Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis

Thèse de doctorat

Pour obtenir le grade de Docteur de l'Université de

VALENCIENNES ET DU HAINAUT-CAMBRESIS

Spécialité :

Mécanique

Présentée et soutenue par Yannick SENECAUT.

Le 02/12/2015, à VALENCIENNES

Ecole doctorale : Sciences Pour l'Ingénieur (SPI)

Laboratoire : Laboratoire d'Automatique, mécanique, informatique humaines (LAMIH)

Vers une maîtrise objective des conditions de contact frottant en Usinage à Grande Vitesse : intégration des phénomènes tribologiques et du comportement métallurgique

JURY

Président

- IOST, Alain. Professeur, ENSAM, laboratoire MSMP.

Rapporteurs

- NOUARI Mohamed. Professeur, LEMTA NANCY.
- MOCELLIN, Katia. Docteur - HDR, MINES PARIS TECH.

Examinateurs

- WATREMEZ, Michel. Maître de Conférences, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis.
- HUBERT, Cédric. Maître de Conférences, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis.

Directeur de thèse

- DUBAR, Laurent. Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis.

Invité

- BROCAIL, Julien. Docteur, ESTACA.

Résumé :

Mots clés : Usinage à grande vitesse, Tribologie, Comportement métallurgique, recristallisation dynamique, Formulation ALE.

Dans les approches numériques pour l'usinage à grande vitesse, le comportement rhéologique des matériaux usinés est généralement décrit par une loi de Johnson Cook et le frottement à l'interface par un coefficient constant de type Coulomb.

Une première approche propose de déterminer une loi de frottement à paramètres multiples pour des basses températures (20°C) combinées à des vitesses de glissement élevées (jusqu'à 90m.min^{-1}) au moyen d'un tribomètre développé par Meresse [Mer11]. Les résultats expérimentaux sont comparés à un modèle numérique et une méthode inverse est utilisée pour minimiser l'erreur entre des simulations numériques et expérimentales sur les forces tangentielles et normales. Cette méthode permet de récupérer un coefficient de frottement de type Coulomb qui est associé à la pression locale, la température et la vitesse de glissement. La réalisation de plusieurs essais fournit une loi de frottement à paramètres multiples pour des vitesses de glissement élevées et des basses températures.

Une seconde étude est menée sur les phénomènes microstructuraux intervenant à l'interface outil-copeau. De nombreuses études ont montré que les phénomènes de recristallisation dynamique apparaissent lors de l'usinage dans l'interface outil-copeau. La loi de Johnson Cook ne comprend pas de tels phénomènes. Ainsi, les modèles rhéologiques spécifiques basés sur la métallurgie sont introduits pour tenir compte de ces phénomènes de recristallisation dynamique. Deux modèles empiriques proposés par Kim [Kim03] et Lurdos [Lur08] sont étudiés.

Un modèle éléments finis de la coupe orthogonale à deux dimensions est développé avec le logiciel Abaqus Explicit en utilisant une formulation ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian). Ce modèle éléments finis peut alors prédire la formation des copeaux, les températures d'interface, les longueurs de contact et les forces de coupe.

De nombreux essais spécifiques sont réalisés sur un banc d'essai de coupe orthogonale et un tribomètre grande vitesse sur un acier AISI 1045 et avec un outil en carbure non revêtu. Les résultats expérimentaux sont ensuite comparés aux simulations numériques.

Ces deux approches montrent qu'il est necessaire, afin d'optimiser les modèles de coupe orthogonale, de prendre en compte une loi de frottement à paramètres multiples qui tient compte des pressions, températures et vitesses de glissement locales et d'intégrer une loi de comportement rhéologique à base métallurgique.

Abstract :

Keywords : High speed machining, Tribology, Metallurgical behavior, dynamic recristallization, ALE formulation.

In numerical approaches for high speed machining, the rheological behavior of machined materials is generally described by Johnson Cook law and the friction at the interface by a constant coefficient of Coulomb.

A first approach proposes to determine a multiparameter friction law for low temperatures (room temperature) in combination with high sliding speeds (up to 90m.min^{-1}) by means of a tribometer developed by Meresse et Al. [Mer11]. The experimental results are compared to a numerical model and a inverse méthode is used to minimize the error between the numerical and experimental simulations on tangential and normal forces. This method allows to recover a Coulomb friction coefficient. This one is associated with the local pressure, temperature and sliding velocity. Several tests provide a multiparameter friction law for higher sliding speeds and low temperatures.

A second study is conducted on the microstructural phenomena occurring at the tool-chip interface. Numerous studies have shown that the dynamic recrystallisation phenomena appear during machining at the interface. Johnson Cook law excludes such phenomena. Thus, specific rheological models based on metallurgy are introduced to take into account the dynamic recrystallization phenomena. Two empirical models proposed by Kim et al. [Kim03] and Lurdos [Lur08] are studied.

A two-dimensional finite element model of the orthogonal cutting is developed with Abaqus Explicit software using an ALE formulation (Arbitrary Lagrangian-Eulerian). This finite element model can predict chip formation, interface temperatures, contact lengths and cutting forces.

Many specific tests are performed with an orthogonal cutting test bench and with an high speed tribometer on an AISI 1045 steel. The experimental results are then compared with numerical simulations.

Both approaches show that it is necessary to optimize the orthogonal cutting model, to take into account a multi-parameter friction law that considers the local pressures, temperatures, and sliding velocities and to integrate a rheological behavior law based on mettalurgy.

Remerciements

Ces travaux de thèse ont été éffectués au laboratoire LAMIH (Laboratoire d'Automatique, Mécanique, Informatique Humaines) de l'université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis. J'adresse mes plus sincères remerciements à mon responsable scientifique, Dr Michel Watremez et mon directeur de thèse, Pr Laurent Dubar. La confiance qu'ils m'ont laissée m'a permis de venir à bout de cette thèse. J'adresse également mes plus vifs remerciements au Docteur Cédric Hubert, qui a eu un rôle primordial dans la réussite de ces travaux.

Je souhaite également remercier Julien Voisin et Dr Laurence Fouilland-Paille pour leur contribution à ces travaux sur la partie expérimentale et le Docteur Julien Brocail pour sa contribution sur la partie numérique.

J'adresse toute ma sympathie à messieurs Kévin Le Mercier, Colin Debras, Benoit Fontenier, Damien Barbier, Matthieu Fleurant et Madame Julie Chalon, qui ont contribué à l'ambiance de travail.

Enfin, je remercie mes parents, ma sœur et ma future femme qui m'ont toujours soutenu tout au long de cette aventure.

Table des matières

CHAPITRE I: ETAT DE L'ART ET PROBLEMATIQUE DU CONTACT LORS D'UNE OPERATION DE COUPE ORTHOGONALE..... 27

I.1 Généralités sur l'usinage 28

I.1.1 La coupe orthogonale.....28

I.1.2 Les différentes morphologies de copeaux 29

I.2 L'interface pièce-outil 31

I.2.1 Introduction.....31

I.2.2 Mesure de la température 31

I.2.2.1 Méthode de mesure par caméras infrarouges..... 32

I.2.2.2 Méthode de mesure par thermocouples 33

I.2.2.1 Méthode de mesure par analyses métallographiques..... 33

I.2.2.2 Mesure de la Résistance Thermique de Contact..... 33

I.2.3 Vitesse de glissement et problématique du contact collant et glissant 35

I.3 Les modèles de frottement 37

I.3.1 Les modèles courants.....37

I.3.2 Modèles développés pour l'usinage.....38

I.3.3 Discussion sur les modèles de frottements.....49

I.4 Caractérisation expérimentale du frottement..... 50

I.5 Conclusion 55

CHAPITRE II: CARACTERISATION DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT LORS D'UNE OPERATION D'USINAGE A GRANDE VITESSE..... 57

II.1 Caractérisation expérimentale du frottement à basse vitesse : Upsetting Sliding Test (Brocail 2009) 59

II.1.1 Principe de fonctionnement 59

II.1.2 Résultats obtenus 60

II.1.3 Modèle numérique de l'essai 63

II.1.3.1 Description du modèle 63

II.1.3.2 Propriété matériau 64

II.1.4 Recalage numérique des essais expérimentaux 65

II.1.5 Analyse des résultats 67

II.1.5.1 Détermination des paramètres d'interfaces 67

II.1.5.2 Identification d'une loi de frottement 68

II.1.6 Conclusion 69

II.2 Caractérisation expérimentale du frottement à haute vitesse : Tribomètre Grande Vitesse (HST) 70

II.2.1 Principe de fonctionnement 70

II.2.2 Résultats obtenus 72

II.2.3 Modèle numérique de l'essai 74

II.2.3.1 Description du modèle 74

II.2.4 Recalage numérique des essais expérimentaux 75

II.2.4.1 Recalage des efforts 75

II.2.4.2 Identification du coefficient de frottement adapté à l'essai numérique 76

II.2.5 Analyse des résultats 76

II.2.5.1 Détermination des paramètres d'interfaces 76

II.2.5.2 Identification des paramètres pour la loi de frottement 77

II.2.6 Visualisation de l'évolution de la loi 79

II.2.7 Conclusion 82

II.3 Modèle numérique de coupe orthogonale intégrant une loi de frottement à paramètres multiples 82

II.3.1 Modèle numérique de coupe orthogonale 82

II.3.1.1 Description du modèle (Formulation A.L.E) 82

II.3.2 Propriétés du matériau.....84

II.3.3 Méthodologies d'implémentation de la loi à paramètres multiples dans le modèle de coupe orthogonale 84

II.3.3.1 A l'aide d'une loi tabulée..... 84

II.3.3.2 A l'aide d'une routine 85

II.3.4 Analyse des résultats.....87

II.3.5 Conclusion 89

CHAPITRE III: ETUDE DE LA RECRISTALLISATION DYNAMIQUE INDUITE EN USINAGE ET SON IMPACT SUR LA MODELISATION DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU..... 91

III.1 Etat de l'art..... 92

III.2 Description du banc de coupe orthogonale..... 97

III.2.1 Principe de fonctionnement.....98

III.2.2 Résultats expérimentaux obtenus.....98

III.2.2.1 Longueurs de contact 98

III.2.2.2 Epaisseurs de copeaux..... 101

III.2.2.3 Synthèse des résultats expérimentaux 105

III.2.3 Propriétés des matériaux 106

III.3 Analyse des résultats numériques 109

III.4 Conclusion 112

CHAPITRE IV: MODELISATION COMPLETE DE LA COUPE ORTHOGONALE..... 115

IV.1 Détermination d'un nouveau jeu de paramètres pour la loi de frottement à paramètres multiples en tenant compte d'une loi de comportement rhéologique intégrant les phénomènes de recristallisation dynamique..... 116

IV.2 Modèle de coupe avec résistance thermique de contact dépendante de la pression 120

IV.2.1 Evolution de la RTC en fonction de la pression 121

IV.2.2 Analyse des résultats 121

IV.2.3 Conclusion 124

IV.3 Combinaison de la loi de frottement à paramètres multiples avec la loi de comportement rhéologique de Lurdos 125

IV.3.1 Intégration de la loi de frottement à paramètres multiples avec les paramètres établis par Brocail 125

IV.3.2 Intégration du modèle de Lurdos 130

IV.3.3 Conclusion 138

IV.4 Conclusion 139

CONCLUSION 141

PERSPECTIVES 145

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES..... 149

Nomenclature

A :	Coefficient de limite élastique dans la loi de Johnson-Cook	Pa
a :	Avance par tour ou épaisseur du copeau non déformé	m
B :	Module d'écrouissage dans la loi de Johnson-Cook	Pa
C :	Coefficient représentant la sensibilité à la vitesse de déformation dans la loi de Johnson-Cook	
c_p :	Chaleur spécifique	$J.kg^{-1}°C^{-1}$
e :	Epaisseur du copeau	m
f :	Fonction erreur à minimiser	
F_1 :	Effort normal s'exerçant sur la première partie de l'outil composé	N
F_2 :	Effort normal s'exerçant sur la seconde partie de l'outil composé	N
F_n :	Effort normal s'exerçant sur le contacteur	N
F_t :	Effort tangentiel s'exerçant sur le contacteur	N
g :	Espace séparant les deux parties d'un outil composé	m
k :	Contrainte d'écoulement du matériau	Pa
K :	Conductance thermique	$m^{-2}.°C^{-1}.W$
l_c :	Longueur du contact	m
l_1 :	Longueur de la première partie de l'outil composé	m
m :	Coefficient de limite élastique dans la loi de Johnson-Cook	Pa
N_1 :	Effort tangentiel s'exerçant sur la première partie de l'outil composé	N
N_2 :	Effort tangentiel s'exerçant sur la seconde partie de l'outil composé	N
p :	Pénétration	mm
Q :	Energie d'activation apparente de la loi d'Arrhénius	$kJ.mol^{-1}$
R :	Constante universelle des gaz parfaits	$J.°C^{-1}.mol^{-1}$
r :	Rayon d'acuité de l'arête de coupe	m
R_{TC} :	Résistance thermique de contact	$m^2.°C.W^{-1}$
T :	Température	°C
T_1 :	Température du solide 1	°C
T_2 :	Température du solide 2	°C
T_{int} :	Température de l'interface	°C
T_{melt}	Température de fusion	°C

T_{room}	Température ambiante	°C
V :	Vitesse d'écoulement	$m.min^{-1}$
v_a :	Vitesse d'avance	$m.min^{-1}$
v_c :	Vitesse de coupe	$m.min^{-1}$
v_{cop} :	Vitesse du copeau	$m.min^{-1}$
v_g :	Vitesse de glissement locale	$m.min^{-1}$
α :	Angle de dépouille	rad
β :	Facteur de Taylor-Quinney	
γ :	Angle de coupe	rad
γ :	Déformation plastique	
δ :	Epaisseur de la zone de cisaillement secondaire	m
ε :	Déformation plastique	
$\dot{\varepsilon}$:	Vitesse de déformation	s^{-1}
$\dot{\varepsilon}_0$:	Vitesse de déformation de référence	s^{-1}
η :	Pourcentage d'énergie thermique transformée en chaleur	
μ_{app}	Coefficient de frottement apparent	
μ_{adh}	Coefficient de frottement adhésif	
ρ :	Masse volumique	$kg.m^{-3}$
σ_0 :	Contrainte d'écoulement plastique	Pa
σ_m :	Contrainte moyenne	Pa
σ_n :	Pression de contact	Pa
σ_t :	Cission de frottement	Pa
σ_{eq} :	Contrainte équivalente de von Mises	Pa
σ_p :	Contrainte d'écoulement maximum	Pa
σ_s :	Contrainte d'écoulement à saturation	Pa
τ :	Contrainte de cisaillement	Pa
φ :	Densité de flux qui traverse l'interface	$W.m^2$
ϕ :	Angle de cisaillement	rad

X_{epic} : Fraction recristallisée au maximum de contrainte

X_{DRX} : Fraction recristallisée pour une déformation donnée

σ (WH +DRV) : Part de la contrainte d'écoulement due à l'écrouissage et à la restauration dynamique

σ (DRX) : Part de la contrainte d'écoulement due à la recristallisation dynamique

DRV : Restauration dynamique

Table des figures

Figure I-1 : Représentation de la coupe orthogonale. 28

Figure I-2 : Champ de contraintes obtenu par simulation éléments finis et identification des zones de cisaillement Primaire et secondaire. 29

Figure I-3 : Copeau festonné obtenu lors de l'usinage d'un acier inoxydable 316L avec un outil WC-Co non revêtu (vitesse de coupe = 100m.min^{-1}, profondeur de passe = 0,2mm) [Out'06]. 30

Figure I-4 : Copeau en dent de scie (vitesse de coupe = 110m.min^{-1}, profondeur de passe = 0,1mm) [Pou'02]. 30

Figure I-5 : Copeau continu (acier ferritique-perlitique, vitesse de coupe = 150m.min^{-1}, Profondeur de passe = 0,154mm) [M'Sa04]..... 31

Figure I-6 : Les différentes sources de chaleur générées durant l'usinage [Bat02]. 32

Figure I-7 : Schématisation de l'interface et le rôle de la résistance thermique de contact sous la forme d'un transfert thermique 1D [Bro09]. 35

Figure I-8 : Schématisation de l'écoulement de matière dans le copeau. 35

Figure I-9 : Schématisation de l'écoulement de matière dans le copeau [Mar01]. 36

Figure I-10 : Modèle de Coulomb et Coulomb-Orowan. 38

Figure I-11 : Schématisation d'un outil coupé [Chi06]. 40

Figure I-12 : Description du tribomètre utilisé par Rech [Rec09]. 41

Figure I-13 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de glissement. 42

Figure I-14 : Exemples d'informations locales déterminées numériquement par Rech [Rec09]. 43

Figure I-15 : Evolution de la pression de contact en fonction de la vitesse de glissement. 43

Figure I-16 : Evolution de la température de contact en fonction de la vitesse de glissement. 44

Figure I-17 : Evolution du coefficient de frottement d'adhésion en fonction de la vitesse de glissement. 44

Figure I-18 : Evolution de la vitesse de glissement locale en fonction de la vitesse de glissement [Rec09]..... 45

Figure I-19 : Schématisation de la ZCS, de la distribution de la vitesse et des conditions aux limites thermique selon [Bah12]..... 47

Figure I-20 : Dispositifs dédiés à la caractérisation expérimentale du frottement..... 52

Figure I-21 : Distribution de contrainte observée lors de l'usinage d'un acier à faible teneur en carbone [Chi97]..... 53

Figure I-22 : Identification des Trois régimes observés pour l'évolution du coefficient de frottement [Ben12]..... 54

Figure I-23 : Description de la séparation du contact en 2 zones. 56

Figure II-1: Upsetting Sliding Test (UST). 59

Figure II-2 : Chauffe de l'échantillon par induction (a). Contacteur chauffé par cartouche chauffante (b). 60

Figure II-3 : Méthodologie d'analyse des résultats expérimentaux. 61

Figure II-4 : Résultats expérimentaux pour la configuration 6. 62

Figure II-5 : Analyse profilométrique et mesure de la pénétration effective. 63

Figure II-6 : Description du modèle éléments finis de l'UST. 63

Figure II-7 : Relevés d'efforts expérimentaux moyens obtenus lors des trois essais effectués pour la configuration 6 et comparés aux résultats numériques. 67

Figure II-8 : Analyses des variables locales d'interfaces pour la configuration 6..... 68

Figure II-9 : Sensibilité du coefficient de frottement à la vitesse de glissement pour les coefficients identifiés au Tableau 5. 69

Figure II-10 : Tribomètre grande vitesse. a) Vue d'ensemble. b) Vue de dessus. 70

Figure II-11 : a) vue en coupe du tribomètre grande vitesse. b) vue d'ensemble du tribomètre grande vitesse (sans le module de télémétrie. c) vue en coupe de l'adaptation du tribomètre grande vitesse. d) vue d'ensemble de l'adaptation du tribomètre grande vitesse. 71

Figure II-12 : Relevés d'efforts normaux obtenus pour une température de 20°C et une vitesse de glissement égal à 30m.min^{-1} 72

Figure II-13 : Identification du régime stationnaire 73

Figure II-14 : Génération du bourrelet de matière entre la bague et l'indenteur 73

Figure II-15 : Recalage de la trace obtenue sur la bague sur la géométrie initiale 74

Figure II-16 : Description géométrique du modèle 75

Figure II-17 : Relevés des efforts expérimentaux et numériques pour une pénétration effective de 0.057mm et une vitesse de glissement de 30m.min^{-1} 76

Figure II-18 : Analyse des variables locales d'interfaces pour la configuration 1. 77

Figure II-19 : Analyse des paramètres identifiés Tableau 7 sur l'équation I-14 79

Figure II-20 : Evolution de la loi frottement établie Tableau 7 80

Figure II-21 : Analyse du phénomène collage pour une température égale à 20°C. 81

Figure II-22 : Maillage initial et conditions aux limites en déplacements et en températures du modèle numérique 83

Figure II-23 : Problème numérique rencontré lors de l'utilisation d'une loi tabulée. ... 85

Figure II-24 : Schéma explicatif de la sub-routine VFRIC. 86

Figure II-25 : Modèle stabilisé après utilisation d'une sub-routine. 87

Figure II-26 : Analyse des résultats numériques pour un µ constant égal à 0.4, les lois à basses et à hautes vitesses et comparaison avec les résultats expérimentaux. 88

Figure II-27 : Visualisation des plages de vitesses et de températures. 90

Figure III-1 : Représentation de la prise en compte du phénomène de recristallisation dynamique par Lurdos [Lur08] 93

Figure III-2 Représentation de la prise en compte du phénomène de recristallisation dynamique par Kim [Kim03] 95

Figure III-3 : Comparaison des modèles de Lurdos [Lur08] et Kim [Kim03] pour un acier AISI1045 [Cou11] 95

Fiqure III-4 : Comparaison des modèles de Johnson-Cook avec un modèle de Lurdos. 96

Figure III-5 : Banc d'essais pour la simulation de coupe orthogonale. 98

Figure III-6 : Trace laissée par le copeau sur l'outil après essai..... 99

Figure III-7 : Eprouvettes utilisées pour la validation de la méthodologie d'analyse des longueurs de contacts 99

Figure III-8 : Comparaison de l'éprouvette 1 et de l'éprouvette 2 100

Figure III-9 : Essai de coupe orthogonale pour une vitesse de 64m.min^{-1} et une profondeur de passe de 0.2mm 101

Figure III-10 : Evolution des L_c pour des vitesses de coupe de 40m.min^{-1} et 64m.min^{-1} 101

Figure III-11 : Méthodologie d'analyse des copeaux..... 102

Figure III-12: Analyse micrographique pour une vitesse de coupe de 64m.min^{-1} et une profondeur de coupe de 0.3mm. 104

Figure III-13 : Analyse micrographique pour une vitesse de coupe de 40m.min^{-1} et une profondeur de coupe de 0.3mm. 104

Figure III-14 : Résultats expérimentaux en termes d'épaisseurs de copeau 105

Figure III-15 : Phénomène de recristallisation dynamique 107

Figure III-16: Représentation du modèle de Lurdos à 2 vitesses de déformations différentes (5s^{-1} et 60s^{-1}) pour un acier AISI 1045. 108

Figure III-17 : Résultats expérimentaux et numériques pour une profondeur de coupe égale à 0,1mm et une vitesse de coupe de 64m.min^{-1}..... 109

Figure III-18 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.... 110

Figure III-19 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}.... 110

Figure III-20 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1} 111

Figure III-21 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1} 111

Figure IV-1 : Upsetting Sliding Test..... 116

Figure IV-2 : Micrographie d'un échantillon UST avant essai..... 117

Figure IV-3 : Micrographies des configurations 6 et 10 et mise en évidence de la recristallisation dynamique. 118

Figure IV-4 : Visualisation du coefficient de frottement avancé par Johnson-Cook.... 119

Figure IV-5 : Visualisation du coefficient de frottement avancé par Lurdos..... 119

Figure IV-6 : Comparaison des résultats obtenus pour la 6ème configuration avec un modèle de Johnson-Cook et un modèle de Lurdos. 120

Figure IV-7 : CTC=f(Pression) 121

Figure IV-8 : Sens d'observation de la température le long du copeau 122

Figure IV-9 : Sens d'observation de la température le long de l'outil..... 122

Figure IV-10 : Comparaison Référence / RTC = f(Pression) du copeau 123

Figure IV-11 : Comparaison Référence / RTC = f(Pression) de l'outil 124

Figure IV-12 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}. 125

Figure IV-13 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}.... 126

Figure IV-14 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}. 127

Figure IV-15 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.... 128

Figure IV-16 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes de longueurs de contact. 128

Figure IV-17 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes de longueurs de contact..... 129

Figure IV-18 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes d'épaisseurs de copeau. 129

Figure IV-19 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes d'épaisseurs de copeau. 130

Figure IV-20 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}. 131

Figure IV-21 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}. 131

Figure IV-22 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes de longueurs de contact pour une vitesse de 40m.min^{-1}..... 133

Figure IV-23 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes de longueurs de contact pour une vitesse de 64m.min^{-1}..... 133

Figure IV-24 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes de longueurs de contact..... 134

Figure IV-25 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 40m.min-1... 135

Figure IV-26 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.... 136

Figure IV-27 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de 40m.min^{-1}..... 136

Figure IV-28 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de 64m.min^{-1}..... 137

Figure IV-29 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes d'épaisseurs de copeau..... 137

Liste des tableaux

Tableau 1 : Synthèse des configurations d'essais effectués pour un acier AISI 1045..... 61

Tableau 2 : Paramètres de Johnson-Cook's déterminés par Jaspers et Dautzenberg (2002) [Jas02]. 64

Tableau 3 : Propriétés thermo-physiques d'un carbure non revêtu(2001) [Kal01]. 65

Tableau 4 : Propriétés thermo-physiques d'un acier AISI 1045 par Grzesik et Nieslony (2004) [Grz04]. 66

Tableau 5 : Constantes identifiées à basses vitesses et à hautes températures..... 69

Tableau 6 : Plan d'expérience des essais. 72

Tableau 7 : Synthèse des résultats expérimentaux 74

Tableau 8 : Constantes identifiées à hautes vitesses et basses températures..... 78

Tableau 9 : Conditions d'essais expérimentales de référence pour les modèles numériques 84

Tableau 10 : Résultats expérimentaux en termes de longueurs de contact et d'épaisseurs de copeau totales et recristallisées..... 106

Tableau 11 : Paramètres Lurdos d'un AISI 1045 par Courbon (2011) [Cou11]..... 107

Tableau 12 : Configurations d'essais effectués pour un acier AISI 1045 (T_{spe}=température en début d'essai, p=pénétration et V=vitesse d'avance). 117

Tableau 13 : Constantes identifiées à basses vitesses et à hautes températures avec une loi de comportement de type Lurdos. 119

Introduction

L'usinage est un procédé de mise en forme par enlèvement de matière destiné à conférer à une pièce des dimensions et un état de surface situés dans une fourchette de tolérance donnée. Les remarquables avancées dans les revêtements des outils et les lubrifiants ont permis d'accroître considérablement les vitesses de coupe tout en améliorant la qualité des surfaces usinées. Après l'usinage conventionnel puis numérique, est apparu l'usinage à grande vitesse (UGV). Comme toute autre technique de production, l'UGV est soumis à de fortes contraintes économiques et écologiques. L'objectif des entreprises étant d'être compétitives en termes de qualité, coût et délais, les industriels ont désormais besoin d'exploiter au mieux les capacités de leurs moyens de production. L'optimisation du processus de la coupe doit permettre d'augmenter la productivité, de diminuer l'usure des outils, d'usiner écologiquement en limitant la quantité des fluides de coupe et de maîtriser l'état résiduel des contraintes dans la pièce. Les procédés de coupe très répandus dans l'industrie font depuis longtemps l'objet de nombreuses recherches initiées par les travaux de Merchant en 1944 [Mer44].

Les modélisations théoriques et les simulations numériques de la coupe des métaux restent aujourd'hui insuffisantes et l'optimisation des procédés passe donc souvent par une démarche empirique basée sur le savoir-faire. Le souhait actuel des industriels est d'utiliser au maximum les outils numériques pour aboutir à une optimisation rationnelle des procédés d'usinage.

Actuellement, la plupart des modèles numériques de l'usinage utilisent une relation de type Coulomb pour décrire les phénomènes de frottement à l'interface outil-copeau. Cependant à la pointe de l'outil, les cissions de frottement sont supérieures à la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau, celle-ci représentant la limite de validité de la loi de Coulomb.

A la pointe de l'outil et sur la face de coupe, les fortes pressions d'une part, et les grandes vitesses de glissement d'autre part, activent des phénomènes physiques tout à fait spécifiques. Le travail sera axé sur la compréhension de ces phénomènes physiques et de leur implication sur le comportement thermomécanique de l'interface outil/copeau.

Pour cela, des plateformes de tribométrie à grande vitesse et à haute température sont utilisées. Celles-ci permettent d'obtenir des données expérimentales de contact représentatives de l'UGV. Ces données sont de plusieurs types : coefficient de frottement, profil de faciès frottés et métallurgie au voisinage des surfaces.

Dans les approches numériques pour l'usinage à grande vitesse, le comportement rhéologique des matériaux usinés est généralement décrit par une loi Johnson Cook. Cependant, des études ont montré que des phénomènes de recristallisation dynamique apparaissent à l'interface outil-copeau lors d'opération d'usinage. Or, la loi de Johnson Cook ne permet pas de prendre en compte de tels phénomènes. Ainsi, des modèles rhéologiques spécifiques à base métallurgique sont introduits pour tenir compte de ces phénomènes de recristallisation dynamiques.

Les données issues des plateformes tribologiques et des analyses microstructurales permettront d'optimiser la modélisation numérique de la coupe orthogonale.

Dans le premier chapitre, un état de l'art est effectué sur les problématiques du contact observées en coupe orthogonale. Les conditions de contact à l'interface outil-copeau sont principalement étudiées pour définir les paramètres de contact à reproduire lors des tests tribologiques à basse et à haute vitesse.

Le deuxième chapitre présente, dans un premier temps, le test de compression translation et les essais de caractérisations tribologiques sur le couple AISI 1045 / carbure de tungstène effectués par Brocail en 2009. Ces données tribologiques ont permis de définir une loi d'interface en fonction des paramètres de contact tels que la pression de contact, la température d'interface et la vitesse de glissement locale. La deuxième partie de ce chapitre consiste à appliquer la méthode d'identification de cette loi de frottement à basse vitesse et haute température pour des hautes vitesses et des basses températures. Finalement, ces deux lois sont comparées à un coefficient de frottement constant et à un relevé expérimental.

Le troisième chapitre permet d'étudier les phénomènes de recristallisation dynamique observés à l'interface outil-copeau et plus spécialement dans le copeau. Pour cela, deux lois rhéologiques à base métallurgique (travaux de Lurdos [Lur08] et Kim [Kim03]) permettant la prise en compte de la recristallisation dynamique sont

comparées. La plus adaptée à la coupe orthogonale est implémentée dans le modèle numérique et comparée avec les résultats expérimentaux.

Le dernier chapitre consiste à combiner les lois de frottement établies au chapitre 2 et la loi de recristallisation du chapitre 3. Dans le but de perfectionner au maximum le modèle final de la coupe orthogonale, une étude sur la dépendance de la résistance thermique de contact à la pression a également été effectuée.

En conclusion, le bilan des résultats obtenus est décrit et des perspectives d'études sont proposées.

Chapitre I: ETAT DE L'ART ET PROBLEMATIQUE DU CONTACT LORS D'UNE OPERATION DE COUPE ORTHOGONALE

Dans ce chapitre, un état de l'art est effectué sur les problématiques du contact observées en coupe orthogonale. Les conditions de contact à l'interface outil-copeau sont principalement étudiées pour définir les paramètres de contact à reproduire lors des tests tribologiques à basse et à haute vitesse.

SOMMAIRE

CHAPITRE I: ETAT DE L'ART ET PROBLEMATIQUE DU CONTACT LORS D'UNE OPERATION DE COUPE ORTHOGONALE 27

I.1 Généralités sur l'usinage 28

I.1.1 La coupe orthogonale 28

I.1.2 Les différentes morphologies de copeaux 29

I.2 L'interface pièce-outil 31

I.2.1 Introduction 31

I.2.2 Mesure de la température 31

I.2.3 Vitesse de glissement et problématique du contact collant et glissant 35

I.3 Les modèles de frottement 37

I.3.1 Les modèles courants 37

I.3.2 Modèles développés pour l'usinage 38

I.3.3 Discussion sur les modèles de frottement 49

I.4 Caractérisation expérimentale du frottement 50

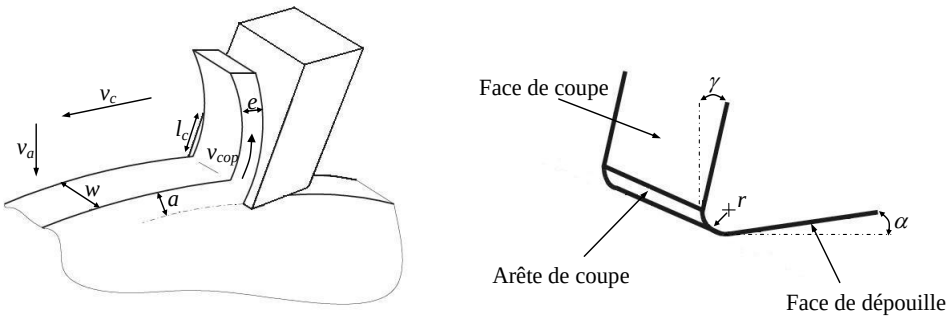
I.5 Conclusion 55

I.1 GENERALITES SUR L'USINAGE

I.1.1 LA COUPE ORTHOGONALE

L'usinage, à basse ou grande vitesse, est une méthode de mise en forme par enlèvement de matière. Un outil de coupe placé en opposition au déplacement de la pièce arrache de la matière et forme un copeau par écoulement plastique. Dans le cas de la coupe orthogonale (Figure I-1), l'arête de coupe est perpendiculaire aux vitesses de coupe v_c et d'avance v_a. Ces conditions permettent une approche théorique, expérimentale et numérique simplifiée de la coupe et restent communément employées.

Sous la pression de l'arête de coupe, la matière est contrainte à changer de direction pour former un copeau d'épaisseur *e*. Celui-ci reste en contact avec la face de coupe de l'outil puis finit par se décoller. La surface créée entre l'outil et le copeau a une dimension caractéristique appelée longueur de contact l_c et la vitesse du copeau le long de cette surface est nommée par v_{cop}. La hauteur de matière retirée notée *a* sur la Figure I-1 est appelée profondeur de passe.



(a) Paramètres géométriques (b) Paramètres de l'outil

Figure I-1 : Représentation de la coupe orthogonale.

La Figure I-2 représente un zoom de l'interface outil copeau. En coupe orthogonale, l'épaisseur de matière relevée par l'outil forme un copeau et engendre deux zones de déformations intenses :

- La première est appelée zone de cisaillement primaire (ZCP). Cette région est inclinée d'un angle de cisaillement Φ et rallie la pointe de l'outil (point B) à la

surface libre du copeau (point A). Des études expérimentales et numériques montrent que cette zone est décrite par une bande fine de hauteur constante pouvant atteindre des vitesses de déformations de 10^3 s^{-1} à 10^6 s^{-1} [Cha51] [Sha54] [Kec58] [Tur85] [Oxl89] [Öze00] [Sha01] [Gir02] [Fan03].

- La zone de cisaillement secondaire (ZCS) est située au voisinage de la ZCP, cette zone se forme sur la longueur de contact par le biais du frottement entre le copeau et la face de coupe. Cette interface pièce-outil génère des déformations plastiques, des vitesses de glissement ainsi que des pressions de contact importantes qui induisent une forte élévation de la température [Gir02] [Ee05]. La chaleur produite est partagée entre le copeau et l'outil.

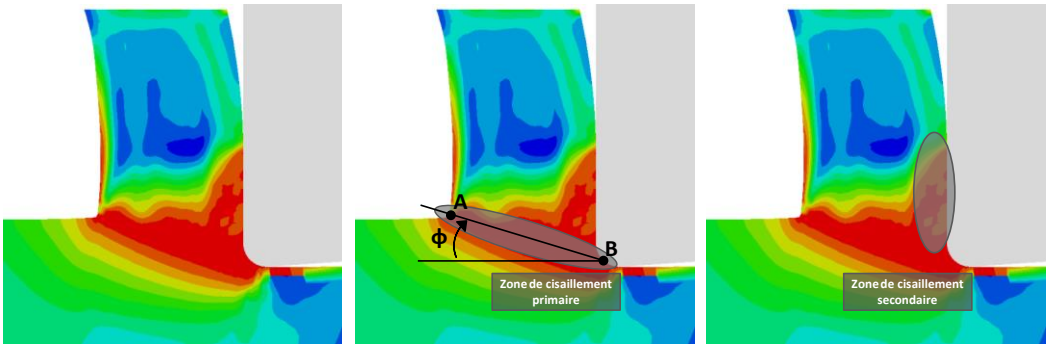


Figure I-2 : Champ de contraintes obtenu par simulation éléments finis et identification des zones de cisaillement Primaire et secondaire.

I.1.2 LES DIFFERENTES MORPHOLOGIES DE COPEAUX

Lorsque que l'on usine des aciers ou plus généralement des métaux, deux catégories de morphologie de copeaux peuvent être observées en fonction des conditions de coupe, de la matière et de l'outil choisis.

En coupe orthogonale, deux cas de copeaux peuvent être considérés : les copeaux continus et les copeaux discontinus.

La première catégorie regroupe les copeaux discontinus. Elle est composée des copeaux festonnés et dentelés.

Les copeaux festonnés (Figure I-3) résultent d'une déformation très localisée qui provoque une ondulation sur la face du copeau. Le festonnage est intimement lié au matériau et l'observation de ce type de copeau se fait pour des vitesses très basses

et des matériaux très durs [Pou98] ou pour des matériaux à faible conductivité thermique [Out 06].

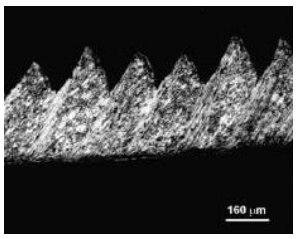


Figure I-3 : Copeau festonné obtenu lors de l'usinage d'un acier inoxydable 316L avec un outil WC-Co non revêtu (vitesse de coupe = 100m.min^{-1}, profondeur de passe = 0,2mm) [Out 06].

