

Chapitre 2

Tribologie Ti6Al4V et Carbone/Epoxy

Les études tribologiques menées jusqu'à lors dans ces deux matériaux sont peu nombreuses. Il est à regretter qu'aucune publication dans les alliages de titane n'ait été diffusée. Dans les composites, les seuls articles disponibles sont ceux de Nayak et al. [Naya_05] et Mondelin et al. [Mond_10]. Leurs travaux fournissent les premières données sur les paramètres influents, comme la vitesse de glissement, la pression de contact, l'orientation des fibres, etc. Les attentes sont fortes dans ce domaine, tant du point de vue de la compréhension du comportement que de la modélisation.

L'étude menée se propose d'analyser le comportement du Ti6Al4V sur un tribomètre conçu pour l'identification du frottement dans des conditions d'essais représentatives de l'usinage dans les matériaux métalliques. Différentes conditions de frottement sont testées pour recréer le contact entre la face de dépouille du foret et la pièce, le contact entre la face de coupe et le copeau, et enfin le contact entre les listels et la paroi du trou. Les mesures des efforts et des flux de chaleur entrant dans l'outil permettent d'identifier des modèles de coefficient de frottement et de partage des flux de chaleur, qui seront utilisés dans les chapitres suivant pour modéliser les actions mécaniques et thermiques dans la zone de coupe.

L'étude sur les composites est menée sur un tribomètre spécifique, développé afin d'étudier les effets tribologiques à des vitesses de glissement plus étendues que celles jusqu'alors explorées dans la littérature (0-20 m/min : [Mond_10]). Les conditions de frottement sont ainsi étudiées sur l'ensemble du domaine de travail de ces matériaux, soit la plage de vitesse 0-200 m/min. De nouvelles tendances sur l'effet de la vitesse, de la pression, de l'orientation des fibres et des conditions de régénération du contact, sont mises en évidence.

1. Généralités sur la tribologie en usinage

La tribologie est une science qui étudie les interfaces d'un système composé de deux corps solides en contact, soumis à un mouvement relatif, et pouvant être séparés par un film intercalaire appelé troisième corps. C'est un domaine pluridisciplinaire dans

lequel il existe des couplages multi-physiques entre la science des matériaux, la physico-chimie des surfaces, la mécanique des solides et des surfaces, la thermique, la thermodynamique, la thermochimie et la thermo-métallurgie, etc. L'enjeu est de plus en plus fort dans l'usinage. Scientifiques et industriels s'intéressent aux interfaces de frottement car elles sont responsables de l'usure des outils, des dégradations mécaniques et thermiques de la pièce. L'utilisation abondante de fluide de coupe a pendant longtemps palliée au manque de connaissances dans ce domaine. Les tendances économiques et écologiques actuelles obligent à rationaliser ces choix par une meilleure compréhension des phénomènes d'interfaces en usinage. Les régimes de coupe imposés par l'industrie génèrent de forts gradients de contraintes à proximité de la zone de séparation de la matière. Les sollicitations thermiques sont également extrêmes le long des surfaces de contacts de l'outil. Selon Trent [Tren_91], la chaleur produite par frottement représente 20 à 30 % dans le mécanisme d'enlèvement de matière des matériaux métalliques. Les revêtements et les préparations de surface modifient les conditions tribologiques et peuvent ainsi modifier le flux de chaleur reçu par l'outil, selon les travaux de Rech [Rech_05] et Kusiak et al. [Kusi_05]. La compréhension et la modélisation de ces phénomènes d'interfaces sont au cœur des attentes des numériciens. L'élaboration de modèles de frottement et de partage des flux de chaleur sont des données influentes dans les modèles de simulation numérique de la coupe, selon Özel et al. [Ozel_06] et Bonnet et al. [Bonn_08*]. Par contre, l'identification expérimentale n'est pas simple. Deux approches peuvent être choisies pour identifier ces modèles de comportement. Certains auteurs utilisent l'opération de coupe en elle-même, comme M'Saoubi et al. [Msao_05], Kilic et al. [Kili_07] et Arrazola et al. [Arra_08]. L'identification est en général basée sur la configuration de la coupe orthogonale. Les efforts, les températures, les traces sur la face de coupe, la géométrie des copeaux et leurs microstructures sont analysés. Certes les conditions de frottement sont au plus près des conditions d'usinage, mais il est néanmoins difficile d'obtenir directement des informations locales telles que la pression et la vitesse de glissement à l'interface. Par conséquent, Hedenquist et al. [hede_91] et Zemzemi et al. [Zemzemi_08] proposent de reproduire les conditions de glissement sur des tribomètres spécialement conçus à cet effet.

2. Zones de frottement en perçage

Deux zones de frottement sont couramment considérées à la surface de l'outil. L'interface entre la face de coupe de l'outil et le copeau (zone de cisaillement secondaire) et l'interface entre la face de dépouille et la pièce (zone de cisaillement tertiaire). L'étude bibliographique a montré que l'interface entre les listels et la paroi du trou constitue une troisième zone de frottement. Elle représente un apport supplémentaire de chaleur dans le perçage des alliages de titane. Les zones de frottement sont illustrées sur la Figure 52.

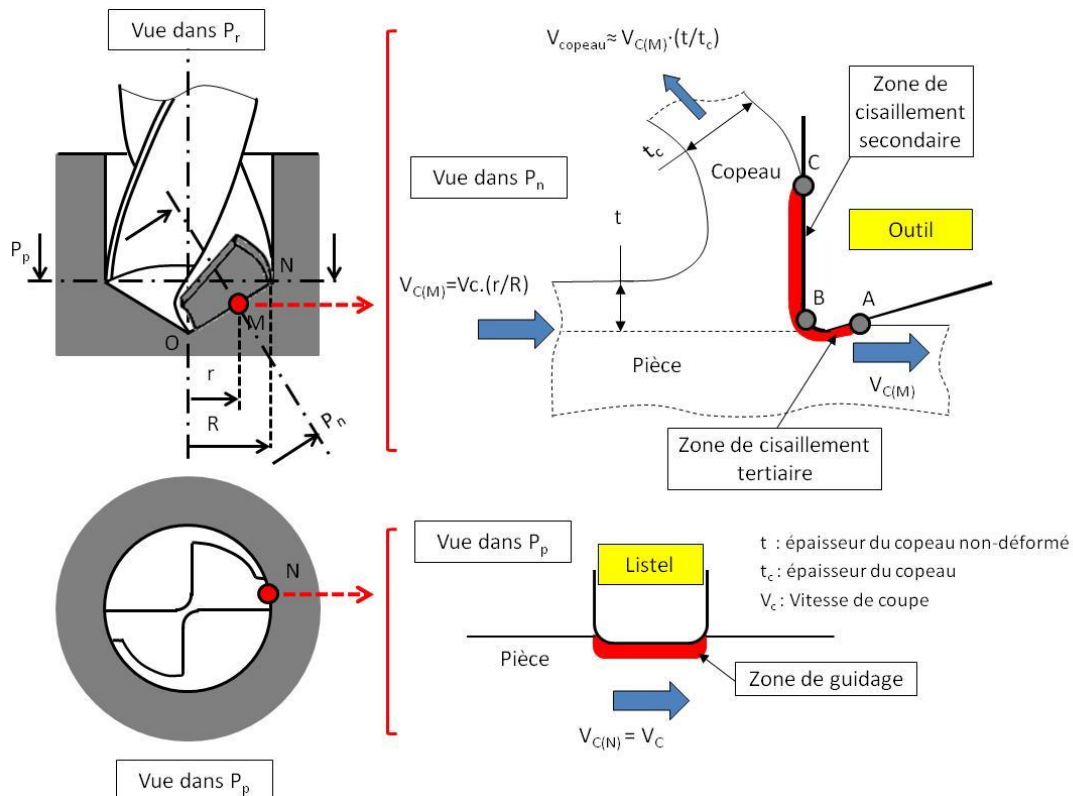


Figure 52 - Illustration des zones de frottement en perçage

Les conditions de frottement dans les trois interfaces sont très différentes en termes de vitesse de glissement, de pression et de régénération de matière :

- Contact face de dépouille/pièce

La matière entrant dans le contact est régénérée en continu. La vitesse de glissement de l'interface $V_{C(M)}$ dépend de la position du point M considéré, le long de l'arête définie entre O et N. Elle est nulle au centre, tandis qu'elle est égale à la vitesse de coupe V_c au point N. La variation de vitesse entre A et B est considérée comme négligeable. La pression est maximale au niveau de l'arête de coupe. L'effort spécifique donne un ordre de grandeur des sollicitations aux environs de cette zone. L'ordre de grandeur dans les alliages de titane est de 1,5 à 2 GPa d'après les données fournies par Sandvik [Sand_08], alors qu'il est 0,4 – 0,7 GPa dans le composite T800 M21. Ces plages sont en accord avec les essais COM (Couple Outil Matière) menés préliminairement et disponible en annexe 1.

- Contact face de coupe/copeau

Dans les alliages de titane, la vitesse moyenne d'écoulement du copeau est entre 1,5 et 2 fois plus faible que la vitesse $V_{C(M)}$. Cette information est obtenue en comparant l'épaisseur des copeaux avant et après déformation. La vitesse d'écoulement de la matière le long de la face de coupe n'est pas constante, comme illustré sur la Figure 53.

