



Science Arts & Métiers (SAM)

is an open access repository that collects the work of Arts et Métiers Institute of Technology researchers and makes it freely available over the web where possible.

This is an author-deposited version published in: <https://sam.ensam.eu>
Handle ID: <http://hdl.handle.net/10985/7656>

To cite this version :

Wiliam YOUSFI, Raynald LAHEURTE, Philippe DARNIS, Olivier CAHUC, Madalina CALAMAZ - Analyse de la sensibilité et des domaines de validité des modélisations analytiques de la coupe. - In: Congrès français de mécanique (21 ; 2013 ; Bordeaux (Gironde))., France, 2013-08-26 - Congrès français de mécanique (21 ; 2013 ; Bordeaux (Gironde)). - 2013

Any correspondence concerning this service should be sent to the repository

Administrator : scienceouverte@ensam.eu



Analyse de la sensibilité et des domaines de validité des modélisations analytiques de la coupe

W. Yousfi^a, R. Laheurte^a, M. Calamaz^b, P. Darnis^a, O. Cahuc^a

a. Université de Bordeaux, I2M, UMR 5295, F-33400 Talence, France

b. Arts et Métiers Paris Tech, I2M, UMR 5295, F-33400 Talence, France

Résumé :

La détermination de l'ensemble des 6 actions de coupe présente un grand intérêt lors de la modélisation des procédés de coupe tels que le fraisage, le tournage et le perçage dans le but d'optimiser les paramètres géométriques et cinématiques et ainsi améliorer la qualité des surfaces obtenues et la durée de vie des outils.

Les modélisations analytiques ou semi-analytiques de coupe donnent souvent un ordre de grandeur de ces actions mécaniques de coupe à la pointe de l'outil.

L'intérêt de ces modélisations est lié à la rapidité de l'obtention des résultats et au faible coût par rapport à la mise en œuvre de dispositifs expérimentaux.

Quatre modèles analytiques présents dans la littérature (modèle de Merchant – 1945, modèles thermomécaniques d'Oxley -1980, de Gilormini -1982 et de Dargnat -2006) sont analysés dans ce travail, en portant une attention particulière à leurs domaines de validité. Ainsi, les effets de la variation de chaque paramètre géométrique et cinématique sur les résultats obtenus par chacune des modélisations sont présentés et comparés, en tenant compte des hypothèses propres à chaque modélisation. De ce fait, cette étude est réalisée en configuration de coupe orthogonale, configuration la plus simple à modéliser, qui suppose une arête de coupe perpendiculaire à la vitesse de coupe et à l'avance.

Abstract:

The determination of all the 6 mechanical actions of cutting processes is very interesting for modeling of milling, turning and drilling in order to optimize the geometric parameters, kinematic, improve the quality of the obtained surface and the tool life.

Analytical or semi-analytical models of cutting often give an order of the mechanical action magnitude in the cutting tool tip.

The interest of these models is linked to the rapidity of the results obtaining and to the moderate cost compared with experimental approach

In the literature there are several main analytical models (Merchant model – 1945, thermomechanical Oxley models -1980, Gilormini -1982 and Dargnat -2006). They are analyzed in this work, paying particular attention to their validity domains. Thus, the effects of variation of each parameter on the geometric and kinematic results obtained by each of the models are presented and compared, taking into account the specific modeling assumptions. This study will be conducted in orthogonal cutting configuration, because of its simplicity for modeling the cutting process, this configuration assumes that the cutting edge is perpendicular to the cutting speed and feed directions.

Mots clefs : Usinage, Efforts de coupe, Modélisation thermomécanique, Coupe orthogonale, Domaine de validité.

1 Présentation des modèles

La détermination des efforts de coupe par modélisation analytique est abordée dans nombreux travaux de recherche ayant pour but l'amélioration du procédé d'usinage. Ces modélisations peuvent intégrer

plusieurs paramètres, ce qui permet de quantifier l'ensemble des grandeurs physiques apparaissant lors de l'opération d'usinage.

Compte tenu de la complexité des phénomènes physiques présents, la coupe orthogonale a été la configuration la plus exploitée dans la modélisation analytique de coupe. Dans cette configuration, la vitesse de coupe est perpendiculaire à l'arête de coupe, le rapport entre l'avance et la largeur de coupe est d'au moins de 10 et l'état de déformation est bidimensionnel (cas de déformation plane). Les trois modèles seront appliqués à l'acier 42CrMo4.