Les copeaux dentelés (Figure I-4) sont dus à une rupture du matériau dans la ZCP. Suite à des déformations très intenses, une fissure apparaît conduisant à la rupture du copeau. Ce phénomène entraîne un mouvement de blocs rigides plus ou moins connectés entre eux. Ce type de copeaux est observé pour des matériaux de grande dureté.

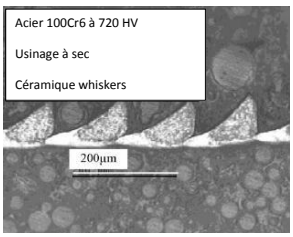


Figure I-4 : Copeau en dent de scie (vitesse de coupe = 110m.min^{-1}, profondeur de passe = 0,1mm) [Pou 02].

La seconde catégorie rassemble les copeaux continus (Figure I-5). Ils sont formés par déformations plastiques stationnaires suite au cisaillement dans la ZCP. Cependant, la limite à la rupture n'est pas atteinte, aucune fissure n'apparaît dans la ZCP et le copeau reste donc continu dans la ZCS.

De nombreux travaux sur la coupe orthogonale sont menés avec ce type de copeau. Se positionner dans le cas d'un copeau continu permet de construire un modèle de coupe orthogonale à l'aide d'une formulation ALE (Arbitrary-Lagrangian-Eulerian). Les modèles numériques en ALE ont l'avantage d'être plus rapides en temps

de calcul que les modèles en lagrangien. C'est pourquoi, les modèles numériques présents dans ce mémoire seront réalisés en utilisant cette formulation.

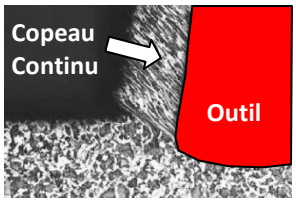


Figure I-5 : Copeau continu (acier ferritique-perlitique, vitesse de coupe = 150m.min^{-1}, Profondeur de passe = 0,154mm) [M'Sa04].

I.2 L'INTERFACE PIECE-OUTIL

I.2.1 INTRODUCTION

L'interface outil-copeau est une zone où les efforts sont localisés et très importants. Dans cette zone, on assiste également à des mécanismes physico-chimiques complexes pouvant générer l'usure des outils (diffusion, dissolution, oxydation, abrasion ou encore adhésion). Cependant, la complexité des phénomènes produits à cette interface lors de la coupe, rend les conditions de contact difficilement mesurables (champ de température, distribution de contrainte, vitesse de glissement relative du copeau sur l'outil, etc.). Différentes méthodes de mesure sont abordées dans les paragraphes suivants.

I.2.2 MESURE DE LA TEMPERATURE

Taylor et Quinney [Tay34] sont les premiers à analyser la transformation de l'énergie mécanique en chaleur. Lors de la formation du copeau, une énergie mécanique est générée et transformée en énergie interne, ainsi qu'en flux de chaleur. Taylor et Quinney ont ainsi déterminé un coefficient, appelé coefficient de Taylor-Quinney qui définit la fraction d'énergie de déformation plastique convertie en chaleur.

En 2000, Rosakis [Ros00] montre que le coefficient de Taylor-Quinney dépend de la température et de la vitesse de déformation plastique. Celui-ci s'accroît lorsque les déformations plastiques augmentent.

Jovic [Jov06] montre en 2006 que ce coefficient est compris entre 0.8 et 1. En général, 80 à 100% de la puissance mécanique générée lors de la formation du copeau est transformée en chaleur.

En représentant les différentes sources de chaleur générées durant l'usinage (Figure I-6), Battaglia [Bat02] identifie trois sources de chaleur différentes :

- La première due aux déformations plastiques engendrées dans la zone de cisaillement primaire (1),
- La seconde due au frottement à l'interface outil-copeau (2),
- La troisième due au frottement de la face de dépouille sur la pièce (3).

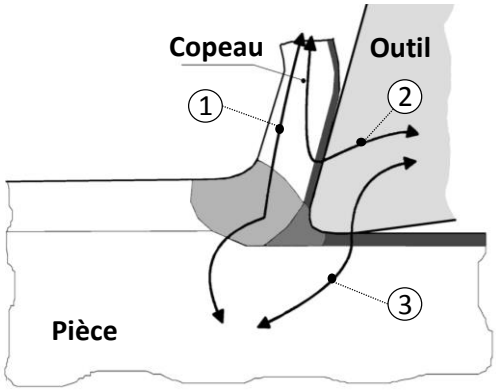


Figure I-6 : Les différentes sources de chaleur générées durant l'usinage [Bat02].

La mesure des champs de température générés par ces trois sources de chaleur est nécessaire pour appréhender les phénomènes physiques rencontrés. Pour cela, l'utilisation de caméras infrarouges, de thermocouples ou d'analyses métallographiques peut être envisagée pour estimer les températures de ces zones.

I.2.2.1 METHODE DE MESURE PAR CAMERAS INFRAROUGES

La méthode de mesure par caméras infrarouges permet de mesurer des températures sans contact. Cette méthode donne les champs de température à chaque instant de la globalité de la surface observée, contrairement à la pyrométrie qui n'effectue que des mesures ponctuelles. Cependant, ces méthodes présentent un inconvénient : elles ne peuvent pas obtenir de température à l'interface étant donné que celle-ci ne peut être matérialisée. Durant l'essai, le copeau étant toujours en

contact avec l'outil, il est impossible de pointer la caméra sur une surface qui frotte. Pour remédier à ce problème, il faudrait déplacer l'outil à la fin de l'opération jusqu'à un point de mesure. Une extrapolation de la température de l'interface pourrait alors être effectuée.

I.2.2.2 METHODE DE MESURE PAR THERMOCOUPLES

La méthode de mesure par thermocouples nécessite d'instrumenter l'éprouvette et/ou l'outil avant chaque essai. Ils sont judicieusement placés et soudés où l'on souhaite effectuer une mesure de température. La température à l'interface est alors déterminée par méthode inverse à partir du transfert de chaleur par conduction. Cependant, il est difficile de localiser la position exacte du thermocouple. Ce problème pourrait influer sur la précision des mesures. Grzesik [Grz99] [Grz104] [Grz204] utilise l'effet Seebeck. La pièce et l'outil sont utilisés comme couple de mesure. Une différence de potentiel apparaît à la jonction des deux matériaux soumis à une différence de température. Par conversion de la tension en température, cette technique de mesure permet d'obtenir une valeur moyenne de la température à l'interface. Cette méthode est plus précise mais ne permet de dissocier la température de l'outil de la température de la pièce.

I.2.2.1 METHODE DE MESURE PAR ANALYSES METALLOGRAPHIQUES

Les analyses métallographiques peuvent être une des méthodes pour déterminer les champs de température. Le but de cette méthode est d'établir un lien entre la microstructure, la dureté et la température. Cependant, l'utilisation d'un matériau sensible aux transformations est nécessaire pour employer cette méthode. Selon Wright [Wri78], l'étalonnage de dureté en fonction de la température donne une précision à ± 25°C

I.2.2.2 MESURE DE LA RESISTANCE THERMIQUE DE CONTACT

Afin de pouvoir alimenter les modèles numériques de coupe orthogonale, il est nécessaire de pouvoir mesurer expérimentalement la résistance thermique de contact (R_{TC}) entre deux matériaux. Celle-ci permet d'introduire une imperfection dans le contact. C'est le rapport de la différence des températures interfaciales (ΔT) et de la densité de flux (φ) qui traverse l'interface :

$$R_{TC} = \frac{\Delta T}{\varphi} \qquad \text{I-1}$$

La Figure I-7 [Bro09] schématise l'interface (zone perturbée) et le rôle de la résistance thermique de contact sous la forme d'un transfert thermique 1D et de conditions de température imposées dans le solide 1 et le solide 2. Un champ de constriction apparaît dans la zone perturbée par l'état des surfaces en contact. Les températures superficielles d'interface T_1 et T_2 sont obtenues par extrapolation jusqu'au plan théorique de contact π.

Les expériences menées par Briot [Bri97], sur une bague de roulement, pour des vitesses de rotation inférieures à 800 tr.min^{-1} avec une charge extérieure nulle, ont permis d'identifier une résistance thermique de contact de l'ordre de 10^{-3} m^2.K.W^{-1}. La valeur de résistance thermique de contact obtenue par Briot n'est pas négligeable. Cependant, l'étude menée sur la bague de roulement est réalisée avec des contraintes normales très éloignées de celles observées en usinage à grande vitesse.

Dans les procédés comme l'usinage où les pressions de contact sont très importantes, la surface réelle de contact entre l'outil et le copeau augmente logiquement par déformation plastique des aspérités, entraînant une diminution de la résistance thermique de contact. Pour de la forge à froid et un chargement de quelques dizaines de mégapascal, Bourouga [Bou03] observe des résistances thermiques de contact de 10^{-5} m^2.K.W^{-1}.

La résistance thermique de contact est, dans le cas des simulations numériques d'usinage à grande vitesse, considérée très faible. Pantalé [Pan 96] et Arrazola [Arr 03], de par l'hypothèse d'un contact parfait, appliquent une résistance thermique de contact de 10^{-8} m^2.K.W^{-1}.

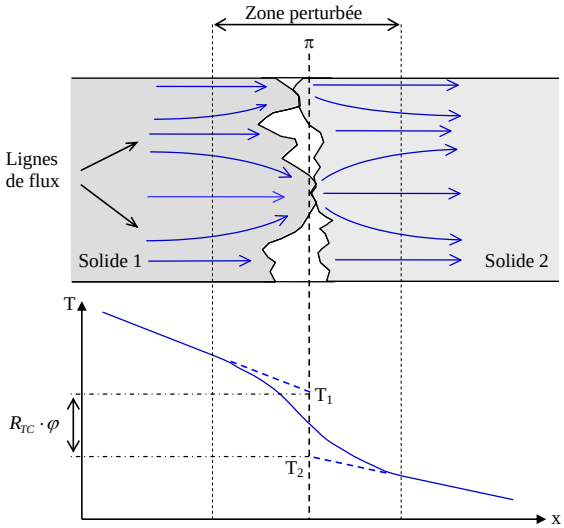


Figure I-7 : Schématisation de l'interface et le rôle de la résistance thermique de contact sous la forme d'un transfert thermique 1D [Bro09].

I.2.3 VITESSE DE GLISSEMENT ET PROBLEMATIQUE DU CONTACT COLLANT ET GLISSANT

Deux types de contact peuvent être observés à l'interface outil-copeau à savoir, le contact collant et le contact glissant. Sur la Figure I-8 est représentée la vitesse du copeau en fonction de l'épaisseur du copeau. δ représente la portion de l'épaisseur où il y a du cisaillement (ZCS). Trent [Tre188] [Tre288] [Tre388] montre que dans la plupart des cas, il n'y a pas de glissement à l'interface. Cela entraîne uniquement un cisaillement de la pièce dans la zone de cisaillement secondaire.

C'est plus de dix ans plus tard, que Madhavan [Mad02] montre l'existence d'un mouvement relatif entre le copeau et la face de coupe de l'outil par le biais d'un outil transparent.

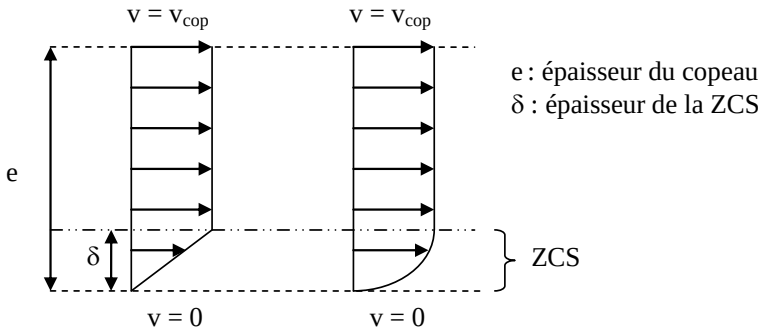


Figure I-8 : Schématisation de l'écoulement de matière dans le copeau.

Une représentation schématique de 2001 [Mar01] permet de combiner les deux types de contact par un gradient de vitesse dans la direction normale à la face de coupe (Figure I-9). La vitesse de glissement du copeau est nulle à la pointe de l'outil, et est égale à la vitesse du copeau v_{cop} lorsque celui-ci quitte l'outil. Cette schématisation de la ZCS fait intervenir dans un premier temps un contact collant, puis un contact glissant. Ce schéma représente la ZCS sous une forme triangulaire. Plus on pénètre dans la zone de cisaillement secondaire plus le contact devient glissant et moins le cisaillement est important.

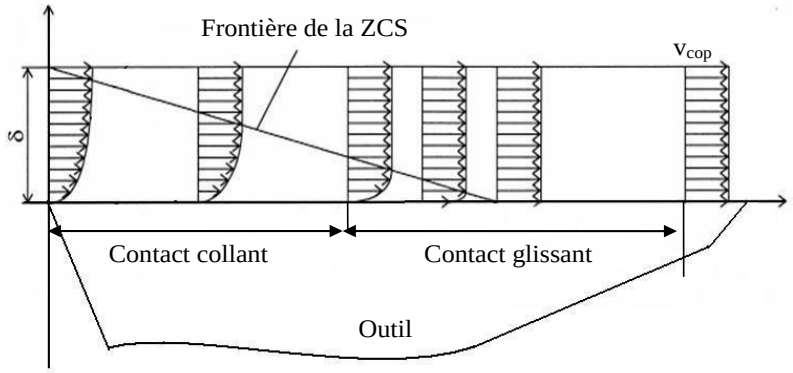


Figure I-9 : Schématisation de l'écoulement de matière dans le copeau [Mar01].

Dernièrement, Molinari [Mol11] a étudié numériquement et analytiquement un modèle de coupe orthogonale dans le but de comprendre la relation entre les paramètres de contact locaux et globaux. Avec une formulation du contact basée sur une loi de coulomb et un coefficient de frottement constant, il a obtenu des corrélations expériences/simulations intéressantes en termes de contraintes de cisaillement et d'écoulement le long de la zone étudiée. En effet, l'ensemble des caractéristiques de frottement semble être le résultat d'une combinaison des effets de contact collant et glissant.

Un collage apparaît au voisinage de la pointe de l'outil. Il est contrôlé par la grandeur de la contrainte d'écoulement du matériau qui est elle-même contrôlée par la température. Quand la vitesse de coupe augmente, on trouve une transition d'un régime collant vers un régime glissant.

Pour des grandes valeurs de coefficient de frottement, le collage domine l'ensemble de la réponse d'interface outil-copeau pour une plage de vitesses de coupe donnée ($60 m.min^{-1} < v < 3000 m.min^{-1}$).

Le déclin des frottements moyens et locaux est seulement dû à l'atténuation de la température de la pièce dans la zone de collage. Cela implique que le coefficient de frottement est donné comme un contact collant dominant.

Pour des valeurs de coefficient de frottement global, les frottements (local et moyen) dépendent de la vitesse tant que le collage et les variations thermiques de la pièce s'ont négligeables sur l'ensemble des caractéristiques de frottement.

I.3 LES MODELES DE FROTTEMENT

A l'échelle locale du contact, le frottement dépend de nombreux paramètres tels que la rugosité, la pression, la température, la vitesse de glissement ou encore de la rhéologie des deux matériaux en contact. C'est pourquoi il est difficile d'établir un modèle de frottement tenant compte de tous ces paramètres complexes et couplés.

I.3.1 LES MODELES COURANTS

Le modèle de Coulomb (équation I-2) (Figure I-10) considère que la cission de frottement σ_t est reliée à la contrainte normale σ_n par un coefficient de proportionnalité μ.

$$\sigma_t = \mu \, . \, \sigma_n \qquad \text{I-2}$$

Ce modèle n'intègre pas de cission de frottement limite. La contrainte d'écoulement du matériau peut dont théoriquement être dépassée. C'est pourquoi il est nécessaire de prendre en compte une valeur limite de plasticité du matériau.

Le modèle de Coulomb-Orowan (équation I-3) (Figure I-10) permet contrairement au modèle de Coulomb, la prise en compte de la plasticité.

$$\sigma_t = min\,(\mu \, . \, \sigma_n, k) \qquad \text{I-3}$$

Ce modèle permet à la cission de frottement, de croître linéairement avec la pression de contact jusqu'à une valeur *k.* Une fois cette valeur atteinte, σ_t reste constant et égal à *k.*

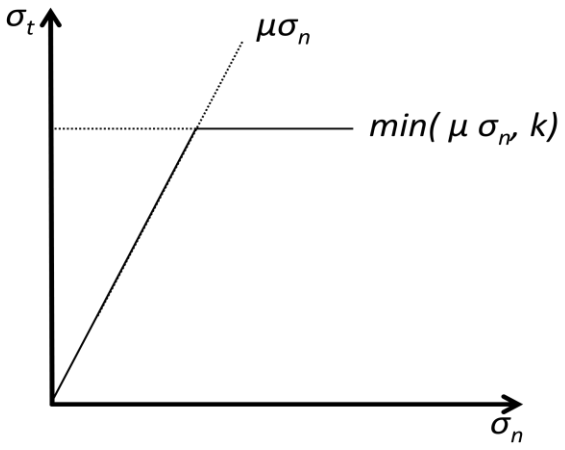


Figure I-10 : Modèle de Coulomb et Coulomb-Orowan.

Le modèle de Tresca peut être décrit sous la forme d'un cisaillement de film interfacial qui peut se présenter sous la forme d'un lubrifiant. Autrement dit, σ_t est proportionnelle à *k* (équation I-4), sans aucune considération de la pression de contact interfaciale. La valeur *m* est comprise entre 0 et 1 de manière à respecter le critère de plasticité.

$$\sigma_t = m \,.\, k \qquad \text{I-4}$$

I.3.2 MODELES DEVELOPPES POUR L'USINAGE

L'un des précurseurs en termes de lois de frottement destinées à la coupe orthogonale fut Merchant [Mer44] en 1944. L'auteur considère que l'interface est régie par un coefficient de frottement global ou moyen $\bar{\mu}$ (équation I-5) représentant le rapport entre la force de friction et la force normale. Dans son modèle, les effets thermomécaniques sont négligés et le contact à l'interface est considéré comme glissant (la zone de cisaillement secondaire est négligée) régi par un modèle de Coulomb. Dans ce cas, le coefficient de frottement apparent μ_{app} est égal au coefficient de frottement local μ_{loc}.

$$\bar{\mu} = \frac{F_{friction}}{F_{normale}} \quad \text{I-5}$$

Sur la base de Merchant, Oxley [Oxl76] a développé en 1976 une approche prenant en compte les aspects thermomécaniques. Contrairement à Merchant, Oxley suppose que le contact outil-copeau est parfaitement collant. Autrement dit, dans la ZCS, l'écoulement du copeau est essentiellement soumis à la température produite par la déformation plastique. L'auteur calcule des températures moyennes à l'aide de coefficients empiriques issus des modèles éléments finis de Taylor [Tay34].

Même si le modèle d'Oxley a permis de prédire la formation d'une arête rapportée pour des coupes à basse vitesse, il manque d'informations concernant les températures et les contraintes de cisaillement à l'interface.

Moufki [Mou98] considère donc qu'à l'interface, le contact est glissant et que le coefficient de frottement apparent μ_{app} est lié à la température moyenne de l'outil $\bar{T}_{int}$ par l'équation I-6,

$$\mu_{app} = \mu_0 \left[1 - \left(\frac{\bar{T}_{int}}{T_{ref}}\right)^q\right], \quad \text{I-6}$$

où les paramètres μ_0, T_{ref} et q représentent respectivement un coefficient de frottement de référence, une température de référence et un coefficient contrôlant la chute du coefficient de frottement apparent μ_{app}.

Expérimentalement, l'auteur a montré que le coefficient de frottement μ_{app} diminue lorsque la vitesse de coupe augmente et qu'aucune influence sur le coefficient de frottement due à la température ou la pression n'est relevée.

Les études de Childs [Chi06] montrent que l'interface est séparée en deux zones (zone collante et zone glissante). L'auteur réalise ses mesures à l'aide d'un outil coupé (Figure I-11).

À la pointe de l'outil, les pressions sont très importantes ce qui implique que la contrainte de cisaillement à l'interface τ_{int} devient indépendante de la contrainte normale σ_n. Dans les régions où les pressions sont plus faibles, le rapport $\mu_{app} = \tau_{int} / \sigma_n$ devient constant.

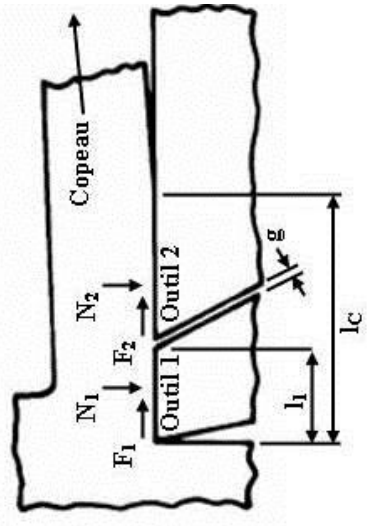


Figure I-11 : Schématisation d'un outil coupé [Chi06].

L'auteur montre également que le coefficient de frottement local μ_{loc} peut être plus grand que le coefficient de frottement apparent μ_{app}. D'autres données expérimentales montrent que μ_{app} augmente avec la température de l'interface et dépend des propriétés du matériau de l'outil.

Childs propose alors une version modifiée de loi de frottement établie par Shirakashi [Shi73] (équation I-7) pour décrire la distribution des contraintes de cisaillement. L'équation I-7 devient l'équation I-8.

$$\tau_{int} = \sigma_{eq}/\sqrt{3}\left[1 - exp\left(-\mu_{loc}\frac{\sigma_n\sqrt{3}}{\sigma_{eq}}\right)\right] \quad \text{I-7}$$

$$\tau_{int} = \sigma_{eq}/\sqrt{3}\left[1 - exp\left(-\mu_{loc}\sqrt{\frac{3\sigma_n}{\sigma_{eq}}}\right)\right] \quad \text{I-8}$$

où σ_{eq} est la contrainte d'écoulement équivalente et σ_n est la contrainte normale. Dans ces équations, le coefficient de frottement μ_{loc} dépend du couple pièce outil, mais aussi des paramètres de coupe. Déterminer ce coefficient à partir d'essais expérimentaux sera donc très difficile.

Les travaux de Rech [Rec09] ont pour but d'identifier un modèle de frottement capable de décrire le coefficient de frottement à l'interface pendant l'usinage d'un acier AISI 1045 recuit, à l'aide d'un outil carbure de titane revêtu.

La mise au point d'un tribomètre (Figure I-12) dédié à la caractérisation du coefficient de frottement le long du contact outil-copeau a été effectuée. Ce système permet de relever les pressions, les températures et les vitesses pendant la coupe.

En entrant en contact avec la barre, le pion laisse une trace sur celle-ci. La barre a un mouvement de rotation sur elle-même et un mouvement de translation dans sa longueur. Cela permet d'obtenir une trace dont la forme est hélicoïdale et où le pion n'est passé qu'une seule fois sur celle-ci. Ce type d'essai permet de faire un lien avec la coupe orthogonale puisque lors d'une opération de coupe, l'outil ne passe qu'une seule fois sur le copeau.

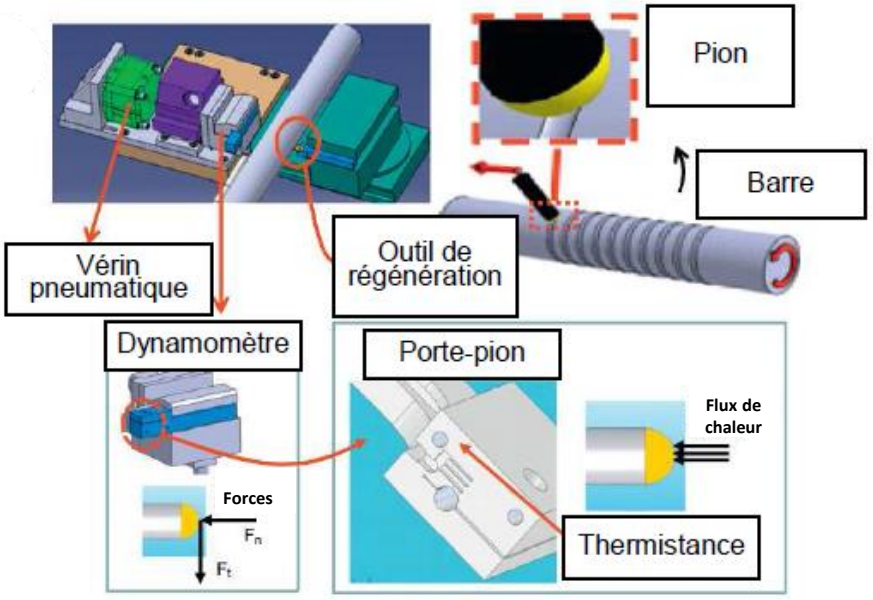


Figure I-12 : Description du tribomètre utilisé par Rech [Rec09].

Le dispositif montre une sensibilité importante du coefficient de frottement à la vitesse de glissement (Figure I-13).

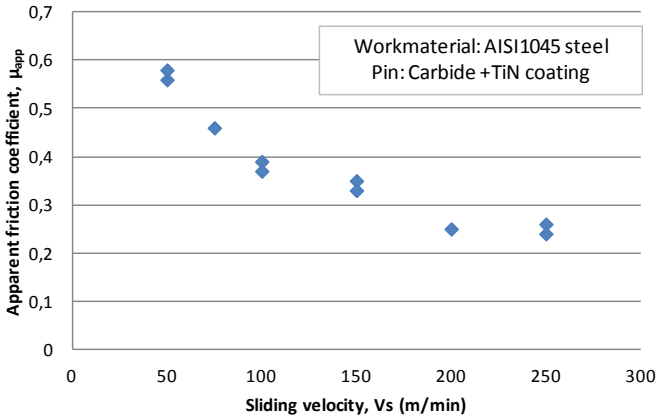


Figure I-13 : Evolution du coefficient de frottement apparent en fonction de la vitesse de glissement [Rec09].

Un modèle numérique permettant d'obtenir des informations locales (Figure I-14) de la zone de contact ne pouvant pas être déterminées de façon expérimentale a donc été mis en place. Il a permis de déterminer un modèle de frottement dépendant de la moyenne des vitesses de glissement locales.

Le modèle employé par Rech utilise une loi de comportement de type Johnson-Cook d'un acier AISI1045. Les paramètres de cette loi sont issus des travaux de Jaspers [Jas02].

Les résultats obtenus par le modèle numérique de Rech montrent que lorsque la vitesse de déplacement du pion augmente :

- la pression augmente elle aussi jusqu'à arriver à un maximum (Figure I-15) ;
- la température varie de la même façon que la pression, c'est-à-dire qu'elle augmente pour atteindre une valeur maximale (Figure I-16) ;
- le coefficient de frottement d'adhésion diminue proportionnellement (Figure I-17) ;
- la vitesse de glissement moyenne locale dépend des conditions de test et du coefficient de frottement d'adhésion correspondant à la vitesse de glissement globale (Figure I-18).

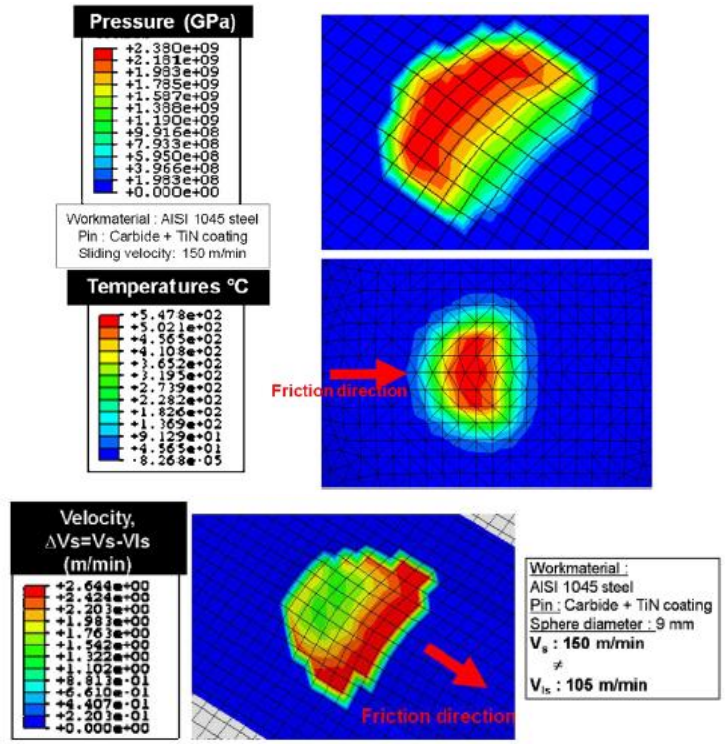


Figure I-14 : Exemples d'informations locales déterminées numériquement par Rech Rec09].

Pour des vitesses de glissement comprises entre 75 et 150m.min^{-1}, μ_{adh} s'exprime sous la forme :

$$\mu_{adh} = -0.002 * V_{loc} + 0.498. \quad \text{I-9}$$

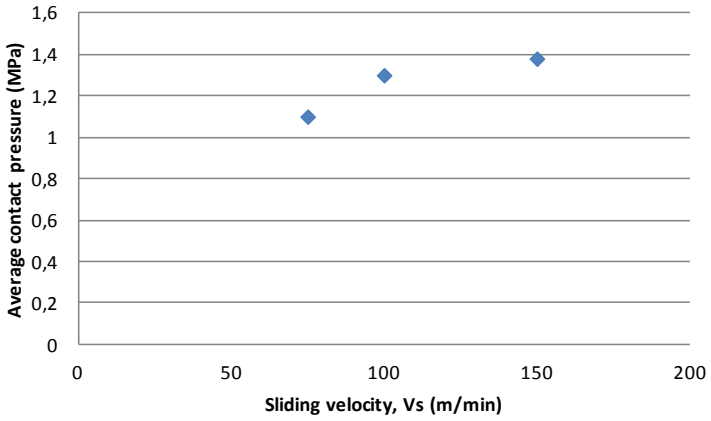


Figure I-15 : Evolution de la pression de contact en fonction de la vitesse de glissement [Rec09].

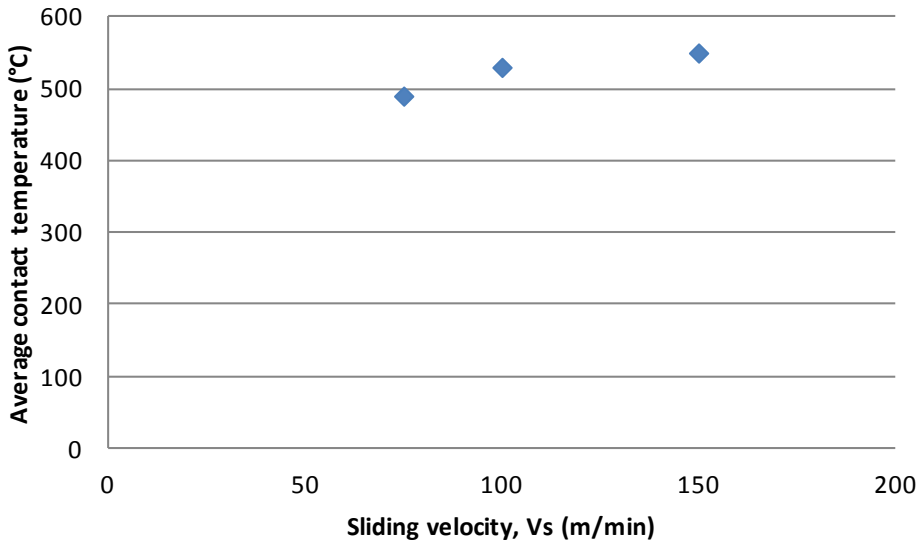


Figure I-16 : Evolution de la température de contact en fonction de la vitesse de glissement [Rec09].

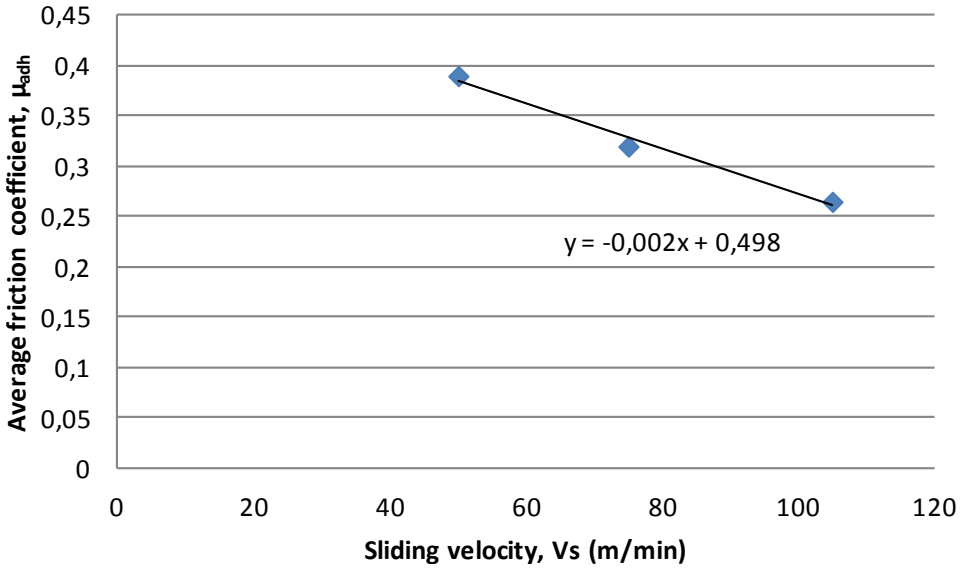


Figure I-17 : Evolution du coefficient de frottement d'adhésion en fonction de la vitesse de glissement [Rec09].

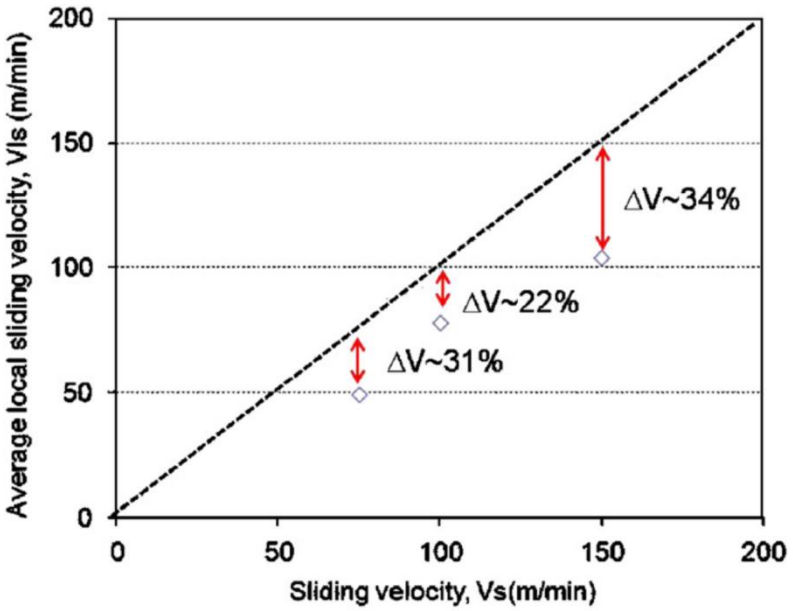


Figure I-18 : Evolution de la vitesse de glissement locale en fonction de la vitesse de glissement [Rec09].

Les résultats de ce modèle local de Rech ont permis de déterminer une loi de frottement (équation I-9). Cette loi a ensuite été implantée dans le modèle éléments finis de manière à comprendre au mieux le déplacement de la matière au contact pièce-outil.

Cependant, les travaux présentés précédemment concernent des vitesses de glissement comprises entre 75 et 150m.min^{-1}. La loi de comportement proposée par Jaspers [Jas02] définit le comportement d'un acier AISI1045 dans des conditions de coupe similaires à la zone de cisaillement primaire. Or, les vitesses étudiées par Rech correspondent à celles observées dans la zone de cisaillement secondaire (30 à 120m.min^{-1}). La loi de comportement ne semble donc pas être adaptée au modèle proposé précédemment.

De plus, Rech étudie l'influence de la température et de la pression par rapport à la vitesse de glissement. Il en conclue que celles-ci n'ont pas d'influence significative sur la vitesse de glissement, définissent une loi de frottement (équation I-9) uniquement dépendante de cette variable et considèrent que la température et la pression sont prises en compte implicitement. La température et la pression n'ayant pas d'influence sur la vitesse de glissement implique qu'il n'y ait pas d'influence sur le coefficient de frottement.

Une étude plus récente menée par H.Ben Abdelali [Ben12] reprenant les travaux de Rech a montré que le coefficient de frottement et le flux de chaleur transmis à l'outil sont très sensibles à la vitesse de glissement, tandis que la pression de contact a une influence limitée pour la plage étudiée (1,4 - 3GPa).

Une partie de cette thèse étant l'étude du coefficient de frottement à l'interface pièce-outil dans la zone de cisaillement secondaire, le modèle de Rech proposé par l'équation I-9 ne peut être utilisé puisqu'il ne prend pas en compte l'influence de la température et de la pression, d'autant plus que les travaux de Ben Abdelali ne peuvent exclure l'influence significative de ces deux paramètres sur le coefficient de frottement.

