



**HAL**  
open science

## Modélisation analytique des efforts en usinage

Pierre Naisson, Joël Rech, Henri Paris, Florian Dumont

► **To cite this version:**

Pierre Naisson, Joël Rech, Henri Paris, Florian Dumont. Modélisation analytique des efforts en usinage. CFM 2009 - 19ème Congrès Français de Mécanique, Aug 2009, Marseille, France. hal-03391342

**HAL Id: hal-03391342**

**<https://hal.science/hal-03391342>**

Submitted on 21 Oct 2021

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

# Modélisation analytique des efforts en usinage

Pierre Naisson (a,b,c), Joël Rech (a), Henri Paris (b), Florian Dumont (a)

- a. Université de Lyon, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint Etienne, LTDS, CNRS UMR 5513, 58 rue Jean Parot, 42000 Saint Etienne, [pierre.naisson@enise.fr](mailto:pierre.naisson@enise.fr)
- b. Université de Grenoble, G-SCOP, 46 avenue Félix Viallet, 38031, Grenoble Cédex 1
- c. CETIM, 7 rue de la presse, BP802, 42952 Saint-Etienne cedex 9

## Résumé :

*La détermination des efforts de coupe liés à l'usinage est un axe majeur de recherche depuis de nombreuses années. Trois voies principales existent pour quantifier ces efforts, à savoir les méthodes empiriques, basées uniquement sur l'expérimentation, les approches numériques et enfin les approches analytiques. Le principal problème de ces deux dernières approches se situe au niveau de la fiabilité des résultats par rapport à l'expérimentation. C'est pourquoi des méthodes dites de recalage sont utilisées pour corriger les paramètres des modèles pour les faire correspondre au mieux aux résultats expérimentaux. Le but de cet article est de montrer l'influence des divers paramètres physiques liés aux procédés sur les paramètres des modèles. Pour cela, le modèle de coupe orthogonale de Merchant est utilisé, en incluant par l'intermédiaire du frottement, une prise en compte de la vitesse de coupe. Des essais de coupe orthogonale avec des variations de vitesses et d'angle de coupe, ainsi que d'avance sont mis en place. L'influence de ces trois paramètres sur la robustesse du modèle est alors analysée.*

## Abstract :

*The prediction of thrust force in machining is a main goal in research since many years. There are three main ways to determine these forces, which are empirics methods, based on experimentation only, numerical approach and finally analytical prediction. The first problem of the numerical and analytical method is about reliability of results in regards of experimentation. This is why resetting method are used to correct parameters of these models in order to have a better accuracy with experimental results. The goal of this article is to show the influence of various physical parameters such as cutting speed or feed rate on the analytical model parameters. To do this, the Merchants orthogonal cutting model is used, including cutting speed sensibility by the mean of variable friction coefficient. Orthogonal cutting test with various cutting speed and angle, and various feed rate are set up. The influence of these parameters on the sturdiness of the model is so analyzed.*

**Mots clefs :** effort, modèle analytique, recalage

## 1. Introduction

La connaissance des efforts de coupe lors de l'usinage est un axe majeur de recherche pour optimiser les procédés de fabrication. Il est généralement reconnu qu'il existe trois échelles pour étudier ces efforts. L'échelle macroscopique permet de relier l'effort de coupe aux paramètres du processus [1], l'échelle microscopique permet de relier l'effort de coupe au comportement thermo viscoplastique du matériau [2] et l'échelle mésoscopique permet de prendre en compte les phénomènes de d'interface, comme par exemple le frottement [3].

Pour chacune de ces échelles, il existe des méthodes de caractérisation des paramètres des modèles. Sur le plan macroscopique, la méthode du Couple Outil Matière (COM) [4] définit justement un ensemble de règles permettant de qualifier le fonctionnement d'un outil usinant un matériau donné. Au niveau microscopique, la caractérisation du comportement du matériau passe souvent par des essais complexes pour identifier les paramètres des modèles de comportement de type thermo-élasto-visco plastique, comme le modèle de Johnson & Cook [5] et [6]. Enfin, le couplage entre ces deux aspects se fait soit par des approches analytiques, comme le modèle de Merchant [7] et [8], ou plus récemment Oxley dans [9], soit par des méthodes numériques, de type éléments finis comme Outeiro [10]. Enfin, la méthode CAM appliquée par

Bissey [11] pour le fraisage et Claudin [12] et Guibert [13] pour le perçage permet de déterminer l'effort de coupe par sommation des actions exercées sur chaque arête élémentaire. Les actions sont déterminées par des modèles mésoscopiques intégrant l'influence des angles de coupe. Néanmoins, l'ensemble de ces modèles requière de nombreuses expérimentations, afin de les recalibrer par rapport à la réalité.