1.1 Modèle de Merchant (1945)

Dans la modélisation de la coupe orthogonale de Merchant [Merchant -1945], la formation du copeau est supposée être due à un cisaillement intense dans un plan de cisaillement incliné d'un angle Φ par rapport à la direction de la vitesse de coupe (V_c) comme indiqué sur la figure 1.

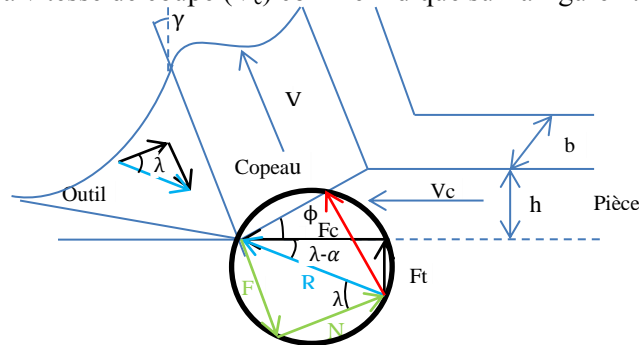


FIG.1 - Modèle géométrique de Merchant

Dans cette modélisation, la zone de dépouille n'est pas prise en compte (pas de rayon d'arête) et le matériau usiné est supposé parfaitement plastique. Une contrainte d'écoulement en cisaillement τ est définie. La contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire est définie par la relation de Merchant suivante:

$$\tau_{ab} = \frac{F_s}{A_s} = \frac{\text{Effort tangentiel dans le plan de cisaillement primaire}}{\text{Section cisailée}} = \frac{F_c \cdot \cos(\Phi + \lambda - \gamma) \cdot \sin(\Phi)}{\cos(\lambda - \gamma) \cdot h \cdot b} \quad (1)$$

La contrainte de compression dans la zone de cisaillement primaire est définie par la relation (2). Le comportement du matériau dans la zone primaire est traduit par la loi de Caquot-Bridgman.

$$\sigma = \tau_{ab} \cdot \text{tg}(\Phi + \lambda - \gamma) = \frac{F_c \cdot \sin(\Phi + \lambda - \gamma) \cdot \sin(\Phi)}{\cos(\lambda - \gamma) \cdot h \cdot b} \quad \text{avec} \quad \Phi = \frac{1}{2} \cdot (C_1 + \gamma - \tau) \quad (2)$$

L'effort de coupe et l'effort tangentiel s'expriment par :

$$F_c = \frac{2 \cdot A_0 \cdot \tau_0 \cdot \cos(\lambda - \gamma) \cdot \sin(C_1)}{\cos(2\Phi - C_1 + \lambda - \gamma) - \cos(C - \lambda + \gamma)}, \quad F_t = \frac{2 \cdot A_0 \cdot \tau_0 \cdot \sin(\lambda - \gamma) \cdot \sin(C_1)}{\cos(2\Phi - C_1 + \lambda - \gamma) - \cos(C_1 - \lambda + \gamma)} \quad (3), (4)$$

1.1.1 Effet de la variation de l'angle de coupe sur le coefficient de frottement apparent, du modèle de Merchant

Pour une vitesse de coupe de 100 m/min et une largeur de coupe (b) de 4 mm, les résultats du modèle de Merchant sur l'acier 42CrMo4 sont présentés sur la figure 2.

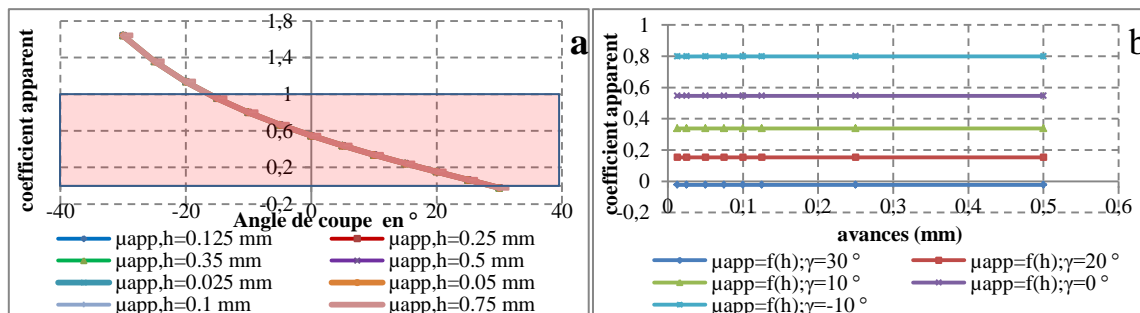


FIG.2- Variation du coefficient de frottement apparent en fonction de l'angle de coupe et l'avance