Les travaux de Bahi [Bah10] [Bah111] [Bah211] [Bah12] sont basés sur une modélisation hybride alliant à la fois une approche analytique et une approche numérique. L'apport de ce modèle se fait par la modélisation thermodynamique de l'interface outil-copeau tout en tenant compte des aspects tribologiques gérant la nature du contact tels que la vitesse de glissement locale et les pressions de contact. L'influence de la zone de cisaillement secondaire sur le contact est également implémentée de manière à ce que la modélisation numérique reste conforme aux résultats expérimentaux de la zone de contact.

Dans son modèle, Bahi ramène son problème au cas de la coupe orthogonale en 2D. Il fait l'hypothèse que le copeau est un bloc perpendiculaire à la bande de cisaillement primaire.

La Figure I-19 schématise l'interface outil-copeau sur laquelle sont représentées les différentes zones de contact, les paramètres géométriques et les conditions aux limites thermiques et de vitesses.

Le but de son étude est d'étudier la relation entre l'évolution de la contrainte de cisaillement τ_{int} à l'interface et le coefficient de frottement local μ_f. En tenant compte des travaux de Kato [Kat72], de Shirikashi et Usui [Shi73] et Childs [Chi00], il exprime τ_{int} à l'interface par :

$$\tau_{int} = \begin{cases} \tau_{st}(z) = \dfrac{\sigma_{eq}}{\sqrt{3}} & lorsque\ 0 \le z \le a \\ \mu_f . P_0 \left(1 - \dfrac{z}{L_c}\right)^{\xi} & lorsque\ a \le z \le L_c \end{cases} \quad \text{I-10}$$

avec τ_{st} la contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement secondaire, σ_{eq} la contrainte d'écoulement équivalente, z la position suivant la longueur de contact, a la longueur de la zone collante, P_0 la pression à la pointe de l'outil, L_c la longueur de contact et ξ un coefficient contrôlant la distribution de pressions à l'interface le long de la face de coupe.

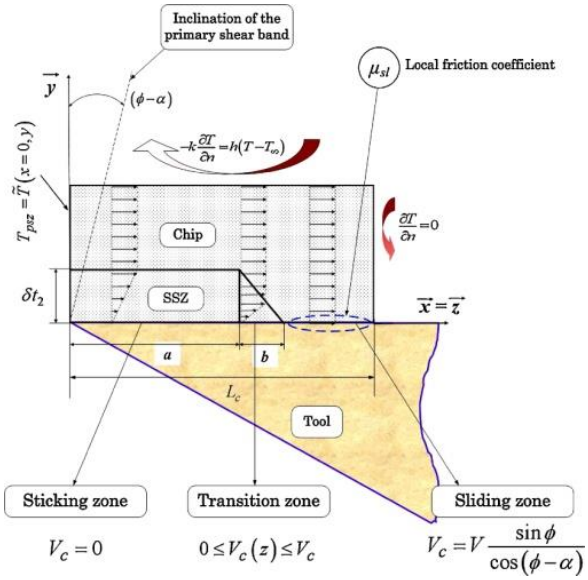


Figure I-19 : Schématisation de la ZCS, de la distribution de la vitesse et des conditions aux limites thermiques selon [Bah12].

Le coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$ exprime le rapport entre l'effort tangentiel F_t et l'effort normal F_n,

$$\bar{\mu} = \frac{F_t}{F_n}. \quad \text{I-11}$$

En tenant compte du contact collant au voisinage de la pointe de l'outil et de l'équation I-10, la décomposition des efforts le long de l'interface outil-copeau se fait de la manière suivante :

$$\begin{cases} F_t = \int_0^a \tau_{st}(z) w dz + \mu_f P_0 \int_a^{L_c} \left(1 - \frac{z}{L_c}\right)^{\xi} w dz \\ F_n = P_0 \int_0^{L_c} \left(1 - \frac{z}{L_c}\right)^{\xi} w dz \end{cases} \quad \text{I-12}$$

A ce stade, μ_f peut être obtenu par combinaison des équations I-11 et I-12 :

$$\begin{cases} \mu_f = \bar{\mu} \Big/ \left\{ \left(1 - {}^{a}/_{L_c}\right)^{\xi} \left[(1+\xi) \frac{a}{L_c} \frac{\overline{\tau_{st}}}{\tau_a} + \left(1 - {}^{a}/_{L_c}\right) \right] \right\} \\ avec\ \overline{\tau_{st}} = \frac{1}{a} \int_0^a \tau_{st}(z) dz \end{cases} \quad \text{I-13}$$

avec w la largeur de coupe et τ_a la contrainte de cisaillement à la fin de la zone de collage.

De par l'équation I-13, Bahi exprime une dépendance de μ_f directement liée au coefficient de frottement apparent $\bar{\mu}$, à la longueur de contact collant via a/L_c, au rapport $\overline{\tau_{st}}/\tau_a$ qui caractérise la contrainte de cisaillement le long de la zone de contact collant et à ξ représentant la pression normale exercée par le copeau sur la face de coupe.

Au final, μ_f dépend implicitement:

- de la vitesse de glissement par le biais du rapport a/L_c ;
- de la température via la distribution de la contrainte de cisaillement qui est déduite de la loi de comportement (type Johnson-Cook) sous l'effet de la température ;
- de la pression via le coefficient ξ ;

et contrairement au modèle de Rech [Rec09], le modèle de Bahi tient compte de l'influence de la pression, de la température et de la vitesse de glissement. Cependant, le fait que ces paramètres ne soient pas définis explicitement pourra poser problème lors des calculs numériques. Des paramètres comme la longueur de contact L_c, ne peuvent pas être récupérés de manière explicite par le code de calcul à chaque instant.

Le modèle de Bahi permet donc de générer une estimation du ratio de la zone de contact collant sur longueur de contact totale a/L_c, du coefficient de frottement μ_f et de la température moyenne à l'interface pièce-outil à partir des résultats d'un calcul effectué avec un coefficient de frottement apparent constant (expérimentalement, $\overline{\mu}$ est compris entre 0,3 et 0,55 pour un alliage de titane Ti6Al4V).

I.3.3 DISCUSSION SUR LES MODELES DE FROTTEMENT

Comme il l'a été dit précédemment, le frottement à l'échelle locale du contact dépend de paramètres tels que la rugosité, la pression, la température, la vitesse de glissement ou encore la rhéologie des deux matériaux en contact. De nombreux modèles de frottement ont été établis depuis 1945 et le modèle de Merchant [Mer44] (purement expérimental et définissant le frottement comme étant une force tangentielle divisée par une force normale). Ces modèles ont eu pour objectif d'améliorer l'expression du coefficient de frottement de manière à l'adapter à des cas spécifiques.

Différents paramètres ont été intégrés dans les modèles de frottement. Moufki [Mou98] a établi en 1998 une loi prenant en compte uniquement la dépendance de la température. Toutefois il a montré expérimentalement que le coefficient de frottement chute lorsqu'on augmente la vitesse de coupe. Cependant, il n'a pas pu démontrer si cette chute du frottement était due à l'élévation de la vitesse de glissement locale engendrée par l'augmentation de la vitesse de coupe ou à l'élévation de la température de contact locale également générée par l'augmentation de la vitesse de coupe.

En 2009, Rech [Rec09] considère que le coefficient de frottement est uniquement dépendant de la vitesse de glissement. Il étudie l'influence de la température et de la pression par rapport à la vitesse de glissement et en conclue que celles-ci n'ont pas d'influence significative. La température et la pression n'ayant selon eux pas d'impact sur la vitesse de glissement, la loi de frottement établie tient compte uniquement de la vitesse de glissement locale.

Plus récemment, Bahi [Bah10] [Bah111] [Bah211] [Bah12] a déterminé une loi de frottement permettant de prendre en compte les vitesses de glissement locales, les températures et les pressions de contact. Cependant, la définition implicite des

paramètres dans la loi de frottement entraîne une implémentation très difficile de celle-ci dans le code de calcul Abaqus.

Brocail [Bro10] a utilisé les mêmes données matériaux que Rech dans ses travaux. Il a pu définir une loi de frottement dépendante de la température, de la pression de contact et de la vitesse de glissement. Cependant celle-ci a été établie pour des faibles vitesses de glissement et ne permet pas d'assurer l'évolution du coefficient de frottement à hautes vitesses, correspondant aux vitesses rencontrées dans la ZCS. Cette loi de frottement s'exprime par la relation

$$\mu = C_1 \sigma_n^{C_2} V_g^{C_3} T_{int}^{C_4}, \qquad \text{I-14}$$

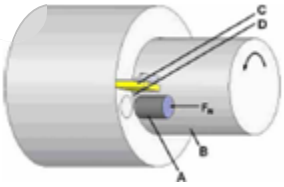
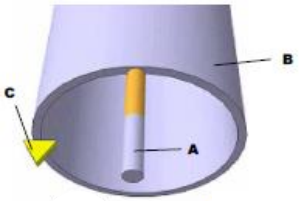
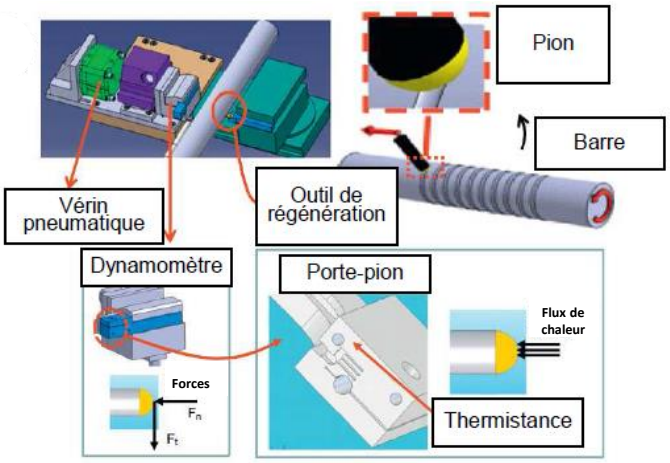
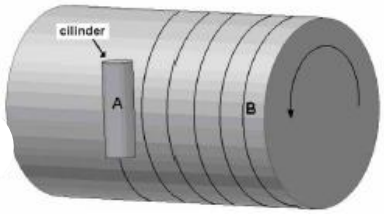
avec σ_n la pression de contact interfaciale, V_g la vitesse de glissement locale, T_{int} la température interfaciale et C_1, C_2, C_3 et C_4 des constantes ayant des dimensions physiques.

Cette loi a, dans un premier temps, été établie pour des basses vitesses (entre 0 et 30m.min^{-1}) et des hautes températures (>377°C). Cette tranche de vitesse permet à cette loi d'être bien adaptée à la zone de cisaillement primaire. Cependant, elle ne l'est plus pour la zone de cisaillement secondaire où les vitesses de glissement locales sont beaucoup plus importantes.

Une partie du travail de cette thèse consistera donc à compléter la loi de frottement I-14 déterminée par Brocail dans le but de prendre en compte les hautes vitesses de glissement locales observées dans la zone de cisaillement secondaire. Les travaux de Brocail seront donc étudiés plus profondément au chapitre 2.

I.4 CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU FROTTEMENT

Il existe de nombreux dispositifs dédiés à la caractérisation du frottement. Certains d'entre eux sont représentés Figure I-20 : Olsson (a) [Ols89], Zemzemi (b) [Zem07], Bonnet (c) [Bon08], Hedenqvist et Olsson (d) [Hed91], Grzesik (e) [Grz02], Brocail (f) [Bro10] et Habak (g) [Hab06].

a	**Olsson [Ols89]**	 **A : Pion** **B : Eprouvette** **C : Outil** **D : Piste de Frottement**
b	**Zemzemi [Zem07]**	 **A : Pion** **B : Eprouvette** **C : Outil**
c	**Bonnet [Bon08]**	
d	**Hedenqvist et Olsson [Hed91]**	 **A : Pion** **B : Eprouvette**

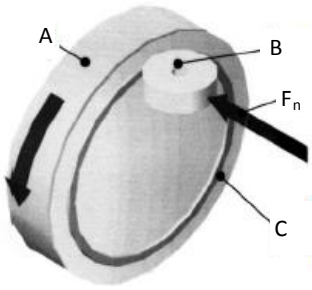
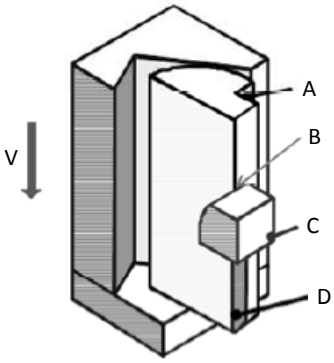
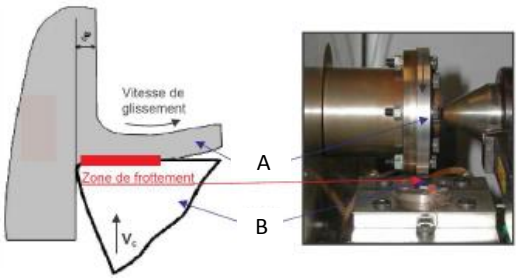
e	**Grzesik [Grz02]**	 **A : Bridage** **B : Cylindre** **C : Disque Rainuré**
f	**Brocail [Bro10]**	 **A : Eprouvette** **B : Zone de Contact** **C : Frotteur** **D : Piste de Frottement**
g	**Habak [Hab06]**	 **A : Copeau** **B : Outil**

Figure I-20 : Dispositifs dédiés à la caractérisation expérimentale du frottement.

Ces dispositifs peuvent être classés en deux groupes :

- Tribo-usinage (a,b,c,d) : tribomètre où le pion frotte continuellement sur une surface neuve ou régénérée,
- Tribo-classique (e,f,g) : le chargement et le mouvement du pion sont unidirectionnels.

Chaque tribomètre a permis à son auteur d'extraire un coefficient de frottement dépendant de la pression, de la vitesse de glissement et de la température.

Les auteurs évoqués au paragraphe précédent montrent que pour chaque matériau utilisé (C45, 100Cr6, 316L ou encore 42CrMo4), le coefficient de frottement apparent décroît avec l'augmentation de la vitesse de glissement.

Zemzemi [Zem07] démontre sur un 42CrMo4 que le coefficient de frottement ne dépend plus de la pression de contact lorsque celle-ci est supérieure à 1,5GPa.

Les résultats expérimentaux de Childs [Chi 97] (Figure I-21) ont été réalisés dans une configuration de coupe orthogonale pour des vitesses de coupe comprises entre 50 et 250m.min^{-1} et une avance de 0,1 mm. Sur le graphe suivant, la pression de contact atteint 1200 MPa pour une vitesse de coupe de 250m.min^{-1}.

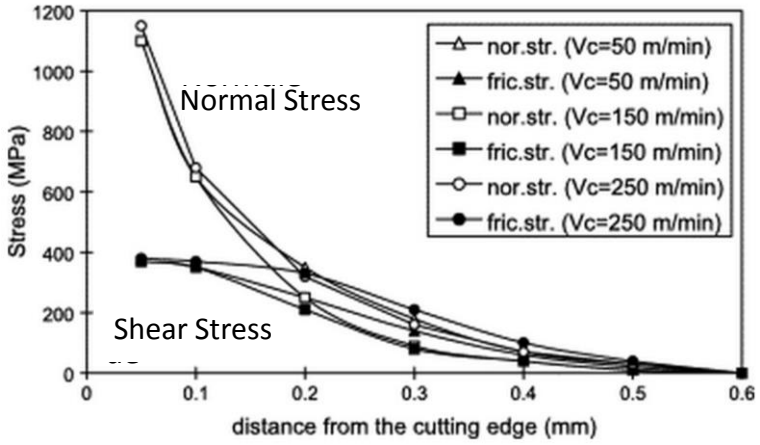


Figure I-21 : Distribution de la contrainte observée lors de l'usinage d'un acier à faible teneur en carbone [Chi97].

Cette étude montre donc que les pressions de contact observées en coupe orthogonale sont inférieures à 1,5 GPa et d'après les travaux de Zemzemi [Zem07], celles-ci doivent être prises en compte dans l'expression du coefficient de frottement.

En utilisant le tribomètre mis au point par Claudin [Cla08] en 2008, Ben Abdelali [Ben12] montre que pour chaque diamètre du pion utilisé, trois régimes (Figure I-22) apparaissent pour un matériau de type C45. Ces résultats montrent que le coefficient de frottement apparent est sensiblement dépendant de la vitesse de glissement pour des valeurs comprises entre 60m.min^{-1} et 180m.min^{-1} (régime 2). Or, ces valeurs sont représentatives de celles observées en condition de coupe et permettent de confirmer que le paramètre vitesse de glissement doit être pris en compte dans la loi de frottement.

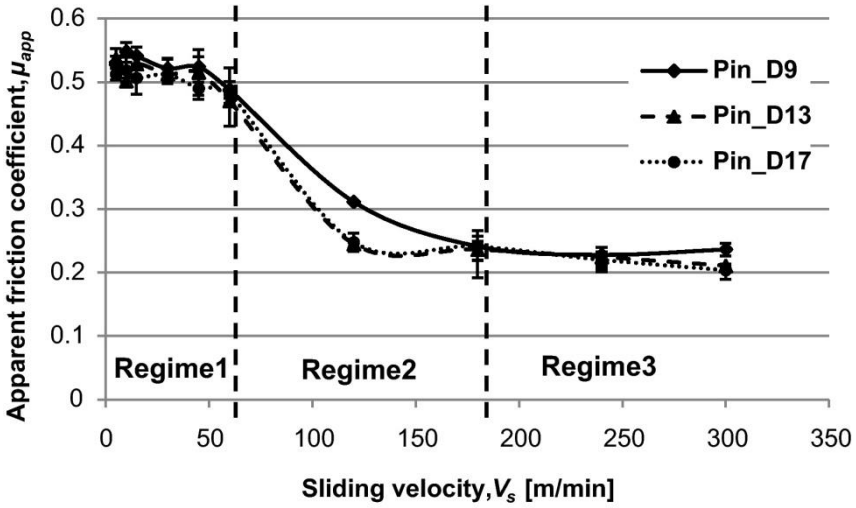


Figure I-22 : Identification des Trois régimes observés pour l'évolution du coefficient de frottement [Ben12].

De plus, les tribomètres classiques ne permettent pas de retrouver certaines conditions observées en usinage à grande vitesse. Les tribomètres ayant un mouvement de pion unidirectionnel comme celui de Brocail [Bro10] ne permettent pas d'atteindre des vitesses de glissement élevées. Celui-ci a une vitesse de déplacement du pion maximale de 30m.min^{-1}. Cet ordre de grandeur permet de caractériser les phénomènes observés dans la zone de cisaillement primaire (vitesse de glissement inférieure à 30m.min^{-1}).

Le tribomètre développé par Grzesik [Grz02] en 2002 ne permet pas non plus de définir correctement les conditions de coupe orthogonale. Sur ce dispositif, le pion a un mouvement de rotation et cela engendre que le pion passe à plusieurs reprises sur la même trace. Or, en coupe orthogonale l'outil ne passe qu'une seule fois sur le copeau.

La totalité de ces travaux montrent qu'il est important d'utiliser un tribomètre adapté aux conditions expérimentales observées. De par la bibliographie réalisée, il sera nécessaire de mettre au point un tribomètre permettant d'avoir une plage de vitesse comprise entre 6 et 120m.min^{-1} ainsi qu'un dispositif permettant de réaliser une trace de frottement en un seul passage.

I.5 CONCLUSION

Cet état de l'art a permis de mettre en évidence l'importance majeure de la vitesse de glissement dans la formulation de loi de frottement à paramètres multiples. Cependant, la pression de contact et la température d'interface ne doivent pas être négligées explicitement.

L'interface outil-copeau étant formée de 2 zones (zone de cisaillement primaire et zone de cisaillement secondaire), il est nécessaire d'étudier celles-ci distinctement.

La première zone (ZCP) basée sur les travaux de Brocail [Bro09] est étudiée à l'aide de l'UST (Upsetting Sliding Test) pour de basses vitesses de glissement. L'UST permet de simuler expérimentalement des pressions de contact jusqu'à 2 GPa, des températures d'interface supérieures à 1200 °C et des vitesses de glissement maximales de 30m.min^{-1}.

La seconde zone (ZCS), où les vitesses de glissement sont beaucoup plus importantes, fera l'objet d'une seconde étude sur le HST (High Speed Tribometer) (Mer11). Le HST permet de caractériser le contact outil-copeau pour des pressions et des températures élevées et des vitesses de glissement pouvant aller jusqu'à 100m.min^{-1}.

De par l'étude bibliographique réalisée, l'originalité de la première partie de ce travail de thèse consistera, dans un premier temps, à séparer et étudier le contact outil-copeau en 2 zones (Zone de cisaillement primaire et zone de cisaillement secondaire) (Figure I-23). Dans un second temps, ces deux études seront combinées afin d'améliorer le modèle numérique de coupe orthogonale.

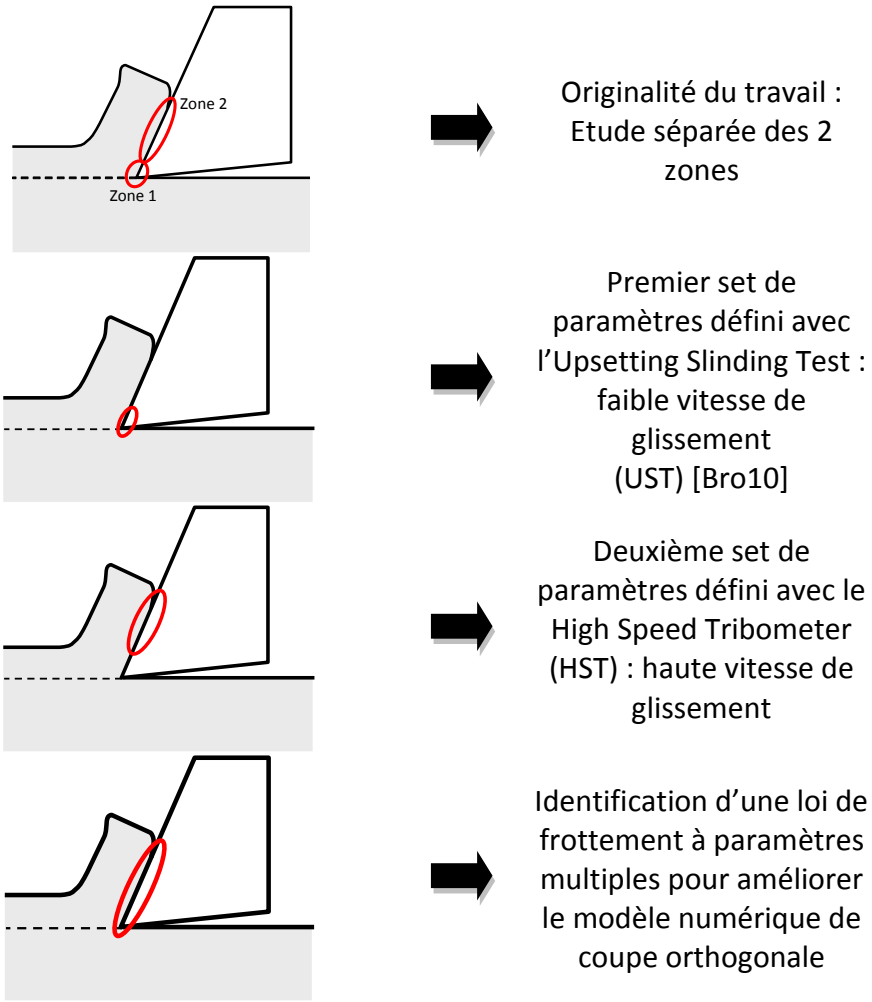


Figure I-23 : Description de la séparation du contact en 2 zones.

Chapitre II: CARACTERISATION DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT LORS D'UNE OPERATION D'USINAGE A GRANDE VITESSE

Ce chapitre présente, dans un premier temps, le test de compression translation et les essais de caractérisations tribologiques sur le couple AISI 1045 / carbure de tungstène effectués par Brocail en 2009. Ces données tribologiques ont permis de définir une loi d'interface en fonction des paramètres de contact tels que la pression de contact, la température d'interface et la vitesse de glissement locale. La deuxième partie de ce chapitre consiste à appliquer la méthode d'identification d'une loi de frottement à basse vitesse et haute température pour des hautes vitesses et des basses températures. Finalement, ces deux lois sont comparées à un coefficient de frottement constant et à un relevé expérimental.

SOMMAIRE

CHAPITRE II: CARACTERISATION DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT LORS D'UNE OPERATION D'USINAGE A GRANDE VITESSE 57

II.1 Caractérisation expérimentale du frottement à basse vitesse : Upsetting Sliding Test (Brocail 2009) 59

II.1.1 Principe de fonctionnement 59
II.1.2 Résultats obtenus 60
II.1.3 Modèle numérique de l'essai 63
II.1.4 Recalage numérique des essais expérimentaux 65
II.1.5 Analyse des résultats 67
II.1.6 Conclusion 69

II.2 Caractérisation expérimentale du frottement à haute vitesse : Tribomètre Grande Vitesse (HST) 70

II.2.1 Principe de fonctionnement 70
II.2.2 Résultats obtenus 72
II.2.3 Modèle numérique de l'essai 74
II.2.4 Recalage numérique des essais expérimentaux 75
II.2.5 Analyse des résultats 76
II.2.6 Visualisation de l'évolution de la loi 79
II.2.7 Conclusion 82

II.3 Modèle numérique de coupe orthogonale intégrant une loi de frottement à paramètres multiples 82
II.3.1 Modèle numérique de coupe orthogonale 82
II.3.2 Propriétés du matériau 84
II.3.3 Méthodologies d'implémentation de la loi à paramètres multiples dans le modèle de coupe orthogonale 84
II.3.4 Analyse des résultats 87
II.3.5 Conclusion 89

II.1 CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU FROTTEMENT A BASSE VITESSE : UPSETTING SLIDING TEST (BROCAIL 2009)

II.1.1 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

L'Upsetting Sliding Test (UST) (Figure II-1) a été conçu pour étudier les procédés de formage à froid [Dub95] [Laz98] [Ver00]. Des améliorations du système permettent aujourd'hui de traiter des procédés de formage à chaud [Mor03].

Ce test est utilisé pour simuler les conditions de contact spécifiques de la zone d'interface proche de l'arête de coupe. Ce dispositif est composé d'une partie mobile et d'une partie fixe installées sur une machine de traction standard. La partie puissance, qui assure le mouvement de translation, est actuellement assurée par un groupe hydraulique de 280 bars, équipé de deux accumulateurs. Celui-ci permet d'atteindre des vitesses de glissement relatives entre l'échantillon et le contacteur de 30m.min^{-1}. Ce système est donc capable de couvrir 25% de la plage de vitesse observée en coupe orthogonale (0 à 120m.min^{-1})

L'échantillon est placé sur un support spécial V-bloc et est totalement serré. La partie mobile permet d'emporter l'indenteur avec une pénétration relative *p* dans l'échantillon.

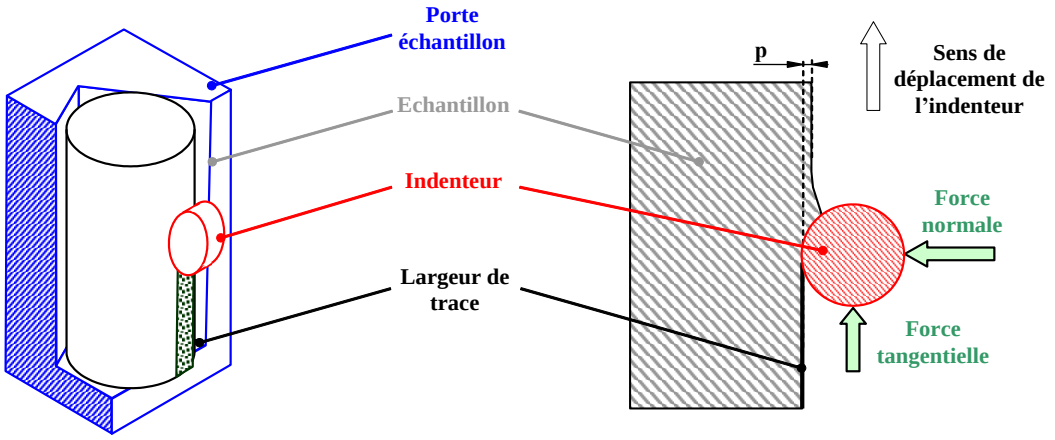


Figure II-1: Upsetting Sliding Test (UST).

L'échantillon est chauffé à l'aide d'un inducteur. La température à l'intérieur de celui-ci (mesurée par trois thermocouples) peut atteindre 1250°C. Le contacteur est chauffé par une cartouche chauffante régulée à 300°C.

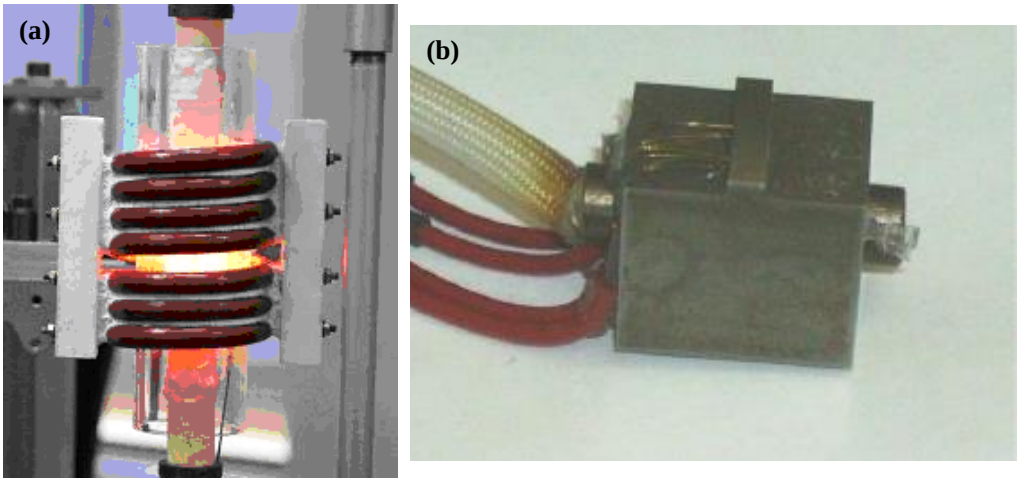


Figure II-2 : chauffe de l'échantillon par induction (a). Contacteur chauffé par cartouche chauffante (b).

Pendant l'essai, le contacteur pénètre l'échantillon et coulisse le long de sa surface à une vitesse de glissement constante pour générer une trace de frottement résiduel.

II.1.2 RESULTATS OBTENUS

La Figure II-3 décrit la méthode utilisée pour l'analyse du frottement et la détermination d'une loi de frottement à paramètres multiples pour des vitesses de glissement inférieures à 30m.min^{-1}.

A partir d'un modèle élément fini de coupe orthogonale, les caractéristiques du contact outil-copeau peuvent être récupérées. Le dispositif d'essai expérimental (UST) permet de les simuler.

Ensuite, un modèle numérique de l'essai expérimental (UST) permet de déterminer les paramètres d'entrée pour réaliser le test. Celui-ci permet d'obtenir des forces normales et tangentielles.

Le coefficient de frottement est déterminé par le modèle numérique de l'essai en utilisant une méthode inverse. Cette méthodologie peut être répétée pour plusieurs configurations et permet d'obtenir une loi de frottement en fonction de la vitesse de glissement, de la température et de la pression de contact.

Finalement, cette loi de friction est implémentée dans un modèle élément fini de coupe orthogonale.

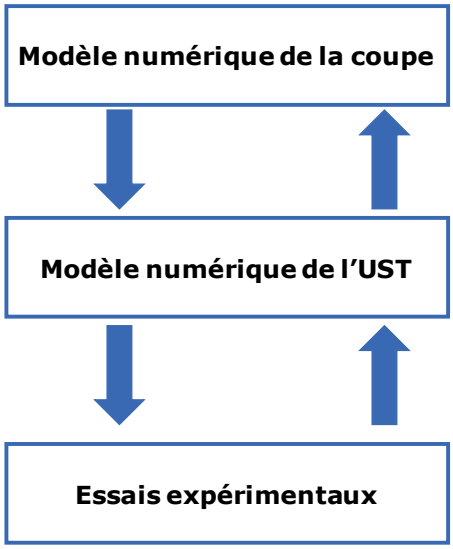


Figure II-3 : Méthodologie d'analyse des résultats expérimentaux.

Les configurations pour étudier les influences de la vitesse de glissement, de la pénétration et de la température de l'échantillon sur le coefficient de frottement sont proposées au Tableau 1. Pour chaque configuration, trois essais sont réalisés de manière à pouvoir vérifier leur reproductibilité.

Tableau 1 : Synthèse des configurations d'essais effectués pour un acier AISI 1045.

Numéro de configuration	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Pénétration (µm)	80	80	100	100	80	80	100	100	120	120	120
Vitesse ($m.min^{-1}$)	12	24	12	24	12	24	12	24	3,6	12	24
Température (°C)	377	377	377	377	477	477	477	477	677	677	677

La Figure II-4 représente les résultats en termes de forces normales et tangentielles et températures d'interfaces pour les trois essais de la configuration 6. La zone stationnaire permet de faire une corrélation avec les modèles numériques.

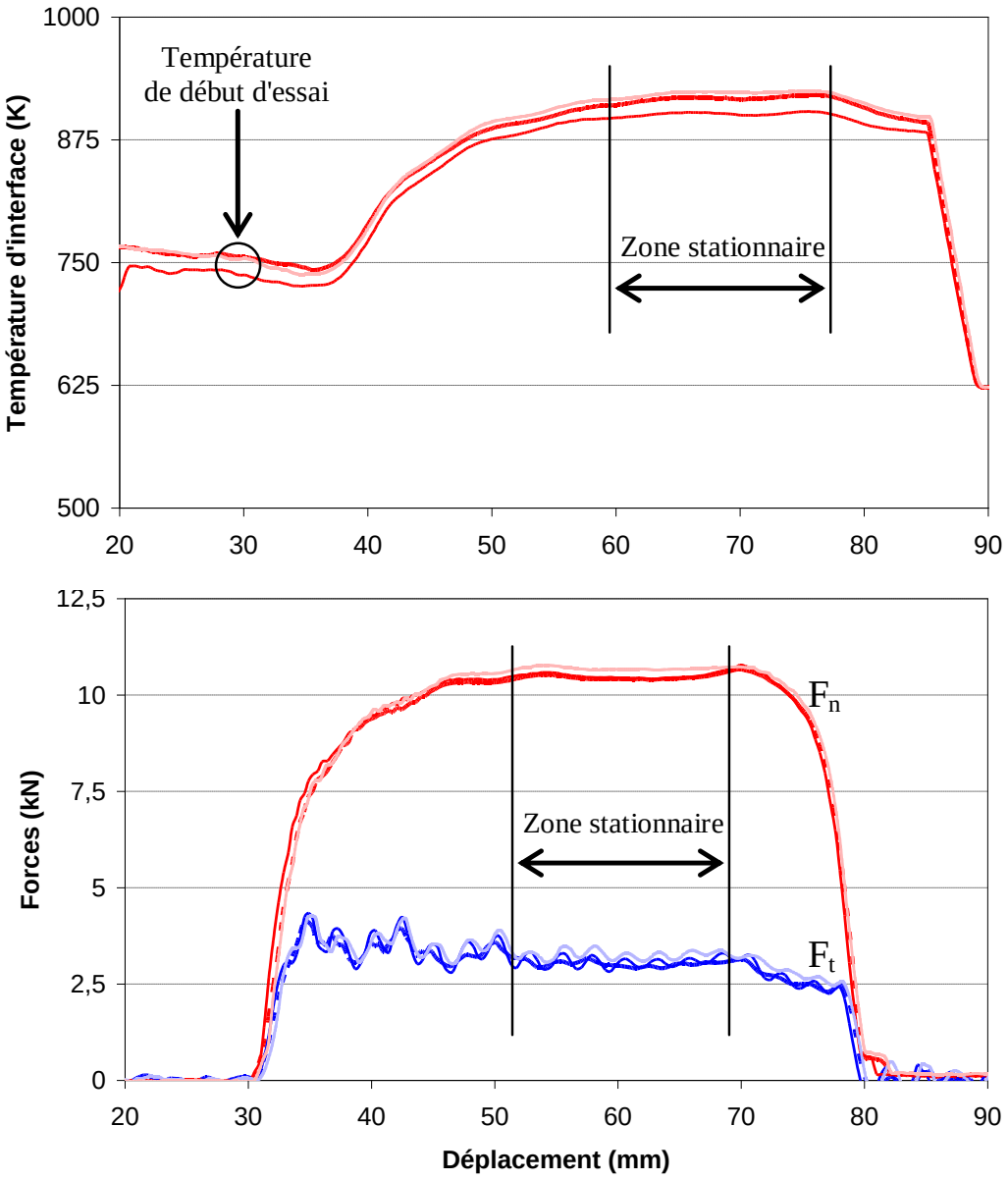


Figure II-4 : Résultats expérimentaux pour la configuration 6 (80µm, 24m.min^{-1} et 477°C).

Une analyse profilométrique (Figure II-5) permet de récupérer le profil de la surface frottée. La pénétration effective correspond au delta observée entre le profil avant essai et le profil après essai. Celle-ci est un des paramètres d'entrée du modèle numérique de l'UST.