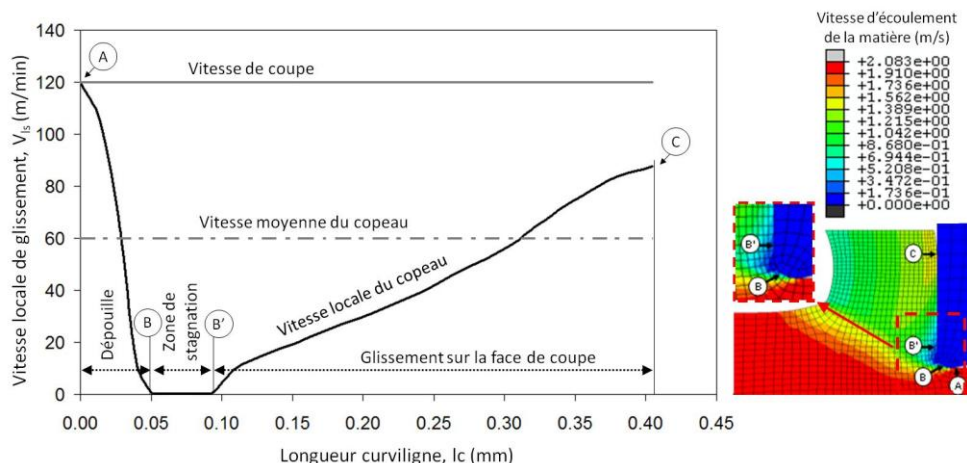


Figure 53 – Evolution numérique de la vitesse de glissement le long de l'outil, dans un acier 316L, d'après [Bonn_08*]

Il existe un fort gradient de vitesse entre les points B et C. La vitesse est quasi nulle au point de séparation de la matière B, puis augmente pour atteindre son maximum en C. La répartition entre B et C a largement été discutée dans la littérature par Zorev [Zore_63] et Buryta et al. [Bury_94] : la contrainte est maximale en B, puis décroît pour s'annuler en C. Dans les matériaux composites, la notion d'écoulement du copeau sur la face de coupe n'a pas de sens. Dans la majeure partie des cas le copeau est réduit en poussière au moment de la coupe.

- Contact listel/paroi

Le guidage du foret par ces listels génère un frottement sur la paroi du trou. Dans les alliages de titane, la matière de la paroi est exposée entre 10 et 30 passages de listels ; tandis que, dans les composites, le nombre de sollicitations est compris entre 50 et 100. La méthode permettant de quantifier précisément ces valeurs sera présentée dans le chapitre 3. Néanmoins, une observation de l'usure des listels (adhésion pour le titane ou abrasion pour les composites), illustrée sur la Figure 54, permet d'estimer la hauteur de contact H et d'en déduire le nombre de passages n , à l'aide de la relation (1).

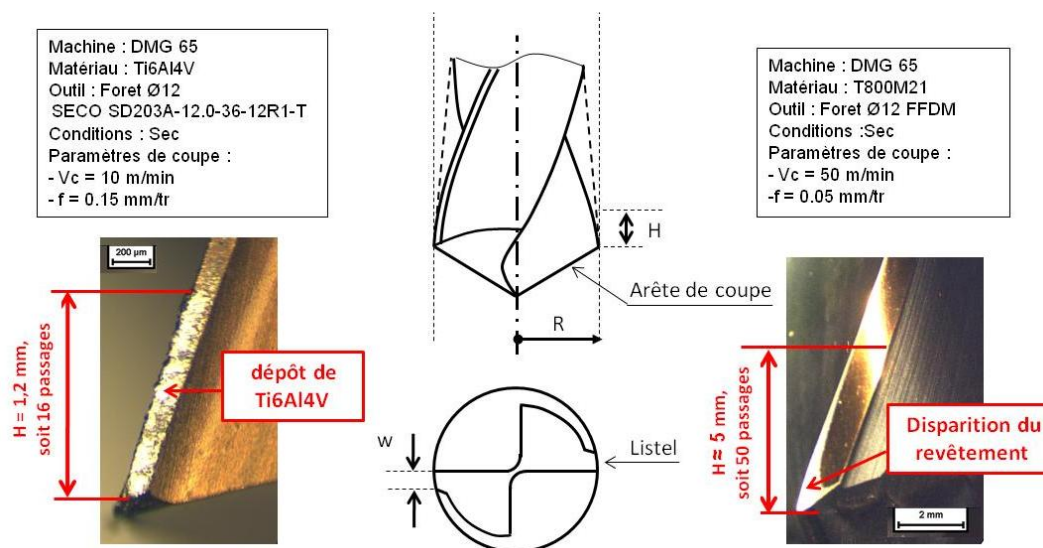


Figure 54 – Hauteur de contact paroi/listel

$$n = \frac{H}{z \cdot f} \quad (1)$$

n : Nombre de passages de listels sur une même portion de matière (mm)

z : Nombre de dents
 f : Avance (mm/tr)

H : Hauteur de contact sur les listels (mm)

La matière entrant dans le contact est dite « recyclée » ; elle s'écoule à une vitesse équivalente à la vitesse de coupe V_c . La pression moyenne de contact est comprise en 0,8 – 1,2 GPa dans les alliages de titane. Dans les composites elle est de l'ordre de 0,4 à 0,8 GPa. Ces valeurs sont estimées à l'aide de la relation (2), à partir de la géométrie du foret, des essais de frottement et des données expérimentales fournies par les essais de perçage présentés au chapitre 3, telles que le couple de frottement sur les listels Mz_{Listel} et la hauteur de contact paroi/listel H .

$$P_{Listel} = \frac{Mz_{Listel}}{z \cdot \mu \cdot r \cdot H \cdot w} \quad (2)$$

Mz_{Listel} : Couple de frottement sur les listels (N.mm)

r : Rayon de l'outil (mm)

z : Nombre de dents

H : Hauteur de contact sur les listels

μ : Coefficient de frottement moyen apparent

w : Largeur des listels

3. Etude de l'alliage de titane Ti6Al4V

Les alliages de titane sont connus pour leur forte tendance au collage, comme le montre la Figure 55. L'élément titane est très actif ; il réagit chimiquement avec la plupart des matériaux en contact avec lui. Au niveau de l'arête, cela se traduit par la formation d'une arête rapportée qui modifie l'action de coupe de l'arête. Au niveau de la face de coupe et de dépouille, il est difficile de dire si ce dépôt protège les surfaces et diminue l'action de frottement de la matière sur l'outil, ou bien si au contraire il est néfaste pour l'interface. Les enjeux tribologiques dans les alliages de titane sont donc nombreux. Il s'agit dans un premier temps d'évaluer la sensibilité aux conditions de frottement, telles que la pression, la vitesse et le mode de régénération, dans des conditions de frottement sous arrosage et à sec. Les données observées sont le coefficient de frottement, le flux de chaleur entrant dans l'outil et l'observation du dépôt de titane. Dans un second temps, il s'agit d'observer l'effet des revêtements et des préparations de surface sur le phénomène d'adhésion. Dans un troisième temps, un modèle de frottement et un modèle de partage des flux sont proposés pour alimenter la partie modélisation du chapitre 2.

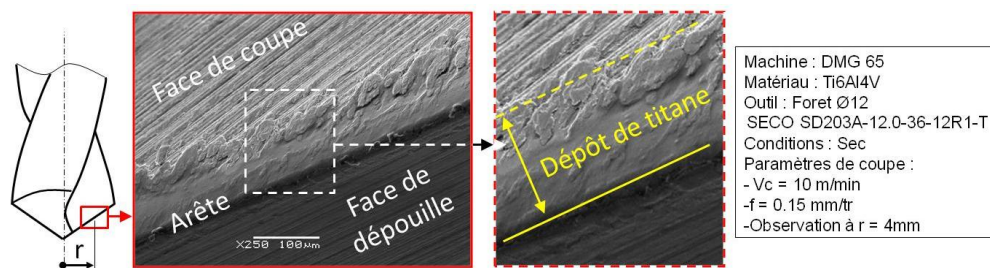


Figure 55 – Tendance au collage dans les alliages de titane

3.1 Description du tribomètre

Le principe de l'essai de frottement est illustré sur la Figure 56. Un pion à tête sphérique, en carbure de tungstène H10F, frotte sur une barre cylindrique de Ti6Al4V en rotation. Un arrosage basse pression en amont du contact permet de tester des configurations avec et sans lubrification. Deux trajectoires de frottement peuvent être réalisées. La première consiste à décrire une hélice, en combinant une forte avance du pion (environ 2,5 mm/tr) avec la rotation de la barre, pour ne jamais frotter sur la même surface et se placer ainsi dans un cas de frottement régénéré (tribomètre ouvert). La seconde trajectoire consiste à réaliser un sillon dans lequel le pion vient passer successivement durant plusieurs tours et créer ainsi des conditions de frottement recyclé (tribomètre fermé).

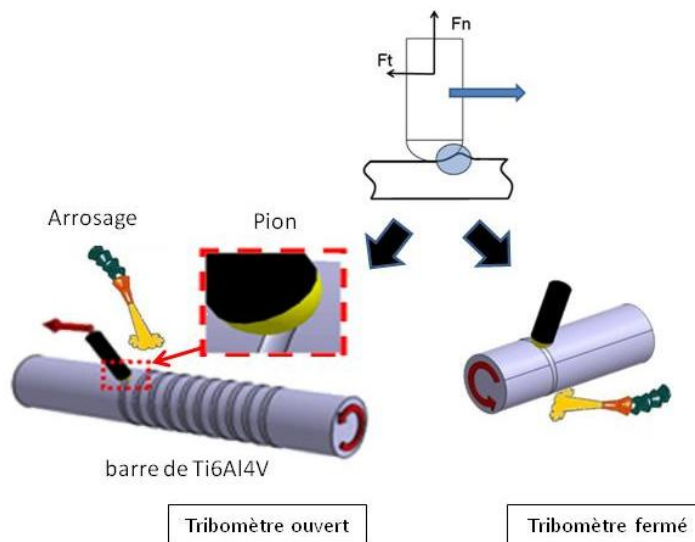


Figure 56 – Principe de l'essai de frottement

L'ensemble est monté sur un tour à commande numérique, présenté sur la Figure 57.