Les valeurs du coefficient de frottement ($\mu_{app} = F_t / F_c$) à considérer sont celles comprises entre 0 et 1, qui ont une signification physique. Les angles de coupe varient entre -15 et 30 degrés pour un

coefficient de frottement cohérent. Le modèle de Merchant permet une variation plus importante des angles de coupe positifs jusqu'à 30 degrés, alors que cette variation est plus réduite pour les angles de coupe négatifs (inférieur à 20 degrés).

1.2 Modèle d'Oxley (1980)

Le modèle purement mécanique de Merchant repose sur un comportement parfaitement plastique du matériau. Il est donc incomplet dans la mesure où il ne prend pas en compte la sensibilité de la contrainte d'écoulement à l'érouissage, à la température et à la vitesse de déformation. Dans le but de mettre en place une approche plus réaliste, Oxley [P.L.B, Oxley-1967] a considéré un comportement thermo-viscoplastique du matériau.

La contrainte d'écoulement le long de la zone de cisaillement primaire est de la forme :

$$\sigma_{ab} = \frac{(T_{ab} - T_0) \cdot \rho \cdot S}{1.4 \cdot (1 - \beta) \cdot \varepsilon_{ab}} \quad (5)$$

La déformation et la vitesse de déformation subie par un élément de matière ayant traversé la zone de cisaillement primaire sont exprimées par :

$$\varepsilon_{ab} = \frac{\cos(\gamma)}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot \sin(\phi) \cdot \cos(\phi - \gamma)}, \quad \dot{\varepsilon}_{ab} = \frac{C \cdot V_c \cdot \sin(\phi) \cdot \cos(\gamma)}{\sqrt{3} \cdot h \cdot \cos(\phi - \gamma)} \quad (6), (7)$$

L'angle Φ est obtenu par l'égalité entre les efforts appliqués sur les zones de cisaillement primaire et secondaire traduisant l'équilibre du copeau. La contrainte d'écoulement le long de la zone de cisaillement secondaire est de la forme :

$$\sigma_{bc} = \frac{(T_{bc} - T_{ab}) \cdot \sqrt{3} \cdot \rho \cdot S \cdot t \cdot 10^6}{\psi \cdot 10^A \cdot l_c} \quad \text{avec } A = 0.06 - 0.195 \cdot \delta \cdot \sqrt{\frac{\rho \cdot S \cdot V_c \cdot h \cdot t^2}{K \cdot L_c}} + 0.5 \cdot \log\left(\frac{\rho \cdot S \cdot V_c \cdot h \cdot t^2}{K \cdot L_c}\right) \quad (8)$$

L'effort de coupe et l'effort tangentiel s'expriment par :

$$F_c = R \cdot \cos(\lambda - \alpha), \quad F_t = R \cdot \sin(\lambda - \alpha) \quad \text{avec } R : \text{résultante d'efforts} = \frac{F_s}{\cos(\theta)} = \frac{\sigma_{ab}}{\sqrt{3}} \cdot b \cdot h \cdot \frac{1}{\sin(\phi) \cdot \cos(\theta)} \quad (9)$$

1.2.1 Effet de la variation de l'angle de coupe et d'avance sur le coefficient de frottement apparent du modèle d'Oxley

Pour une vitesse de coupe de 100 m/min et une largeur de coupe de 4 mm, les résultats du modèle d'Oxley sur un acier 42CrMo4 sont représentés par la courbe figure3 :

