Il ressort de ces travaux que :

- le coefficient de frottement méplat-roche n'est pas unique ;
- pour un taillant dont l'état de surface est donné, le coefficient de frottement augmente à mesure que le troisième corps se met en place et que la roche broyée adhère au méplat. Simultanément, la contrainte normale limite diminue ;
- si l'état de surface du méplat se dégrade au cours de l'essai, le coefficient de frottement augmente car la roche broyée adhère plus facilement au méplat. A nouveau, la contrainte normale limite diminue.

Ces résultats sur la décroissance du coefficient de frottement avec la contrainte normale limite sont conformes à ceux de SMITH ET AL. (2002), obtenus dans d'autres roches (§ 3.4.1.2). Mais ils s'opposent à ceux de Lhomme (1999). A partir du frottement d'un patin en acier sur du grès des Vosges, ce dernier montre en effet que le coefficient de frottement augmente avec la contrainte normale. Hormis d'éventuelles différences entre les conditions opératoires des études citées, nous n'avons pas d'explication à cette contradiction dans les résultats, mais on souligne que dans les deux dernières études citées, pourtant contradictoires, la contrainte normale est un paramètre de contrôle de l'essai, alors que pour l'étude de DAGRAIN (2006), le paramètre de contrôle est la profondeur de passe et la contrainte normale est calculée, avec les incertitudes qu'implique l'estimation de la surface de contact.

3.4.3.2. Dimensionnement du frottement en coupe des roches

DAGRAIN (2006) a mis en évidence expérimentalement la complexité du processus de frottement sous le méplat des taillants usés, mais, en pratique, les modèles de coupe existants n'exigent que d'estimer des

coefficients de frottement, indépendants des conditions cinématiques de coupe. La plupart des auteurs cherchent alors à faire le lien entre les valeurs expérimentales de ces coefficients, obtenues par calage des modèles élémentaires de coupe, et des valeurs théoriques.

Le modèle élémentaire de coupe le plus emblématique de l'approche empirique est proposé par DETOURNAY & DEFOURNY (1992) (**Fig. 3.32**) :

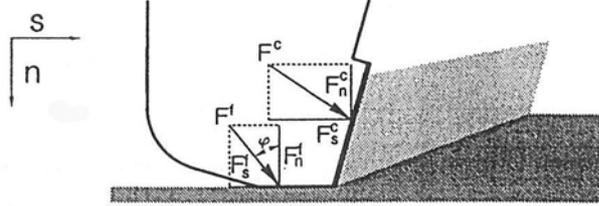


Fig. 3.32 : Schéma de principe du modèle DETOURNAY & DEFOURNY (1992)

Ce modèle s'appliquant aux taillants usés, les paramètres du problème sont l'angle de frottement sur la face d'attaque (ψ), l'angle de frottement sur le méplat d'usure (ϕ), l'angle de coupe (θ), la section verticale de coupe (A) et l'énergie spécifique de coupe "intrinsèque" (ε). Le frottement sur les deux surfaces de contact est régi par la loi de Coulomb. Les efforts de coupe s'écrivent de la manière suivante :

$$\begin{cases} F_s^c = \varepsilon A ; F_n^c = \zeta \varepsilon A \\ F_s^f = \mu F_n^f \end{cases} \quad (\text{Eq. 3.14})$$

Avec $\mu = \tan(\phi)$ et $\zeta = \tan(\theta + \psi)$. Le modèle compte quatre inconnues en effort et trois équations. Il reste donc une indéterminée. En fait, ce modèle n'est pas conçu pour prédire les efforts élémentaires de coupe mais plutôt pour suivre l'évolution du forage à l'aide des deux grandeurs génériques que sont l'énergie spécifique de coupe E et la résistance au forage S :

$$\begin{cases} E = F_s / A = (F_s^c + F_s^f) / A = \varepsilon + F_s^f / A \\ S = F_n / A = (F_n^c + F_n^f) / A \end{cases} \quad (\text{Eq. 3.15})$$

Ces deux grandeurs suivent la relation linéaire fondamentale suivante :

$$\begin{cases} E = E_0 + \mu S \\ E_0 = (1 - \mu) \varepsilon \end{cases} \quad (\text{Eq. 3.16})$$

Les auteurs ont validé cette modélisation sur une série d'essais de coupe à pression atmosphérique, conduits dans trois roches différentes (grès de Béréa, marbre du Tennessee, granite de Sierra-White), avec des taillants cylindriques usés ou non chanfreinés, de 20° d'angle de coupe, pour des profondeurs de passe comprises entre 0.25 et 2.5 mm et à une vitesse de coupe de 5.6 cm/s. Ils en déduisent les résultats suivants (**Fig. 3.33**).