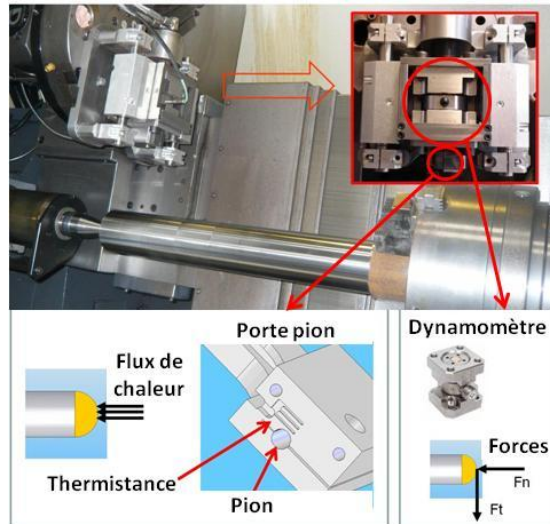


Figure 57 – Tribomètre de caractérisation des matériaux métalliques

Avant chaque essai de frottement, la surface de la barre subit une procédure de préparation identique : un chariotage de régénération, puis un toilage pour la maîtrise de la rugosité. Le pion carbure est maintenu en contact par un vérin maintenant un effort constant dans le contact. La combinaison de l'effort du vérin avec le diamètre de sphère de la tête du pion, permet de faire varier la pression moyenne dans le contact. Un capteur dynamométrique fixé sous le porte-pion mesure les composantes d'efforts normale et tangentielle, afin de calculer le coefficient de frottement apparent μ_{app} , donné par la relation (3).

$$\mu_{app} = \frac{F_t}{F_n} \quad (3)$$

μ_{app} : Coefficient de frottement apparent
 F_t : Effort tangent sur le pion (N)

F_n : Effort normal sur le pion (N)

Les essais de rayage réalisés conduisent à la formation d'un sillon et de bourrelets latéraux, illustrés sur la Figure 58

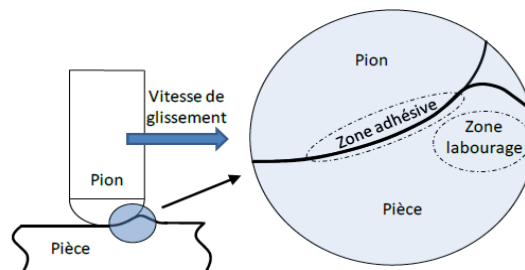


Figure 58 – Dissociation des phénomènes d'adhésion et de labourage

Les travaux de Bowden et Tabor [Bowd_51] ont permis de proposer une décomposition simple du frottement apparent μ_{app} (ou macroscopique), en une part adhésive μ_{adh} (ou interfaciale) et une part de déformation μ_{def} , donnée par la relation (4).

$$\mu_{app} = \mu_{adh} + \mu_{def} \quad (4)$$

Challen et al. [Chal_79] proposent un modèle analytique simple pour extraire le coefficient de frottement adhésif, basé sur les hypothèses suivantes : le frotteur (pion) est considéré comme infiniment rigide, le matériau a un comportement plastique parfait. L'application de cette méthode par Claudin et al. [Clau_10] dans le cas du rayage est illustré sur la Figure 59.

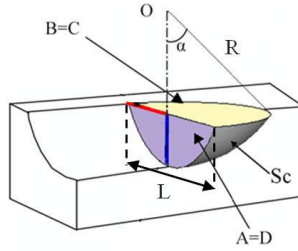


Figure 59 – Paramétrage de la zone de contact Pion/Pièce [Clau_10]

Le coefficient de frottement adhésif est calculé à l'aide des relations (5), à partir de la mesure de la largeur des sillons L de chacun des essais et du rayon R de la tête sphérique du pion.

$$\mu_{adh} = \frac{B \cdot \mu_{app} - A}{C + D \cdot \mu_{app}} \quad (5)$$

$$\text{Avec :} \quad B = C = \frac{\pi}{2} [R \sin(\alpha)]^2 \quad (6)$$

$$\text{Et :} \quad A = D = \frac{L}{2} R^2 [2\alpha - \sin(2\alpha)] \quad (7)$$

$$\text{Et :} \quad \alpha = \sin^{-1} \left(\frac{L}{2R} \right) \quad (8)$$

μ_{adh} : Coefficient de frottement adhésif
 μ_{app} : Coefficient de frottement apparent

L : Largeur du sillon sur la pièce (mm)
 R : Rayon de la calotte sphérique (mm)

Une instrumentation du porte-pion avec une thermistance permet, à partir d'un calcul thermique basé sur la méthode inverse de Battaglia et al. [Batt_01], d'estimer le flux de chaleur transmis vers le pion à travers la surface de contact. Cette donnée est utilisée ensuite pour estimer le coefficient de partage des flux de chaleur à l'interface pion/pièce. Dans un premier temps, la puissance mécanique consommée à l'interface pion/pièce est calculée à l'aide de la relation (9),

$$P_{m \text{ Totale}} = F_t \cdot V_s \quad (9)$$

F_t : Effort tangentiel (N)

V_s : Vitesse macroscopique de glissement du pion ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$).

Cette démarche fait l'hypothèse que la vitesse macroscopique de glissement V_s est peu différente de la vitesse locale d'écoulement à l'interface, notée V_{ls} . Or les travaux de

rayage numérique de Zemzemi et al. [Zemz_09] dans l'acier 42CD4 et ceux de Bonnet et al. [Bonn_08] dans l'acier inoxydable 316L, ont montré que la matière en contact du pion s'écoule à une vitesse plus faible, comme illustrée sur la Figure 60. La puissance totale calculée avec la relation (9) est donc surestimée.

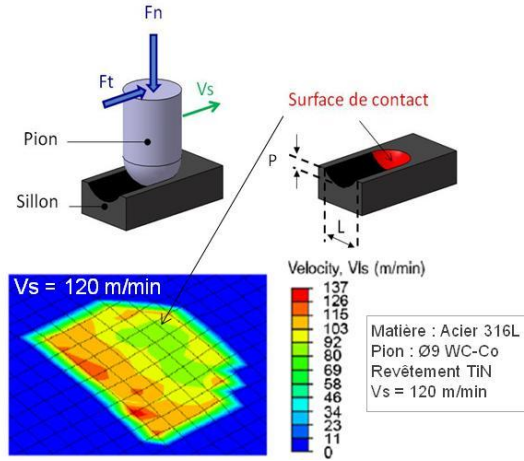


Figure 60 – Vitesse locale d'écoulement dans une interface pion/pièce, dans l'acier 316L à $V_s = 120$ m/min, d'après [Bonn_08]

Il est ensuite assumé que l'ensemble de l'énergie se dissipe en chaleur. Le pourcentage de flux de chaleur reçu par le pion est donné par la relation (10).

$$\beta = \frac{\phi_{pion}}{F_t \cdot V_s} \quad (10)$$

β : Pourcentage de flux de chaleur reçu par le pion (%)

ϕ_{pion} : Flux mesuré dans le pion (W)

F_t : Effort tangentiel mesuré sur le pion (N)

V_s : Vitesse de glissement ($m \cdot s^{-1}$)

3.2 Effet des conditions de glissement

3.2.1 Pression

La pression de contact appliquée par le pion génère un sillon à la surface de la pièce, comme illustré sur la Figure 61. La zone de contact est une demi-calotte sphérique. Sa hauteur p étant faible en regard de son rayon, la surface est assimilée à un demi-disque.

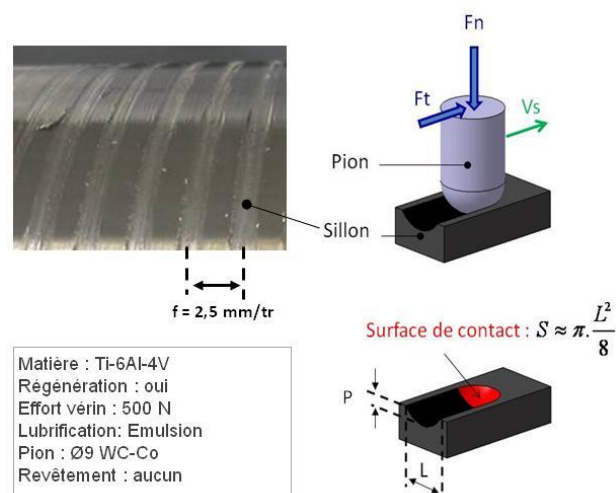


Figure 61 - Zone de contact pion/pièce

Différentes pressions locales de frottement peuvent être obtenues en faisant varier le diamètre de la tête sphérique des pions et l'effort appliqué par le vérin. Plus le rayon est grand, plus la surface de contact est importante, et plus faible est la pression (théorie de Hertz). La pression moyenne de contact est estimée par la relation (11):

$$P_n = \frac{8 \cdot F_n}{\pi \cdot L^2} \quad (11)$$

P_n : Pression normale dans le contact (MPa)

F_n : Effort normal appliqué sur le pion (N)

L : Largeur du sillon (mm)

Plusieurs niveaux de pression sont ainsi obtenus et présentés dans le Tableau 1

Combinaison	Ø Sphère (mm)	F_n Vérin (N)	L (mm)	Pression (MPa)
1	17	250	1,4	330
2	17	500	1,75	417
3	17	1000	2,1	589
4	9	500	1,26	795
5	9	1000	1,57	1034

Tableau 1 – Niveaux de pression

Les essais de frottement sont menés sous arrosage pour une vitesse de référence $V_s = 30$ m/min. Les résultats sont présentés sur la Figure 62.