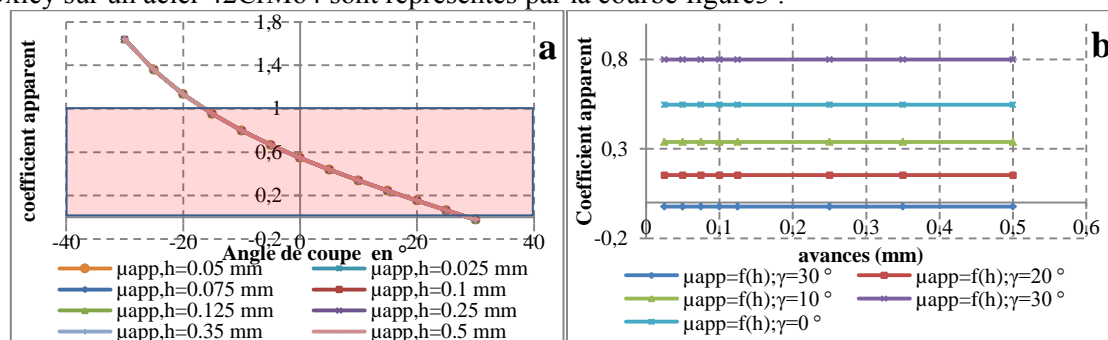


FIG.3- Effet de l'angle de coupe et de l'avance sur le coefficient de frottement apparent

A partir des courbes, la variation du coefficient de frottement en fonction de l'angle de coupe est d'avance est similaire au modèle de Merchant.

1.3 Modèle de Gilormini (1982)

Le modèle de Gilormini [P.Gilormini-1982] tient compte d'une zone de cisaillement secondaire supposée rectangulaire. Le contact entre le copeau et l'outil est collant et le profil de vitesse dans le copeau croît linéairement dans l'épaisseur du cisaillement secondaire, et est uniforme sur le reste du copeau.

Dans la zone de cisaillement primaire, la contrainte d'écoulement est définie par :

$$\sigma_{ab} = \frac{\rho \cdot S}{\varepsilon_{ab}} \cdot (T_{ab} - T_0) \quad (10)$$

La déformation et la vitesse de déformation subies par un élément de matière ayant traversé la zone de cisaillement primaire ont les expressions suivantes:

$$\bar{\varepsilon}_{ab} = \frac{V_c \cdot \cos(\gamma) + V \cdot \sin(\Phi - \gamma)}{\sqrt{3} \cdot V_c \cdot \sin(\Phi)}, \quad \bar{\varepsilon}_{ab} = \frac{V_c \cdot \cos(\gamma) + V \cdot \sin(\Phi - \gamma)}{h} \quad \text{avec } \Phi = \text{artg} \left(\frac{\cos(\gamma)}{\frac{V_c}{V} - \sin(\gamma)} \right) \quad (11), (12)$$

Dans la zone de cisaillement secondaire, Le modèle de Gilormini propose une nouvelle description de l'échauffement pour les zones de déformation. Le champ de vitesse est proposé avec une température uniforme dans l'épaisseur du copeau à la sortie de cisaillement primaire. Le profil de température dans l'épaisseur du copeau est constitué de deux paraboles de concavité inverse.

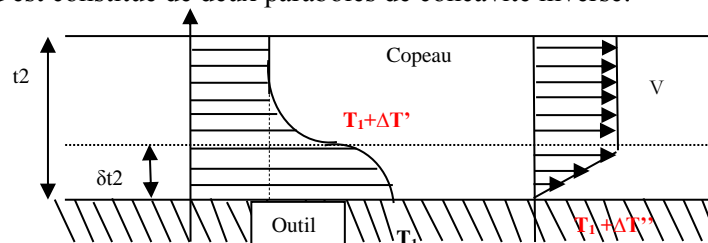


FIG.4-Température et vitesse dans le copeau

La valeur moyenne de la température moyenne à l'interface outil copeau T_{bc} est donnée par :

$$T_{bc} = T_{ab} + g(Ca) \cdot \frac{1}{6} \cdot \frac{\sigma_{bc}}{bt} \cdot \sqrt{lc \cdot V} \quad (13)$$

L'effort de coupe et l'effort tangentiel sont alors exprimés par :

$$F_c = \frac{\dot{w}_t}{V_c} = \frac{\text{Puissance totale dissipée}}{\text{vitesse de coupe}}, \quad F_t = \frac{1}{\cos(\alpha)} \left(\frac{\sqrt{3}}{4} \cdot \sigma_{bc} \cdot lc \cdot b - F_c \cdot \sin(\alpha) \right) \quad (14), (15)$$