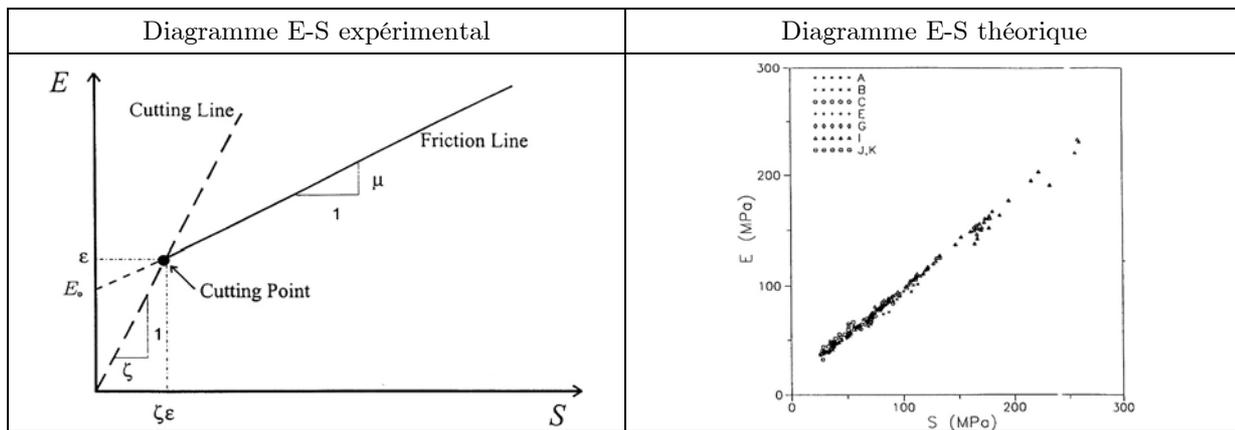


Fig. 3.33 : Le diagramme E-S, théorie et expérience (DETOURNAY & DEFOURNY, 1992)

Quels que soit le niveau d'usure et la profondeur de passe, les points expérimentaux (**Fig. 3.33**, gauche) s'alignent suivant une droite appelée "friction line" (**Fig. 3.33**, droite). L'évolution le long de cette droite traduit l'évolution de l'efficacité de la coupe, définie par $\eta = \varepsilon / E$. L'efficacité vaut 1 lorsque les efforts de frottements sont minimaux, c'est-à-dire lorsque le taillant est non chanfreiné (taillants J et K). Tandis qu'elle diminue et tend vers 0 lorsque la surface du méplat augmente (du taillant A vers le taillant I). L'équation (**Eq. 3.16**) établit que la pente de cette droite est égale au coefficient de frottement sur le méplat d'usure. Pour le grès de Béréa, les auteurs obtiennent $\mu = 0.82$, soit un angle de frottement de 39° . Ils mettent en relation cet angle avec l'angle de frottement interne de la roche. Ils justifient ce lien en avançant qu'une couche limite de roche broyée se forme à l'interface méplat-saignée et que, par adhérence, cette interface se transforme en interface roche-roche. Plusieurs études s'appuyant sur ce modèle aboutissent à la même conclusion (DAGRIN, 2006 ; ALMENARA & DETOURNAY, 1992 ; Lhomme, 1999).