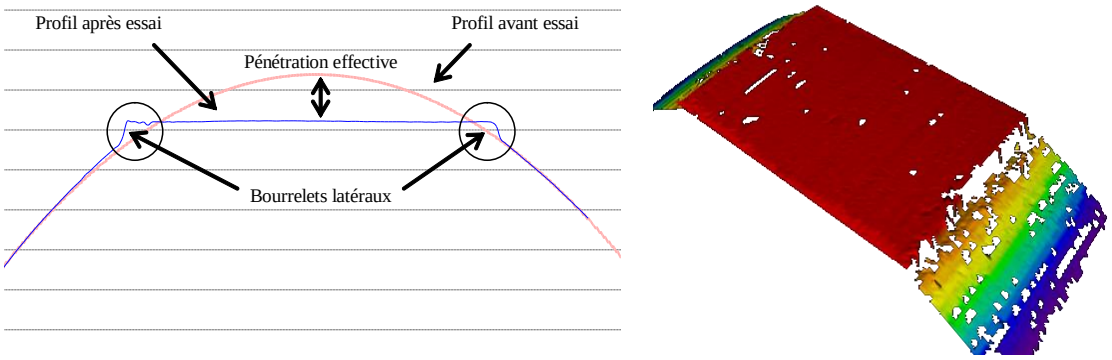


Figure II-5 : Analyse profilométrique et mesure de la pénétration effective.

II.1.3 MODELE NUMERIQUE DE L'ESSAI

II.1.3.1 DESCRIPTION DU MODELE

Un modèle éléments finis 3D utilisant une formulation A.L.E a été développé dans le but de reproduire le test de compression-translation (Figure II-6). Le but étant de réaliser du copeau continu (voir page 29): Les différentes morphologies de copeaux), ce type de formulation se trouve être la plus adaptée au problème. L'échantillon est modélisé à l'aide de deux surfaces eulériennes qui permettent à la matière de se déplacer d'une surface à l'autre au travers d'un domaine défini. L'outil est considéré comme indéformable et est modélisé à l'aide d'un corps rigide fixe. La loi rhéologique de comportement est prise en compte à l'aide d'un modèle de Johnson-Cook.

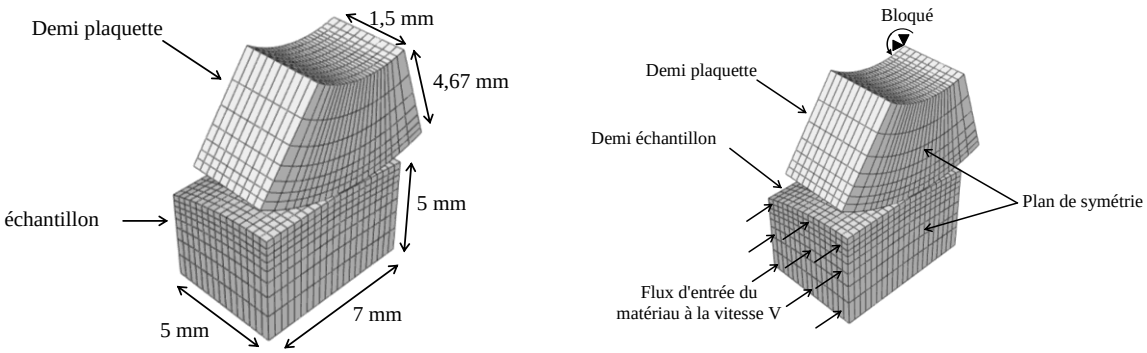


Figure II-6 : Description du modèle éléments finis de l'UST.

II.1.3.2 PROPRIETE MATERIAU

Un modèle de Johnson-Cook défini par l'équation II-1 et le Tableau 2 permet de définir le comportement thermo-visco-plastique de la bague en acier AISI 1045. Ces paramètres ont été établis par Jaspers et Dautzenberg en 2002 [Jas02].

$$\sigma = \left[A + B\varepsilon_{pl}^{n}\right]\left[1 + Cln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^{m}\right] \quad \text{II-1}$$

Tableau 2 : Paramètres de Johnson-Cook's déterminés par Jaspers et Dautzenberg (2002) [Jas02].

$A(MPa)$	$B(MPa)$	n	C	m	$\dot{\varepsilon}_0(s^{-1})$	$T_{melt}(K)$	$T_{room}(K)$
553.1	600.8	0.234	0.0314	1	1	1733	293

De par les travaux de Rosakis (2000) [Ros00], le coefficient de Taylor-Quinney est fixé à 0,9. Ce coefficient permet de définir l'énergie mécanique engendrée par les déformations plastiques qui est transmise sous forme de chaleur. Les déformations plastiques, la chaleur et le coefficient de Taylor-Quinney sont liés par l'équation II-2 :

$$\beta\sigma_m \frac{\partial \varepsilon_{pl}}{\partial t} = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{II-2}$$

avec β le coefficient de Taylor-Quinney, σ_m la contrainte moyenne, ε_{pl} la déformation plastique, ρ la densité, C_p la chaleur spécifique et T la température.

Le flux de chaleur généré par frottement dépend du rapport d'énergie de frottement convertie en chaleur, de la contrainte de cisaillement et de la vitesse de glissement. L'expression du flux thermique est donné par :

$$\varphi = \eta\tau \frac{\partial x}{\partial t} \quad \text{II-3}$$

η étant le rapport de l'énergie de frottement convertie en chaleur, τ la contrainte de cisaillement et x le déplacement. Dans ce cas, η est égal à 100% et le flux de chaleur produit à l'interface est partagé entre l'outil et le copeau. 60% du flux thermique produit est affecté au copeau [Bro10].

Le frottement à l'interface outil-copeau est modélisé par un coefficient de frottement de type Coulomb [Fil06]. Par défaut et avant la première optimisation, celui-ci est fixé à 0,4.

Le Tableau 3 résume les propriétés thermomécaniques de l'indenteur en carbure non revêtu H13A. Ces valeurs ont été reprises des travaux de Kalhori (2001) [Kal01]. Les propriétés de la bague sont présentées dans le Tableau 4 et sont extraites des travaux de Grzesik et Nieslony (2004) [Grz04].

Tableau 3 : Propriétés thermo-physiques d'un carbure non revêtu(2001) [Kal01].

Paramètres	Valeur
Elasticité (E)	Rigide
Densité (ρ) ($kg.m^{-3}$)	14500
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	25
Chaleur spécifique (C_p) ($J.kg^{-1}K^{-1}$)	220

II.1.4 RECALAGE NUMERIQUE DES ESSAIS EXPERIMENTAUX

Les conditions réelles de contact telles que la pression de contact, la température à l'interface, la vitesse de glissement et le coefficient de frottement adhésif sont déterminées à l'aide du modèle numérique décrit précédemment.

Le coefficient de frottement est optimisé à l'aide de plusieurs simulations. Le but étant d'obtenir une configuration dans laquelle les efforts normaux et tangentiels sont les plus proches des observations expérimentales.

La Figure II-7 présente le relevé d'efforts expérimentaux moyens obtenu lors des trois essais effectués pour la configuration 6, et les efforts obtenus numériquement. Pour cette configuration, le coefficient de frottement optimal est égal à 0,24.

Tableau 4 : Propriétés thermo-physiques d'un acier AISI 1045 par Grzesik et Nieslony (2004) [Grz04].

Paramètres	Température (K)	Valeur
Elasticité (E) ($N.m^{-2}$)	293	$2.15e^{11}$
	473	$2.10e^{11}$
	673	$1.65e^{11}$
	873	$1.60e^{11}$
	1073	$0.90e^{11}$
Densité (ρ) ($kg.m^{-3}$)	293	7800
	473	7740
	673	7665
	873	7595
	1073	7585
	1273	7520
Conductivité thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	298	25
	398	45.1
	598	42.7
	798	37.9
	998	33.2
	1198	28.4
	1398	27
Chaleur spécifique (C_p) ($J.kg^{-1}K^{-1}$)	298	435.3
	398	488.3
	598	559
	798	686.1
	998	1171
	1198	808.2
	1398	789.1
Expansion	373	11e-6
	473	12e-6
	573	13e-6
	673	14e-6
	773	14e-6
	873	15e-6
	973	15e-6

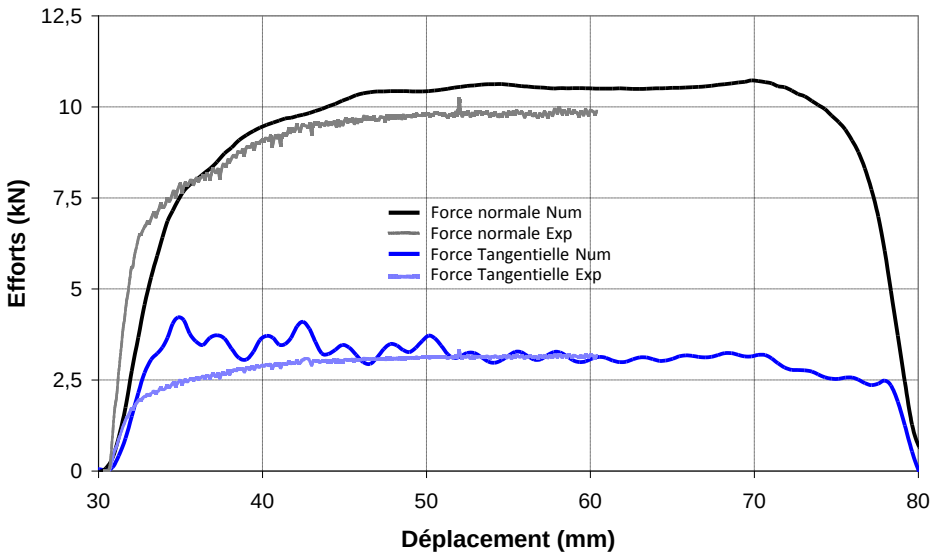


Figure II-7 : Relevés d'efforts expérimentaux moyens obtenus lors des trois essais effectués pour la configuration 6 et comparés aux résultats numériques.

II.1.5 ANALYSE DES RESULTATS

II.1.5.1 DETERMINATION DES PARAMETRES D'INTERFACES

Une fonction erreur est définie comme étant la somme des erreurs relatives au carré (équation II-4). Cette fonction permet d'optimiser le coefficient de frottement de Coulomb en réduisant au minimum l'écart entre les données expérimentales et numériques pour chaque configuration.

$$f = \left(\frac{F_{t_{sim}} - F_{t_{\exp}}}{F_{t_{\exp}}} \right)^2 + \left(\frac{F_{n_{sim}} - F_{n_{\exp}}}{F_{n_{\exp}}} \right)^2 + \left(\frac{\left(F_t / F_n \right)_{sim} - \left(F_t / F_n \right)_{\exp}}{\left(F_t / F_n \right)_{\exp}} \right)^2 \qquad \textit{II-4}$$

$F_{t_{sim}}$ représente l'effort tangentiel de simulation numérique sur la partie stabilisée, $F_{t_{exp}}$ l'effort tangentiel expérimental, $F_{n_{sim}}$ l'effort normal de simulation numérique sur la partie stabilisée et $F_{n_{exp}}$ l'effort normal expérimental.

Les variables de contact locales obtenues par le calcul optimisé peuvent être extraites du modèle numérique (une pression de contact locale moyenne, une température d'interface locale moyenne et une vitesse de glissement local moyenne).

Pour chaque configuration, ces trois variables sont associées au coefficient de frottement optimisé et permettent de déterminer les paramètres de la loi à paramètres multiples (Tableau 5).

Pour la configuration 6 (Figure II-8), une pression moyenne de 1Gpa, une température moyenne de 607°C et une vitesse de glissement moyenne de 20,4m.min^{-1} sont associées à un coefficient de frottement optimisé égal à 0,24.

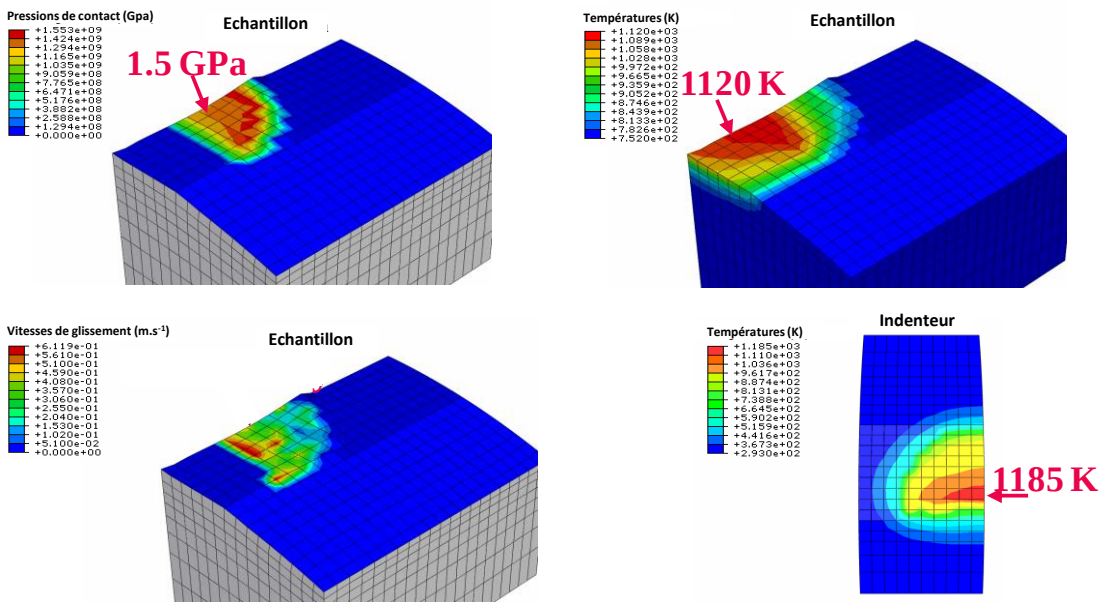


Figure II-8 : Analyses des variables locales d'interfaces pour la configuration 6.

II.1.5.2 IDENTIFICATION D'UNE LOI DE FROTTEMENT

L'ensemble des configurations permet de définir une loi de frottement d'interface définie pour rappel sous la forme suivante :

$$\mu = C_1 \sigma_n^{C_2} V_g^{C_3} T_{int}^{C_4} \qquad \text{I-14}$$

où C_1, C_2, C_3 et C_4 sont des constantes à identifier. Celles-ci sont déterminées dans le Tableau 5 à l'aide d'une méthode des moindres carrés pour les configurations du Tableau 1.

σ_n représente la pression moyenne en surface de la pièce, V_g la vitesse de glissement moyenne en surface de la pièce et T_{int} la température moyenne moyennée de l'outil et de la pièce.

Tableau 5 : Constantes identifiées à basses vitesses et à hautes températures.

C_1	C_2	C_3	C_4
0,919	-0,251	-0,463	0,480

II.1.6 CONCLUSION

Cette étude montre l'influence des paramètres de contact sur le coefficient de frottement. Par rapport aux constantes définies dans le Tableau 5, l'augmentation de la pression et de la vitesse de glissement induit une chute du coefficient de frottement et la diminution de la température engendre une hausse du coefficient de frottement. Cependant, cet ensemble de paramètres est établi à l'aide de valeurs dont la vitesse de coupe n'excède pas 30m.min^{-1}. Utiliser ces paramètres en usinage à grande vitesse implique que la majorité des valeurs du coefficient de frottement soit calculée à l'aide d'une extrapolation de cette loi (Figure II-9).

Au paragraphe suivant, une seconde étude est donc menée à l'aide du tribomètre grande vitesse dans le but de compléter cette loi pour des hautes vitesses de glissement et des basses températures.

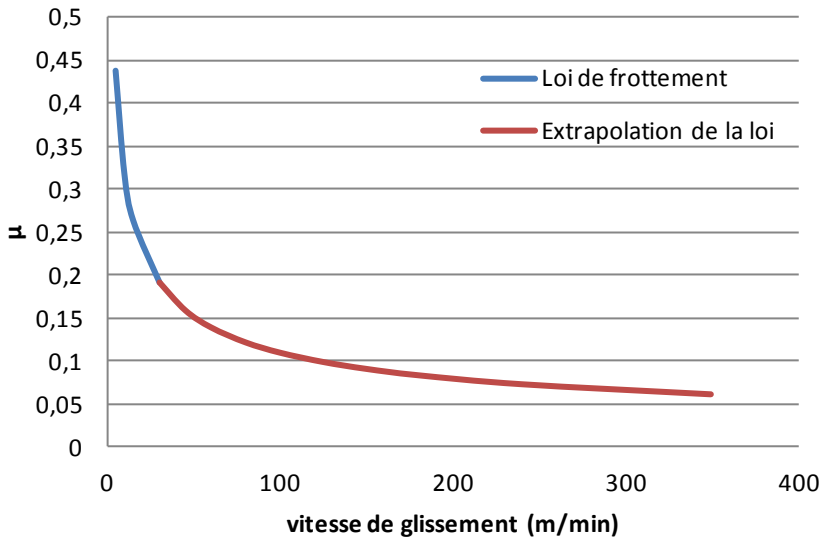


Figure II-9 : Sensibilité du coefficient de frottement à la vitesse de glissement pour les coefficients identifiés au Tableau 5.

II.2 CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU FROTTEMENT A HAUTE VITESSE : TRIBOMETRE GRANDE VITESSE (HST)

II.2.1 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Un tribomètre haute vitesse a été mis au point par le laboratoire LAMIH afin de reproduire des sollicitations thermomécaniques très sévères. Il est conçu sur une machine d'usinage grande vitesse Siemens MT01. Ce dispositif permet d'atteindre des vitesses de rotation jusqu'à 15000 $tr.min^{-1}$ pour une puissance nominale de 41kW. La broche peut supporter jusqu'à 10kN de charge normale et 5kN en charge tangentielle. Elle peut se déplacer suivant trois axes de translations et un axe de rotation. Les charges normales et tangentielles sont mesurées à l'aide d'un capteur piézoélectrique 3D Kistler. Ce capteur peut travailler jusqu'à 20kN dans le sens normal et 5kN dans la direction tangentielle. Les mesures de température sont effectuées avec des thermocouples type K et un pyromètre monochromatique Impac dont la plage de mesure est comprise entre 350 et 1300 °C.

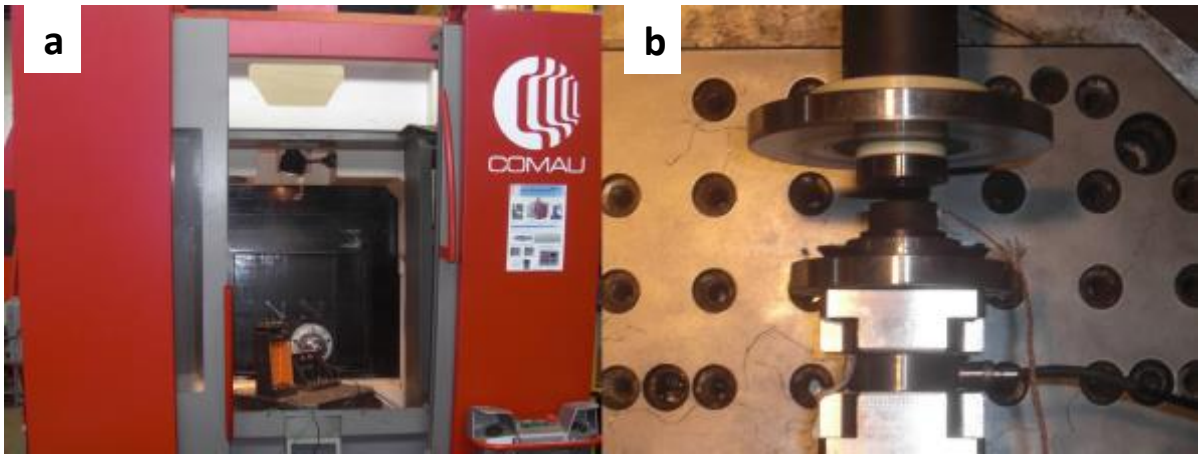


Figure II-10 : Tribomètre grande vitesse. a) Vue d'ensemble. b) Vue de dessus.

Ce tribomètre (Figure II-10) a été adapté (Figure II-11) pour réaliser des essais tribologiques à grandes vitesses mais en effectuant qu'une seule passe sur l'échantillon. L'outil est fixe et la bague est en rotation. L'outil est retiré avant que l'échantillon n'ait fait un tour, le but étant de ne pas dégrader la trace effectuée par celui-ci lors du premier passage. Le diamètre de la bague étant de 32mm, la longueur frottée représente 100mm.

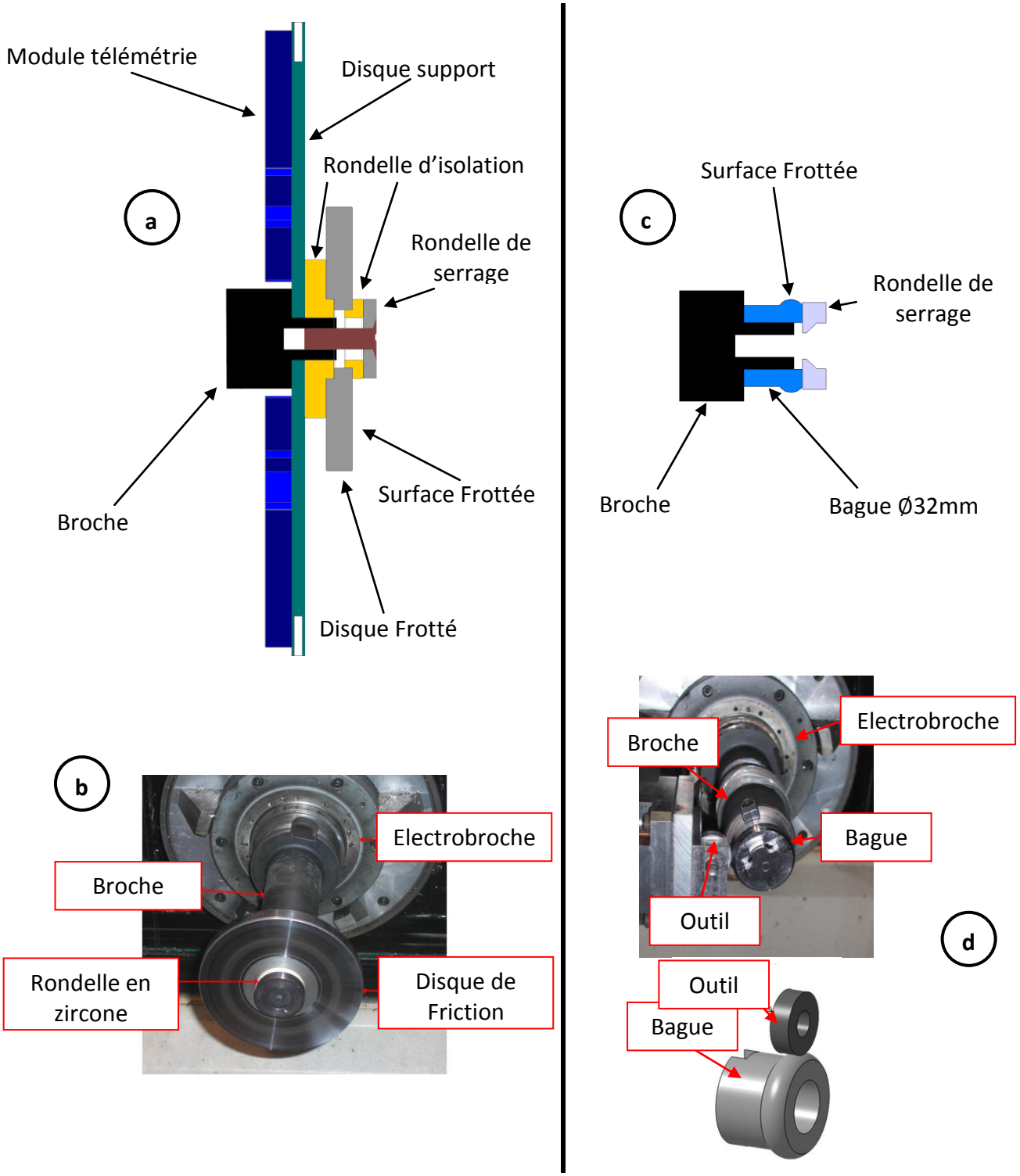


Figure II-11 : a) vue en coupe du tribomètre grande vitesse. b) vue d'ensemble du tribomètre grande vitesse (sans le module de télémétrie. c) vue en coupe de l'adaptation du tribomètre grande vitesse. d) vue d'ensemble de l'adaptation du tribomètre grande vitesse.

Cependant, la vitesse de déplacement de l'outil est limitée et l'essai ne peut être effectué pour des vitesses de rotation supérieures à 900tr.min^{-1} (correspond à 90m.min^{-1} en vitesse linéaire). Contrairement au système UST, Le HST permet de couvrir 75% de la plage de vitesse observée expérimentalement (0 à 120m.min^{-1}).

II.2.2 RESULTATS OBTENUS

Le Tableau 6 répertorie trois conditions d'essais. Chaque essai a été répété trois fois dans le but d'obtenir une bonne reproductibilité. Les efforts tangentiels F_t et normaux F_n sont ensuite récupérés. Des relevés obtenus pour une température de 20°C et une vitesse de glissement de 30m.min^{-1} sont présentés sur la Figure II-12.

Tableau 6 : Plan d'expérience des essais.

Essai n°	1	2	3
Vitesse (m.min^{-1})	30	60	90
Température (°C)	20	20	20

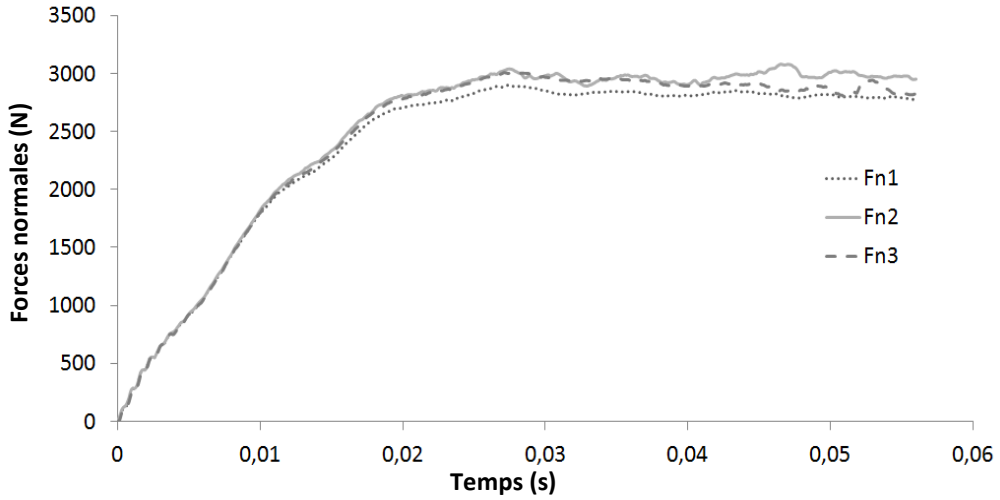


Figure II-12 : Relevés d'efforts normaux obtenus pour une température de 20°C et une vitesse de glissement égal à 30m.min^{-1}

Un delta moyen de 75N est observé entre les valeurs minimales et maximales des courbes présentées en Figure II-12. Cette valeur représente moins de 3% de l'effort moyen obtenu et reste donc négligeable au vu de la force normale maximale atteinte dans ce cas présent.

Un régime stationnaire peut être observé dès lors que l'effort normal a atteint son maximum (Figure II-13). Les perturbations en fin d'essai s'expliquent par la génération tout au long de l'essai d'un bourrelet de matière entre la bague et l'indenteur (Figure II-14). Celui-ci finit par s'écraser entre l'indenteur et la bague et par produire des sauts d'indenteur.

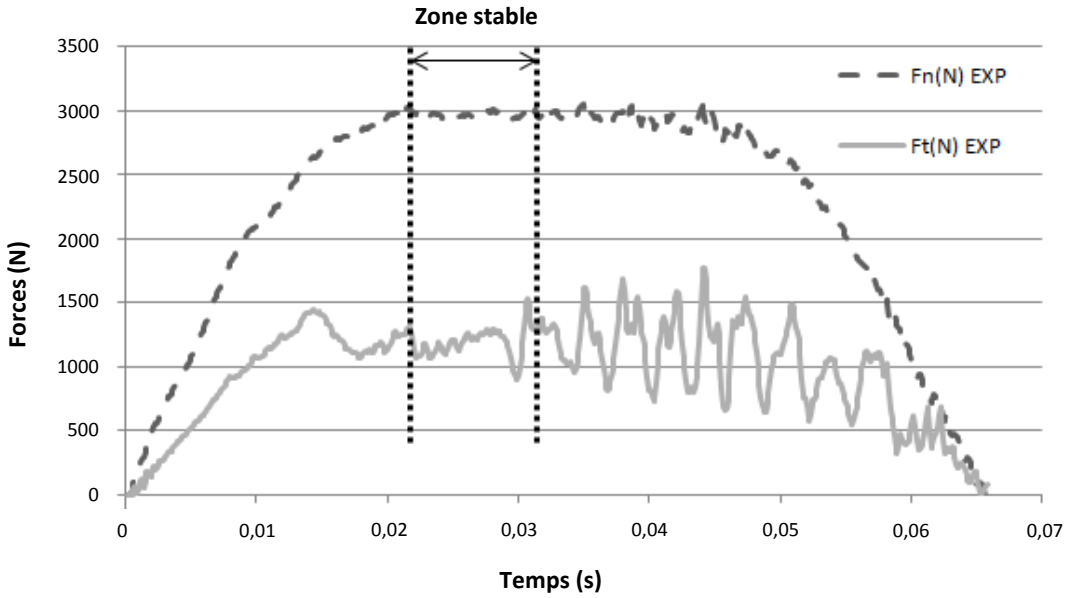


Figure II-13 : identification du régime stationnaire

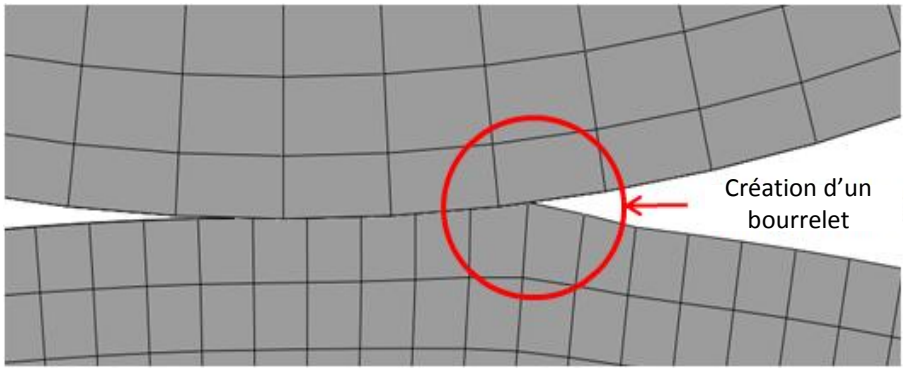


Figure II-14 : génération du bourrelet de matière entre la bague et l'indenteur

Après essai, une trace résiduelle due aux déformations plastiques peut être observée à la surface de la bague. Par analyse profilométrique, la géométrie de la bague indentée peut être superposée à la géométrie initiale (Figure II-15). Cette superposition permet d'obtenir la pénétration effective de l'indenteur sur la bague

ainsi que la largeur de la trace. Ces valeurs permettent de recaler les résultats obtenus numériquement par rapport essais expérimentaux.

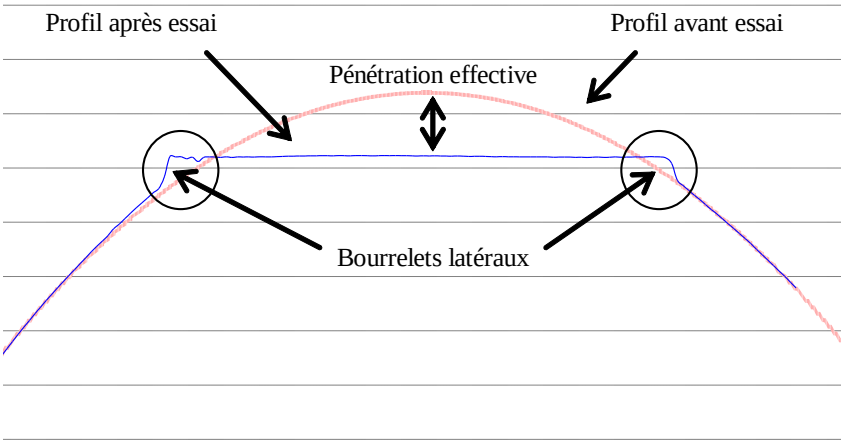


Figure II-15 : recalage de la trace obtenue sur la bague sur la géométrie initiale

Tableau 7 : Synthèse des résultats expérimentaux

Condition d'essai n°	1	2	3
Température (°C)	20	20	20
Pénétration (mm)	0.057	0.054	0.052
Vitesse de glissement (m.min^{-1})	30	60	90
Ft(N)	1480	1192	894
Fn(N)	2850	2950	3014
Ft/Fn	0.519	0.402	0.297

Essai n°	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Condition d'essai n°	1	1	1	2	2	2	3	3	3
Largeur de trace (µm)	1795	1770	1935	1725	1775	1790	1670	1800	1765

II.2.3 MODELE NUMERIQUE DE L'ESSAI

II.2.3.1 DESCRIPTION DU MODELE

Un modèle 3D éléments finis pour la coupe orthogonale a été créé à l'aide d'ABAQUS/Explicit et une zone de remaillage en formulation ALE est choisie pour le remaillage afin d'éviter les problèmes de distorsion d'éléments (Figure II-16).

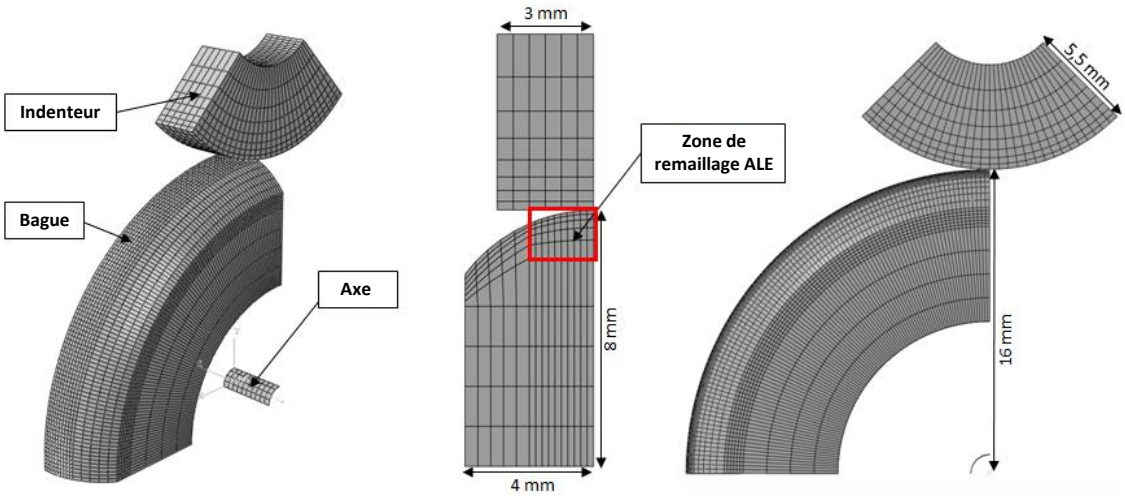


Figure II-16 : Description géométrique du modèle

De manière à pourvoir réduire les temps de calculs, le modèle est découpé en 8 parties grâce aux 3 plans de symétrie de la bague. Des éléments 3D déformables à 8 nœuds avec intégration réduite C3D8RT sont utilisés pour la bague et l'indenteur (Figure II-16). Une pièce rigide permettant de simuler l'axe de la bague a été créée. Cet axe permet d'attribuer la rotation à la bague et de récupérer les efforts de réactions. L'indenteur est considéré par la suite comme un corps rigide ayant une conductivité thermique. Tous convections ou rayonnements thermiques du modèle sont négligés.

Le maillage complet comporte 16480 éléments pour 19786 nœuds. La bague est composée à elle seule de 15000 éléments. La taille des mailles dans la zone de remaillage est de 0.2mm.

Les propriétés matériaux sont identiques à celles utilisées par Brocail [Bro09] sur son modèle UST (voir page 64 : Propriété matériau).

II.2.4 RECALAGE NUMERIQUE DES ESSAIS EXPERIMENTAUX

II.2.4.1 RECALAGE DES EFFORTS

Lorsque la pénétration effective et la largeur de trace sont recalées numériquement par rapport aux essais expérimentaux, plusieurs simulations sont effectuées avec différents coefficients de frottement de type Coulomb. Cette valeur est optimisée jusqu'à obtenir des efforts de réaction (Tableau 7) acceptables (inférieures à 15% [Bro09]. Pour cela, une fonction erreur est définie comme étant la somme des erreurs relatives au carré et est exprimée par l'équation II-4 page 67.