1.3.1 Effet de la variation de l'angle de coupe sur le coefficient de frottement apparent du modèle de Gilormini

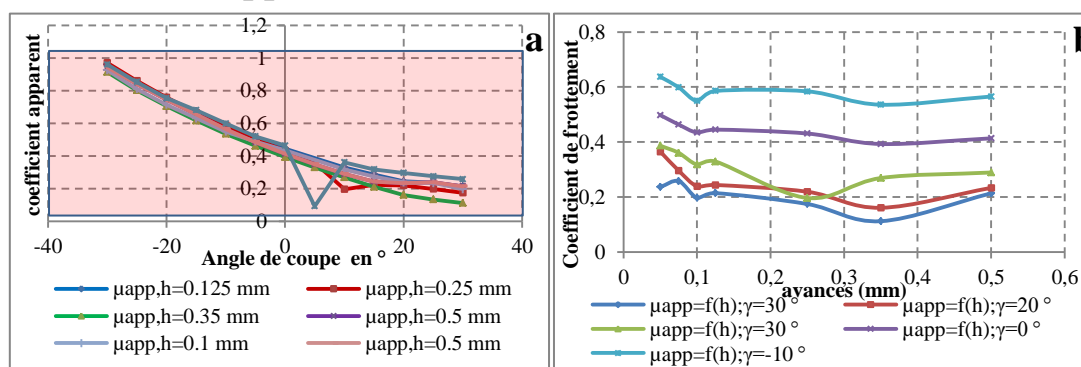


FIG.5: Effet de l'angle de coupe et de l'avance sur le coefficient de frottement apparent pour $V_c=100$ m/min, $b=4$ mm

Contrairement aux résultats du modèle de Merchant et d'Oxley, le domaine de validité du modèle de Gilormini par rapport à une variation de l'angle de coupe est plus important (figure5 (a)) et le coefficient de frottement apparent décroît en fonction de l'avance (figure5 (b)). Les valeurs de ces derniers sont de -30° à plus de 30° . Pour l'avance de 0.075 mm le coefficient de frottement apparent varie brusquement pour un angle de coupe de 5° puis il revient à sa variation normale, cette constatation est de plus en plus remarquable pour les avances les plus faibles. Cette instabilité est due à des divergences de calcul pour quelques valeurs d'angle de coupe (pour une avance de 0.075 mm et au voisinage de l'angle de coupe 5° l'effort de coupe passe de 577 N à 1890 N puis il revient à 612 N).

1.3.2 Comparaison de la variation de coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de coupe entre les modèles d'Oxley et Gilormini

Pour une avance élevée de 0.3 mm et deux angles de coupe proches des valeurs expérimentales (0° et -10°) les résultats de la variation du frottement apparent, μ_{app} en fonction de la vitesse de coupe pour les modèles d'Oxley et de Gilormini sont présentés sur la figure 6.

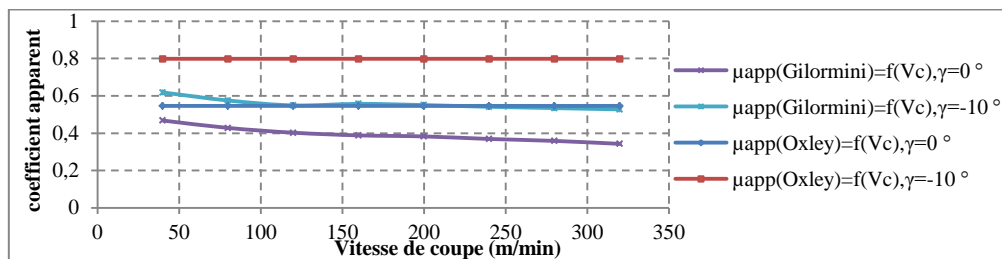


FIG.6: Effet de la vitesse de coupe sur le coefficient de frottement apparent ($\gamma=0^\circ$ et $\gamma=-10^\circ$)

La variation du coefficient de frottement apparent est nulle en fonction de la vitesse de coupe pour le modèle d'Oxley alors que cette variation est faiblement décroissante et de valeur plus faible pour le modèle de Gilormini. En augmentant la vitesse de coupe l'effort tangentiel diminue sensiblement pour le modèle Gilormini alors que cette variation est proportionnelle à l'effort de coupe pour le modèle d'Oxley de manière à maintenir un coefficient de frottement constant. Cette constatation peut mettre en évidence l'effet de l'adoucissement thermique du matériau en augmentant la vitesse de coupe sur le coefficient de frottement pour le modèle de Gilormini.