Cependant, GERBAUD (1999), suivant la même méthode issue des diagrammes E-S, détermine le coefficient de frottement méplat-roche pour un ensemble d'essais d'usure (taillants usés in situ). Il conclut que l'angle de frottement sous le méplat est de l'ordre de 10° pour une variété de roches testées en laboratoire, c'est-à-dire bien inférieur aux angles de frottement internes des roches testées ($\approx 30^\circ$). GERBAUD (1999) explique cette contradiction à partir du procédé par lequel les taillants ont été usés : pour les essais de GLOWKA (1987), dont sont issus les résultats expérimentaux de DETOURNAY & DEFOURNY (1992), les taillants ont été usés avant l'essai ; tandis que pour les essais de GERBAUD (1999), les taillants ont été usés au cours même de l'essai (essai d'usure). Cependant, dans les deux cas, l'usure est obtenue naturellement et le taillant ne subit aucun traitement de surface particulier.

En s'appuyant sur le modèle de SELAMI (1987) qui incorpore aussi l'angle de frottement méplat-roche, MENAND (2001) s'intéresse justement à étudier l'influence de l'état de surface. A partir d'essais sur banc linéaire, l'auteur compare le comportement d'un taillant tronqué, c'est-à-dire usiné avec un méplat, à celui d'un taillant usé naturellement (avant l'essai de coupe). Dans le premier cas, il obtient un angle de frottement méplat-roche de l'ordre de 30° tandis que, dans le second, il obtient un angle de frottement de l'ordre de 12° . La conformité des surfaces de contact n'est jamais assurée lorsque le taillant n'est pas usé in situ. Aussi, ces mesures sont toujours soumises à des incertitudes. Cependant, ces différences significatives confirment que le traitement de surface joue un rôle fondamental sur le frottement. Ces résultats, comme ceux de GERBAUD (1999), tendent à montrer que l'usure naturelle des taillants diminue le coefficient de frottement méplat-roche, ce qui semble en contradiction avec les résultats de DAGRAIN (2006). Toutes ces études ayant des bases expérimentales fortes, cela montre surtout à quel point estimer un coefficient de frottement de manière robuste est une tâche difficile.

En ce qui concerne le frottement sur la face d'attaque, les valeurs proposées par les différents auteurs sont tout aussi variables. Par exemple, DETOURNAY & DEFOURNY (1992) obtiennent une valeur de 19°

pour des essais dans le grès de Béréa, SELLAMI (1987) et MENAND (2001) obtiennent des angles de frottement métal-roche compris entre 10 et 15° pour une variété de conditions expérimentales, KURU & WOJTANOWICZ (1995) obtiennent des valeurs comprises entre 4 et 7°.

De manière générale, une telle variabilité des coefficients de frottement n'a rien d'étonnant si l'on se rappelle les résultats des études expérimentales sur le frottement pur, présentées au § 3.4.1. Rajouter la dimension abattage au problème ne fait que le compliquer. GERBAUD (1999) a pointé le rôle fondamental du processus d'usure, c'est-à-dire de l'état de surface des taillants, dans ces différences. Cependant, DAGRAIN (2006) a abordé cette question en détail et n'a pourtant pas évoqué de différences aussi significatives que GERBAUD (1999). Comme on le verra au **Chapitre 4**, cette variabilité dans le dimensionnement du frottement en coupe des roches peut s'expliquer par l'influence d'un autre paramètre, la vitesse de coupe.

3.4.3.3. Influence du régime de coupe sur le frottement

La variabilité des estimations des coefficients de frottement étant déjà grande d'une étude à l'autre, COUDYZER & RICHARD (2005) mettent en évidence un niveau supérieur de complexité en abordant la question de l'unicité du coefficient de frottement sur une interface. En effet, si l'unicité du coefficient de frottement est une hypothèse valable au niveau du méplat d'usure, COUDYZER & RICHARD (2005) la remettent en question au niveau de la face d'attaque.

Les auteurs étudient l'influence de l'angle de coupe sur les efforts de coupe pour une série d'essais à pression atmosphérique conduits dans le calcaire de Lens ($R_c = 30$ MPa, $\phi = 38.4^\circ$) et dans le grès des Vosges ($R_c = 16$ MPa, $\phi = 34.3^\circ$), à des profondeurs de passe comprises entre 0.1 mm et 1 mm (pôle ductile) et des angles de coupe (θ) compris entre 5° et 90°. La vitesse de coupe imposée vaut 4 mm/s. A partir du modèle DETOURNAY & DEFOURNY (1992), ils estiment l'angle de frottement sur la face d'attaque (ψ_n , **Fig. 3.34**, gauche) et observent qu'il diminue pour les deux roches de + 30° à - 30° alors que l'angle que fait le vecteur force avec l'horizontale ($\psi_n + \theta$) varie peu (**Fig. 3.34**, droite).