C'est pourquoi de nombreuses études existent sur des méthodes de recalage plus ou moins sophistiquées, permettant de corriger les nombreuses variables des modèles pour s'approcher le plus possible de la réalité. Elles se basent toutes sur le même principe, à savoir une comparaison entre un modèle physique (analytique, numérique ou empirique) et une approche expérimentale du procédé. Ainsi, Outeiro dans [10] propose d'identifier le jeu de coefficients du modèle de Johnson et Cook le plus adapté à la prédiction des contraintes résiduelles issues du tournage du 316L. Audy dans [14] s'appuie sur une base de données issue de l'expérimentation du perçage pour valider un modèle mi-analytique, mi-empirique.

Il apparaît ici une limite à ces divers recalages. En effet, ces approches se basent toujours sur une géométrie et des conditions de coupe simples (généralement la coupe orthogonale ou oblique), et ne recalent les paramètres des modèles que sur cette seule configuration de coupe. Ainsi, le passage vers des configurations plus évoluées (type arête de foret ou de fraise) nécessite le recalage complet du modèle pour chaque configuration. De plus, sur ces configurations complexes, l'évolution des conditions de coupe et de géométrie de l'arête conduisent à une grande variété de modèles et donc de paramètres. L'approche retenue ici se veut plus simple. Grâce à un dispositif spécialement conçu, des essais de coupe orthogonaux sont réalisés pour identifier les paramètres du modèle de comportement plastique du matériau associé au modèle de Merchant. Un modèle de frottement dépendant de la vitesse de glissement est associé au modèle de Merchant. Le modèle recalé permet de prédire les efforts de coupe sur une large plage de configurations de coupe.

## 2. Modèle d'effort

### 2.1. Modèle d'effort de coupe analytique

En première approche, nous retiendrons le modèle de coupe de Merchant [7] et [8]. C'est un modèle dans lequel trois phénomènes physiques sont pris en compte. Le premier concerne la loi de comportement. Merchant utilise un modèle de type Bridgman, avec deux paramètres  $S_0$  et  $k$  dépendant du matériau. Ce modèle ne tient pas compte de la température et de la vitesse de déformation. Le deuxième concerne la loi de frottement. Il considère à l'interface outil-copeau un frottement constant, aussi bien le long du contact copeau-outil qu'en fonction de la vitesse de défilement. Enfin, le troisième phénomène concerne la formation du copeau qui se fait le long d'un plan de cisaillement.

L'hypothèse du frottement constant est trop forte dans le cas de l'usinage. Moufki propose dans [15] de prendre en compte la température à l'interface pour faire varier le coefficient de frottement. Zemzemi montre dans [3] que le coefficient de frottement décroît fortement avec la vitesse de glissement du copeau sur la face de coupe de l'outil. De plus, il montre que ce coefficient est directement lié au couple revêtement / matière à usiner.

Le comportement du matériau pour Merchant est de type plastique parfait établi par Bridgman [16], avec une prise en compte de la sensibilité de la contrainte de cisaillement à la contrainte normale, comme montré par la relation (1). Il comporte deux constantes dépendantes du matériau. La première  $S_0$  est la contrainte de cisaillement sous une contrainte normale nulle, alors que  $k$  est la pente d'évolution de la contrainte de cisaillement par rapport à la contrainte normale. Ces deux paramètres peuvent être choisis dans la littérature, mais les méthodes classiques de recalage permettent de mieux s'accorder aux données expérimentales.

$$S = S_0 + k \cdot \sigma_n \quad (1)$$

### 2.2. Modèles de frottement et d'efforts de coupe

Le modèle donne accès aux efforts de coupe et d'avance en coupe orthogonale. Les conditions de coupe (angle et vitesse) sont identifiées dans le plan  $P_f$ . Les notations de configuration de coupe sont rappelées ci-dessous. L'hypothèse principale formulée par Merchant est une coupe en régime stationnaire et déformation plane, sans variation de la section du copeau, avec une vitesse de coupe suffisante pour ne pas avoir d'arête rapportée. La pression dans la bande de cisaillement est supposée constante.