II.2.4.2 IDENTIFICATION DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT ADAPTE A L'ESSAI NUMERIQUE

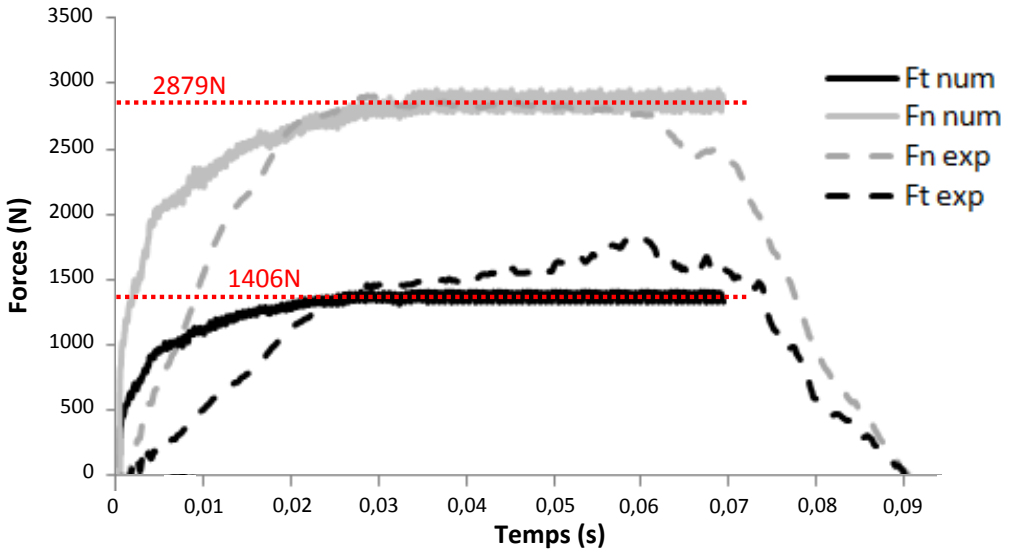


Figure II-17 : relevés des efforts expérimentaux et numériques pour une pénétration effective de 0.057mm et une vitesse de glissement de 30m.min^{-1}

Les relevés d'efforts expérimentaux et numériques présentés en Figure II-17 sont obtenus pour une pénétration effective de 0.057mm et une vitesse de glissement de 30m.min^{-1}. Les efforts simulés numériquement sont optimum pour un coefficient de frottement égal à 0.42. On observe une erreur relative de 1% sur les forces normales, 5% sur les forces tangentielles et 6% pour l'indice de frottement F_t/F_n.

II.2.5 ANALYSE DES RESULTATS

II.2.5.1 DETERMINATION DES PARAMETRES D'INTERFACES

La Figure II-18 présente les relevés de pressions de contact, champs de température et vitesses de glissement correspondant à l'essai n°1.

La pression de contact moyenne observée pour cet essai est de 1.235GPa. Des températures moyennes de 504°C et 518°C sont observées respectivement sur le pion et l'indenteur. La température moyenne d'interface étant la moyenne des températures des deux faces en contact, celle-ci est égale à 511°CK pour l'essai n°1. La vitesse de glissement locale varie également dans le contact. On observe une vitesse de glissement locale plus faible à l'avant du contact. Ce phénomène s'explique par l'excédent de matière généré en amorce du contact (Figure II-14). Cet excédent de

matière s'écoule sur l'extérieur du contact. De manière à garder les mêmes vitesses d'écoulement de matière dans la zone de glissement, la zone en début de contact est nécessairement contrainte de glisser moins rapidement. Une vitesse de glissement moyenne de 25,2m.min^{-1} est observée.

Chaque essai a ainsi été analysé et a permis d'obtenir un coefficient de frottement adhésif fonction de la pression moyenne de contact, de la température moyenne d'interface et de la vitesse moyenne de glissement.

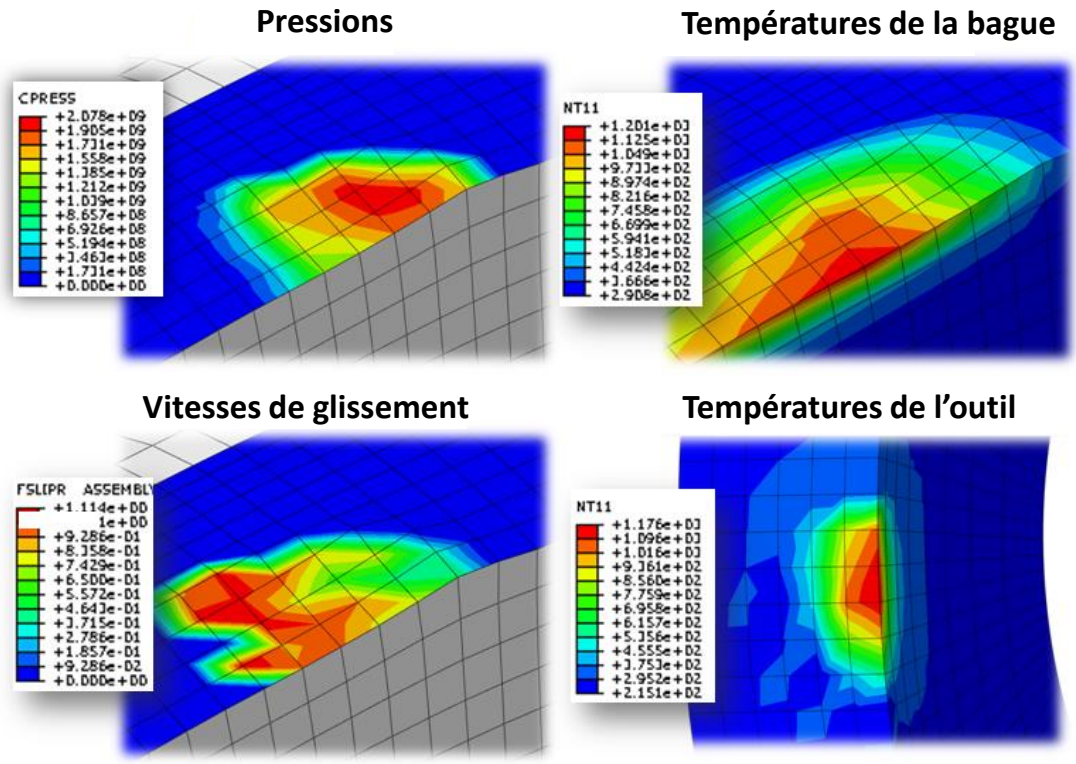


Figure II-18 : Analyse des variables locales d'interfaces pour la configuration 1.

II.2.5.2 IDENTIFICATION DE NOUVEAUX PARAMETRES POUR LA LOI DE FROTTEMENT

Les coefficients C_1, C_2, C_3 et C_4 sont identifiés par une méthode de minimisation des écarts moindres carrés. Les valeurs de ces coefficients sont résumées Tableau 8.

Tableau 8 : Constantes identifiées à hautes vitesses et basses températures

C_1	C_2	C_3	C_4
3.141	0.537	-0.621	-2.114

La Figure II-19 montre l'influence des paramètres de contact sur la loi de frottement. Lorsque la vitesse de glissement augmente, le coefficient de frottement a tendance à diminuer. Le même phénomène est observé pour une élévation de la température. A l'inverse, le coefficient de frottement augmente lorsque la pression de contact croît. Le phénomène est ici inversé par rapport aux basses vitesses (voir page 69). La gamme de vitesse fait que la pression influe sur le frottement.

Cependant, de par la taille de maille (200µm) et la symétrie, une erreur de 400µm sur l'observation de la trace dans les simulations numériques peut être commise. Dans le but de minimiser au maximum l'erreur, un modèle numérique avec une taille de maille 4 fois plus petite a été réalisé. Celui-ci permet de réduire l'erreur totale engendrée par le maillage à 100µm. La comparaison des deux modèles en termes de largeurs de trace permet d'affirmer que les résultats présentés en Figure II-19 sont valables à ±5,5% et permettent d'établir une plage dans laquelle se situe réellement le coefficient de frottement.

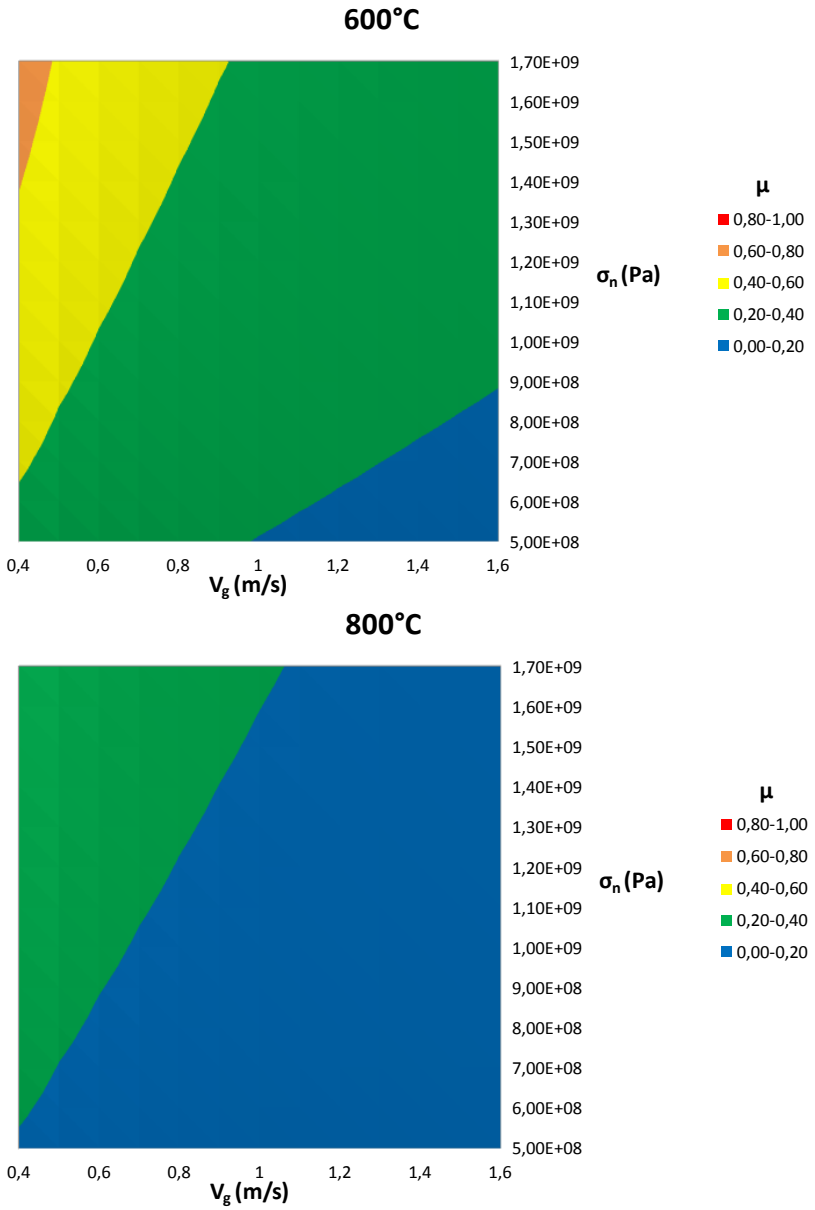


Figure II-19 : analyse des paramètres identifiés Tableau 8 sur l'équation I-14

II.2.6 VISUALISATION DE L'EVOLUTION DE LA LOI

La Figure II-20 permet de visualiser l'évolution du coefficient de frottement exprimée par la loi définie Tableau 8, en fonction de la température (T), de la pression de contact (σ_n) et de la vitesse de glissement (V_g).

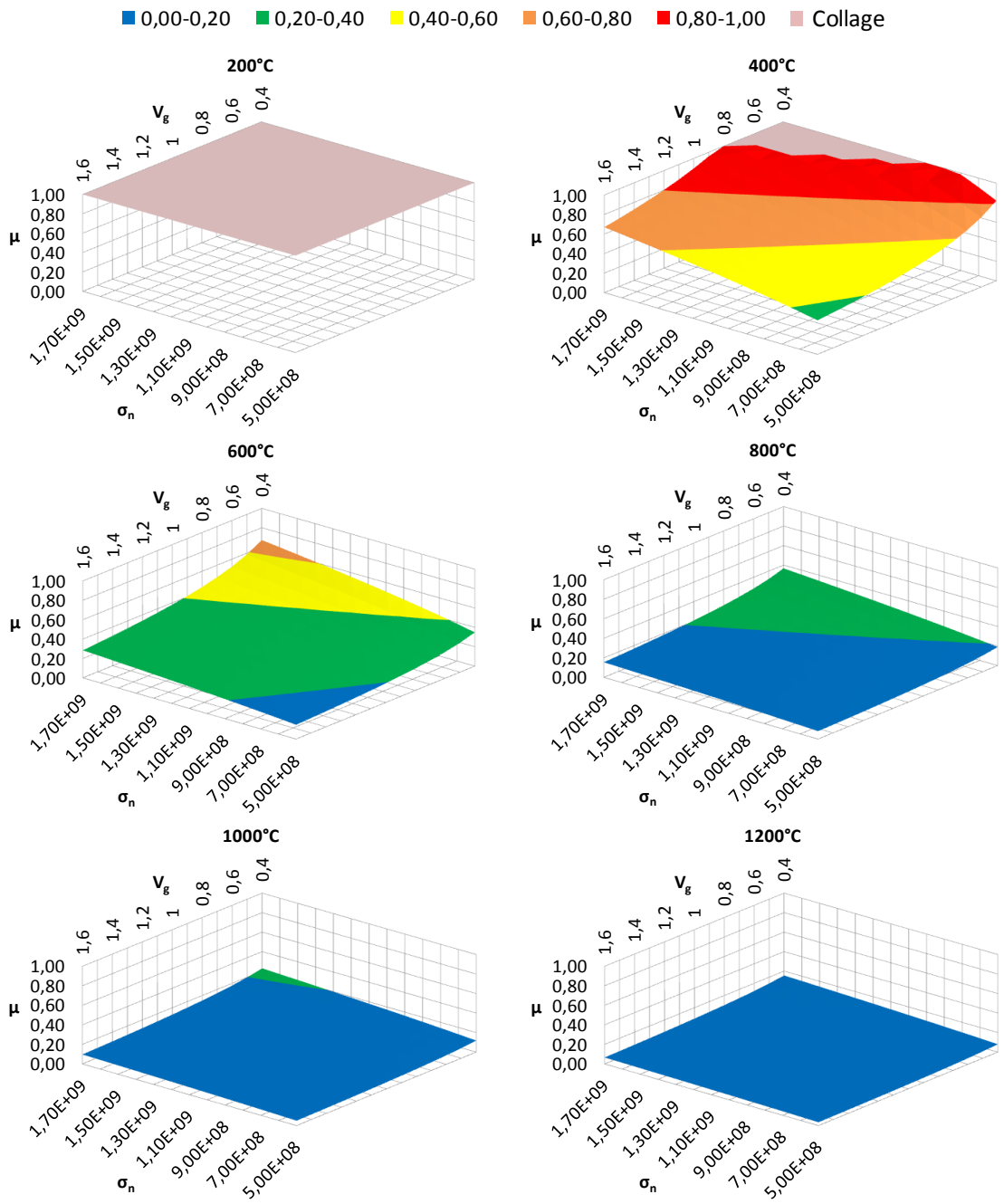


Figure II-20 : évolution de la loi frottement établie Tableau 8

En analysant les nouveaux paramètres de la loi (Figure II-21), une limite de celle-ci en termes de température apparaît. Pour des températures inférieures à 500°C, certains coefficients de frottement calculés sont supérieurs à 1. Pour une température de 300°C, une vitesse de glissement égale à 36m.min^{-1} et une Pression de 1.3GPa, le coefficient de frottement calculé par l'équation I-14 et les constantes du

Tableau 8 est égal à 2. Ces valeurs conduisent à un phénomène de collage dans le modèle.

Cette analyse permet d'affirmer que les nouveaux paramètres établis (Tableau 8) sont valides pour une température supérieure à 500°C. Les températures observées expérimentalement à l'interface outil-copeau étant nettement supérieure à 500°C, les paramètres établis non valables pour une température inférieure à 500°C ne seront pas un problème pour la simulation numérique. Dans le but d'éviter les problèmes numériques en début de simulation (température égale à 20°C) et obtenir un état stable de coupe, un coefficient de frottement de type Coulomb constant est utilisé lors de la stabilisation du modèle. Lorsque le modèle est stable, le coefficient constant est remplacé par la loi de frottement.

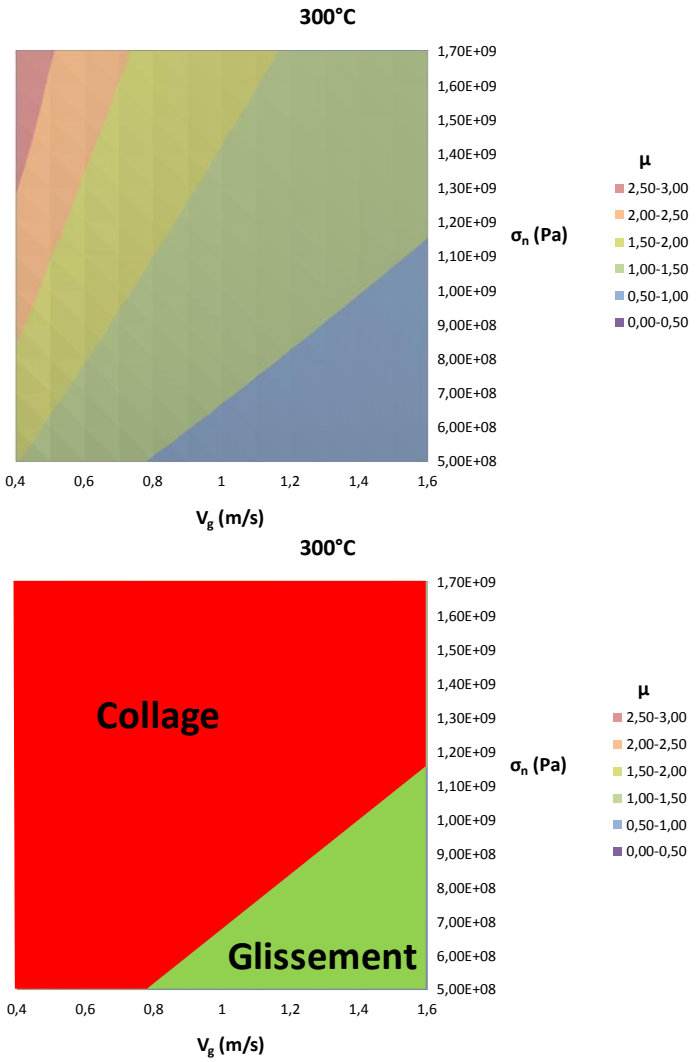


Figure II-21 : Analyse du phénomène collage pour une température égale à 20°C.

II.2.7 CONCLUSION

Les essais expérimentaux ont été effectués sur le tribomètre grande vitesse pour simuler le comportement du frottement à l'interface outil-copeau pour des vitesses très élevées à température ambiante. Un modèle éléments finis 3D a aussi été implémenté dans Abaqus/Explicit. Une formulation ALE a été utilisée dans la zone de contact dans le but de supprimer les distorsions d'élément. Le recoupement des données expérimentales et numériques a permis d'identifier de nouveaux paramètres pour l'équation I-14.

L'analyse des données expérimentales et numériques a montré que lorsque la vitesse de glissement et/ou la température augmente, le coefficient de frottement diminue. A contrario, celui-ci augmente lorsque la pression de contact s'élève.

Les limites de ces travaux se trouvent sur deux points. Premièrement, les paramètres sont valables à partir d'une température locale égale à 500°C. Aucun essai expérimental (même à température ambiante) n'a permis d'obtenir une température d'interface inférieure à 500°C. Deuxièmement, une erreur sur les résultats finaux permettant d'identifier les paramètres de la loi subsiste de par la grosseur des mailles dans la zone de contact. Il est nécessaire d'utiliser une taille de maille égale à 200µm de manière à garder un temps de calcul correct.

II.3 MODELE NUMERIQUE DE COUPE ORTHOGONALE INTEGRANT UNE LOI DE FROTTEMENT A PARAMETRES MULTIPLES

II.3.1 MODELE NUMERIQUE DE COUPE ORTHOGONALE

II.3.1.1 DESCRIPTION DU MODELE (FORMULATION A.L.E)

Un modèle par éléments finis à deux dimensions de la coupe orthogonale et avec une formulation de type ALE (Arbitrary Lagrangian-Eulerian) est développé sur le logiciel Abaqus/Explicit. Seule la zone de formation du copeau est maillée (Figure II-22). Des éléments CPE4RT sont utilisés dans Abaqus/Explicit. Ces éléments sont des quadrilatères couplant déplacement et température. Ils sont utilisés pour la modélisation de l'éprouvette et de l'outil. Pour une profondeur de passe égale à 0.1mm tous les éléments qui se situent dans la zone de formation du copeau ont une taille inférieure à 10µm. Le reste du maillage est composé d'éléments ayant une taille

allant de 10 à 100µm. Au total, le maillage est composé de 4247 éléments pour l'éprouvette et 1665 éléments pour l'outil. L'outil a un rayon d'arête de 50µm et est modélisé comme étant un corps rigide avec une conductivité thermique.

En coupe orthogonale, comme pour l'UST et le HST, la déformation plastique de l'éprouvette dans les zones de cisaillement primaire et secondaire et le frottement à l'interface outil-copeau, sont les deux sources de chaleur. Le coefficient de Taylor Quinney permet donc de convertir l'énergie mécanique due aux déformations plastiques en chaleur (équation II-2).

En application avec les travaux de Rosakis [Ros00], le coefficient de Taylor-Quinney est fixé à 0,9. Le flux de chaleur généré par le frottement dépend du rapport de l'énergie de friction convertie en chaleur, de la contrainte de cisaillement et de la vitesse de glissement (équation II-3).

Dans ce cas, η est égal à 100% et Le flux de chaleur produit à l'interface est partagé entre l'outil et le copeau. 60% du flux thermique produit est affecté au copeau [Bro09].

De par les travaux de Brocail [Bro09], le frottement de référence à l'interface outil-copeau est modélisé par un coefficient de frottement constant de type Coulomb égal à 0,4.

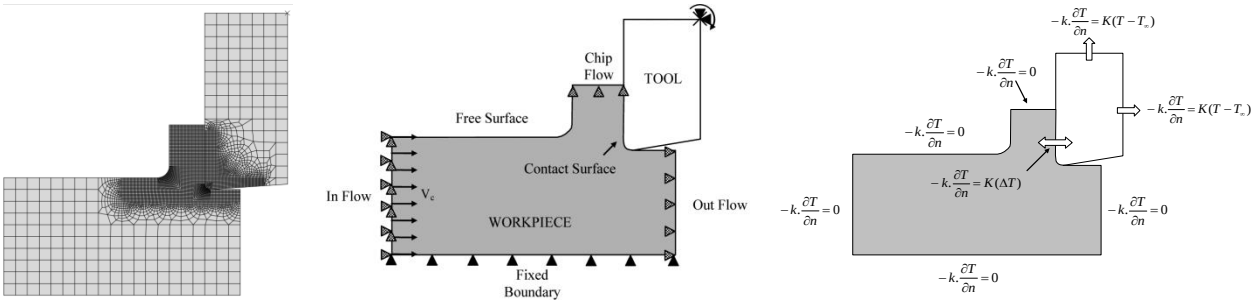


Figure II-22 : Maillage initial et conditions aux limites en déplacements et en températures du modèle numérique [Bro09].

La Figure II-22 représente les conditions aux limites thermiques et en déplacements appliquées à la pièce et à l'outil. L'entrée (In Flow), la sortie (Out Flow) et la sortie de copeau (Chip Flow) de la pièce sont des surfaces eulériennes alors que toutes les autres surfaces sont lagrangiennes. La température de l'outil et de l'éprouvette est numériquement initialisée à 20°C. Pour le transfert de chaleur entre la

pièce et l'outil, le contact outil-copeau est considéré comme thermiquement parfait. Une conductivité thermique élevée de 10^6°$CW^{-1}m^{-2}$ est appliquée dans le contact.

Les conditions d'essais expérimentales pour les modèles numériques sont données dans le Tableau 9.

Tableau 9 : Conditions d'essais expérimentales de référence pour les modèles numériques

Matériau de la pièce	AISI 1045
Matériau de l'outil	Carbure non revêtu
Vitesses de coupe	40 et 64m.min^{-1}
Profondeurs de passe	0.1, 0.2, 0.3 et 0.4mm
Largeur de passe	3mm
Angle de coupe	0°
Angle de dépouille	4°
Frottement de Coulomb	0.4

Les propriétés thermo-physiques de l'outil (H13A de carbure non revêtue) résumées dans le Tableau 3 page 65 ont été reprises des travaux de Kalhori (2001) [Kal01].

II.3.2 PROPRIETES DU MATERIAU

Un modèle de Johnson-Cook (équation II-1) décrit le comportement thermo-visco-plastique de l'acier AISI 1045 en fonction de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température. Les paramètres de Johnson-Cook (voir Tableau 2 page 64) ont été déterminés par Jaspers et Dautzenberg en 2002 [Jas02]. Les propriétés thermo-physiques de la pièce résumées dans le Tableau 4 page 66 ont été extraites des travaux de Grzesik et Nieslony (2004) [Grz04].

II.3.3 METHODOLOGIES D'IMPLEMENTATION DE LA LOI A PARAMETRES MULTIPLES DANS LE MODELE DE COUPE ORTHOGONALE

II.3.3.1 A L'AIDE D'UNE LOI TABULEE

La loi de frottement à paramètres multiples s'exprime par l'équation I-14. L'influence de chaque paramètre (pour la série de coefficients Tableau 8) est répertoriée dans la Figure II-20 page 80. Celle-ci permet de déterminer une valeur de

coefficient de frottement en fonction de la pression de contact, de la vitesse de glissement et de la température à chaque instant *t* et en chaque nœud du calcul numérique.

A l'aide d'une programmation Matlab toutes les valeurs de μ ont pu être calculées puis classées dans un fichier texte dans le but d'être implémentées dans le logiciel de calcul Abaqus.

L'utilisation de cette méthode entraîne des problèmes de calcul numérique. Le problème illustré en Figure II-23 est dû au fait que l'épaisseur de copeau à l'instant t=0 est beaucoup trop importante. L'épaisseur de copeau est de 0.3mm à t=0s et de 0.23mm à t=3ms. De plus, la vitesse initiale est très élevée (100m.min^{-1}) et instantanée. Cela implique que l'excédent de matière n'arrive pas à se dissiper pendant la phase de stabilisation. Celui-ci s'accumule à l'extrémité du copeau et ne permet pas l'accomplissement du calcul jusqu'à la phase de stabilisation.

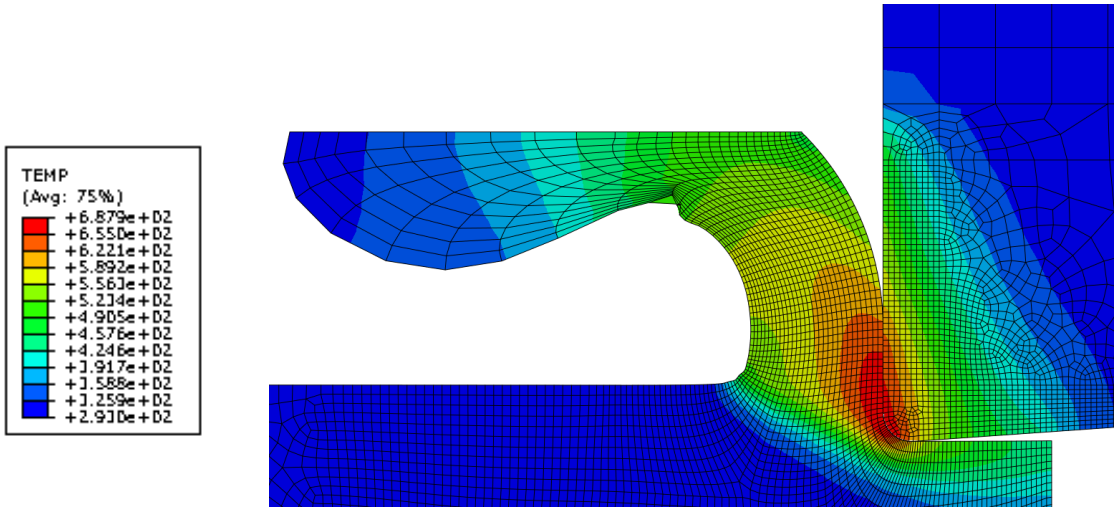


Figure II-23 : Problème numérique rencontré lors de l'utilisation d'une loi tabulée.

II.3.3.2 A L'AIDE D'UNE ROUTINE

Une deuxième méthode d'implémentation consistant à utiliser une routine Abaqus a donc était utilisée. La loi est cette-fois ci implémentée dans le code Abaqus à l'aide de la sub-routine VFRIC. Le principe de fonctionnement de cette routine (Figure II-24) est de :

⇒ Récupérer les valeurs primaires locales à chaque incrément du calcul.

⇒ Combiner ces valeurs de manière à calculer les grandeurs présentes dans la loi de frottement à paramètres multiples.

⇒ Calculer le coefficient de frottement local à l'instant *t*.

⇒ Réécrire dans Abaqus, la force tangentielle locale à l'instant *t*.

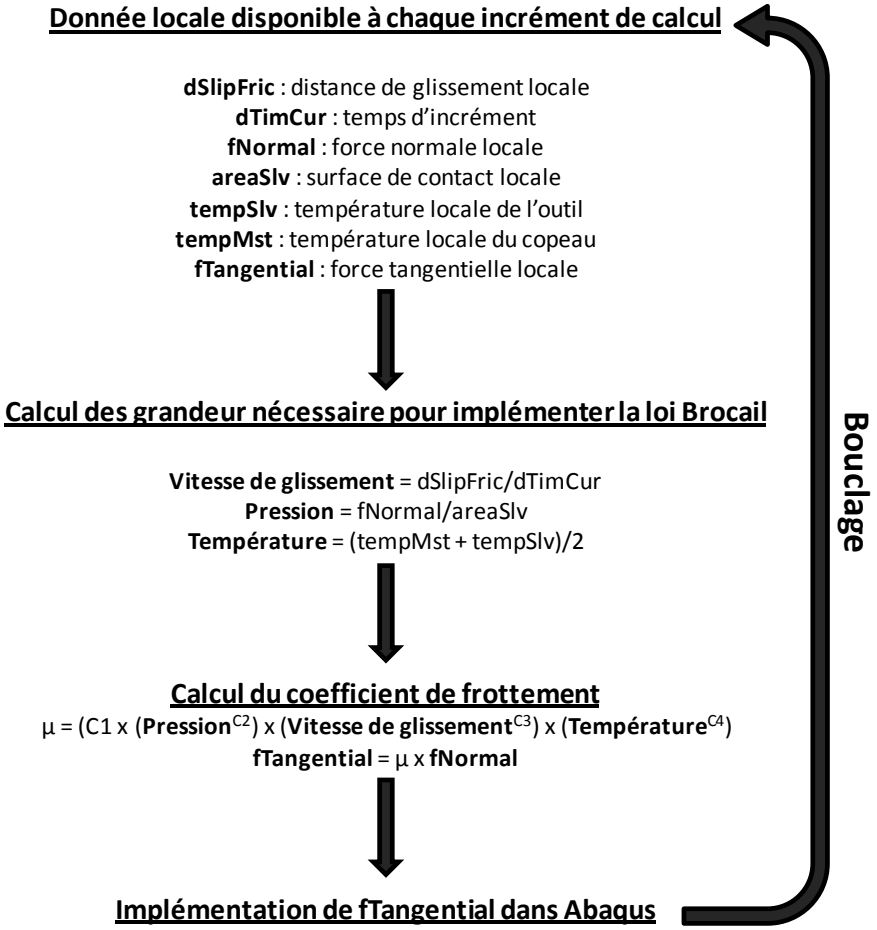


Figure II-24 : Schéma explicatif de la sub-routine VFRIC.

Cette méthode permet, contrairement à loi tabulée, de réaliser le calcul numérique sans encombre. Le surplus de matière est dissipé lors de la phase de stabilisation et la simulation arrive à son terme (Figure II-25).

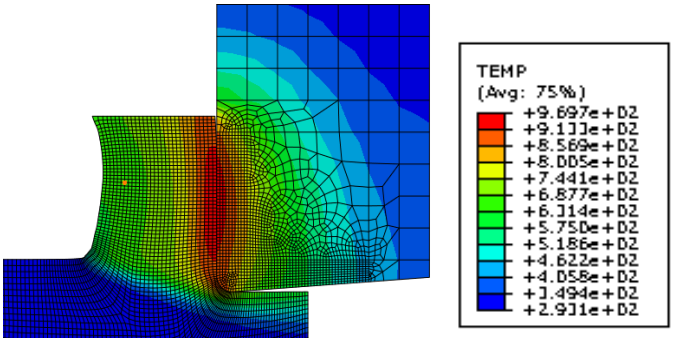


Figure II-25 : Modèle stabilisé après utilisation d'une sub-routine.

II.3.4 ANALYSE DES RESULTATS

La Figure II-26 résume les résultats de simulation obtenus pour un coefficient de frottement égal à 0.4 (en Blanc sur la figure), pour une loi de frottement à basse vitesse dont les coefficients sont exprimés Tableau 5 (gris clair) et une loi de frottement à haute vitesse (Tableau 8) (gris foncé). Ces simulations sont comparées aux résultats expérimentaux en noir réalisés à vitesse de coupe de 100m.min^{-1}, une profondeur de passe de 0,1mm, une largeur de coupe de 3mm et une température initiale de 20°C.

La comparaison avec les résultats expérimentaux est effectuée en termes de longueur de contact outil-copeau, d'épaisseur de copeau, d'effort normal et d'effort tangentiel.

Celle-ci révèle que la loi de frottement à basse vitesse améliore la longueur de contact de 20% et l'effort tangentiel de 28% par rapport à un coefficient de frottement constant égal à 0.4. En revanche l'erreur est amplifiée de 21% pour l'épaisseur de copeau et 9% pour l'effort normal.

La loi à haute vitesse n'améliore pas les résultats obtenus par un coefficient de frottement constant en termes d'épaisseur de copeau et de longueur de contact. Celle-ci va avoir une influence positive sur les efforts normaux (11%) et tangentiels (24%).

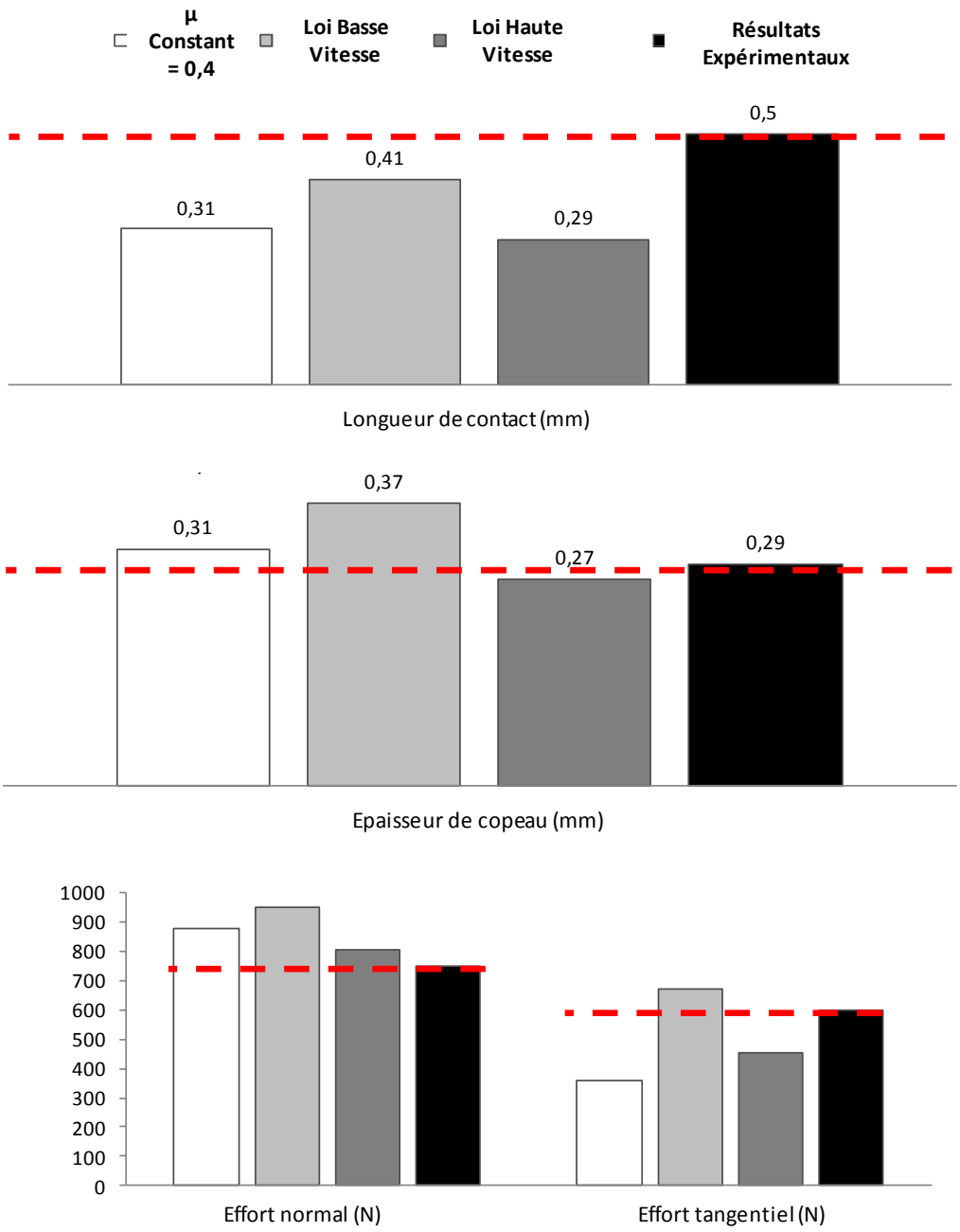


Figure II-26 : Analyse des résultats numériques pour un μ constant égal à 0.4, les lois à basses et à hautes vitesses et comparaison avec les résultats expérimentaux.