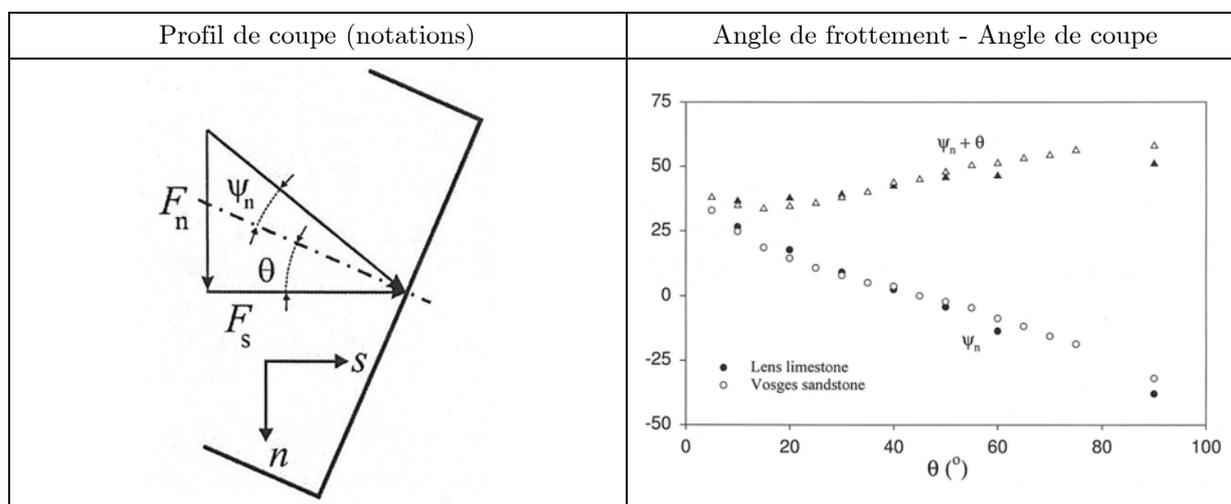


Fig. 3.34 : Angle de frottement et angle de coupe (COUDYZER & RICHARD, 2005)

Les auteurs attribuent ce changement de signe au fait que le régime de coupe change avec l'angle de coupe, comme proposé par DETOURNAY & DRESCHER (1992) (**Fig. 3.11**) : lorsque l'angle de coupe est faible, le flux plastique de débris est dirigé vers l'avant aboutissant à un angle de frottement positif. Lorsque l'angle de coupe est élevé, le flux est dirigé vers l'arrière aboutissant à un angle de frottement négatif. Au cours de leur démonstration, les auteurs associent les limites observées ($\pm 30^\circ$) à l'angle de

frottement interne des deux roches testées. Selon eux, la transition d'une limite à l'autre est due à la constitution de la zone morte qui dirige progressivement le flux de débris vers l'arrière.

3.5. Conclusion

D'un point de vue historique, l'étude de la coupe des roches hérite de travaux conduits dans le domaine de la coupe des métaux et le domaine de l'abattage minier. Suivant les conditions opératoires, le processus de coupe des roches par les taillants PDC se trouve entre un pôle fragile et un pôle ductile. Des modèles élémentaires de coupe analytiques permettent d'aborder chacun de ces deux pôles mais il n'en existe pas qui décrive la transition entre ces deux extrêmes.