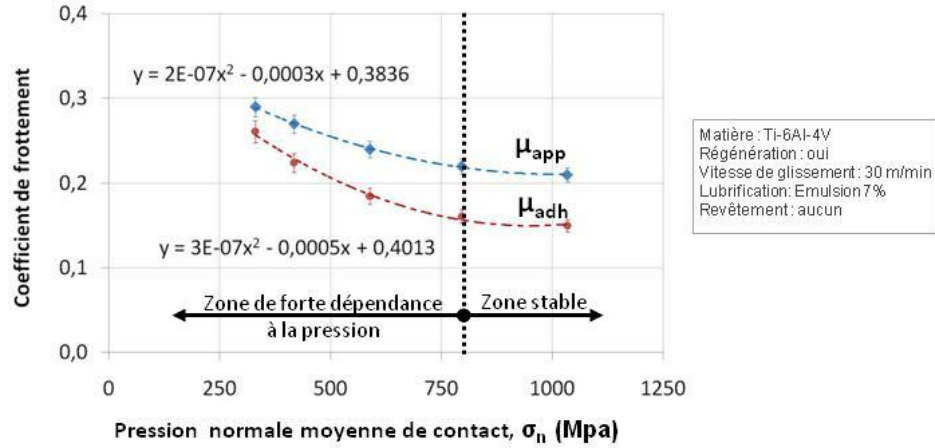


Figure 62 – Effet de la pression de contact sur les coefficients de frottement apparent μ_{app} et adhésif μ_{adh}

Le coefficient de frottement apparent diminue quand la pression de contact augmente. Il passe de 0,3 à 0,2 entre 250 et 800 MPa. Les alliages de titane montrent ici une forte dépendance à la pression de contact ; le comportement est modélisé par la relation (12). Cette tendance diffère des observations faites par Zemzemi et al. [Zemz_09] dans l'acier 42CD4 et par Rech et al. [Rech_09] dans le C45, où l'effet de la pression est négligeable sur le coefficient de frottement. Par contre, il semble qu'au delà de 800 MPa, le phénomène se stabilise, comme le montre la Figure 62. Or ce sont des niveaux de pression de l'ordre de 1,5 à 2 GPa qui sont rencontrés dans le perçage des alliages de titane. La pression peut donc, sur cette plage, être considérée comme peu influente sur le coefficient de frottement. Les essais réalisés dans la suite de l'étude seront obtenus avec la combinaison $O_{Sphère} = 9$ mm et $F_n = 500$ N, soit une pression d'environ 800 MPa, afin de se placer dans la zone stabilisée et de rester en accord avec le domaine de pression rencontrée en usinage. Le coefficient de frottement adhésif, extrait à l'aide de la démarche analytique présentée précédemment, suit la même tendance que le frottement apparent. Il est modélisé par la relation (13) sur la plage de pression de 250 à 800 MPa. A basse pression, le coefficient de frottement adhésif représente 90% du coefficient de frottement apparent ; alors qu'à haute pression ce pourcentage chute à 70%.

$$\mu_{app} = 2.10^{-7}.\sigma_n^2 - 3.10^{-4}.\sigma_n + 0,38 \quad (12)$$

$$\mu_{adh} = 3.10^{-7}.\sigma_n^2 - 5.10^{-4}.\sigma_n + 0,4 \quad (13)$$

3.2.2 Vitesse de glissement

Les essais de frottement sont menés sous émulsion sur une large plage de vitesse de glissement, allant de 10 à 90 m/min, dans des conditions de contact régénéré, de manière à se placer dans le domaine de fonctionnement des alliages de titane. Les résultats sont présentés sur la Figure 63.

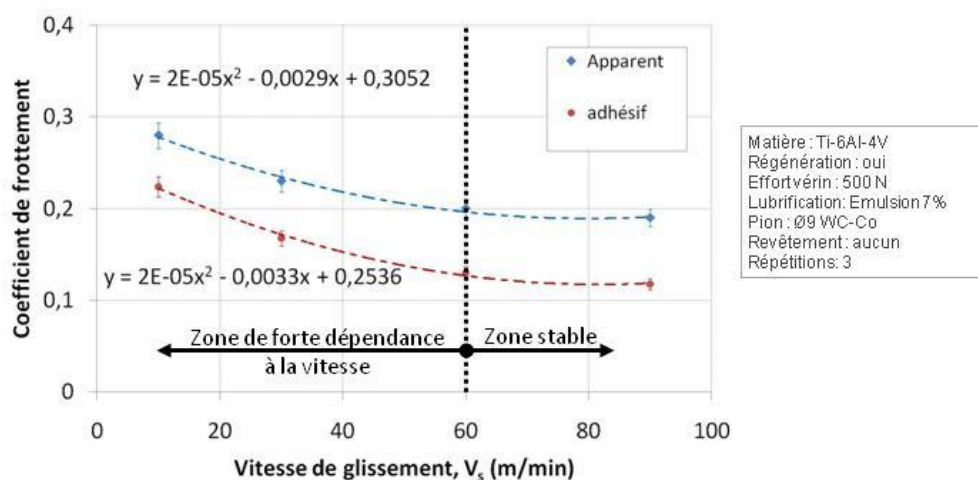


Figure 63 – Effet de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement

Le coefficient de frottement apparent, sous arrosage à l'émulsion, décroît quand la vitesse augmente. Son comportement est modélisé par la relation (14). Il passe de 0,3 à 0,2 entre 10 et 60 m/min, puis il se stabilise. Cette tendance est différente de celle observée par Claudin et al. [Clau_10] lors d'essais de frottement sur l'acier 42CD4 avec lubrification à l'huile entière. Il constate que le coefficient de frottement est constant et très faible, environ 0.1, quelque soit la vitesse de glissement. Des essais complémentaires sur le titane, réalisés sous micro pulvérisation d'huile entière et à sec, ont présenté les mêmes tendances que les courbes de la Figure 63. Les alliages de titane ne présentent donc pas de sensibilité aux conditions de lubrification, dans un contact régénéré (tribomètre ouvert). Des analyses physico-chimiques complémentaires sont nécessaires pour expliquer ce phénomène. Le coefficient de frottement adhésif, modélisé par la relation (15), suit la même tendance, mais avec des valeurs plus faibles. A basse vitesse, le coefficient de frottement adhésif représente 80% du coefficient de frottement apparent ; alors qu'à haute vitesse ce pourcentage chute à 60%.

$$\mu_{app} = 2 \cdot 10^{-5} \cdot V_s^2 - 2,9 \cdot 10^{-3} \cdot V_s + 0,31 \quad (14)$$

$$\mu_{adh} = 2 \cdot 10^{-5} \cdot V_s^2 - 3,3 \cdot 10^{-3} \cdot V_s + 0,25 \quad (15)$$

3.2.3 Régénération de la matière dans le contact

Le frottement en mode non-régénéré (ou recyclé) est testé sur vingt passages successifs du pion, sous émulsion. Ce choix est en accord avec les conditions de frottement dans le contact paroi/listels, précédemment identifiées au début de ce chapitre. Le coefficient de frottement apparent est estimé à chaque incrément. Son évolution est présentée sur la Figure 64.

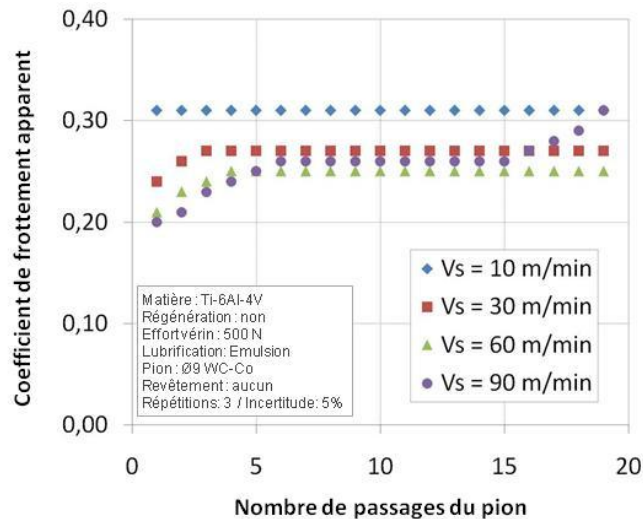


Figure 64 – Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du nombre de passages du pion, sous émulsion

Les coefficients de frottement apparent mesurés sur le premier tour sont en parfaite corrélation avec ceux présentés précédemment dans les essais régénérés. Ils tendent ensuite à augmenter durant les premiers passages, à l'exception de la vitesse $V_c = 10$ m/min, dont la valeur reste constante aux environs de 0,3 quel que soit le nombre de tours. Après cinq tours, une zone stable apparaît. Le coefficient de frottement maximal est toujours observé pour la vitesse $V_c = 10$ m/min, par contre le plus faible est désormais mesuré pour $V_c = 60$ m/min. Le comportement à $V_c = 90$ m/min suit une tendance différente. La sensibilité au nombre de passages est beaucoup plus prononcée à haute vitesse de glissement. Après quinze tours, son coefficient de frottement subit une élévation brutale et atteint les valeurs mesurées à basse vitesse. Ces observations sont difficiles à interpréter en l'absence d'informations locales. Néanmoins, il semble que le niveau de chaleur accumulée à chaque passage du pion soit en lien avec les changements de comportement observés. Pour ces conditions de pression (800 MPa) et de vitesse de glissement (30 m/min), le coefficient de frottement adhésif, représente 75% de la valeur du coefficient de frottement apparent. En configuration perçage, il y a donc une évolution du coefficient de frottement le long des listels. Il est minimum au niveau des becs et maximum en fin du contact et en lien avec l'échauffement de la paroi.