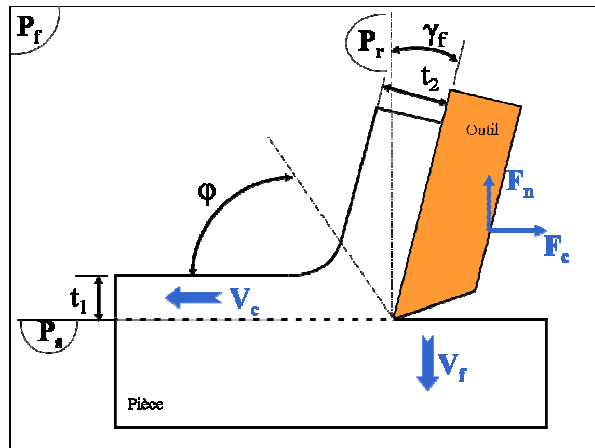


FIG. 1 - Configuration de coupe orthogonale - Notations

Le principe permettant de déterminer l'angle de cisaillement primaire  $\varphi$  est basé sur une minimisation de la puissance totale dissipée au cours de l'opération de coupe. En premier lieu, cette dernière hypothèse conduit à l'équation suivante :

$$\varphi = \frac{\pi}{4} + \frac{\gamma_f - \lambda_t}{2} \quad (2)$$

Le coefficient de frottement  $\mu_t$  outil/copeau ou l'angle de friction  $\lambda_t$  sont reliés par la relation (3). Alors que Merchant retient un coefficient de frottement constant, et ne prend pas en compte la vitesse de coupe, l'approche retenue ici utilise un coefficient de frottement dépendant de la vitesse de glissement  $V_g$  à l'interface outil/pièce. Cette méthode a été développée par Zemzemi [3] et appliquée à l'usinage du 42CrMo4 à 290 HB avec des outils en carbure revêtu TiN et des vitesses de frottement outil-copeau comprises entre 40 et 300 m.min<sup>-1</sup>. Il utilise un tribomètre spécialement conçu pour reproduire les conditions de frottement à l'interface outil / copeau. De plus, pour relier la vitesse de coupe globale  $V_c$  à la vitesse de défilement outil / copeau  $V_g$ , le rapport de compression  $t_1/t_2$  est utilisé (3). Afin de conserver l'homogénéité des unités, la vitesse de coupe est adimensionnée par une vitesse de référence, choisi au milieu de l'intervalle d'expérimentation, soit ici,  $V_{réf}=150$  m.min<sup>-1</sup>.

$$\mu_t = \tan(\lambda_t), \quad (3)$$

$$\mu_t = 0.26 \times \frac{t_1}{t_2} \times \left( \frac{V_c}{V_{réf}} \right)^{-0.43} \quad (4)$$

Il apparaît également une relation géométrique (4) entre les épaisseurs de copeau en entrée  $t_1$  et sortie  $t_2$  de la zone de cisaillement, qui est fonction de l'angle de cisaillement  $\varphi$  et de l'angle de coupe  $\gamma_f$

$$\frac{t_1}{t_2} = \frac{\sin(\varphi)}{\cos(\varphi - \gamma_f)} \quad (5)$$

Le comportement plastique parfait nécessite de connaître deux paramètres liés au matériau,  $k$  et  $S_0$ , permettant de déterminer deux variables intermédiaires  $S'_s$  et  $C$  (équation 5 et 6), nécessaire pour calculer les efforts de coupe (équation 7 et 8).  $C$  correspond à la condition de plasticité, alors que  $S'_s$  est la contrainte moyenne de cisaillement.

$$S'_s = \frac{S_0}{1 - k \cdot \tan(\varphi + \lambda_t - \gamma_f)} \quad (6)$$

$$C = \arctan\left(\frac{1}{k}\right), \text{ et également } C = 2 \cdot \varphi + \lambda_t - \gamma_f \quad (7)$$

Enfin, l'obtention de ces différents paramètres permet de déterminer les efforts de coupe et de pénétration  $F_c$  et  $F_n$ . Dans ces expressions,  $w$  désigne la largeur de coupe.

$$F_c = w.t_1.S'_s \left( \tan(C - \varphi) + \frac{1}{\tan \varphi} \right) \quad (8)$$

$$F_n = w.t_1.S'_s \left( \frac{\tan(C - \varphi)}{\tan \varphi} - 1 \right) \quad (9)$$

Dans le cas présent, les paramètres à identifier sont les paramètres  $k$  et  $S_0$ , ainsi que l'angle de cisaillement  $\varphi$ . Pour cela, une méthode inverse va être utilisée. Des essais de coupe permettent d'accéder aux grandeurs macroscopiques nécessaires à l'obtention des paramètres du modèle. Ces essais sont présentés dans le paragraphe suivant.