Pourtant, de nombreux paramètres opératoires favorisent la transition d'un pôle à l'autre et rendent un tel modèle unifié nécessaire. Par exemple, les forages pétroliers étant de plus en plus profonds, l'influence de la pression de boue est de plus en plus forte. Or, ce paramètre accentue la transition vers le pôle ductile. Dans les grandes profondeurs, on a aussi l'habitude de diminuer la profondeur de passe pour limiter l'usure des taillants. Or, la baisse de la profondeur de passe favorise la transition vers le pôle ductile. Et comme l'énergie spécifique de coupe décroît avec la profondeur de passe, le gain vis-à-vis de l'usure des taillants est une perte vis-à-vis de l'efficacité de la coupe. Par ailleurs, le chanfrein et le méplat d'usure sont des zones préférentielles d'interaction avec la roche broyée. Celles-ci peuvent avoir une influence sur le processus de rupture en avant du taillant et modifier le régime de coupe. Enfin, bien qu'il semble admis que la vitesse de coupe n'a pas d'effet sur le processus de coupe à pression atmosphérique, augmenter la vitesse de coupe, sous pression de boue, entraîne une augmentation de la résistance de la roche et donc, a priori, la transition vers le pôle fragile. A l'inverse, l'augmentation de la pression de boue semble favoriser la transition vers le pôle ductile.

Mais le paramètre dont l'influence est la plus difficile à analyser est certainement la roche. Cela est dû en grande partie au fait que l'on n'arrive pas à identifier de manière générale lesquels de ses paramètres physiques intrinsèques contrôlent le processus de coupe. En effet, on a montré que la seule résistance à la compression des roches n'est pas apte à décrire le processus de coupe de manière complète. Des mécanismes physiques de surface, comme la mise en place du troisième corps, ou volumiques, comme la diffusion du fluide de forage dans les pores de la roche, rendent le processus de coupe très sensible à la nature de la roche et non, seulement à sa "dureté".

Enfin, bien qu'en théorie, l'angle de coupe et la forme de la section de coupe affectent le processus de coupe, les outils PDC actuels sont, en grande majorité, constitués de taillants cylindriques dont les angles de coupe varient très peu (entre 15° et 20°). Ces deux paramètres peuvent donc être relégués, de fait, à un second plan.

Si, d'un point de vue expérimental, la transition d'un pôle à l'autre a été investiguée en profondeur, le pôle ductile révèle aujourd'hui encore des phénomènes peu connus. En particulier, bien qu'il soit acquis qu'une fraction substantielle des débris de coupe soit constituée de roche broyée, la manière dont elle est produite ainsi que l'énergie que requiert sa production sont des questions pratiques et théoriques qui trouvent peu de réponses. Les travaux prometteurs de LEDGERWOOD (2007), JUDZIS ET AL. (2007) et DAGRAIN (2006) montrent qu'elle est non seulement susceptible d'affecter le processus de déformation de la roche mais aussi de s'écouler autour du taillant donnant naissance à des interactions supplémentaires.

La richesse rhéologique du problème de la coupe des roches par les taillants PDC est donc manifeste. Il révèle des phénomènes qui ont été étudiés dans un cadre élasto-fragile, élasto-plastique, avec une éventuelle prise en compte de mécanismes diffusifs auxquels s'ajoutent des mécanismes d'interface mal connus.

En outre, la modélisation du processus de coupe, dans un cadre général, reste fortement limitée par des difficultés expérimentales, en particulier en ce qui concerne l'effet de la vitesse de coupe et de la pression de boue. L'influence combinée de ces deux paramètres a déjà été étudiée et a conduit aux conclusions que la perméabilité des roches et par conséquent la vitesse de coupe à une influence notable sur les efforts de coupe (§ **3.3.4.1**). En revanche, à pression atmosphérique, aucun effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe n'a jusque-là été relevé.

Le chapitre suivant est consacré à une étude expérimentale systématique de l'influence de ce paramètre sur le processus de coupe dans le cas de quatre roches carbonatées. Le fluide de forage étant absent, la perméabilité n'intervient pas dans le processus physique. Si, dans ce cadre, la vitesse de coupe devait avoir une influence sur les efforts de coupe, il faudrait prêter attention à l'ensemble des observables disponibles pour comprendre d'une part, pourquoi cet effet n'a jamais été observé, d'autre part, à quel mécanisme physique on peut l'attribuer et enfin, comment on peut modéliser ces efforts de coupe étant donné la complexité des phénomènes observés par ailleurs.