3.2.4 Contact sec

Les essais de frottement à sec ont été réalisés dans les mêmes conditions que l'étude précédente. Le pion repasse successivement au même endroit. Sur le premier tour, cas régénéré (tribomètre ouvert), les résultats obtenus à sec sont comparés avec ceux précédemment identifiés sous émulsion et présentés sur la Figure 65.

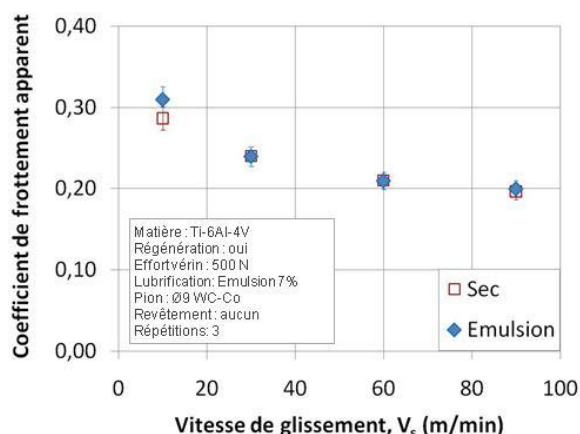


Figure 65 – Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du nombre de passages du pion, à sec

Les coefficients de frottement mesurés sur le premier tour sont très proches de ceux mesurés sous émulsion. Il n’y a pas d’effet de la lubrification dans un contact régénéré. Cette notion est très discutée dans la littérature. Astakhov [Asta_06] considère que le fluide de coupe ne peut pas pénétrer dans l’interface de contact. D’autres auteurs, comme Williams. Al. [Will_77] pensent que la capillarité et les réactions tribo-chimiques peuvent conduire le fluide jusqu’à la zone de coupe. Les essais de frottement régénéré menés dans l’acier AISI4140 par Claudin et al. [Clau_10] ont montré une différence significative de comportement entre des conditions à sec et sous arrosage. Les alliages de titane réagissent différemment. Ils conservent la même activité tribo-chimique quel que soit l’environnement.

Les coefficients de frottement mesurés sur 20 passages successifs du pion, sont présentés sur la Figure 66.

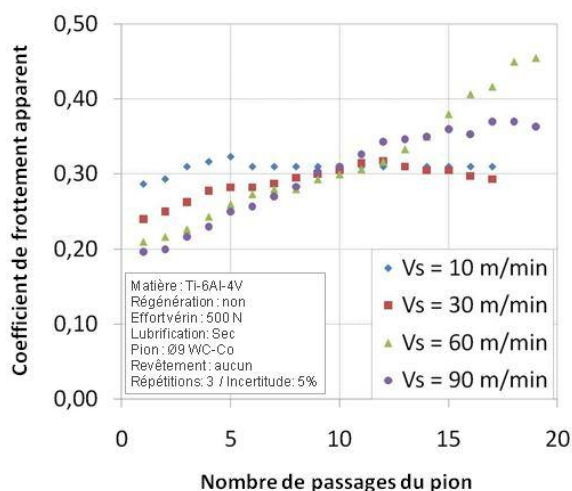


Figure 66 – Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction du nombre de passages du pion, à sec

Durant les autres passages du pion, le coefficient de frottement augmente de façon significative et régulière pour les plus hautes vitesses de frottement. Il passe de 0,2 à 0,45 après vingt passages, pour $V_c = 60$ m/min. Pour les basses vitesses, $V_c = 10$ m/min et

$V_c = 30$ m/min, une zone stable est observée après une dizaine de tours. Les différences de comportement entre les essais à sec et sous arrosage sont présentés sur la Figure 67.

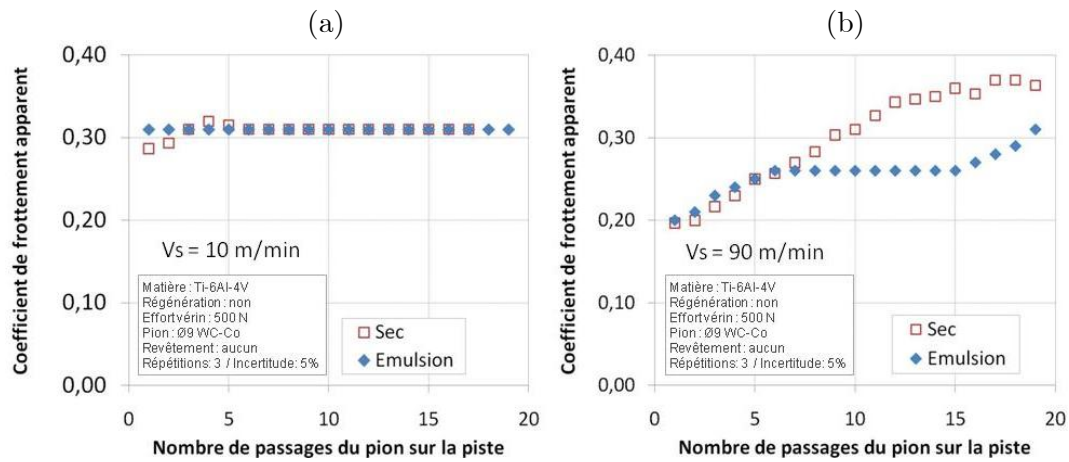


Figure 67 – Comparaison entre les conditions à sec et sous arrosage dans le cas d'un contact non-régénéré, pour deux vitesses différentes, (a) $V_s = 10$ m/min, (b) $V_s = 90$ m/min

La différence entre à sec et sous arrosage à basse vitesse, dans le cas d'un contact non-régénéré est relativement faible. A haute vitesse, au contraire, le comportement est dans un premier temps similaire, puis un changement de tendance est clairement mis en évidence au-delà de 5 passages. Le coefficient de frottement sous émulsion est alors largement inférieur. Le pion vient générer des aspérités, dans lesquelles le fluide de coupe se loge, créant ainsi des « microréservoirs » de lubrifiant dans le sillon. Le tribo-film qui se forme dans l'interface pion/pièce, se régénère à chaque passage et favorise le glissement du pion.

3.3 Effet des paramètres outil

3.3.1 Revêtement

Deux revêtements ont été testés, TiN et AlCrN, afin de comparer leurs performances avec des pions non revêtus. Les résultats sont présentés sur la Figure 68.

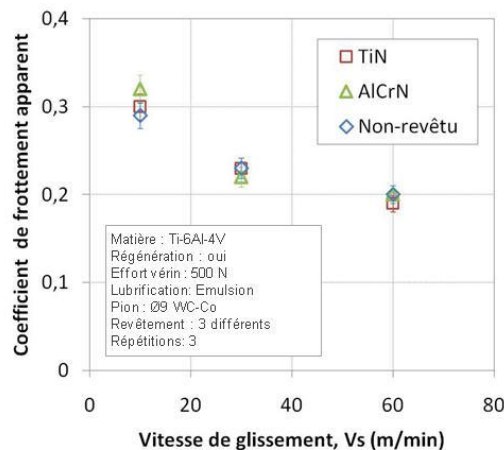


Figure 68 – Effet du revêtement sur le coefficient de frottement apparent

Du point de vue du coefficient de frottement, il n'a pas d'effet du revêtement. La présence d'un épais dépôt de titane à la surface du pion a été mise en évidence pour chacune des conditions d'essais, comme le montre la Figure 69.

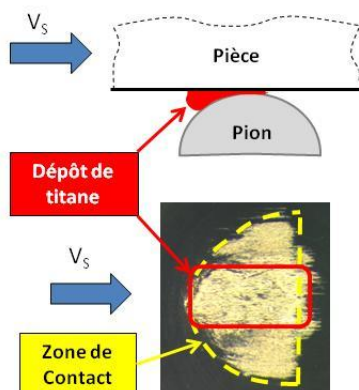


Figure 69 – Dépôt de titane à la surface du pion

Une bande d'adhésion se forme à proximité du centre, dans les zones où la pression est maximale. Elle est formée par dépôts successifs de matière écroûie et orientée suivant la direction d'écoulement de la matière. Cette couche constitue un 3^{ème} corps solide qui protège le pion dès les premiers instants de frottement. La matière entrant dans le contact, frotte majoritairement sur ce dépôt, plutôt que sur le pion directement, ce qui explique l'inefficacité du revêtement.

3.3.2 Rugosité

La préparation de surface des pions est obtenue par rodage et polissage. Différents états de surface peuvent ainsi être obtenus. Deux rugosités différentes sont testées sur des pions non-revêtus : $R_a = 0.10 \mu\text{m}$ et $R_a = 0.05 \mu\text{m}$. Les résultats sont présentés sur la Figure 70.

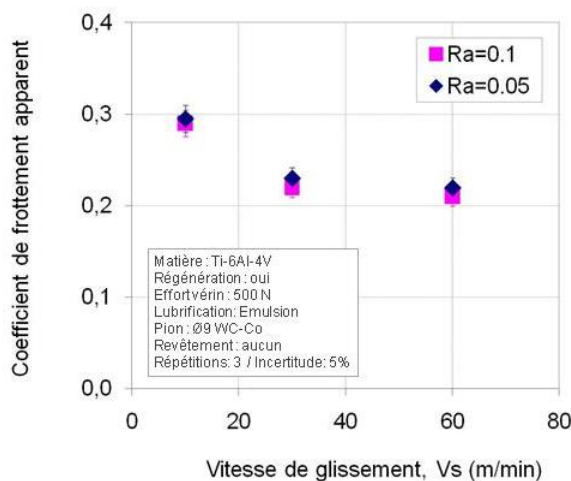


Figure 70 – Effet de la rugosité surface sur le coefficient de frottement apparent

L'effet de la rugosité est négligeable. Quel que soit l'état de surface, le titane se dépose et forme une interface solide entre la matière et le pion. L'intérêt d'une préparation de surface dans les zones de fortes sollicitations est donc discutable ; comme par exemple sur une face de coupe et de dépouille de l'outil. Par contre une préparation peut s'avérer utile pour les environnements moins sévères, tel que l'évacuation des copeaux dans une goujure. Des essais complémentaires spécifiques aux préparations de surface doivent être réalisés pour confirmer ces premières constatations.