### 3. Recalage expérimental du modèle

#### 3.1. Essais de coupe

Nous choisissons de recalibrer le modèle d'effort sur une large plage de conditions de coupe, aussi bien en termes de vitesse que de configuration d'angle. Afin de réaliser les essais alimentant le modèle, il est nécessaire de concevoir des dispositifs permettant de placer l'arête de coupe dans la bonne orientation. Des disques de 3 mm d'épaisseur en 42CrMo4 à 290 HB de diamètre 80 mm sont utilisés comme éprouvette de tournage. Les efforts dans les trois directions sont enregistrés par un dynamomètre Kistler, avec une fréquence d'échantillonnage de 2 kHz. Les efforts de la phase stabilisée de l'usinage sont retenus par la suite. Grâce à ce dispositif (FIG 2), il est possible de réaliser des essais avec les configurations d'angle de coupe  $\gamma_f$  compris entre 0, 15 et 30°.

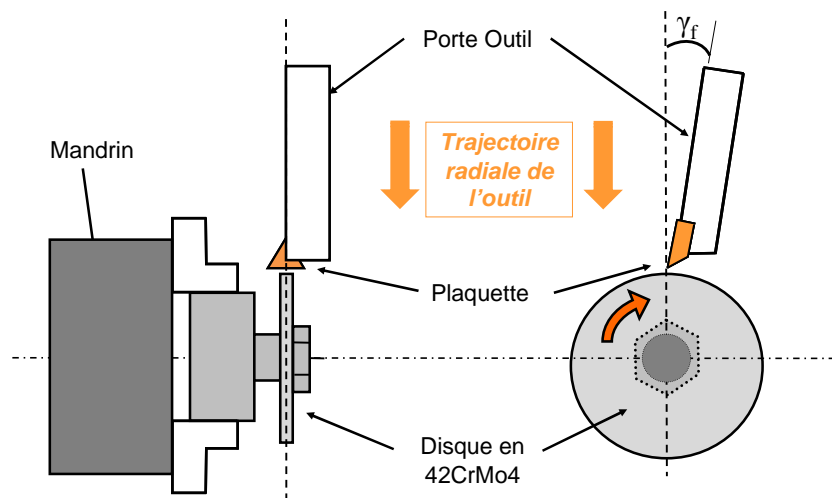


FIG 2 - Dispositif expérimental de tournage

Les essais ont été menés sur un tour à commande numérique SOMAB T450. Des plaquettes TPKN 1603 PPR 4040 sans brise-copeaux, revêtues de TiN sont utilisées pour usiner le disque. Ces plaquettes ont subi un affûtage spécial pour améliorer et stabiliser l'acuité d'arête  $R_\beta$  à 30  $\mu\text{m}$ , mais également pour les sur-dépouiller à 35° (au lieu de 11° normalement) pour éviter le talonnage lorsque l'angle de coupe  $\gamma_f$  est de 30°. Les conditions opératoires sont des vitesses de coupe de 10, 20, 60 et 90  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ , avec des avances comprises entre 0.03 et 0.2  $\text{mm}\cdot\text{tr}^{-1}$ . L'usinage se déroule à sec.

Les essais de coupe fournissent plusieurs informations. En premier lieu, les efforts dans les deux directions. De plus, comme il a été montré plus haut, il est nécessaire de connaître l'épaisseur des copeaux pour résoudre les équations de Merchant (entre autre pour connaître l'angle de cisaillement  $\varphi$ ). Les copeaux issus du tournage sont tous continus sans festonnage (non segmenté, copeau de type 2 pour Merchant). Les copeaux sont enrobés puis mesurés à la loupe binoculaire.

Pour chaque configuration de coupe retenue, deux essais sont réalisés. L'erreur de répétabilité moyenne est de 3% sur l'effort de coupe et 11 % sur l'effort d'avance. Concernant la mesure des épaisseurs de copeau, celle-ci est mesurée en 5 points sur le copeau et ce pour chaque essai, et l'erreur de répétabilité est de l'ordre de 2 %.