II.3.5 CONCLUSION

Deux sets de paramètres ont été établis pour la loi de frottement à paramètres multiples (équation I-14). Le premier est défini pour une plage de vitesses allant de 3,6 à 24m.min^{-1} et des températures supérieures à 400°C. Le second est déterminé pour des vitesses comprises entre 30 et 90m.min^{-1} et une température initiale d'essai égale à 20°C.

Après analyse, les paramètres pour la loi de frottement à grande vitesse ont révélé que celle-ci était utilisable uniquement à partir d'une température d'interface supérieure à 500°C. Cela oblige à borner la loi lors de la phase de stabilisation en coupe orthogonale.

Cette loi et ses paramètres sont implémentés dans le code éléments finis Abaqus à l'aide d'une sub-routine de façon à pouvoir limiter les bugs de calculs et en particulier les distorsions d'éléments dus à l'instabilité du modèle. Cette étude a permis de mettre en évidence l'importance d'utiliser une loi de frottement dépendante de la pression et de la température interfaciale ainsi que de la vitesse de glissement locale par rapport à un frottement de type coulomb constant. Comparée à un frottement constant, des améliorations allant de 20 à 28% ont pu être observées pour une loi de frottement à basse vitesse et de 11 à 20% pour la loi de frottement à grande vitesse.

Cependant, une étude supplémentaire serait nécessaire pour combiner la loi de frottement à basse vitesse et haute température avec la loi de frottement à haute vitesse et basse température : la loi à haute vitesse et haute température (Figure II-27). La Figure II-27 permet rapidement de réaliser que les deux lois définies ci-dessus sont reliées par un unique point. Créer une interpolation entre celles-ci est difficilement réalisable.

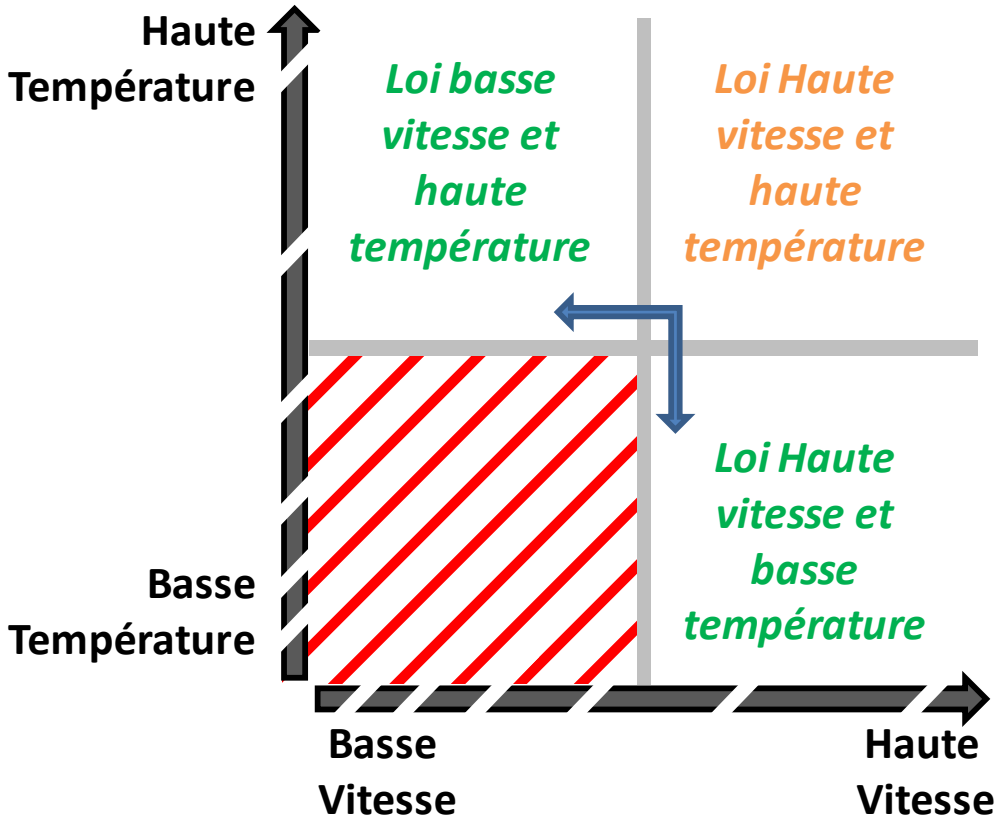


Figure II-27 : Visualisation des plages de vitesses et de températures.

Chapitre III: ETUDE DE LA RECRISTALLISATION DYNAMIQUE INDUITE EN USINAGE ET SON IMPACT SUR LA MODELISATION DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU

Ce troisième chapitre permet d'étudier les phénomènes de recristallisation dynamique observés à l'interface outil-copeau et plus spécialement dans le copeau. Pour cela, deux lois rhéologiques permettant la prise en compte de la recristallisation dynamique sont comparées. La plus adaptée à la coupe orthogonale est implémentée dans le modèle numérique et comparée avec les résultats expérimentaux.

SOMMAIRE

CHAPITRE III: ETUDE DE LA RECRISTALLISATION DYNAMIQUE INDUITE EN USINAGE ET SON IMPACT SUR LA MODELISATION DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU 91

III.1 Etat de l'art 92

III.2 Description du banc de coupe orthogonale 97

III.2.1 Principe de fonctionnement 98

III.2.2 Résultats expérimentaux obtenus 98

III.2.3 Propriétés des matériaux 106

III.3 Analyse des résultats numériques 109

III.4 Conclusion 112

III.1 ETAT DE L'ART

A la pointe de l'outil et sur la face de coupe, des pressions très élevées associées aux vitesses de glissement peuvent activer des phénomènes physiques spécifiques. La plupart des études sur l'usinage ou la coupe orthogonale comme les travaux de Watremez en 2012 [Wat12], Brocail en 2010 [Bro10] ou Rech en 2009 [Rec09] sont menées avec un modèle rhéologique de Johnson-Cook déterminé par Jaspers et Dautzenberg en 2002 [Jas02].

Cependant, le modèle de Johnson Cook ne semble pas être le plus adapté pour simuler numériquement le processus d'usinage. Les vitesses de déformation durant l'usinage peuvent être supérieures à $10^5 s^{-1}$. Soumis à de telles vitesses de déformation, le matériau peut être l'objet du phénomène de recristallisation dynamique rendant ainsi la loi Johnson Cook inappropriée.

Pour faire face à ce problème, certains auteurs ont établi des modèles rhéologiques pour tenir compte de la recristallisation dynamique. Dans les modèles les plus récents, Kim (2003) [Kim03] ou Lurdos (2008) [Lur08] présentent des modèles de comportement appropriés et adaptables numériquement pour l'usinage. Ces deux modèles proposent deux ensembles de paramètres : un pour une matière non recristallisée et un autre pour une matière recristallisée. Un adoucissement dû à une recristallisation est clairement visible sur les courbes de comportement rhéologique. Autre avantage, grâce à un sous-programme, ces lois peuvent être mises en œuvre dans le code de calcul. Certains auteurs comme Courbon (2013) [Cou13] ont mis en œuvre le modèle de Kim [Kim03] dans Abaqus pour prédire le pourcentage de matière recristallisée.

Les modèles à base métallurgiques de Lurdos [Lur08] et Kim Kim03] sont étudiés pour observer le phénomène de recristallisation dynamique. Ces deux modèles sont basés sur une loi de type Voce. Ils introduisent également un nouveau terme permettant de décrire le pic d'adoucissement spécifique obtenu sur les courbes contrainte-déformation. Ils sont parfois qualifiés de modèles empiriques, dans le sens où la calibration de leurs coefficients nécessite l'exploitation d'un grand nombre d'essais.

Chaque paramètre rhéologique des deux modèles est exprimé par une loi de puissance du nombre de Zener Hollomon [Zen44] (Equation III-1). Ce nombre couple la température T et la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$. Q est l'énergie d'activation et R est la constante de Boltzman.

$$Z = \dot{\varepsilon}\, exp(\frac{Q}{RT}) \qquad \text{III-1}$$

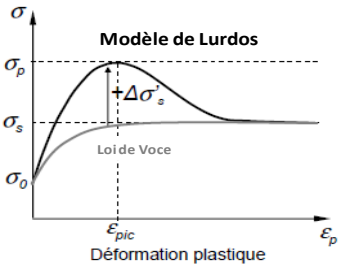
Pour déterminer l'énergie d'activation, les équations suivantes (Equation III-2) introduites par Briottet [Bri96] sont utilisées. σ_0 est la limite d'élasticité initiale. Les travaux de Kim [Kim03] et Hor [Hor11] ont permis de déterminé l'énergie d'activation de l'acier AISI 1045. Celle-ci a été fixée à 320 kJ/mol.

$$Q = \frac{R}{m}\left|\frac{\partial ln(\sigma_0)}{\partial(1/T)}\right|_{\bar{\varepsilon},\dot{\bar{\varepsilon}}} \quad \text{avec} \quad m = \left|\frac{\partial ln(\sigma_0)}{\partial ln(\dot{\bar{\varepsilon}})}\right|_{\bar{\varepsilon},T} \qquad \text{III-2}$$

Le modèle de Lurdos :

Le modèle de Lurdos (2008) (Equation III-3) est une loi empirique développée pour tenir compte des effets de recristallisation dynamique. La contrainte d'écoulement σ_y est exprimée par l'équation de Voce. Elle croît de la limite d'élasticité initiale σ_0 à un état de contrainte stable σ_s [Voc48]. Néanmoins, ce n'est pas suffisant pour modéliser le pic observé sur les courbes contrainte-déformation expérimentales. Le terme $A\varepsilon_p^n$ est donc mis en œuvre dans l'équation Voce afin d'augmenter artificiellement la contrainte d'écoulement et de former un pic spécifique de recristallisation. Une description de ce modèle est donné Figure III-1.

$$\sigma_y = \sigma_s + \left(\sigma_0 - \sigma_s + A\varepsilon_p^n\right) exp\left(-r\varepsilon_p\right) \text{ avec } \sigma_i = K_i.Z^{m_i} \qquad \text{III-3}$$



$$\begin{cases} \sigma_y = \sigma_s + \left(\sigma_0 - \sigma_s + A\varepsilon_p^n\right)exp\left(-r\varepsilon_p\right) \\ \sigma_0, \sigma_s, A, n, r = f(Z)\ avec\ f(Z) = K_i Z^{m_i} \end{cases}$$

Figure III-1 : Représentation de la prise en compte du phénomène de recristallisation dynamique par Lurdos [Lur08]

Chaque paramètre de la loi varie en fonction puissance grâce au nombre de Zener-Hollomon (Equation III-1). A partir d'une valeur de *Z* atteinte (correspondant à l'amorce de la recristallisation), deux jeux de paramètres sont définis et permettent de reproduire un comportement avec et sans recristallisation.

Le modèle de Kim :

Selon Medina [Med96], les changements de microstructure se produisant pendant la recristallisation dynamique conduisent à l'adoucissement du matériau. Par conséquent, Kim exprime la limite d'élasticité σ_y par $\sigma_{(WH+DRV)}$. Celle-ci représente l'écrouissage et la restauration dynamique. Elle est diminuée par σ_{DRX} représentant la contrainte de recristallisation dynamique (Equation III-4). Une description de ce modèle est donnée Figure III-2.

$$\sigma_y = \sigma(WH + DRV) - \sigma(DRX) \qquad \text{III-4}$$

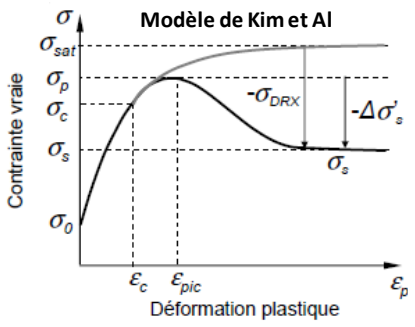
$\sigma(WH + DRV)$ s'exprime par une loi de type Voce et $\sigma(DRX)$ permet de prendre en compte la fraction recristallisée de par le paramètre X_{DRX}.

$$\begin{cases} \sigma(WH + DRV) = \sigma_0 + \left(\sigma_p - \sigma_0\right)\left[1 - exp(C\varepsilon_p)\right]^m) \\ \varepsilon_p < \varepsilon_{pic}, \sigma(DRX) = 0 \\ \varepsilon_p > \varepsilon_{pic}, \sigma(DRX) = (\sigma_p - \sigma_s)\left[\dfrac{X_{DRX} - X_{\epsilon_{pic}}}{1 - X_{\epsilon_{pic}}}\right] \\ X_{DRX} = 1 - exp\left[-\left(\dfrac{\varepsilon_p - \varepsilon_c}{\varepsilon^*}\right)^{m'}\right] \end{cases}$$

où σ_0, σ_s et σ_p sont respectivement la limite d'élasticité initiale, la contrainte d'écoulement à saturation et la contrainte d'écoulement maximum. m est l'exposant d'écrouissage et C est un coefficient dépendant de la déformation.

Le terme σ_{DRX} dépend de la fraction du volume de grains recristallisés pour une déformation donnée X_{DRX}. Ce paramètre dépend de la déformation critique ε_c correspondant au début de la recristallisation dynamique et de la déformation ε^* pour le taux maximal d'amortissement [Lur08]. m' est la constante d'Avrami. $X_{\epsilon_{pic}}$ est la fraction recristallisée au maximum de contrainte.

Tout comme Lurdos [Lur08], les paramètres de ce modèle sont une fonction puissance du nombre de Zenner Hollomon.



$$\begin{cases} \sigma_y = \sigma(WH + DRV) - \sigma(DRX) \\ \sigma(WH + DRV) = \sigma_0 + (\sigma_p - \sigma_0)\left[1 - exp(C\varepsilon_p)\right]^{m} \\ \varepsilon_p < \varepsilon_{pic}, \sigma(DRX) = 0 \\ \varepsilon_p > \varepsilon_{pic}, \sigma(DRX) = (\sigma_p - \sigma_s)\left[\dfrac{X_{DRX} - X_{\epsilon_{pic}}}{1 - X_{\epsilon_{pic}}}\right] \\ X_{DRX} = 1 - exp\left[-\left(\dfrac{\varepsilon_p - \varepsilon_c}{\varepsilon^*}\right)^{m'}\right] \\ \sigma_0, \sigma_s, \sigma_p, C, m, m', \varepsilon_c, \varepsilon^* = f(Z) \; avec \; f(Z) = K_i Z^{m_i} \end{cases}$$

Figure III-2 Représentation de la prise en compte du phénomène de recristallisation dynamique par Kim [Kim03]

Courbon a effectué en 2011 [Cou11] une comparaison entre le modèle de Lurdos et le Modèle de Kim sur un acier AISI 1045 (Figure III-3). Les résultats montrent que le modèle de Lurdos (pour un acier AISI 1045) semble plus adapté et plus représentatif de l'expérimental.

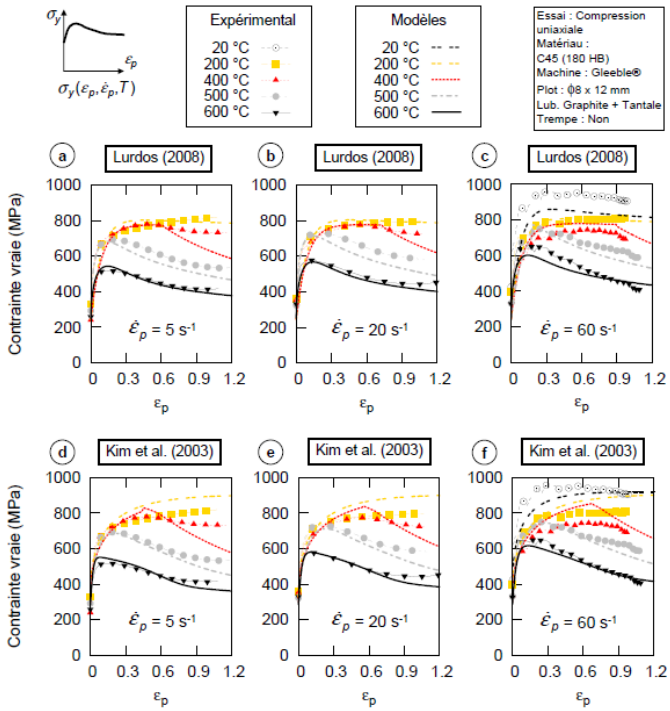


Figure III-3 : Comparaison des modèles de Lurdos [Lur08] et Kim [Kim03] pour un acier AISI1045 [Cou11]

D'autres auteurs comme Arrazola (2014) [Arr14] a modifié le modèle de Johnson-Cook pour inclure un adoucissement sur la loi de comportement comme le propose Ulutan (2011) [Ulu11] dans ses travaux. En plus de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température, un quatrième terme permettant de prendre en compte un adoucissement apparaît dans l'équation modifiée de Johnson-Cook (Equation III-5) avec $D = 1 - \left(\frac{T}{T_{melt}}\right)^d$ $p = \left(\frac{T}{T_{melt}}\right)^b$.

$$\sigma = \left[A + B\varepsilon_{pl}^{n}\right]\left[1 + Cln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^m\right]\left[D + (1 - D)\left[tanh\left(\frac{1}{(\varepsilon + p)^r}\right)\right]^s\right] \quad \text{III-5}$$

Cette méthode qui consiste à modifier la loi de Johnson-Cook est intéressante dès lors que l'on est sûr que toute la zone étudiée subit un phénomène de recristallisation dynamique. En effet, contrairement à un modèle rhéologique de type Kim [Kim03] ou Lurdos [Lur08], cette loi modifiée n'intègre pas de paramètre permettant de vérifier si le matériau recristallise ou non. Un seul et même set de paramètres rhéologiques est attribué au modèle numérique quel que soit le degré de recristallisation dynamique (Fiqure III-4).

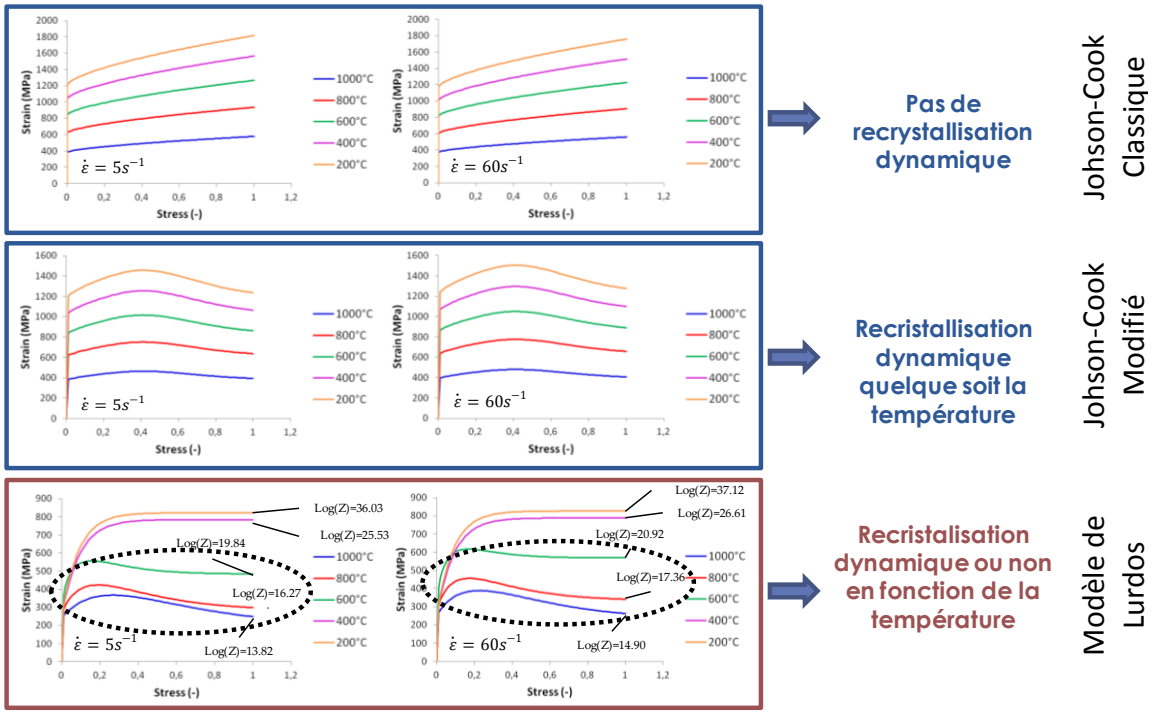


Figure III-4 : Comparaison des modèles de Johnson-Cook avec un modèle de Lurdos.

Rotella et Umbrello (2014) [Rot14] ont également utilisé une loi de Johnson-Cook modifiée décrite à l'équation III-5.

$$\sigma = \left[A + B\varepsilon_{pl}^{n}\right]\left[1 + Cln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right]\left[1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^{m}\right]\left[D + (1 - D)\left[tanh\left(\frac{1}{(\varepsilon + p)^{r}}\right)\right]^{s}\right] \quad \text{III-5}$$

Dans leurs travaux, ils ont combiné cette loi avec une autre équation (Equation III-6) permettant de calculer numériquement la taille de grain finale dans toute la zone du copeau.

$$d = d_0 b\left[\dot{\varepsilon}\, exp\left(\frac{Q}{RT}\right)\right]^{m} \quad \text{III-6}$$

où d_0 est la taille de grain initial, b et m sont deux constantes matériaux, $\dot{\varepsilon}$ est la vitesse de déformation, R est la constante universelle des gaz parfaits (8,3145 J / (K mol)), Q est l'énergie d'activation apparente de processus de déformation et T est la température absolue. Toutefois, l'utilisation de cette méthode nécessite de vérifier l'identification du modèle rhéologique de Johnson-Cook pour des vitesses de déformations équivalentes à celles de l'usinage à grande vitesse.

Dans cette zone de contact intense, certains auteurs annoncent l'apparition de phénomène de « couches blanches » [Pou99] et [Ram05] présentant comme caractéristiques un mélange de martensite fine, de fins carbures et d'une grande quantité d'austénite résiduelle. Poulachon [Pou99] attribuera ce phénomène à une chauffe rapide suivie d'une trempe et Ramesh [Ram05] à l'intensité des déformations plastiques.

Ces "couches blanches" prouvent que les déformations intenses observées à l'interface outil-copeau peuvent conduire à l'apparition d'autres phénomènes que la recristallisation dynamique.

III.2 DESCRIPTION DU BANC DE COUPE ORTHOGONALE

De manière à faire apparaître le phénomène de recristallisation dynamique, un banc d'essai de coupe orthogonale a été mis au point. Les résultats obtenus avec ce banc d'essai seront ensuite comparés avec les modèles numériques.

III.2.1 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Un étau-limeur (Figure III-5) est utilisé dans le but de reproduire les caractéristiques de coupe d'un essai de coupe orthogonale à grande vitesse. Celui-ci peut atteindre à son maximum une vitesse d'avance de 100m.min^{-1}. Ce dispositif est instrumenté avec une cellule de force triaxe pour mesurer les efforts normaux et tangentiels ainsi que d'une caméra rapide et un capteur placé sur l'étau permettant de détecter le passage de l'outil afin de déclencher l'acquisition.

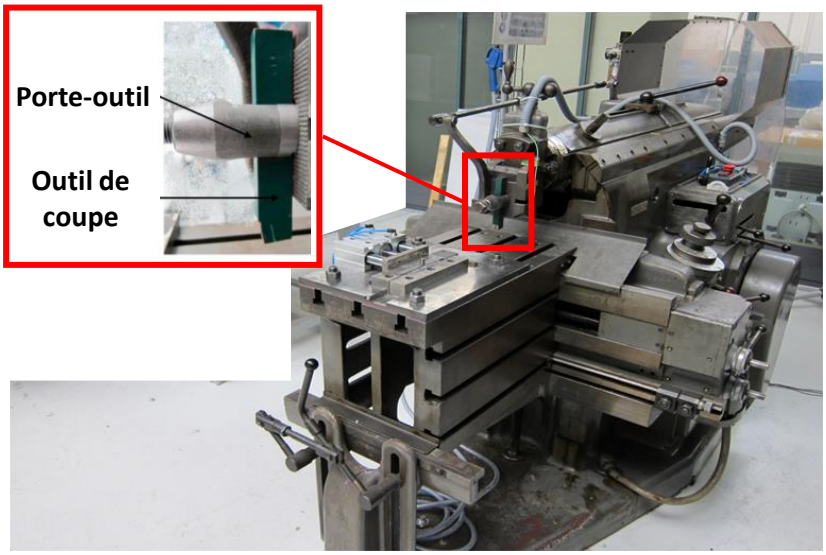


Figure III-5 : Banc d'essais pour la simulation de coupe orthogonale.

III.2.2 RESULTATS EXPERIMENTAUX OBTENUS

III.2.2.1 LONGUEURS DE CONTACT

Les profondeurs de passe étant très faibles (0.1 à 0.4mm), la zone d'observation des longueurs de contact devient également très faible (1 à 2mm²). Cette zone n'est pas observable sur les vidéos de caméra rapide à cause de leur résolution. Une méthodologie d'analyse des longueurs de contact a été mise au point.

De manière à pouvoir visualiser la trace laissée par le copeau sur l'outil, un film de peinture noire haute température très fine est appliqué sur l'outil avant chaque

essai. Dès lors que l'essai est terminé, une trace (Figure III-6) nette due à l'enlèvement de la peinture par le copeau apparaît.



Figure III-6 : Trace laissée par le copeau sur l'outil après essai

Cependant, la précision de cette trace peut être affectée par le choc entre l'éprouvette et l'outil en début d'essai. Deux éprouvettes ont été mises au point dans le but de valider cette méthode.

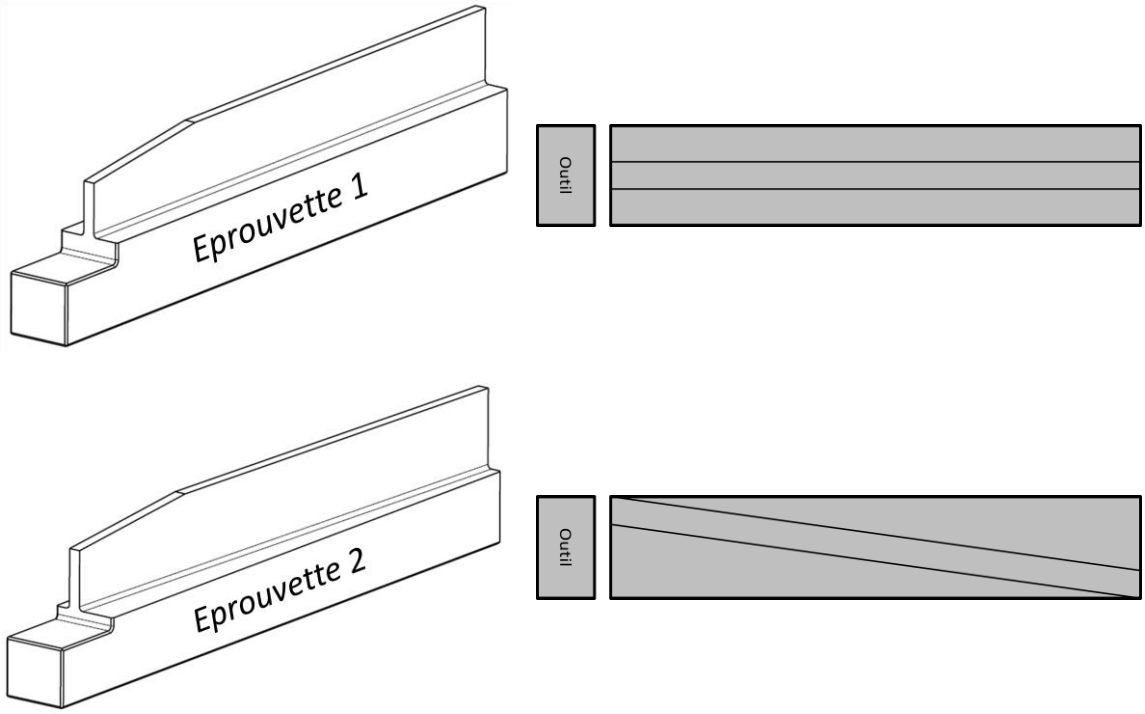


Figure III-7 : Eprouvettes utilisées pour la validation de la méthodologie d'analyse des longueurs de contacts

La première éprouvette (éprouvette 1 Figure III-7) est constituée d'un biseau en entrée d'essai et reste parallèle au sens de coupe. La seconde éprouvette (éprouvette 2 Figure III-7) est aussi formée d'un biseau en entrée d'essai mais n'est plus parallèle au sens de coupe. La zone de coupe est usinée suivant un angle qui permet au copeau de s'enrouler sur l'outil tout en glissant radialement sur l'arête de coupe. Cette éprouvette permet d'obtenir une trace sur l'outil qui n'a pas subi la phase de stabilisation en début d'essai dont la longueur de contact pourrait être supérieure à celle observée dans la zone stabilisée de l'essai.

Les résultats de simulation montrent que l'éprouvette 2 n'apporte pas d'information supplémentaire par rapport à l'éprouvette 1. La longueur de contact observée sur l'éprouvette 2 ne varie pas le long de l'arête de coupe (Figure III-8). Les futurs essais seront réalisés avec l'éprouvette 1 (biseautée non diagonale).

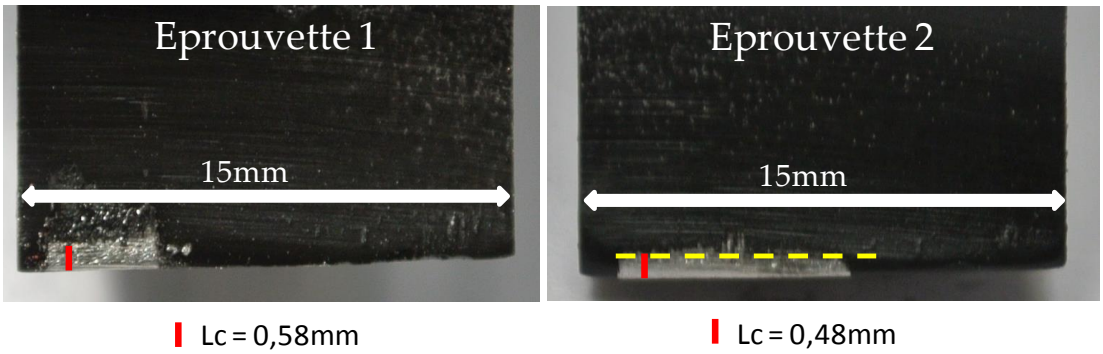


Figure III-8 : Comparaison de l'éprouvette 1 et de l'éprouvette 2

Au total, trente essais de coupe orthogonale (Figure III-9) ont été réalisés pour deux vitesses de coupe différentes (40 et 64m.min^{-1}) et quatre profondeurs de passe (0.1, 0.2, 0.3 et 0.4mm). Les résultats sont illustrés sous forme de graphe sur la Figure III-10.

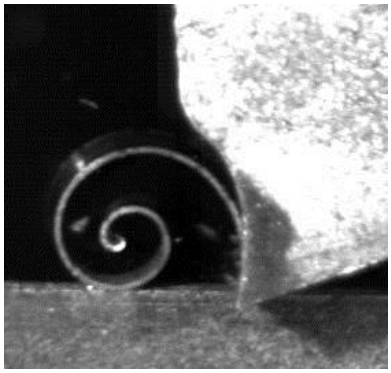


Figure III-9 : Essai de coupe orthogonale pour une vitesse de 64m.min^{-1} et une profondeur de passe de 0.2mm

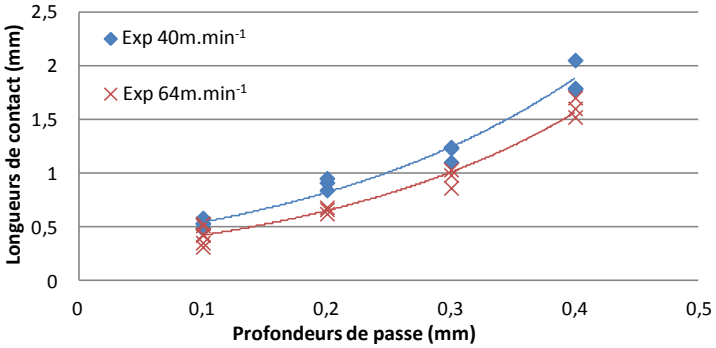


Figure III-10 : Evolution des L_c pour des vitesses de coupe de 40m.min^{-1} et 64m.min^{-1}

La vitesse de coupe a une influence sur la longueur de contact (Figure III-10). Lorsque la vitesse diminue la longueur de contact augmente quasi-linéairement. On observe cependant que la profondeur de passe n'a pas d'influence significative sur la dépendance de la longueur de contact à la vitesse. En effet, que ce soit pour une profondeur de passe de 0.1, 0.2, 0.3 ou 0.4mm, l'écart entre les deux différentes vitesses de coupes reste sensiblement constant. La profondeur de passe à une influence sur la forme des courbes Figure III-10. Celles-ci ne sont pas linéaires : plus la profondeur de passe augmente plus la longueur de contact est importante.

III.2.2.2 EPAISSEURS DE COPEAUX

Une analyse des copeaux est effectuée dans le but de comparer les épaisseurs de copeaux (totales et recristallisées) expérimentales et numériques.

La méthodologie d'analyse consiste dans un premier temps à enrober le copeau avec de la résine. Cette étape permet de bloquer le copeau dans une position appropriée. En effet, l'échantillon est découpé de façon à pouvoir observer une section du copeau (Figure III-11). Finalement, l'échantillon est poli et attaqué au Nital 3% pendant dix secondes pour ensuite être observé au microscope optique inversé.

Copeau après essai Copeau enrobe et découpé

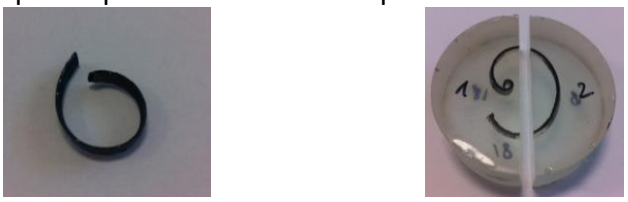


Figure III-11 : méthodologie d'analyse des copeaux

Une mesure microscopique de chaque échantillon est effectuée et des micrographies sont obtenues pour différents grossissements. Ces micrographies sont analysées par un outil numérique développé sur Matlab qui compte le nombre de grains et la taille des grains (Figure III-12 et Figure III-13).

Les micrographies obtenues sur microscope optique sont dans un premier temps converties en niveaux de gris, de 0 à 255 (8bits). La mise en évidence des grains de ferrite se fait alors par l'application d'un seuil, compris dans l'intervalle [0, 255], qui permet de binariser l'image. Les grains de ferrite apparaissent alors en blanc, et les grains de perlite en noir. Cette étape est toutefois dépendante de l'exposition à la lumière de la surface observée et au temps d'attaque, qui modifient le seuil de détection des grains de ferrite. Pour chaque image, le seuil est donc déterminé manuellement de telle sorte que la taille des grains de ferrite ne soit pas visuellement affectée par le seuillage de l'image.

Enfin, les zones blanches de l'image (grains) sont comptées et mesurées via une routine implémentée dans Matlab, en faisant passer au mieux, par un critère des moindres carrés, une ellipse ayant la même surface que la zone détectée. On peut alors déterminer la taille de grains, par la relation

$$d_{eq} = \sqrt{4A/\pi}, \qquad \text{III-7}$$

où d_{eq} est le diamètre équivalent du grain détecté calculé comme étant le diamètre du cercle avec la même surface A que la région ellipsoïdale, définie par les diamètres majeur et mineur.

Les Figure III-12 et Figure III-13 illustrent respectivement l'application de cet algorithme pour des cas d'une profondeur de passe de 0.3mm et des vitesses de coupe de 64m.min^{-1} et 40m.min^{-1}. La première image illustre la micrographie convertie en niveaux de gris (Figure III-12a et Figure III-13a), la deuxième correspond au seuillage de ces images (Figure III-12b et Figure III-13b), et les graphes des Figure III-12c et Figure III-13c montrent l'évolution du diamètre des grains dans l'épaisseur du copeau. Pour faciliter la lecture de ces graphes, l'épaisseur du copeau a été divisée en dix zones de même largeur et la taille des grains a été moyennée dans ces intervalles, sur toute la hauteur du copeau.

Les graphes des Figure III-12c et Figure III-13c présentent une première zone dans laquelle le diamètre relatif des grains évolue entre 2.9 et 3.4µm, puis une seconde, la plus proche de la surface de contact entre l'outil et le copeau, dans laquelle le diamètre des grains détectés diminue jusque 2µm. Cette zone est supposée être la zone de recristallisation dynamique du copeau, dont la largeur peut être mesurée de manière objective.

La méthodologie décrite ci-dessus est appliquée pour toutes les configurations d'essais réalisées dans cette étude. Les épaisseurs de copeau et les épaisseurs de zone recristallisée sont reportées sur le graphe de la Figure III-14, en fonction de la profondeur de passe.