3.4 Partage des flux de chaleur aux interfaces

3.4.1 En statique

La connaissance du partage des flux de chaleur aux interfaces de frottement est un véritable enjeu pour la communauté scientifique. Ces données sont couramment utilisées dans les modèles analytiques et numériques de la coupe. Dans la majeure partie des cas, le coefficient de partage des flux est calculé à partir des propriétés mécaniques et thermiques des deux matériaux en contact. La part de flux de chaleur reçu par le pion, notée β_{statique} , dépend du rapport des effusivités e de chacun des matériaux. Son expression est donnée par la relation (16), et estimée à 0,8 avec les propriétés physiques et thermiques du Ti6Al4V proposées par Lampman [Lamp_90] et celles du carbure H10F publiées par Sandvik [Sand_07] et Kalhori [Kalh_02], récapitulées dans le Tableau 2. Ce calcul est très restrictif car il ne prend pas en compte la vitesse de glissement, ni la conductance à l'interface.

$$\beta_{\text{Statique}} = \frac{e_{\text{pion}}}{e_{\text{pièce}} + e_{\text{pion}}} \approx 0,84 \text{ à } 20^{\circ}\text{C} \quad (16)$$

$$\text{Avec : } e_{\text{pion}} = \sqrt{\lambda_{\text{pion}} \cdot \rho_{\text{pion}} \cdot C_{\text{pion}}} \approx 15468 \text{ à } 20^{\circ}\text{C} \quad (17)$$

$$\text{et : } e_{\text{pièce}} = \sqrt{\lambda_{\text{pièce}} \cdot \rho_{\text{pièce}} \cdot C_{\text{pièce}}} \approx 2954 \text{ à } 20^{\circ}\text{C} \quad (18)$$

λ_i : Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

ρ_i : Densité (kg.m^{-3})

C_i : Chaleur massique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

Matériaux	Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Densité (Kg.m^{-3})	Chaleur massique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Auteurs
Ti6Al4V	6,7	4430	294	[Lamp_90]
Carbure H10F	75	14500	220	[Sand_07] et [Kalh_02]

Tableau 2 - Propriétés physiques et thermiques du pion H10F et de la pièce Ti6Al4V

3.4.2 En dynamique

Le partage des flux de frottement en dynamique est différent de celui en statique.

3.4.2.1 Théorie de Peclet

La théorie des échanges thermiques de Peclet est définie par les relations (19) et (20). Plus la vitesse augmente, plus le temps de diffusion entre la matière en mouvement et l'outil diminue.

$$\beta_{dynamique} = \frac{\lambda_{pion}}{\lambda_{pion} + \lambda_{pièce} \sqrt{Pe}} \quad (19)$$

Avec le nombre de Peclet :

$$Pe = \frac{L.V.\rho.C}{4.\lambda} \quad (20)$$

λ : Conductivité thermique du matériau usiné ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

ρ : Densité (kg.m^{-3})

C : Chaleur massique ($\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$)

V : Vitesse d'écoulement de la matière (m.s^{-1})

L : Largeur du sillon (m)

3.4.2.2 Mesure du flux dans le pion

Comme expliqué précédemment, il peut être évalué lors des essais de frottement à l'aide de la mesure du flux de chaleur dans le pion ϕ_{pion} et du relevé de la composante tangentielle F_t . Le calcul de la part du flux de chaleur partant dans le pion, est donné par la relation (10).

$$\beta_{dynamique} = \frac{\phi_{pion}}{F_t.V_s} \quad (21)$$

ϕ_{pion} : Flux mesuré dans le pion (W)

F_t : Effort tangentiel mesuré sur le pion (N)

V_s : Vitesse de glissement (m.s^{-1})

3.4.2.3 Comparaison des deux méthodes

L'évolution du partage du flux, en fonction de la vitesse de glissement, est présentée sur la Figure 71.

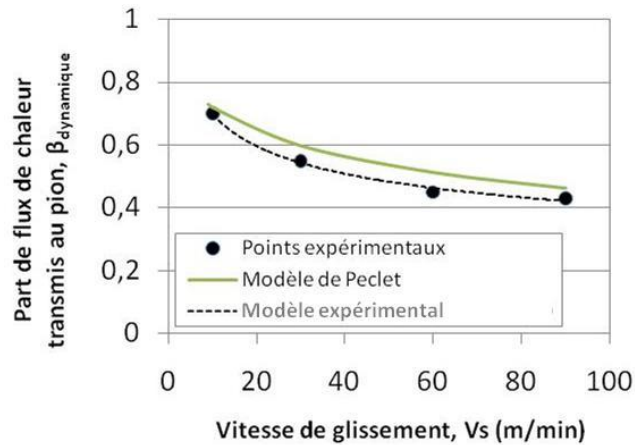


Figure 71 – Evolution du partage du flux dans le pion en fonction de la vitesse

Les deux approches donnent des tendances similaires et présentent un écart de l'ordre de 10%. La part de flux de chaleur reçue par le pion diminue fortement quand la vitesse de glissement augmente. A basse vitesse le titane se comporte en matériau réfractaire, puis la part de chaleur évacuée par le pion diminue ; elle passe de $\beta = 0,7$ pour $V_s = 10$ m/min à $\beta = 0,4$ pour $V_s = 90$ m/min. Pour la suite de l'étude, le partage des flux en dynamique sera modélisé par la relation (22), obtenue par la démarche expérimentale.

$$\beta_{dynamique} = 1,19.V_s^{-0,23} \quad (22)$$

3.5 Synthèse sur les alliages de titane

L'étude tribologique menée sur l'alliage Ti6Al4V, dans des conditions d'essais représentatives de l'usinage de ces matériaux, a permis de mettre en évidence des tendances spécifiques :

- L'augmentation de la pression locale dans le contact fait chuter le coefficient de frottement. Au-delà d'une pression, estimée à 850MPa dans les conditions de l'étude, le coefficient de frottement apparent se stabilise à 0,2
- Sur la plage de vitesses de glissement 10-90 m/min, le coefficient de frottement apparent décroît quand la vitesse augmente. Il passe de 0,3 à 0,2. Ces valeurs sont plus faibles que celles obtenues dans les aciers (42CD4 : 0,6-0,3 [Zemz_2009] ; 316L : 0,4-0,3 [Bonn_08] ; C45 : $\mu_{app} = 0,6-0,4$ [Rech_09]).
- La part adhésive du coefficient de frottement varie sur une large plage, estimée entre 60 et 90 % de la part apparente. Cette tendance est comparable à celles observées dans les aciers (42CD4 : 70-80% [Zemz_2009] – 316L : 80-85 % [Bonn_08]).
- Le mode de régénération du contact a un effet majeur. Le coefficient de frottement augmente si la matière subit le passage répété de l'outil (contact non régénéré). La tendance est d'autant plus prononcée lorsque la vitesse de glissement est supérieure à 10 m/min. Cette configuration est caractéristique du contact paroi/listels en perçage ; il y a donc une évolution du coefficient de frottement le long de ce contact.

- La lubrification n'a pas d'effet en mode régénéré. Cette tendance dans l'alliage Ti6Al4V est en contradiction avec les travaux de Claudin et al. [Clau_10], qui observe une chute significative du coefficient de frottement à basse vitesse dans l'acier 42CD4. Par contre, l'effet de la lubrification est significatif en mode non-régénéré. Dans ce cas, l'augmentation du coefficient de frottement en fonction du nombre de passage de l'outil est stabilisée, ou seulement retardée si la vitesse de glissement est supérieure à 90m/min.
- La présence d'un revêtement (TiN et AlCrN) ne modifie pas les conditions tribologiques du contact. L'adhésion de titane sur l'outil forme un 3^{ème} corps solide sur laquelle la matière s'écoule, sans contact avec le revêtement.
- Le coefficient de partage du flux de chaleur généré à l'interface dépend fortement de la vitesse d'écoulement de la matière. Il vaut 0,75 à une vitesse de glissement de 10 m/min, et chute à 0,4 pour une vitesse de 90 m/min. Dans l'acier 316L étudié par Bonnet et al. [Bonn_08], le coefficient passe de 0,4 à 0,2 pour la même variation de vitesse. Les alliages de titane présentent la particularité de solliciter fortement les outils et confirment ainsi leur classification dans la catégorie des matériaux dits « réfractaires ».