### 3.2. Méthode de recalage

Les essais de coupe avec différentes configurations angulaires, d'avance et de vitesse permettent de recalibrer ce modèle. En effet, ces essais fournissent les efforts de coupe, les épaisseurs de copeaux, alors que le coefficient de frottement est variable en fonction de la vitesse de coupe, suivant la relation (3). A partir de la relation (5), et connaissant  $t_1$  (l'avance),  $t_2$  (la mesure de l'épaisseur de copeau) et  $\gamma_f$  (fixé par le montage de la plaquette), l'angle de cisaillement est calculé. Le paramètre  $k$  du modèle de comportement plastique est obtenu par la relation (7). C'est à ce niveau qu'est utilisé le modèle de frottement variable. La vitesse de coupe étant connue, le coefficient de frottement  $\mu_t$  est recalculé, et permet donc de définir l'angle de friction  $\lambda_t$ . Le deuxième paramètre du modèle de comportement  $S'_0$  est obtenu par la relation (6), dans laquelle le paramètre  $S'_s$  est obtenu à l'aide des relations (8) et (9). En effet, les efforts sont mesurés, l'épaisseur  $t_1$  est fixe ainsi que la largeur de coupe  $w$ , alors que l'angle de cisaillement a été déterminé à l'étape précédente.

### 4. Discussion

Les limites de validité de notre modèle sont basées sur celle du modèle de Merchant. En théorie, celui-ci n'a pas été développé pour les basses vitesses de coupe, mais l'adjonction d'un modèle de frottement dépendant de la vitesse permet d'accéder à des vitesses de glissement locales de l'ordre de  $10 \text{ m.min}^{-1}$ . Nous avons donc retenu des conditions expérimentales pour recalibrer le modèle de comportement plastique du matériau sur une large plage. Les valeurs des paramètres  $k$  et  $S_0$  sont identifiées à partir des essais :  $k = 0,016$  et  $S_0 = 751 \text{ MPa}$ . Maintenant, le modèle recalibré est confronté à des résultats expérimentaux sur une large plage de conditions opératoires, avec le même outil usinant la même matière (42CrMo4). L'objectif est d'estimer l'erreur de prédiction de l'effort de coupe avec des conditions opératoires qui sont loin des conditions optimales mais que l'on rencontre dans des certaines opérations d'usinage comme par exemple le dressage de face en tournage où le long de l'arête de coupe en perçage.

La figure 3 (a) montre l'évolution de l'erreur de prédiction de l'effort (différence entre effort prédit et effort mesuré expérimentalement) pour une vitesse de coupe de  $90 \text{ m.min}^{-1}$  et un angle de coupe de  $0^\circ$  en fonction de l'avance. Nous pouvons remarquer que l'erreur est d'environ 30% pour de faible avance et devient raisonnable (5%) lorsque l'avance est dans le domaine préconisé par le constructeur d'outil. La figure 3 (b) montre l'évolution de l'erreur de prédiction de l'effort (différence entre effort prédit et effort mesuré expérimentalement) pour une avance de  $0.15 \text{ mm.tr}^{-1}$  et un angle de coupe de  $0^\circ$  en fonction de la vitesse de coupe. L'erreur est acceptable ( $< 10\%$ ) sur une large plage de vitesse de coupe. La figure 3 (c) montre l'évolution de l'erreur de prédiction de l'effort (différence entre effort prédit et effort mesuré expérimentalement) pour une vitesse de coupe de  $60 \text{ m.min}^{-1}$  et une avance de  $0.15 \text{ mm.tr}^{-1}$  en fonction de l'angle de coupe. L'erreur est raisonnable ( $> 15\%$ ) sur une large plage. L'erreur devient importante lorsque l'angle de coupe est grand, valeur que nous pouvons rencontrer sur des applications industrielles citées plus haut.