Comme le montre la Figure III-14, les résultats sont reproductibles en ce qui concerne l'épaisseur totale du copeau et son épaisseur recristallisée. Pour une profondeur de coupe de 0,1mm, 25% de l'épaisseur du copeau est recristallisé (20% pour une profondeur de 0,2mm et 15% pour une profondeur de 0,3mm). L'épaisseur recristallisée du copeau est fonction de la profondeur de coupe et de l'épaisseur totale du copeau. La fonction pour cette configuration, de par la Figure III-14, peut être donnée par l'équation III-8 dans laquelle Th_r représente l'épaisseur recristallisée du copeau, Th_{tot} l'épaisseur totale du copeau et d_c la profondeur de coupe.

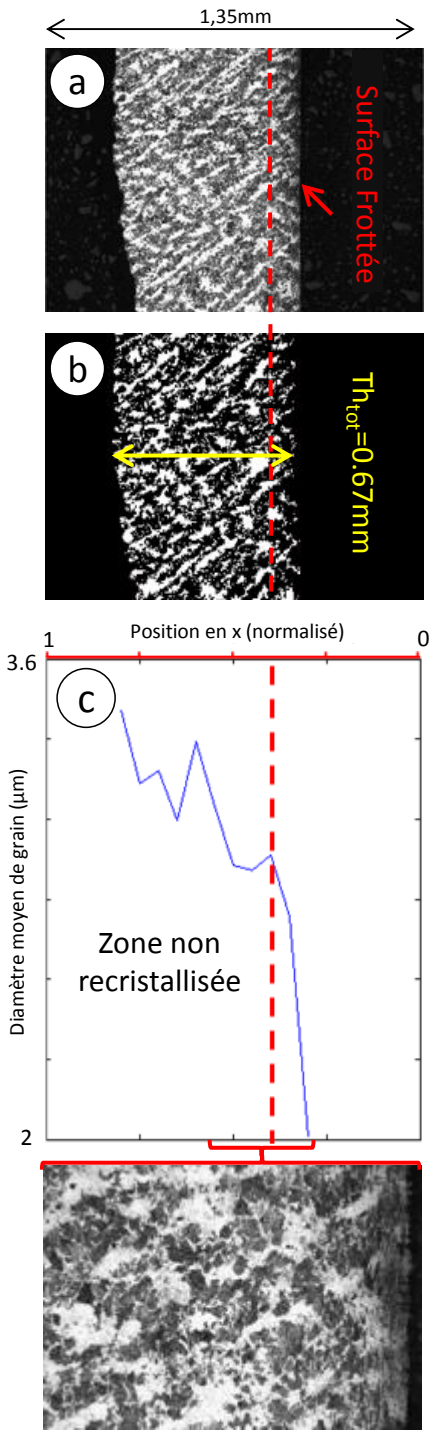


Figure III-12: Analyse micrographique pour une vitesse de coupe de 64m.min^{-1} et une profondeur de coupe de 0.3mm.

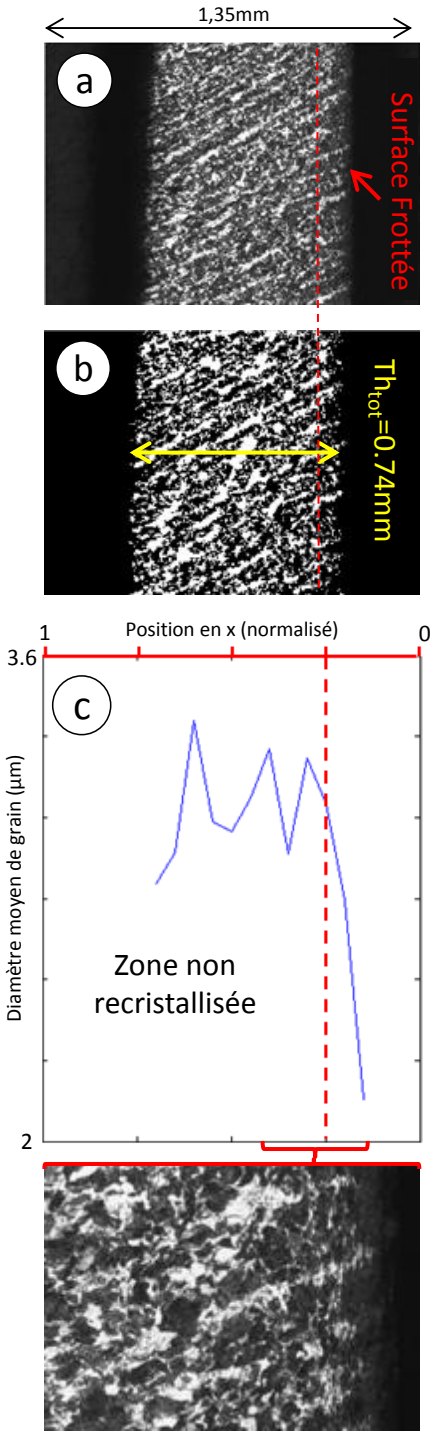


Figure III-13 : Analyse micrographique pour une vitesse de coupe de 40m.min^{-1} et une profondeur de coupe de 0.3mm.

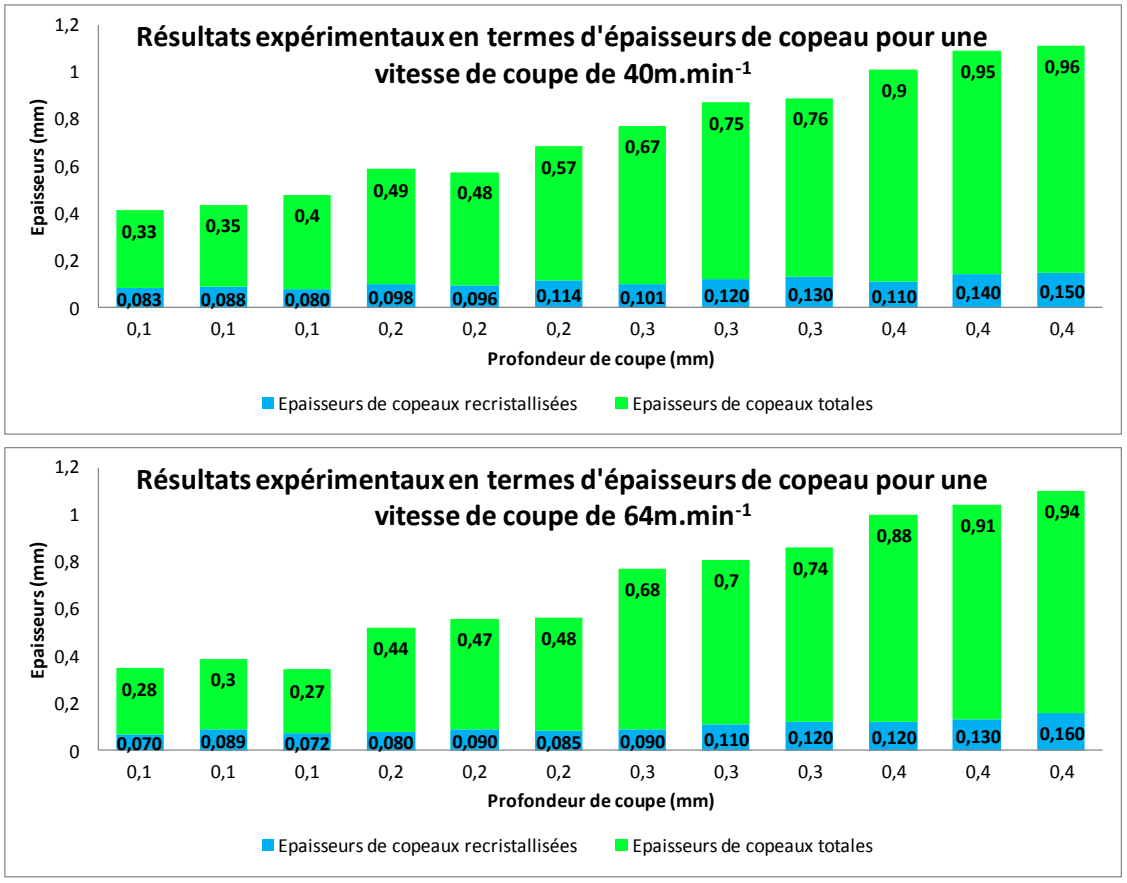


Figure III-14 : Résultats expérimentaux en termes d'épaisseurs de copeau

$$Th_r = Th_{tot}(-0.5d_c + 0.3) \qquad \text{III-8}$$

III.2.2.3 SYNTHESE DES RESULTATS EXPERIMENTAUX

Au total, trente essais de coupe orthogonale ont été réalisés pour deux vitesses de coupe (40m.min^{-1} et 64m.min^{-1}) et quatre profondeurs de coupe (0.1, 0.2, 0,3 et 0,4mm). Les résultats en termes de longueurs de contact et d'épaisseurs de copeau sont présentés au Tableau 10 et permettront de réaliser des comparaison avec les simulations numériques.

Tableau 10 : Résultats expérimentaux en termes de longueurs de contact et d'épaisseurs de copeau totales et recristallisées

		Logueurs de contact (L_c)		Epaisseurs de copeau totales (Th_{Tot})		Epaisseurs de copeau recristallisées (Th_r)	
Vitesses de coupe (V_c)		40m.min^{-1}	64m.min^{-1}	40m.min^{-1}	64m.min^{-1}	40m.min^{-1}	64m.min^{-1}
Profondeurs de passe (mm)	0.1	0.49	0.31	0.33	0.27	0.08	0.072
	0.1	0.58	0.53	0.33	0.28	0.083	0.072
	0.1	0.31	0.42	0.33	0.28	0.083	0.073
	0.1	0.53	0.51	0.35	0.28	0.083	0.07
	0.1	0.53	0.43	0.35	0.3	0.088	0.089
	0.1	0.48	0.35	0.4	0.3	0.080	0.075
	0.2	0.84	0.66	0.48	0.44	0.096	0.08
	0.2	0.91	0.62	0.49	0.47	0.098	0.09
	0.2	0.95	0.68	0.57	0.48	0.114	0.085
	0.3	1.1	1.03	0.67	0.68	0.101	0.09
	0.3	1.23	0.98	0.75	0.7	0.12	0.11
	0.3	1.24	0.86	0.76	0.74	0.13	0.12
	0.4	2.05	1.7	0.9	0.88	0.11	0.12
	0.4	1.78	1.6	0.95	0.91	0.14	0.13
	0.4	1.79	1.52	0.96	0.94	0.15	0.14

III.2.3 PROPRIETES DES MATERIAUX

Un modèle de Johnson-Cook (Equation II-1) décrit le comportement thermo-visco-plastique de l'acier AISI 1045 en fonction de la déformation, la vitesse de déformation et de la température. Les paramètres Johnson-Cook (voir Tableau 2 page 64) ont été déterminés par Jaspers et Dautzenberg en 2002 [Jas02]. Les propriétés thermo-physiques de la pièce résumées dans le Tableau 4 page 66 ont été extraites des travaux de Grzesik et Nieslony (2004) [Grz04].

Une loi de comportement rhéologique de type Lurdos [Lur08] (Equation III-3 page 93) est utilisée pour décrire le comportement thermo-visco-plastique de l'acier AISI 1045 et pour prendre en compte le phénomène de recristallisation dynamique (Figure III-15) dans l'interface. Les paramètres du modèle de Lurdos [Lur08] ont été déterminés pour un AISI 1045 par Courbon [Cou11] (voir Tableau 11).

Pour cette loi, deux ensembles de paramètres sont déterminés. Le premier pour un Log(Z) inférieur ou égal à 23 et un second pour un Log(Z) supérieur à 23. Z représente le nombre de Zenner-Hollomon (Equation III-1).

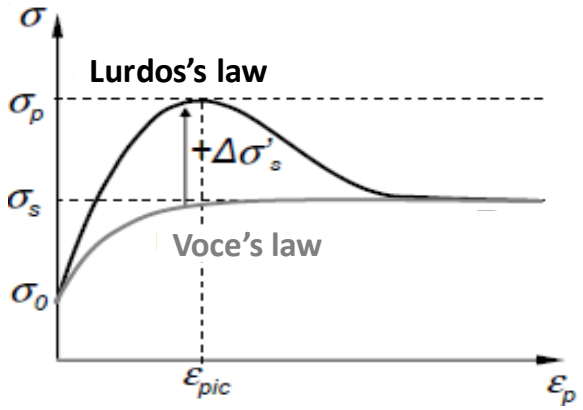


Figure III-15 : Phénomène de recristallisation dynamique

Tableau 11 : Paramètres Lurdos d'un AISI 1045 par Courbon (2011) [Cou11]

	$Log\ (Z)$	$K\sigma_0$	$m\sigma_0$	$K\sigma_s$	$m\sigma_s$	K_r
C45	≤ 23	223.87	$2.521.10^{-3}$	24.95	$6.487.10^{-2}$	0.652
	> 23	250.03	$-2.928.10^{-4}$	699.84	$1.940.10^{-3}$	9.931
	$Log\ (Z)$	m_r	K_A	m_A	K_n	m_n
C45	≤ 23	$5.090.10^{-2}$	2070.14	$-1.343.10^{-2}$	4.682	$-4.877.10^{-2}$
	> 23	$1.731.10^{-3}$	-	-	0.452	$-5.043.10^{-3}$

La valeur du Log (Z) permet de passer entre un matériau recristallisé et un matériau non-recristallisé. Lorsque la valeur devient inférieure à 23, le premier jeu de paramètres est utilisé, et la recristallisation est prise en compte. Cette loi est implémentée dans le modèle numérique à l'aide d'une sub-routine VU-HARD.

A l'aide de l'équation III-3 et du Tableau 11, une visualisation du modèle de Lurdos pour un acier AISI 1045 peut être tracée pour deux vitesses de déformation ($5s^{-1}$ et $60s^{-1}$) :

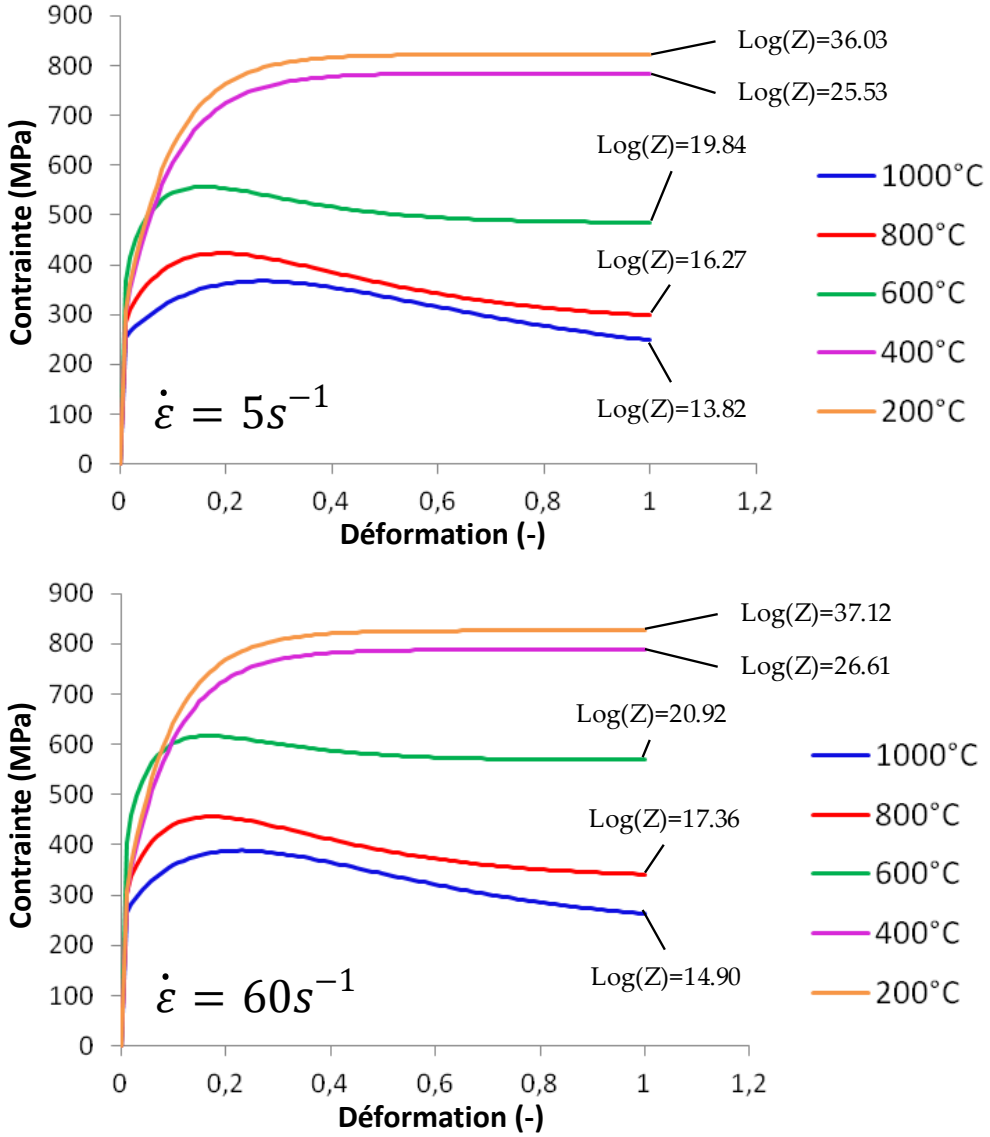


Figure III-16: Représentation du modèle de Lurdos à 2 vitesses de déformations différentes ($5s^{-1}$ et $60s^{-1}$) pour un acier AISI 1045.

On observe de par ces courbes, que pour des températures comprises entre 600 et 1000°C, la contrainte d'écoulement présente premièrement un pic suivi d'un adoucissement pour enfin atteindre un plateau plastique parfait. Pour des températures inférieures à 600°C, aucune recristallisation dynamique n'est constatée.

Ces deux graphes permettent également de mettre en évidence que la recristallisation dynamique est bien activée pour un log(Z) inférieur à 23.

III.3 ANALYSE DES RESULTATS NUMERIQUES

La Figure III-17 montre les résultats pour une configuration où la profondeur de coupe est égale à 0,1mm et la vitesse de coupe à 64m.min^{-1}. Les résultats numériques sont comparés aux résultats expérimentaux. Trois zones où la structure du matériau est différente apparaissent clairement. La première zone est partiellement recristallisée. On peut estimer que celle-ci est définie par un Log(Z) compris entre 32 et 23. La seconde zone correspond à la zone hybride. Le Log(Z) est compris entre 23 et 21. Enfin, si le Log(Z) est inférieur à 21 et supérieur à 18, la zone est totalement recristallisée. Les résultats montrent qu'une seule valeur de Log (Z) n'est pas un bon indicateur pour prédire s'il y a ou non recristallisation. Il est préférable d'établir différentes plages de valeurs de log(Z) pour lesquelles un état de recristallisation dynamique correspond au mieux à la zone observée expérimentalement (Figure III-17).

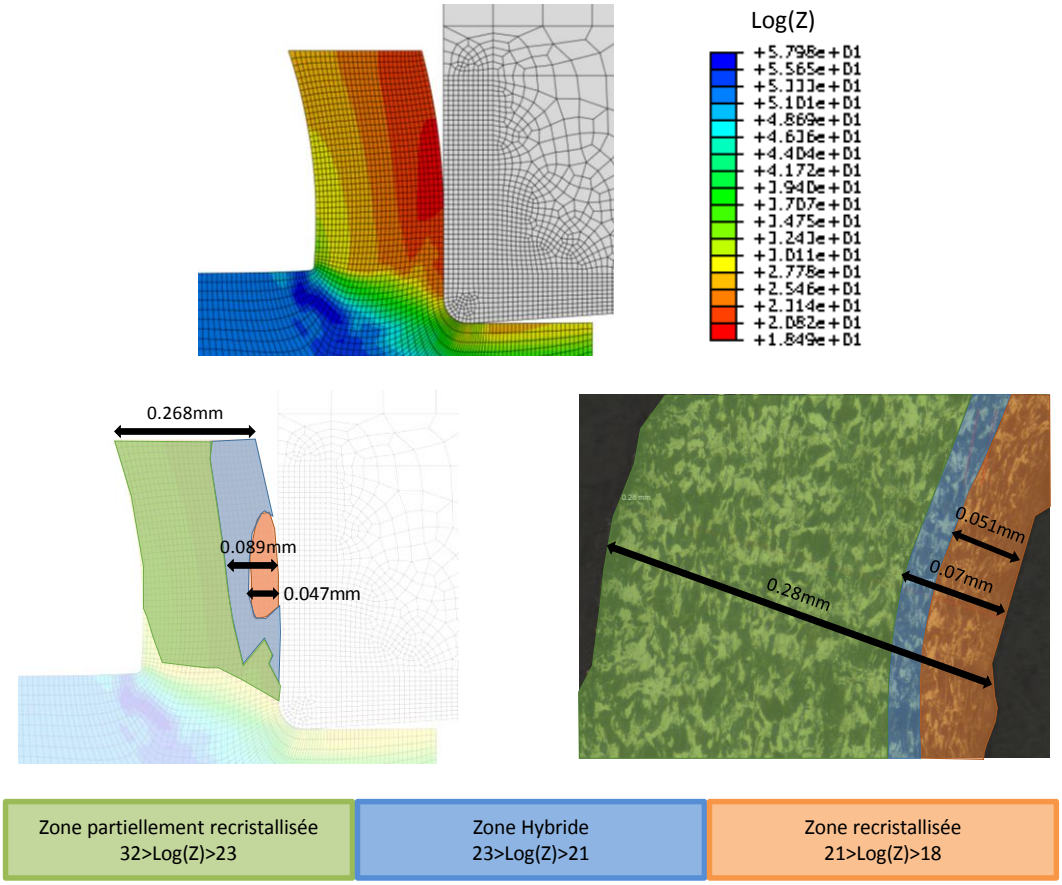


Figure III-17 : Résultats expérimentaux et numériques pour une profondeur de coupe égale à 0,1mm et une vitesse de coupe de 64m.min^{-1}

Les résultats obtenus par la simulation numérique sont très proches de l'expérimental (Figure III-17, Figure III-18 et Figure III-19). Pour une épaisseur de copeau expérimentale totale égale à 0.28mm, la simulation numérique donne une valeur de 0.268mm et pour une épaisseur de copeau expérimentale recristallisée de 0.07mm, le modèle numérique trouve une valeur égale à 0.089mm. De plus, de par les Figure III-18 et Figure III-19, les courbes en termes d'épaisseurs pour les résultats numériques ont les mêmes tendances que les résultats expérimentaux.

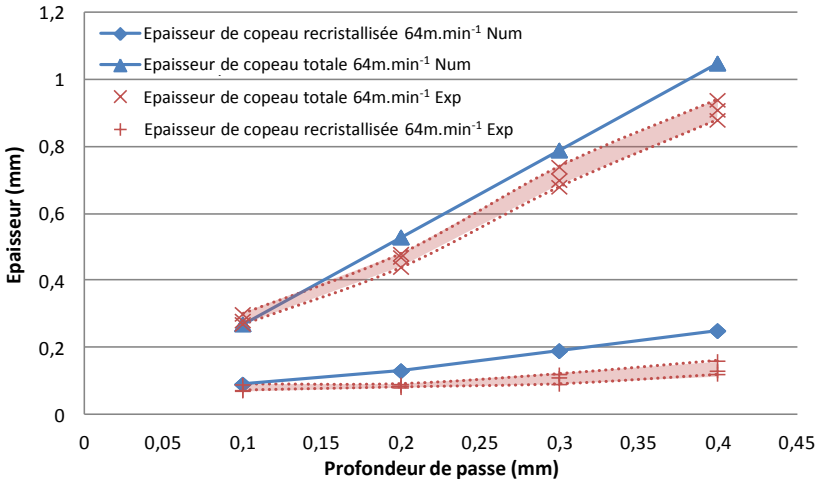


Figure III-18 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}

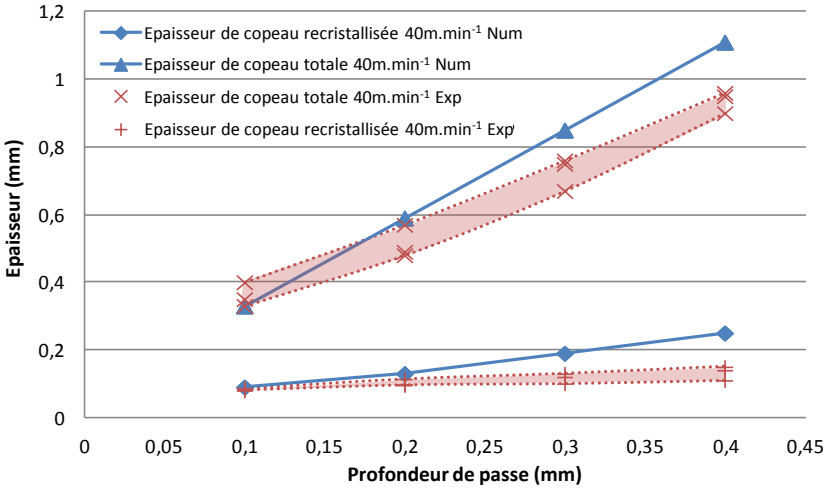


Figure III-19 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}

Les Figure III-20 et Figure III-21 montrent les résultats expérimentaux (Tableau 10 page 106) et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe de 64 et 40m.min^{-1}. Deux lois de comportement rhéologique sont ici comparées. La première est une loi de type Johnson-Cook dont les paramètres figurent dans le Tableau 2 page 64. La seconde est une loi de type Lurdos [Lur08] avec prise en compte de la recristallisation dynamique dont les paramètres sont résumés Tableau 11.

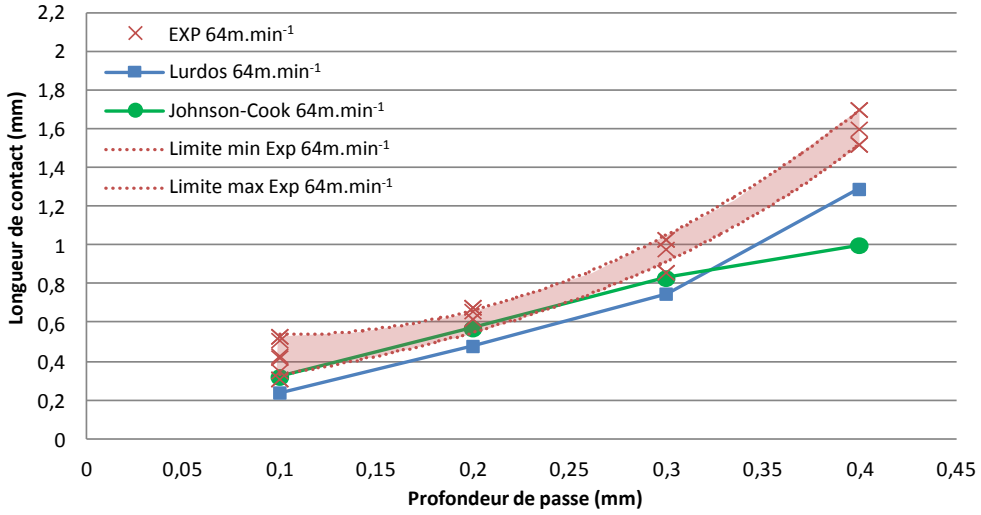


Figure III-20 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}

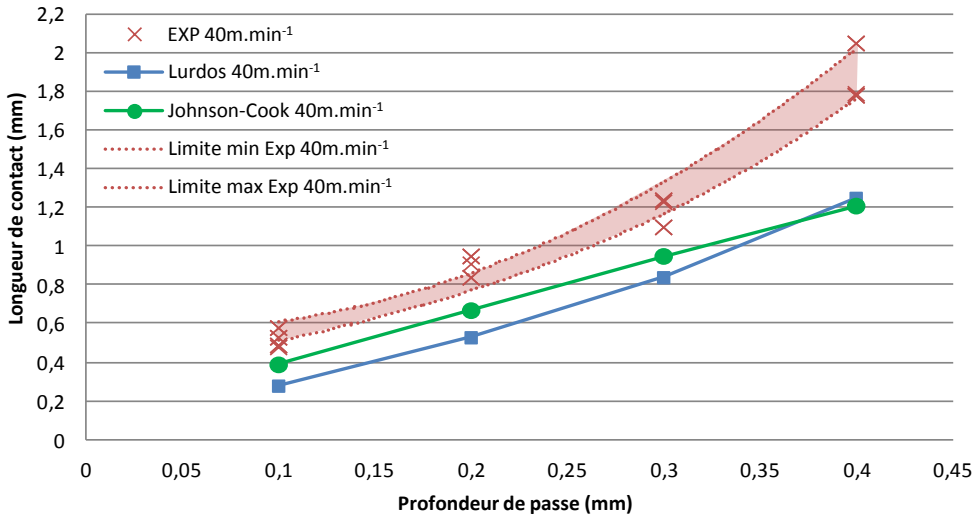


Figure III-21 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}

Par rapport au corridor expérimental, la Figure III-20 montre clairement une divergence des résultats numériques. En effet, les résultats numériques sont, pour de faible profondeur de passe, compris dans le corridor. Dès 0.3mm de profondeur de passe, la loi de Johnson-Cook diverge par rapport aux résultats expérimentaux allant jusqu'à une erreur de 33% pour une profondeur de passe égale à 0.4mm.

La courbe concernant les résultats numériques obtenue avec la loi de type Lurdos suit quant à elle la tendance des essais expérimentaux même si celle-ci se trouve légèrement en dessous du corridor (15% d'erreur en moyenne).

On observe une tendance similaire sur les résultats à 40m.min^{-1} (Figure III-21).

III.4 CONCLUSION

De nombreux essais expérimentaux ont été réalisés sur le banc d'essai de coupe orthogonale pour simuler des phénomènes physiques spécifiques à l'interface outil-copeau dans des conditions d'usinage à grande vitesse. Un modèle par éléments finis a également été mis en œuvre dans Abaqus Explicit. Un remaillage ALE a été utilisé afin d'éliminer les distorsions d'éléments et les divergences de calculs.

L'analyse expérimentale et numérique des données a montré l'importance d'utiliser une loi de comportement rhéologique spécifique intégrant les phénomènes de recristallisation dynamique. En effet, les tendances des courbes pour les résultats numériques semblent être similaires aux courbes de résultats expérimentaux en termes d'épaisseurs de copeaux totales et recristallisées. De même que l'utilisation d'une loi de type Johnson-Cook ne permet pas de suivre la tendance observée expérimentalement en termes de longueurs de contact.

Ce travail montre une limite pour la loi de comportement rhéologique de type Lurdos [Lur08]. Une seule valeur permet de prédire s'il y a ou pas une recristallisation totale. Cependant, expérimentalement, trois zones de degré de recristallisation différentes apparaissent. La première zone est partiellement recristallisée. La deuxième est une zone hybride entre une zone partiellement recristallisée et une zone de recristallisation totale. La dernière zone est totalement recristallisée. Pour éviter cela, mettre en place différentes plages de valeurs de log(Z) pour chaque zone de recristallisation semble être une bonne solution. Un set de paramètres matériaux

permettrait de représenter la matière non recristallisée, un second set la zone partiellement recristallisée, un troisième set la zone hybride et enfin un dernier set pour définir un matériau totalement recristallisé.

Chapitre IV: MODELISATION COMPLETE DE LA COUPE ORTHOGONALE

Ce dernier chapitre consiste à combiner les lois de frottements établies au chapitre 2 et la loi de recristallisation du chapitre 3. Dans le but de perfectionner au maximum le modèle final de la coupe orthogonale, une étude sur la dépendance de la résistance thermique de contact à la pression a également été effectuée.

SOMMAIRE

CHAPITRE IV: MODELISATION COMPLETE DE LA COUPE ORTHOGONALE 115

IV.1 Détermination d'un nouveau jeu de paramètres pour la loi de frottement à paramètres multiples en tenant compte d'une loi de comportement rhéologique intégrant les phénomènes de recristallisation dynamique 116

IV.2 Modèle de coupe avec résistance thermique de contact dépendante de la pression .. 120

IV.2.1 Evolution de la RTC en fonction de la pression 121

IV.2.2 Analyse des résultats 121

IV.2.3 Conclusion 124

IV.3 Combinaison de la loi de frottement à paramètres multiples avec la loi de comportement rhéologique de Lurdos 125

IV.3.1 Intégration de la loi de frottement à paramètres multiples avec les paramètres établis par Brocail 125

IV.3.2 Intégration du modèle de Lurdos 130

IV.3.3 Conclusion 138

IV.4 Conclusion 139

IV.1 DETERMINATION D'UN NOUVEAU JEU DE PARAMETRES POUR LA LOI DE FROTTEMENT A PARAMETRES MULTIPLES EN TENANT COMPTE D'UNE LOI DE COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE INTEGRANT LES PHENOMENES DE RECRISTALLISATION DYNAMIQUE

La première partie de ce chapitre consiste à identifier de nouveau les constantes C_1, C_2 C_3 et C_4 de loi de frottement à paramètres multiples en utilisant cette fois-ci une loi de comportement rhéologique tenant compte de la recristallisation dynamique. Pour cela, la méthodologie d'analyse expliquée au chapitre 2 est utilisée (Figure II-3 page 61).

L'étude est menée sur la campagne d'essai réalisée par Brocail en 2009 [Bro09] sur l'UST (Figure IV-1). Les résultats sont rappelés au Tableau 12.

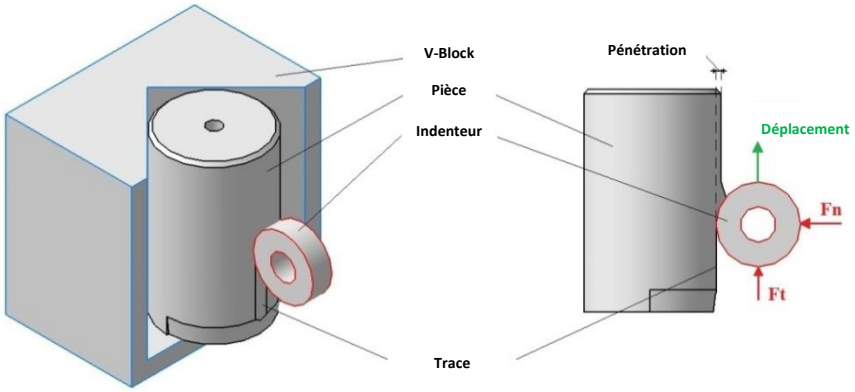


Figure IV-1 : Upsetting Sliding Test

Les échantillons des essais réalisés en 2009 ont été découpés afin de visualiser une section métallographique de la trace de frottement. Les échantillons sont préalablement enrobés d'une résine époxy et polis. Enfin, ils sont attaqués au nital 3% pour révéler les joints de grains. Une première observation est réalisée sur un échantillon non déformé afin d'étudier la microstructure initiale. La Figure IV-2montre que l'acier AISI-1045 a une microstructure ferrite-perlite.

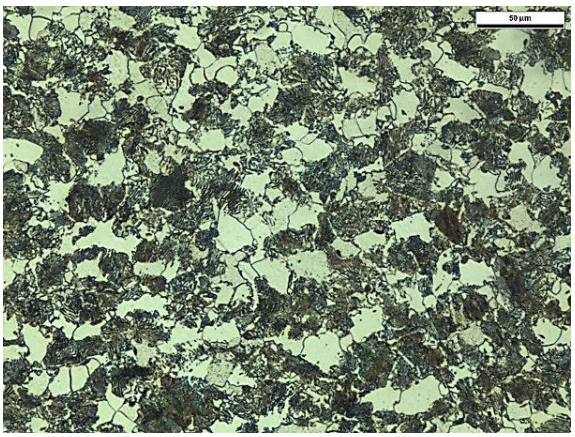


Figure IV-2 : Micrographie d'un échantillon UST avant essai.

Sur la Figure IV-3, un affinage du grain significatif est clairement observé près de la zone de frottement pour les deux configurations (6 et 10). Ce phénomène est caractéristique d'un processus de recristallisation dynamique. La largeur de la zone de frottement est complètement recristallisée. On observe respectivement environ 90µm et 150µm pour les configurations 6 et 10. Par ailleurs, la taille de grain minimale est différente entre les deux configurations.

Tableau 12 : Configurations d'essais effectués pour un acier AISI 1045 (T_{spe}=température en début d'essai, p=pénétration et V=vitesse d'avance).