4. Etude du composite T800M21

L'étude tribologique des composites est une approche nouvelle. L'essor des travaux sur la modélisation numérique de la coupe des composites impose d'étendre la connaissance à l'échelle locale, afin d'alimenter les simulations avec des modèles de comportement et de frottement fiables, représentatifs des conditions en usinage. La plupart des travaux publiés utilise un modèle de frottement de Coulomb avec un coefficient constant, indépendant des conditions de glissement. Les valeurs utilisées sont très disparates d'un auteur à l'autre. Zhang [Zhan_09] prend un coefficient de 0,15, alors que Venugopal et al. [Venu_07*] choisissent de prendre 0,3, tandis que Lasri et al. [Lasr_09] assument un coefficient de frottement de 0,5 avec un outil carbure. Les conditions d'identification de ces valeurs sont souvent méconnues, ce qui ne permet pas de juger de la pertinence des critères choisis. Quelques travaux ont été publiés par [Nayak et al. [Naya_05] sur l'identification des coefficients de frottement dans les composites à fibre de verre. Ils mettent en évidence l'effet de l'orientation des fibres sur le coefficient de frottement, pour des vitesses très basses de l'ordre de 0,5 m/min. Un modèle de frottement fonction de l'orientation des fibres est ainsi utilisé dans les simulations de Nayak et al. [Naya_05] et MKaddem et al. [Mkad_09]. Néanmoins ces modèles sont encore loin des vitesses de frottement rencontrées dans l'usinage des composites. Les récents travaux de Mondelin et al. [Mond_10] sont les premiers à proposer une étude de sensibilité sur les conditions de glissement, telles que la vitesse, la pression, l'orientation des fibres et l'arrosage sous émulsion. Pour cela un tribomètre dit « ouvert » a été mis au point pour se placer dans les conditions de frottement régénéré. Les coefficients de frottement apparent mesurés entre un composite T800M21 et un outil PCD sont très faibles : 0,1 à sec et 0,06 sous arrosage. La sensibilité à l'orientation des fibres est très faible, tandis qu'aucun effet de la pression n'est mis en évidence. Selon

Mondelin et al. [Mond_10], la vitesse de glissement est également sans effet sur la plage $10 < V_s < 20$ m/min. Or le domaine de coupe des composites est beaucoup plus large et s'étend à plus de 200 m/min, d'après les constatations bibliographiques et les essais préliminaires présentés en Annexe 1. Il apparaît intéressant d'explorer cette partie du domaine pour compléter les analyses et se rapprocher des conditions réelles de frottement.

4.1 Description du tribomètre

Afin de reproduire au mieux les conditions de frottement rencontrées en usinage, un tribomètre adapté aux configurations des pièces en composites a été spécialement mis au point au sein du laboratoire. Il permet l'identification des coefficients de frottement sur l'ensemble du domaine de coupe des composites. Une vue d'ensemble du tribomètre est illustrée sur la Figure 72.

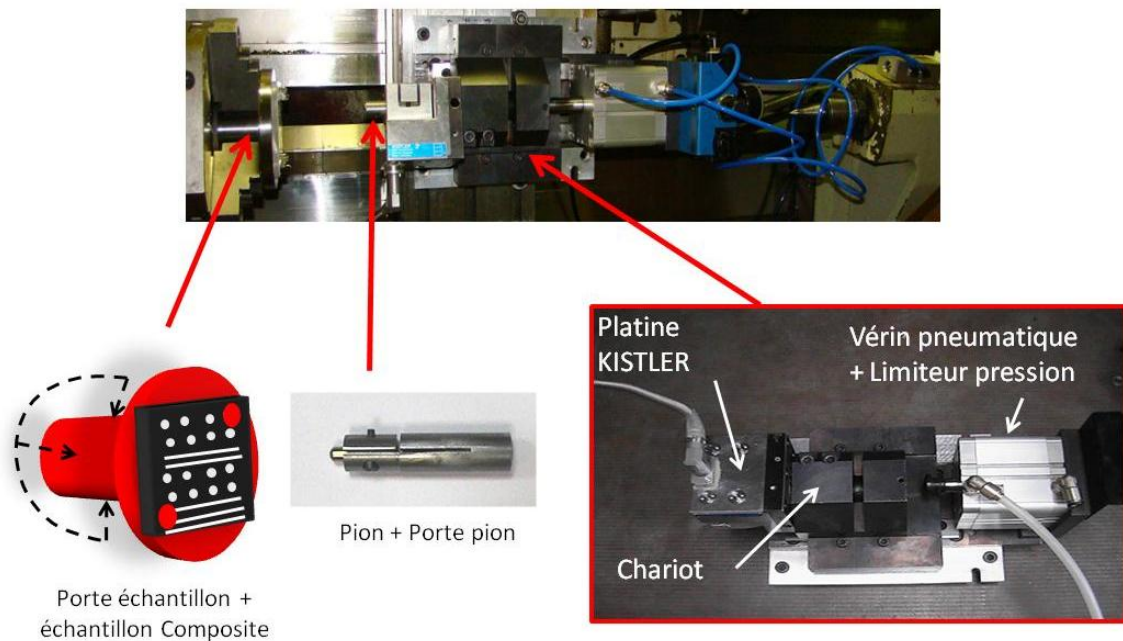


Figure 72 - Tribomètre dédié à l'étude du frottement sur les composites

Une configuration axiale de type « pion-disque amélioré » est choisie en raison de la géométrie des pièces et de l'orientation des fibres associées. En effet, pour reproduire les conditions de frottement le long de l'arête de coupe et des listels, l'essai doit être réalisé sur des fibres coupées. Pour cette raison, il n'est pas envisageable d'utiliser des barres et de réutiliser la configuration d'essai proposée dans les matériaux métalliques par Claudin et al. [Clau_10]. L'échantillon prismatique de 100 x 100 x 10 mm est prélevé dans l'épaisseur d'une plaque de composite drapée, comme le montre la Figure 73. Différentes orientations de fibres peuvent être choisies à partir de plaques unidirectionnelles ou multidirectionnelles.

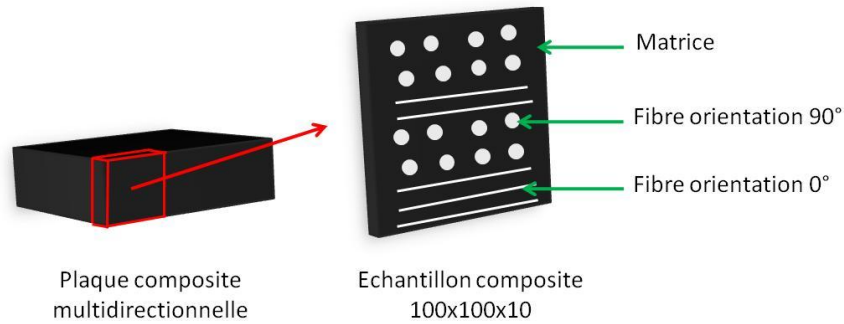


Figure 73 - Prélèvement des échantillons de frottement

L'échantillon de composite est fixé sur la partie tournante de la machine. Le pion de frottement et son système de bridage sont montés sur une platine dynamométrique de mesure d'efforts KISTLER 9121. Le contact entre le pion et l'échantillon est assuré par un chariot mis en translation et maintenu par un vérin pneumatique réglable en pression. L'utilisation d'un tour à commande numérique permet de parcourir une large gamme de vitesses de glissement V_s . Dans le cadre de l'étude, la plage $V_s = 0$ à 200 m/min est choisie car elle correspond au domaine de fonctionnement identifié en Annexe 1. Différentes pressions locales peuvent être obtenues en faisant varier le diamètre de la tête sphérique des pions et l'effort appliqué par le vérin. Deux types de trajectoires peuvent être obtenus. Elles sont illustrées sur la Figure 74. La première en spirale permet de régénérer le contact et de reproduire ainsi les contacts face de dépouille/pièce et face de coupe/copeau. Pour cela, la vitesse de glissement doit être maintenue constante tout au long de l'essai. La seconde trajectoire circulaire est très simple. Elle permet de recycler le contact pour recréer les conditions de frottement listels/paroi.

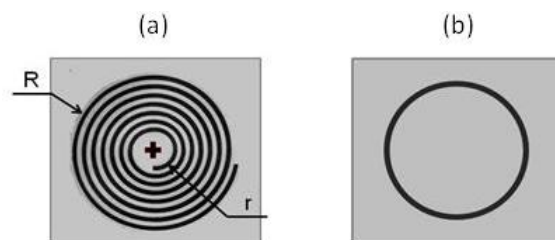


Figure 74 - Trajectoires de frottement du pion, (a) spirale, (b) circulaire

Dans le cas d'un contact régénéré, le temps de frottement est relativement faible (environ 3 s), mais suffisant pour obtenir un relevé d'effort stable et calculer le coefficient de frottement. Un exemple de courbe d'effort est illustré sur la Figure 75.

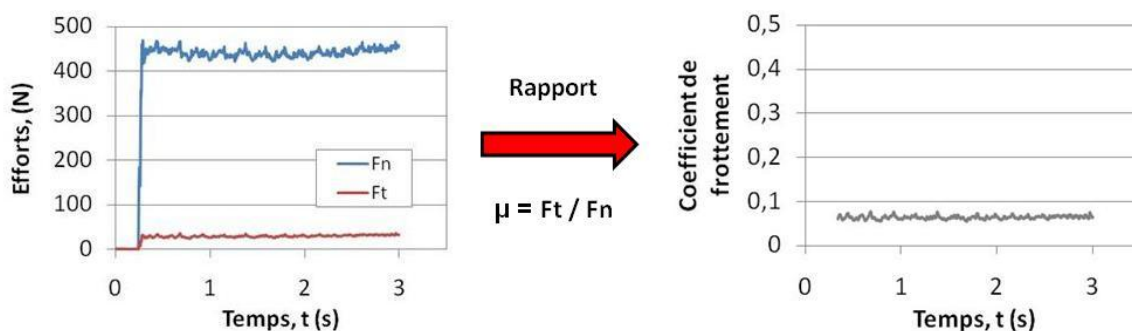


Figure 75 - Relevés d'efforts sur une trajectoire régénérée

4.2 Effet des conditions de glissement

4.2.1 Vitesse de glissement

L'effet de la vitesse sur le coefficient de frottement est présenté sur la Figure 76, pour cinq vitesses de glissement testées : 10, 50, 100, 150 et 200 m/min.