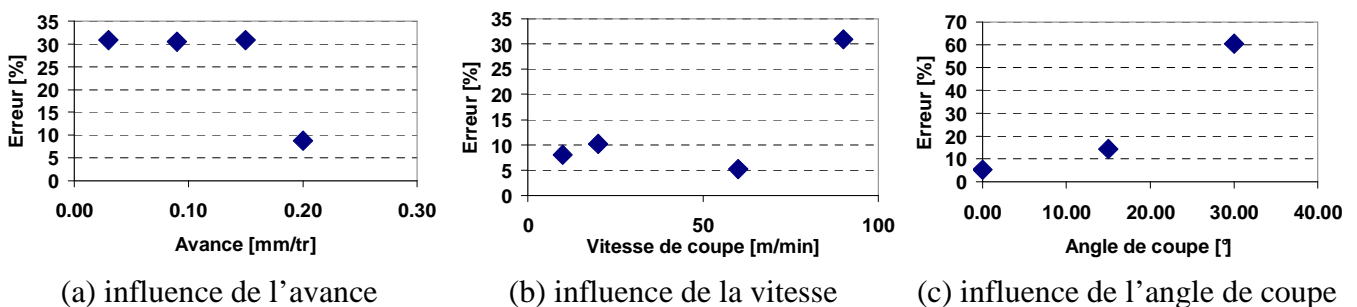


FIG 3 - Influence des paramètres de coupe sur les efforts

La zone de validité de notre modèle est donc importante. Cependant les erreurs de prédictions sont plus importantes lorsque l'on s'écarte des conditions opératoires préconisées pour couple outil/matière. Nous retiendrons donc ici une zone de validité déterminée par une avance supérieure à  $0.2 \text{ mm.tr}^{-1}$ , une vitesse de coupe comprise entre  $10$  et  $60 \text{ m.min}^{-1}$ , et un angle de coupe de  $0$  à  $15^\circ$ .

### 5. Conclusion

L'approche retenue dans cette étude consistait à associer un modèle de frottement au modèle de Merchant de manière à avoir un modèle de prédiction de l'effort de coupe sur une grande plage de conditions opératoires.

Dans ce contexte, il est nécessaire de recalibrer les paramètres du comportement plastique du matériau. Pour cela, nous avons défini une stratégie et conçu un dispositif expérimental permettant de faire varier les conditions opératoires sur un large domaine. Les résultats obtenus montrent que le modèle recalibré permet de prédire les efforts avec une erreur raisonnable sur un vaste domaine de conditions de coupe. Le modèle retenu est simple et ne prend pas en compte les phénomènes liés à la température. Ceci explique l'évolution de l'erreur lorsque l'on s'écarte des conditions de coupe prévues par le constructeur outil ou déterminé par la méthode du couple outil matière.

## Références

- [1] Y. Altintas : *Manufacturing automation : metal cutting mechanics, machine tool vibrations & CNC design*, volume 0521650291. Cambridge University Press, juin 2006.
- [2] A. Moufki, D. Dudzinski, A. Molinari et M. Rausch : Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(6):1205–1232, juin 2000.
- [3] F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui et P. Kapsa : Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of aisi4142 treated steels. *Journal of Materials Processing Technology*, In Press, Corrected Proof:–, 2008.
- [4] AFNOR : *NF E66-520-7: Domaine de fonctionnement des outils coupants - Couple outil-matière - Partie 7 : Application à la technologie de perçage dans le plein*. AFNOR, 1 édition, Novembre 2000.
- [5] GR Johnson et W.H. Cook : A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. In *Seventh International Symposium on Ballistics*, pages 541–547, The Hague, The Netherlands, April 1993.
- [6] Gordon R. Johnson et William H. Cook : Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1):31–48, 1985.
- [7] M.E. Merchant : Mechanics of the metal cutting process. i. orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5):267–275, 1945.
- [8] M.E. Merchant : Mechanics of the metal cutting process. ii. plasticity conditions in orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics*, 16(6):318–324, 1945.
- [9] Peter L. B. Oxley : *The Mechanics of Machining : An Analytical Approach to Assessing Machinability*. Prentice Hall, 1989. ISBN-978-0135686683.
- [10] J.C. Outeiro, D. Umbrello et R. M'Saoubi : Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of aisi 316l steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(14):1786–1794, novembre 2006.
- [11] S. Bissey : *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils-cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. Thèse de doctorat, ENSAM Cluny, Labomap, Avril 2005.
- [12] C. Claudin, G. Poulachon et M. Lambertin : Correlation between drill geometry and mechanical forces in mql conditions. *Machining Science and Technology*, 12(1):133–144, 2008.
- [13] N. Guibert, A. Paris, C. Claudin et J. Rech : Identification of thrust force models for vibratory drilling. *A paraître dans International Journal of Machine Tool and Manufacture*, (6), 2008.
- [14] J. Audy : A study of computer-assisted analysis of effects of drill geometry and surface coating on forces and power in drilling. *Journal of Materials Processing Technology*, 204(1-3):130–138, août 2008.
- [15] A. Moufki, A. Molinari et D. Dudzinski : Modelling of orthogonal cutting with temperature dependent friction law. *Journal of Mechanical Physics of Solids*, 46, 1998.
- [16] P.W. Bridgman : *Studies in Large Plastic Flow and Fracture With Special Emphasis on the Effects of Hydrostatic Pressure*. McGraw-Hill, 1952.