1.4 Modèle de Dargnat : déformations et vitesses de déformation dans le plan de cisaillement primaire:

Un élément de matière passant de la pièce au copeau suit une trajectoire hyperbolique et selon le modèle de Dargnat [Dargnat-2006]. Les variations de la déformation et de la vitesse de déformation en fonction de l'angle de cisaillement et de coupe sont présentées sur la figure 7 :

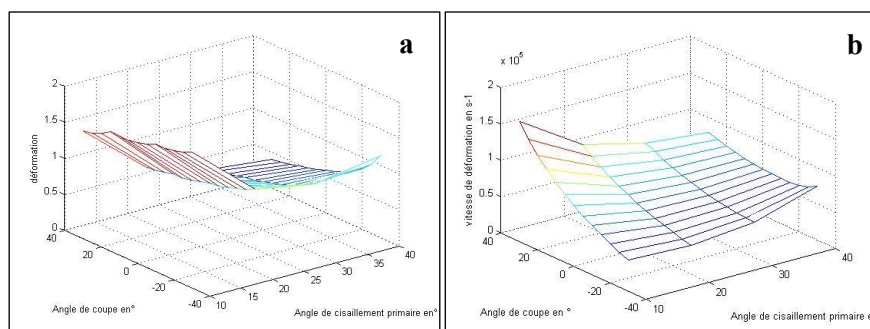


FIG.7: Variation de la déformation et de la vitesse de déformation pour $V_c=100$ m/min.

A partir des courbes ci-dessus, on constate que le modèle de Dargnat assure une meilleure stabilité des résultats par rapport aux autres modèles (pas de variation instantanée des résultats et pas de divergence de calcul pour les faibles angles de coupe) lors des variations importantes de l'angle de coupe ($-40 \leq \gamma \leq 40$) ou de l'avance. Pour comparer ces résultats avec les autres modèles, la figure 8 présente la variation de la déformation et de la vitesse de déformation pour les modèles de Gilormini, Oxley et Dargnat pour une vitesse de coupe de 100 m/min.

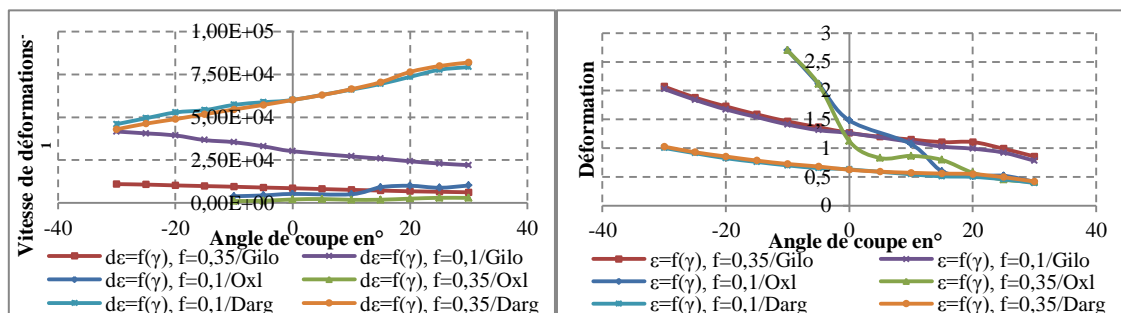


FIG.8: Variation de la déformation et de la vitesse de déformation pour $V_c=100$ m/min

A partir des courbes de la figure 8, la vitesse de déformation est plus faible dans le modèle d'Oxley et augmente en fonction de l'angle de coupe alors que sa variation est décroissante dans les modèles de

Gilormini et de Darnat avec des valeurs plus faibles pour ce dernier. Cette vitesse est très sensible au changement d'angle de coupe, avec une variation croissante pour le modèle de Darnat et décroissante pour celle de Gilormini. La déformation dépend de l'avance dans le modèle d'Oxley alors que cette sensibilité à l'avance est moins remarquable dans les deux autres modèles.