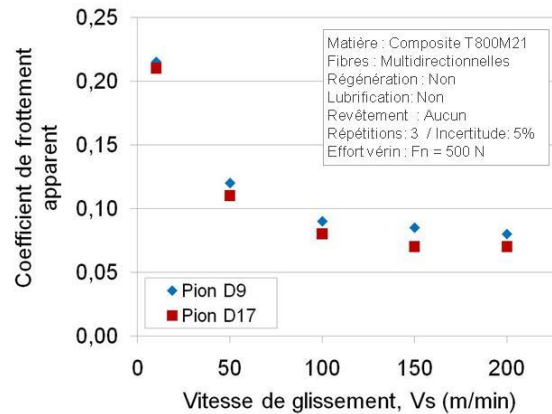


Figure 76 - Evolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse

Le coefficient de frottement présente une grande sensibilité à la vitesse de glissement. Il commence par chuter avec la vitesse, puis se stabilise à partir de 100 m/min. Il passe de 0,22 à 0,08, soit une réduction de près de 65 %. Le comportement en frottement suit les mêmes tendances que l'effort spécifique obtenu par la méthode du couple outil matière en perçage, en Annexe 1. A l'image du $V_{c\ min}$, Il existe une vitesse glissement au dessus de laquelle le frottement est minimisé.

Ces résultats sont les premiers à mettre en évidence l'effet majeur de la vitesse dans l'ensemble du domaine de coupe des composites à fibre de carbone/résine époxy. Sur la plage de vitesse comprise entre 100 et 200 m/min, les coefficients de frottement mesurés dans la zone stabilisée sont bien en dessous de ceux observés dans les alliages de titane ($\mu_{app} = 0,2$) ou dans les aciers (316L : $\mu_{app} = 0,2$ [Bonn_08] ; 42CD4 : $\mu_{app} = 0,2-0,3$ [Zem_08] ; C45 : $\mu_{app} = 0,25 - 0,4$ [Rech_09])

4.2.2 Pression de contact

Différentes pressions locales de frottement sont obtenues en faisant varier le diamètre de la tête sphérique des pions et l'effort appliqué par le vérin. Deux têtes sphériques $\varnothing 9$ ou 17 mm sont utilisées sous un effort de vérin $F_n = 500$ N. La pression estimée est respectivement de 800 et 500 MPa. Les résultats sont présentés sur la Figure 76. Le coefficient de frottement présente une légère sensibilité à la pression. Il augmente en moyenne de 10% quand la contrainte locale est plus élevée (tête sphérique de 9 mm). L'effet de la pression est donc plutôt faible ; il n'y a pas non plus d'effet d'interaction avec la vitesse. Ces observations sont en accord avec les travaux publiés par Mondelin et al. [Mond_10], qui sur une gamme de pression étendue entre 400 et 1500 MPa, n'a pas constaté d'effet de la pression.

4.2.3 Régénération

Les trajectoires recyclées (cercle) et régénérées (spirale) sont testées, puis présentées sur la Figure 77 :

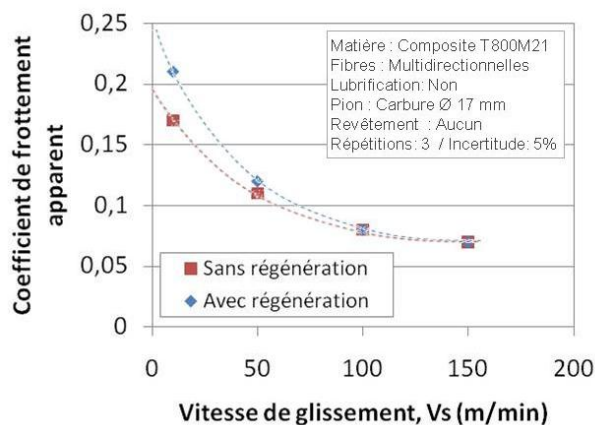


Figure 77 - Evolution du coefficient de frottement pour deux modes de régénération

Le coefficient de frottement présente une sensibilité au mode de régénération dans les basses vitesses de glissement. Un contact régénéré entraîne une diminution de 20 % à $V_s = 10$ m/min, puis l'écart entre les deux modes s'annule à partir de $V_s = 100$ m/min. Il est important de noter que dans un contact recyclé, le coefficient de frottement n'évolue pas avec le nombre de tour dès lors que le premier passage est effectué. Contrairement à ce qui est constaté dans les alliages de titane, il n'y a ici que très peu d'affinité chimique entre les éléments du composite et ceux du substrat carbure. La surface des pions présente un aspect neuf quel que soit le nombre d'essais réalisés.

4.2.4 Orientation des fibres

Différentes orientations de fibres sont testées : 0° , 90° et multidirectionnelles (alternance périodique $[-45^\circ ; 0^\circ ; 45^\circ ; 90^\circ]_n$). Les résultats sont présentés sur la Figure 78

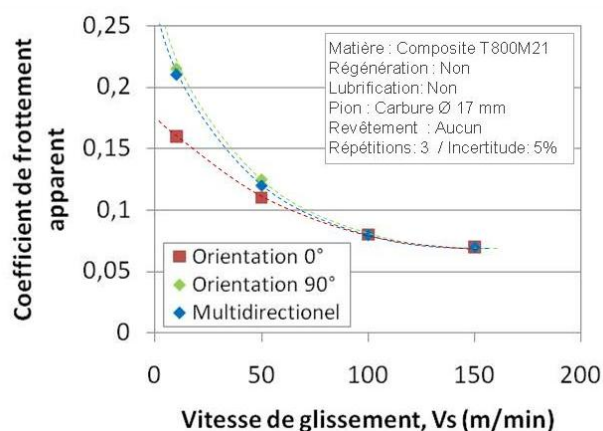


Figure 78 - Evolution du coefficient de frottement pour différente orientation de fibres

Le coefficient de frottement présente une sensibilité à l'orientation des fibres pour les basses vitesses de glissement. Le frottement sur des fibres orientée à 0° , parallèles à la vitesse de coupe entraîne une diminution de près de 25% sur le coefficient de frottement, à $V_s = 10$ m/min. Elle confirme les tendances observées par [Nayak et al. [Naya_05], mais cette différence disparaît progressivement quand la vitesse augmente. Le comportement des fibres orientées à 90° est très proche de celui observé dans un arrangement de fibres multidirectionnelles.

4.2.5 Rugosité

Deux états de surface de la calotte sphérique du pion sont testés : $R_a = 0,1 \mu\text{m}$ et $R_a = 0,4 \mu\text{m}$. Les résultats sont présentés sur la Figure 79.

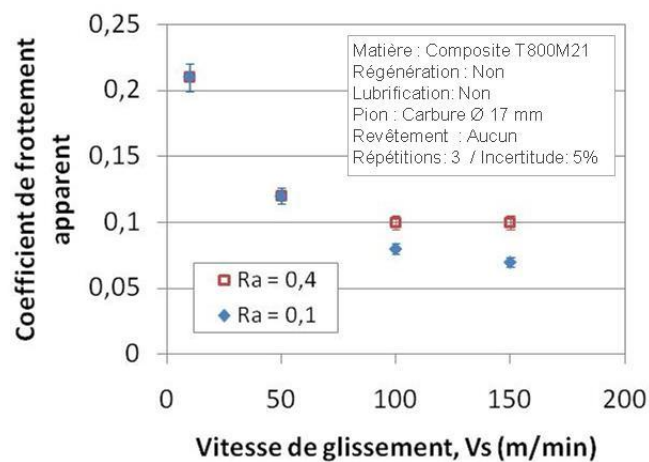


Figure 79 - Evolution du coefficient de frottement pour différente rugosité de pion

A basse vitesse de frottement, il n'y a aucun effet de la rugosité sur le coefficient de frottement. Aux environs de 100 m/min et pour les hautes vitesses, la préparation de surface joue un rôle majeur. La rugosité $R_a = 0,4 \mu\text{m}$ entraîne une augmentation de plus de 40% du coefficient de frottement, par rapport à la préparation $R_a = 0,1 \mu\text{m}$, ayant servi de référence pour l'ensemble de l'étude. Ce résultat est très intéressant et doit être pris en compte par les fabricants d'outils. La diminution des frottements à haute vitesse, et donc de l'échauffement, passe par une bonne maîtrise de l'état des surfaces, avant et après revêtement.

4.3 Synthèse sur les composites

L'étude tribologique menée sur les composites, dans des conditions d'essais représentatives de l'usinage de ces matériaux, a permis de mettre en évidence des tendances spécifiques :

- Une forte sensibilité à la vitesse de glissement est mise en évidence sur la plage de vitesse de glissement 10-200 m/min. Le coefficient de frottement apparent décroît quand la vitesse augmente. Sa valeur minimale de 0,08, mesurée pour des vitesses de glissement supérieures à 100 m/min, est très faible en comparaison de celles obtenues

dans les alliages de titane ($\mu_{\text{app}} = 0,2$) et les aciers (42CD4 : 0,6-0,3 [Zemz_2009] ; 316L : 0,4-0,3 [Bonn_08] ; C45 : $\mu_{\text{app}} = 0,6-0,4$ [Rech_09]).

- L'augmentation de la pression locale a peu d'effet sur le coefficient de frottement.
- Le mode de régénération du contact a une influence seulement à basse vitesse. A 10 m/min, le mode non-régénéré fait baisser le coefficient de frottement de 20% par rapport au mode régénéré. Au-delà de 100 m/min, il n'y a pas de différences entre les deux modes. Ce comportement est très différent de celui observé dans les alliages de titane. En perçage, le contact non-régénéré entre la paroi et les listels est donc moins sévère dans les composites.
- L'orientation des fibres joue un rôle important à basse vitesse. A 10 m/min, le coefficient de frottement le plus faible est obtenu quand les fibres sont parallèles à la direction de la vitesse, soit l'orientation 0° . L'écart est alors de 30 % par rapport à une orientation à 90° ; puis cette différence s'atténue pour s'annuler à une vitesse de 100 m/min.