Au-delà d'une certaine valeur de l'angle de coupe, le coefficient de frottement est supérieur à 1. Les résultats de modèle d'Oxley ne sont alors plus stables et les déformations et vitesses de déformation varient aléatoirement rendant les résultats inexploitable.

1.5 Conclusion :

L'amélioration des modèles analytiques de coupe fait partie des objectifs de tous les travaux de recherche en modélisation dans le but d'avoir un domaine de validité plus important avec des résultats les plus fiables possible. Ce travail consiste à présenter pour deux modèles de base (modèle d'Oxley et modèle de Gilormini) et un modèle récent (Darnat-2006) le domaine de validité de chacun ainsi que leurs sensibilités à quelques paramètres de coupe tels que la vitesse de coupe (V_c) et l'avance (h). A partir de ces résultats on a constaté que le domaine de validité s'améliore pour chaque nouveau modèle et les résultats deviennent plus stables et moins perturbés par les variations extrêmes des paramètres tels que les angles de coupe négatifs. Le modèle de Darnat est le modèle le plus réaliste physiquement, avec une modélisation plus fine de chaque zone de déformation basée sur la mécanique des milieux continus permettant une détermination des résultats (température, déformation ...) en chaque point discrédité.

"Ce travail a été conduit dans le cadre du groupe de travail Manufacturing 21 qui regroupe 11 laboratoires de recherche français. Les thèmes étudiés sont : la modélisation du processus de fabrication, l'usinage virtuel, le développement de nouvelles méthodes de fabrication."

Nomenclature :

τ_{ab} : Contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire (MPa)

A_s, A_0 : Section cisailée, Section coupée (mm²)

Φ, γ : angle de cisaillement primaire, Angle de coupe (°)

F_s : Effort tangentiel dans la zone de cisaillement primaire (N)

F_c : Effort de coupe (N) λ : Angle de frottement dans la zone de cisaillement secondaire (°)

b, h, L_c : largeur de coupe, Avance, longueur de contact (mm)

τ_0 : Paramètre du matériau (MPa), C_1 : Paramètre du matériau (°)

$\dot{\epsilon}, \dot{\epsilon}_0$: Vitesse de déformation et vitesse de déformation de référence (s⁻¹)

V_c, V : Vitesse de coupe et vitesse de copeau (m.s⁻¹)

σ_{ab}, σ_{bc} : Contrainte d'écoulement dans la zone de cisaillement primaire et secondaire (MPa)

T_{ab}, T_{bc} : Température dans la zone de cisaillement primaire et secondaire

C, Ca : paramètre d'Oxley, nombre de Caremon

ρ, S, K : masse volumique (kg/m³), chaleur spécifique (J/kg.°C), conductivité thermique (W/m.°C)

b_t : effusivité thermique (J/m².√s.°C), \dot{w}_t : Puissance (W)

Références Bibliographiques:

[1] : Merchant ME. Mechanics of the metal cutting process, I: orthogonal cutting. Journal of Applied Physics 1945;16:267–75.

[2] : W.F.Hastings, P. Mathiew and P.L.B Oxley, A machining theory for predicting chip geometry, cutting forces etc. from work material proprieties and cutting conditions, Proceedings of the Royal Society A, 4 August 1980 vol. 371 no. 1747 569-587 doi: 10.1098/rspa.1980.0097

[3]: W.F.Hastings, P. Mathiew and P.L.B Oxley, Minimum work as a possible criterion for determining the frictional conditions at the tool/chip interface in machining, Philosophical Transactions of the Royal Society A, September 21, 1976, doi: 10.1098/rsta.1976.0064.

[4] : D.I Lalwani, N.K Mehta, P.K Jain, Extension of Oxley's predictive machining theory for Johnson and Cook flow stress model, Journal of materials Processing Technology 247-667, 2009, India

[5]: P. Gilormini, Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux, Thèse, ENS des Mines Paris, 1982.

[6]: F. Darnat, Modélisation semi-analytique par approche énergétique du procédé de perçage des métaux monolithiques, Thèse de doctorat Université Bordeaux 1, N° d'ordre: 3216, 2006.