Condition de test	T_{spe} (°C)	p (µm)	V ($m.min^{-1}$)	F_T (kN)	F_N (kN)	F_T / F_N
1	381	71	12	4.3	10.2	0.42
2	381	71	24	3.1	10.2	0.30
3	381	94	12	5.6	14.2	0.39
4	381	94	24	3.8	13.8	0.28
5	479	84	12	4.2	10.3	0.41
6	479	84	24	3.1	10.6	0.30
7	479	109	12	5.0	12.9	0.39
8	479	109	24	3.6	12.9	0.28
9	671	118	3,6	2.8	5.9	0.47
10	671	118	12	3.6	6.5	0.55
11	671	118	24	2.9	7.1	0.40

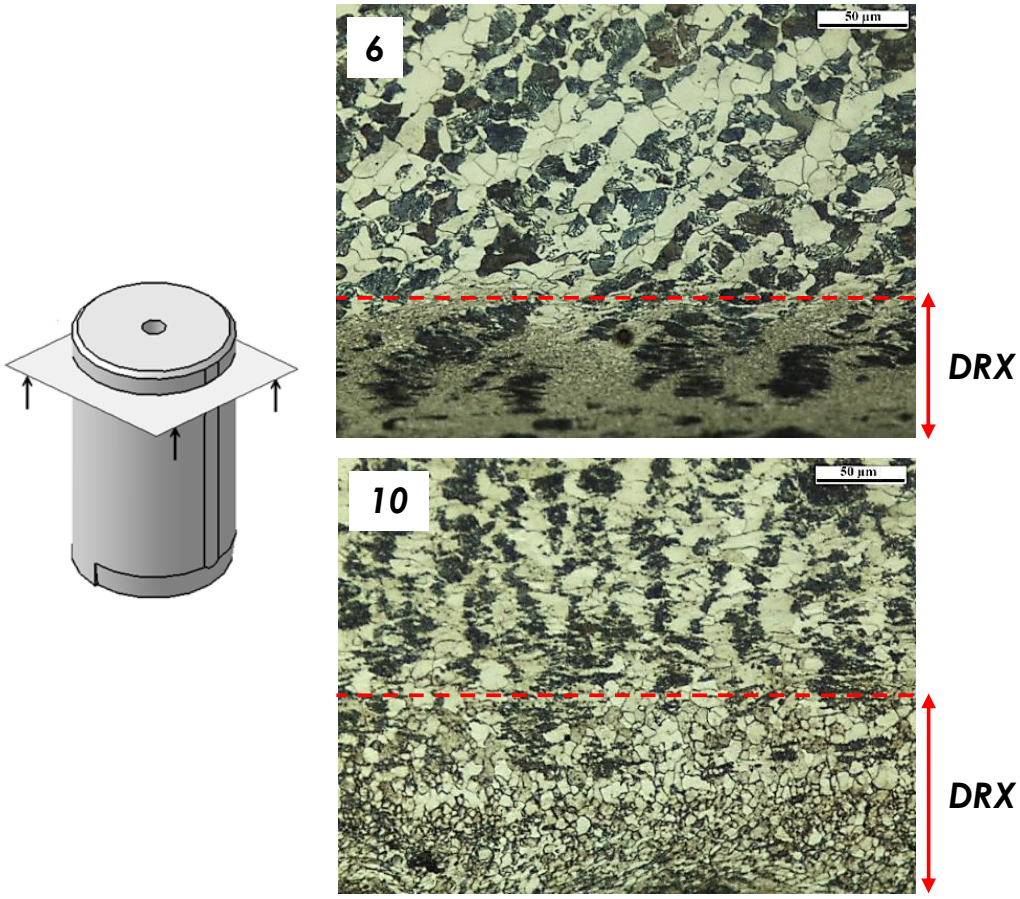


Figure IV-3 : Micrographies des configurations 6 et 10 et mise en évidence de la recristallisation dynamique.

Le modèle numérique utilisé pour cette étude est identique à celui présenté Figure II-6 page 63. Les propriétés mécaniques des matériaux sont également reprises du chapitre 2. Seule la loi de comportement rhéologique est différente. Un modèle de type Johnson-Cook est utilisé au chapitre 2. Cette étude sera conduite à l'aide d'un modèle de type Lurdos détaillé au chapitre 3 Figure III-1 page 93.

Par méthode inverse, de nouvelles variables de contact locales peuvent être extraites des modèles numériques. Pour la sixième configuration, une pression de contact moyenne de 0.95GPa est obtenue avec un modèle de type Lurdos ce qui représente une diminution de 5% par rapport à un modèle de Johnson-Cook (1GPa). Une température d'interface moyenne de 880K est obtenue avec les deux modèles de comportement. Pour le modèle de Lurdos, une vitesse de glissement moyenne de

19,8m.min^{-1} est observée contre 20,4m.min^{-1} pour Johnson-Cook. Cela représente une diminution de 3%.

Les coefficients de frottement de Coulomb optimisés sont obtenus en minimisant l'écart entre les forces expérimentales et numériques par méthode itérative. Il est égal à 0.24 pour le modèle de Johnson-Cook et 0.25 pour le modèle de Lurdos.

Cette méthode d'extraction des variables locales et d'identification d'un coefficient de frottement de Coulomb optimisé a été réalisée pour chaque configuration (Figure IV-6). Un nouveau jeu de paramètres pour la loi de frottement à paramètres multiples (équation I-14 page 68) a donc été établi Tableau 13.

Tableau 13 : Constantes identifiées à basses vitesses et à hautes températures avec une loi de comportement de type Lurdos.

C_1	C_2	C_3	C_4
0.170	-0.426	-0,298	0,782

Les Figure IV-4 et Figure IV-5 permettent de visualiser l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la pression de contact et de la vitesse de glissement pour une température donnée. Ces deux figures, ayant une allure quasiment identique, permettent d'affirmer qu'une surface ayant subi des phénomènes de recristallisation dynamique n'a pas d'influence significative sur le coefficient de frottement. Cependant, cette étude ne permet pas de prouver que le coefficient de frottement a une influence sur les phénomènes de recristallisation dynamique.

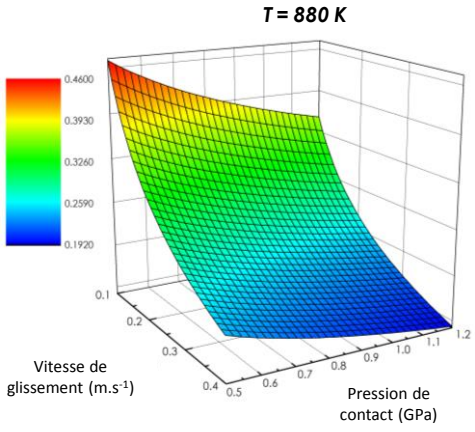


Figure IV-4 : Visualisation du coefficient de frottement avancé par Johnson-Cook.

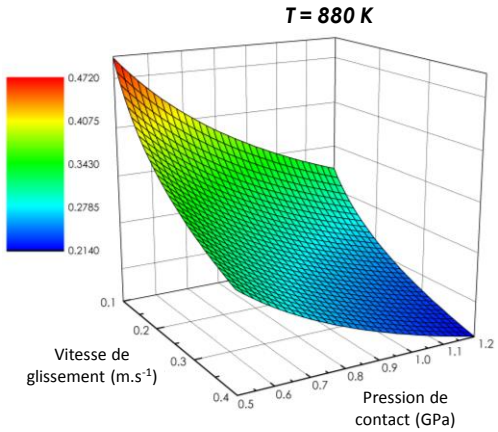


Figure IV-5 : Visualisation du coefficient de frottement avancé par Lurdos.

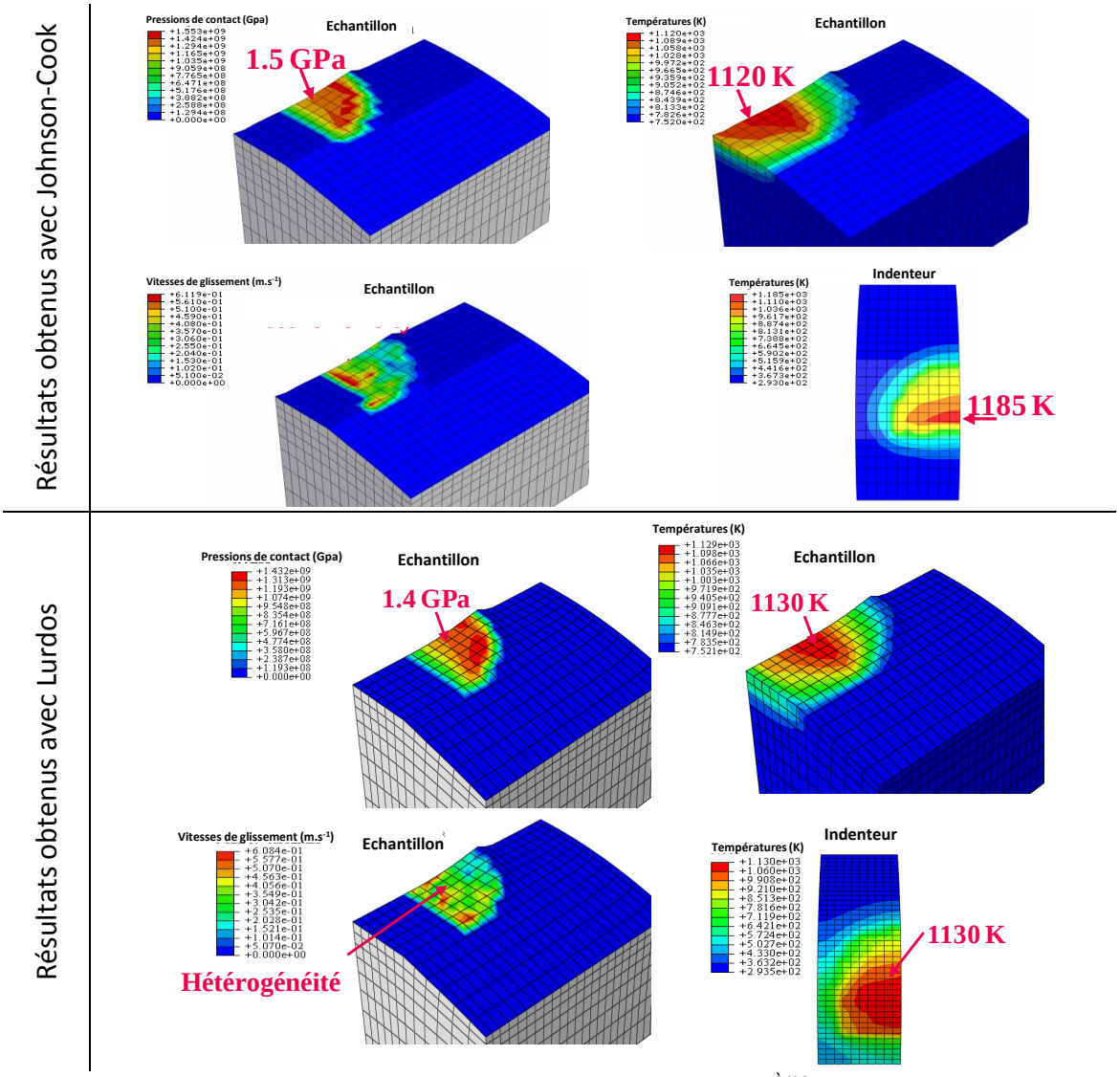


Figure IV-6 : Comparaison des résultats obtenus pour la 6ème configuration avec un modèle de Johnson-Cook et un modèle de Lurdos.

IV.2 MODELE DE COUPE AVEC RESISTANCE THERMIQUE DE CONTACT DEPENDANTE DE LA PRESSION

Ce modèle a pour objectif d'étudier l'influence de la RTC à l'interface outil-copeau. Courbon [Cou11] propose deux configurations de contact. La première intégrant une conductance (Abaqus intègre une conductance et non une résistance dans son codage) thermique de contact (CTC) fixée à $h=10^4 W/m^2K$ comme l'ont défini Guillot [Gui09] et Bourouga [Bou10]. Cette configuration permet de simuler un contact entre la pièce et l'outil imparfait que l'on peut observer au voisinage du décollement outil-copeau.

La seconde configuration intègre une CTC fixée à $h=10^8 W/m^2K$. Cette CTC a pour but de représenter un contact thermiquement parfait au voisinage de la pointe de l'outil (zone où les pressions de contact sont les plus importantes). Ces conditions de simulation sont ainsi typiquement utilisées par Pantalé [Pan96] et Arrazola & Ozel [Arr08] et [Arr10].

IV.2.1 EVOLUTION DE LA RTC EN FONCTION DE LA PRESSION

Le but de ce modèle est de combiner les deux configurations exprimées ci-dessus. La stratégie consiste à appliquer un contact parfait ($CTC=10^8 W/m^2K$) au voisinage de la pointe de l'outil et un contact imparfait ($CTC=10^4 W/m^2K$) proche du décollement outil-copeau. La loi implémentée dans le calcul est représentée en Figure IV-7 et est issue des travaux réalisés par Courbon [Cou11].

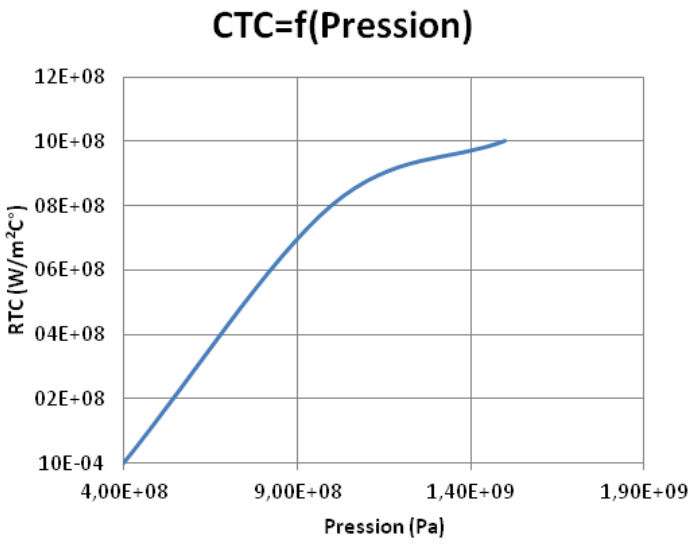


Figure IV-7 : CTC=f(Pression)

IV.2.2 ANALYSE DES RESULTATS

Les résultats de simulation obtenus avec une RTC dépendante de la pression (Figure IV-10 et Figure IV-11) sont comparés au modèle de référence (coefficient de frottement constant égal à 0,4). Ces figures représentent les températures à l'interface. Celles-ci sont observées dans un premier temps côté copeau puis côté outil. Les sens d'observation le long des surfaces sont indiqués Figure IV-8 et Figure IV-9.

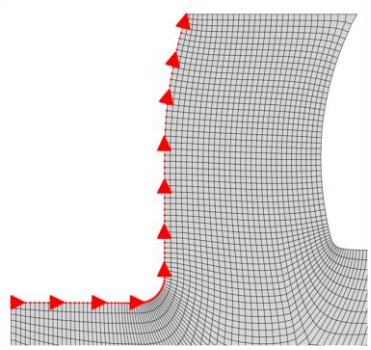


Figure IV-8 : Sens d'observation de la température le long du copeau

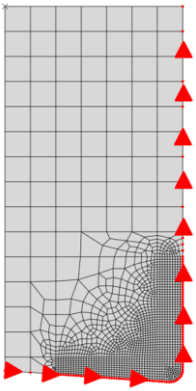


Figure IV-9 : Sens d'observation de la température le long de l'outil

Côté copeau, l'utilisation d'une RTC fonction de la pression ne semble pas avoir une influence significative. En effet, les courbes Figure IV-10 se superposent presque exactement dans les zones de cisaillements primaires (ZCP) et secondaires (ZCS). La différence entre les deux modèles intervient lors du décollement du copeau et de l'outil. Au voisinage de cette séparation, le contact devient imparfait et la pression diminue fortement. Cela implique que la CTC dans cette zone diminue également. Il résulte de ce phénomène, que le copeau transmet moins de chaleur à l'outil et qu'il est obligé d'évacuer cette chaleur dans sa partie supérieure (engendre une élévation de la température de 80°C dans cette zone). Cependant, cette élévation n'est pas suffisamment importante pour modifier le comportement général du copeau (en termes de longueurs de contact et d'épaisseurs de copeau).

Côté outil, les différences sont beaucoup plus marquées lorsque l'on utilise une RTC fonction de la pression. Les courbes Figure IV-11 se superposent dans la zone de cisaillement primaire. Cependant dans la zone de cisaillement secondaire, les courbes commencent à diverger lorsqu'on approche de la séparation outil-copeau. Le phénomène s'amplifie dès lors que cette frontière est passée. L'interprétation effectuée pour le copeau s'applique logiquement pour l'outil. Les pressions étant beaucoup plus faibles dans cette zone, l'outil perçoit beaucoup moins de chaleur de la part du copeau. Un delta significatif de 200°C entre les deux modèles apparaît en chaque nœud restant de la surface de l'outil et au voisinage du décollement outil-copeau. Cette différence de 200°C n'a pas d'influence sur le comportement de l'outil car celui-ci est supposé indéformable dans le calcul.

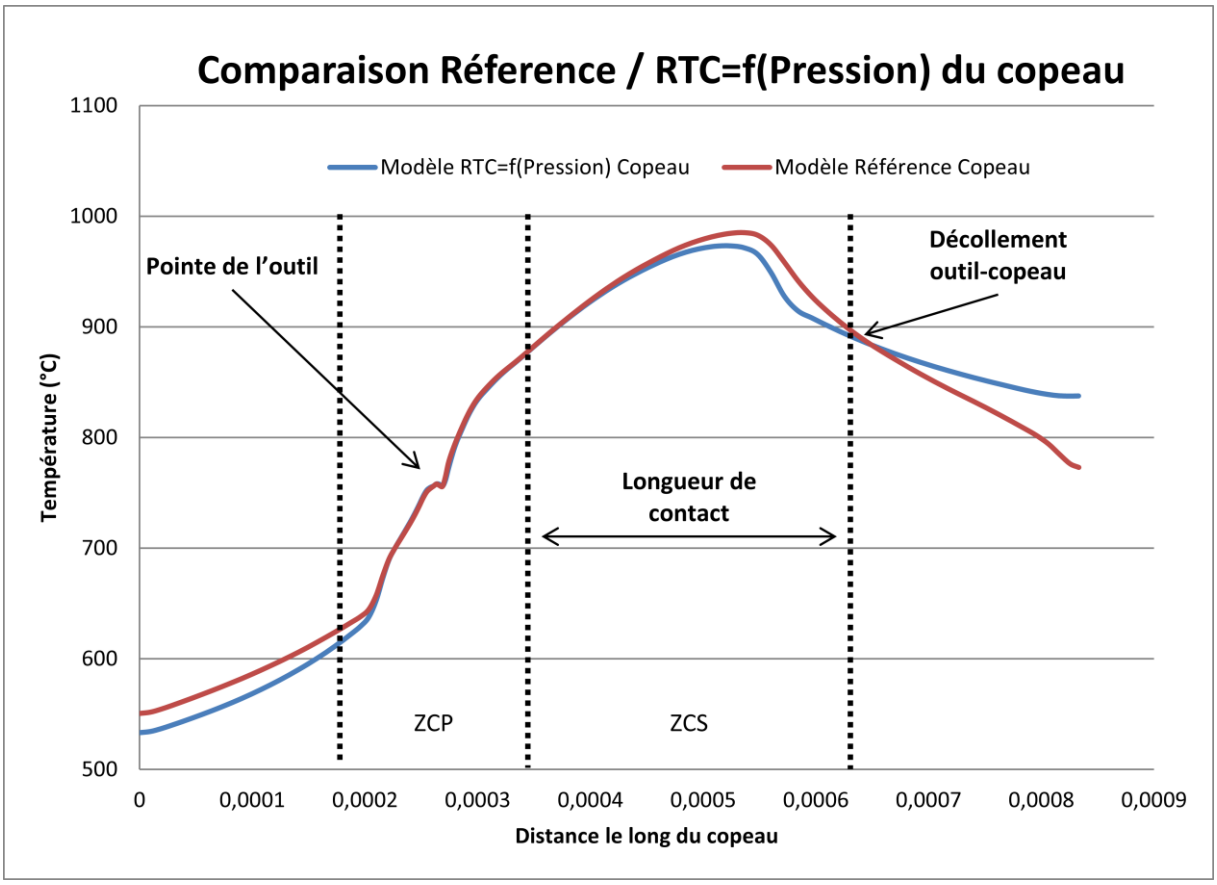


Figure IV-10 : Comparaison Référence / RTC = f(Pression) du copeau

Néanmoins, en intégrant la loi de frottement Brocail (équation I-1) (Dépendante de la température) au modèle RTC=f(Pression), les températures interfaciales modifiées au voisinage du décollement pièce-outil pourraient influencer le coefficient de frottement local μ. Cela renforce l'intérêt de prendre en compte dans le futur une résistance thermique de contact fonction de la pression de contact.

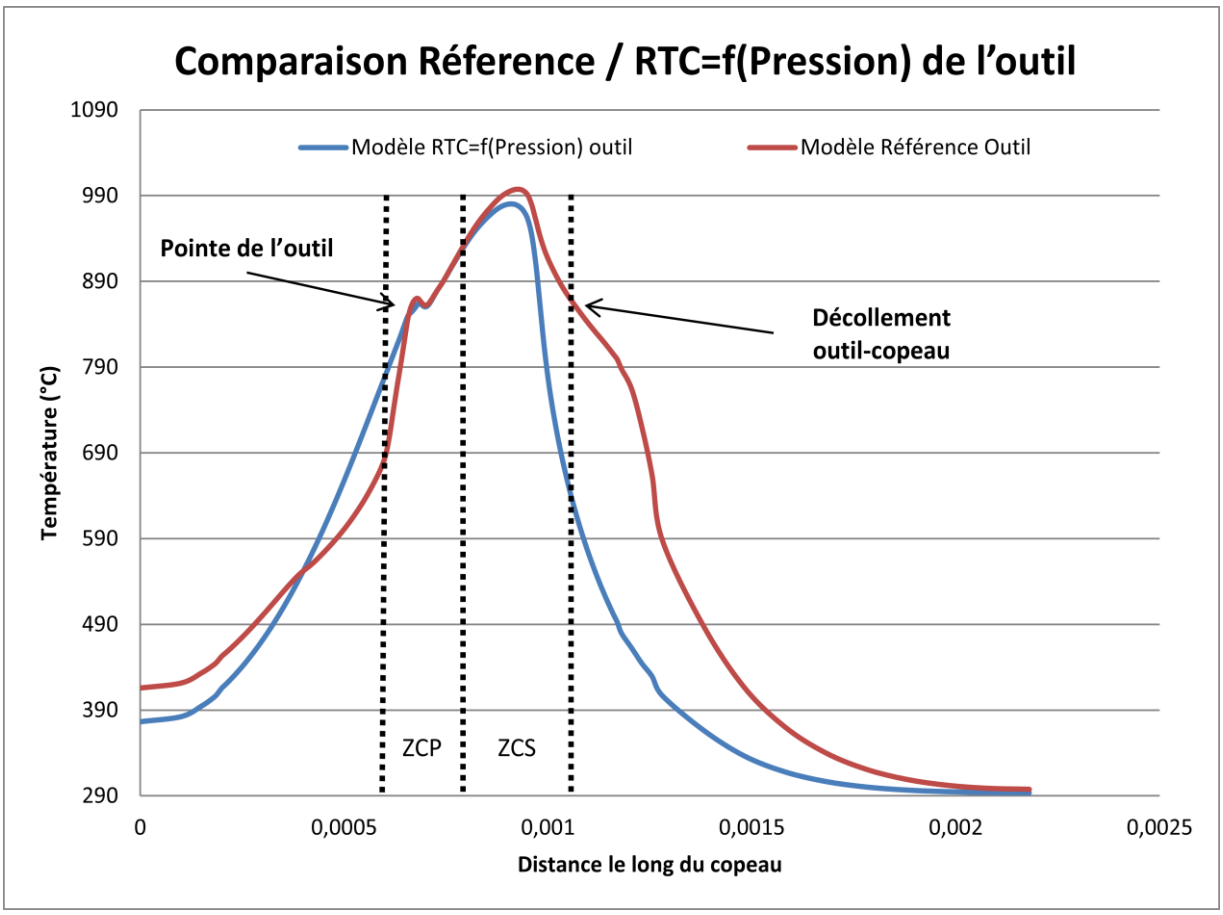


Figure IV-11 : Comparaison Référence / RTC = f(Pression) de l'outil

IV.2.3 CONCLUSION

D'après les travaux de Courbon, Guillot, Bourouga , Pantalé et Arrazola & Ozel, une loi représentant la CTC en fonction de la pression a pu être établie. Celle-ci a été implémentée dans le modèle initial et a permis d'étudier son influence sur les températures à l'interface.

Il en résulte que cette loi a essentiellement un effet sur la répartition des flux de chaleur observés dans la partie supérieure de l'outil (dès lors que la séparation pièce-outil apparaît). Une différence de 200°C à l'interface entre le modèle de référence et le modèle étudié a été observée.

Dans le but d'être encore plus précis, et ayant un modèle qui fonctionne, il serait appréciable de réaliser des essais expérimentaux permettant de compléter les trois points qui composent la loi implémentée Figure IV-7.

IV.3 COMBINAISON DE LA LOI DE FROTTEMENT A PARAMETRES MULTIPLES AVEC LA LOI DE COMPORTEMENT RHEOLOGIQUE DE LURDOS

IV.3.1 INTEGRATION DE LA LOI DE FROTTEMENT A PARAMETRES MULTIPLES AVEC LES PARAMETRES ETABLIS PAR BROCAIL

Les constantes identifiées par Brocail au Tableau 5 pour la loi de frottement à paramètres multiples (Equation I-14) sont intégrées au modèle numérique de coupe orthogonale défini page 82. Cette étude permet de mettre en évidence l'influence des pressions de contact, des températures et des vitesses de glissement à l'interface. Les résultats sont comparés à un coefficient de frottement constant de type Coulomb égal à 0,4.

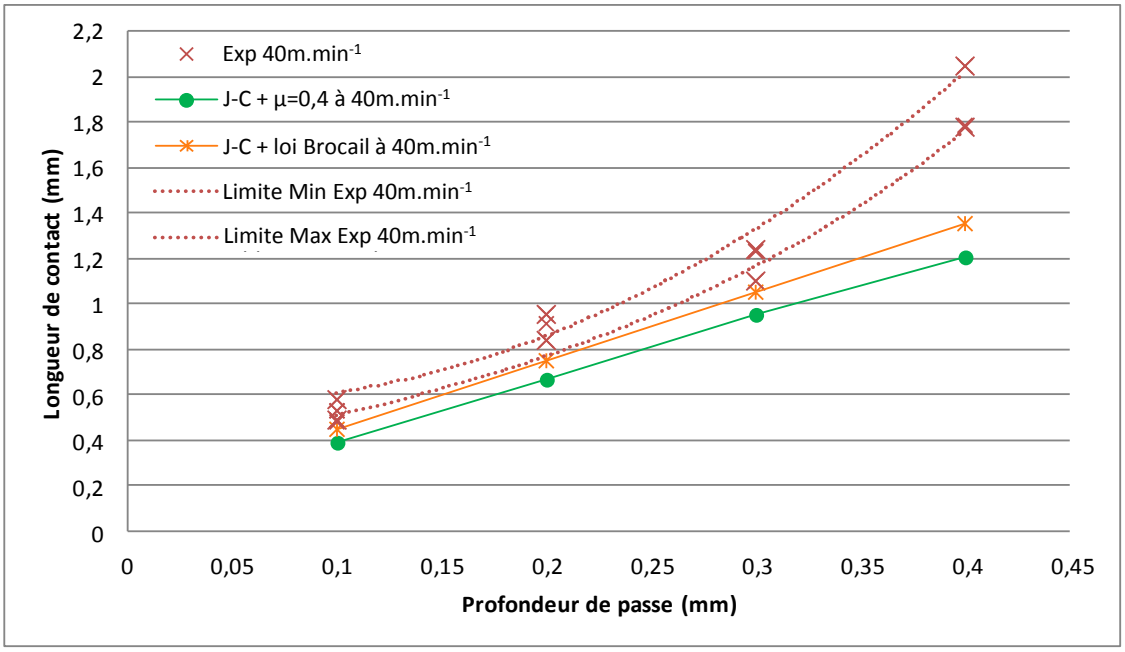


Figure IV-12 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}.

En termes de longueurs de contact, la loi à paramètres multiples combinée à un modèle rhéologique de type Johnson-Cook permet de s'approcher du corridor expérimental pour une vitesse de 40m.min^{-1} et des profondeurs de passe égales à 0.1, 0.2 et 0.3mm (Figure IV-12). Les résultats numériques étant de forme linéaire et les résultats expérimentaux de formes exponentielles, la comparaison expérimental/numérique donne des résultats divergents pour la profondeur de passe égale à 0.4mm.

Cependant, on observe une nette amélioration par rapport aux résultats numériques obtenus à l'aide d'un coefficient de frottement constant de type Coulomb égal à 0.4.

Les remarques établies pour une vitesse de coupe de 40m.min^{-1} peuvent être étendues à la seconde vitesse de coupe (64m.min^{-1}) (Figure IV-14). Alors que les résultats obtenus pour des profondeurs de passe égales à 0.1, 0.2 et 0.3mm n'avoisinent plus le corridor expérimental mais y sont incluses.

L'écart entre les résultats obtenus avec la loi de frottement à paramètres multiples et le coefficient de frottement constant à une vitesse de 40m.min^{-1} reste sensiblement le même que pour la vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.

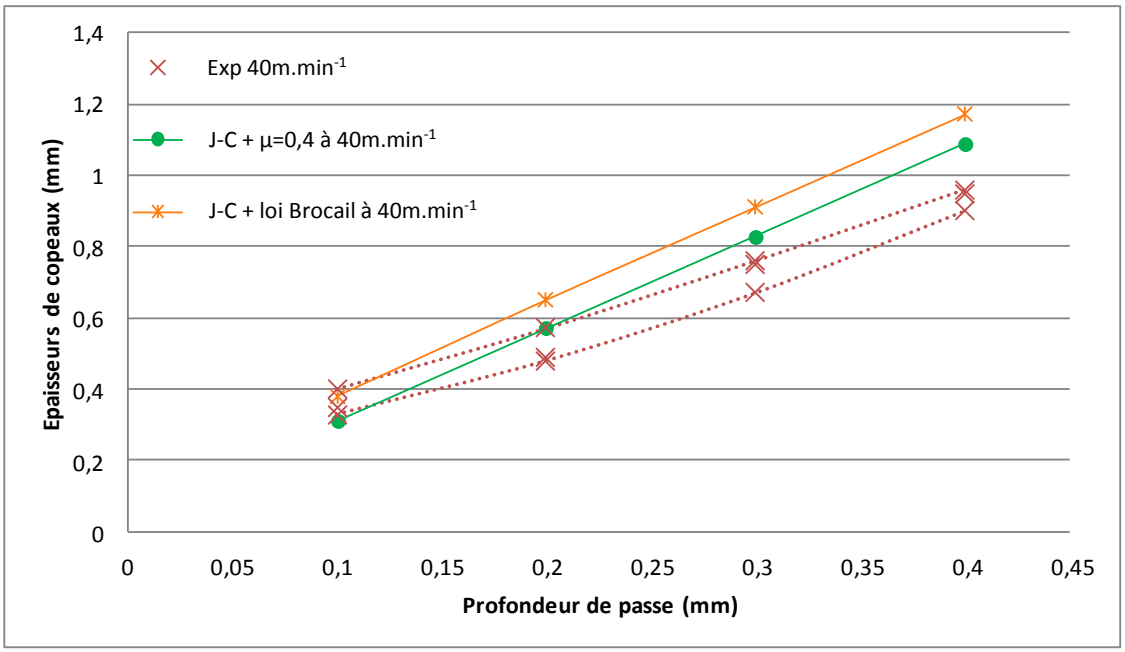


Figure IV-13 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}.

Concernant les épaisseurs de copeau (Figure IV-13) et (Figure IV-15), l'intervalle observé entre les résultats d'une loi de frottement à paramètres multiples et un coefficient de frottement constant est inversé pour les deux vitesses de coupe. La loi rhéologique de Johnson-Cook associée au coefficient de frottement constant est le modèle le plus proche du corridor expérimental. La loi frottement à paramètres multiples étant pénalisante en termes de résultats sur les épaisseurs de copeau.

Cependant, les résultats numériques et expérimentaux ont une tendance linéaire similaire.

Les écarts inversés observés entre les longueurs de contact et les épaisseurs de copeau s'expliquent par la conservation du flux de matière dans le copeau. Pour une vitesse de coupe et une profondeur de passe donnée, plus l'épaisseur de copeau augmente, plus la vitesse interfaciale outil/copeau diminue. Ce phénomène entraîne une diminution du rayon de courbure du copeau qui a pour conséquence de réduire la longueur de contact.

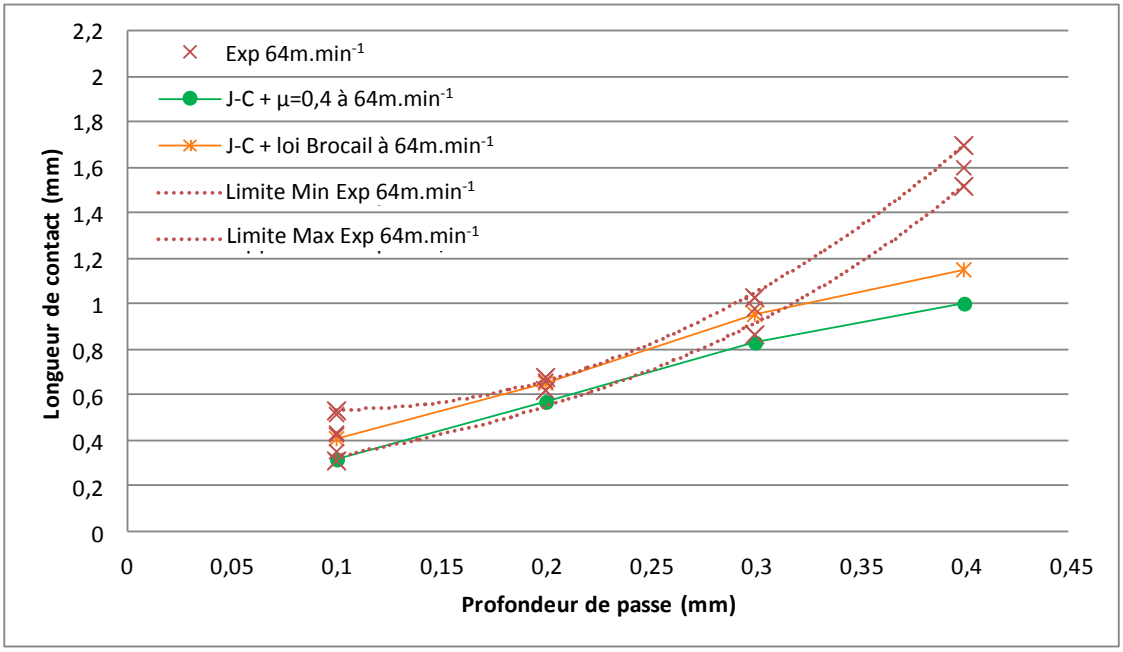


Figure IV-14 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.

En conclusion il apparaît évident, de par les Figure IV-16 et Figure IV-17, que la loi de frottement à paramètres multiples avec les paramètres déterminés par Brocail permet d'améliorer significativement le modèle de coupe orthogonale en termes de longueurs de contact. La première figure regroupe les erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe. La seconde figure permet de visualiser une erreur « moyenne » de chaque modèle par rapport à l'expérimental. Celle-ci est calculée en faisant la somme des erreurs au carré, commises sur chaque profondeur de passe. Pour les deux vitesses de coupe, l'amélioration est observable.

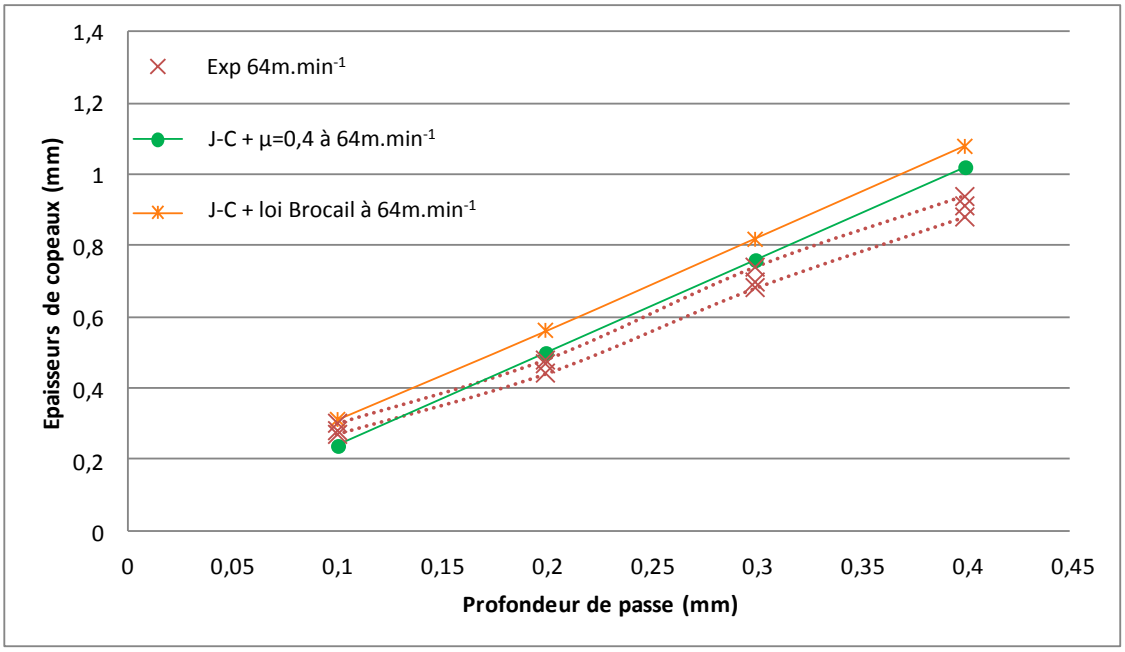


Figure IV-15 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.

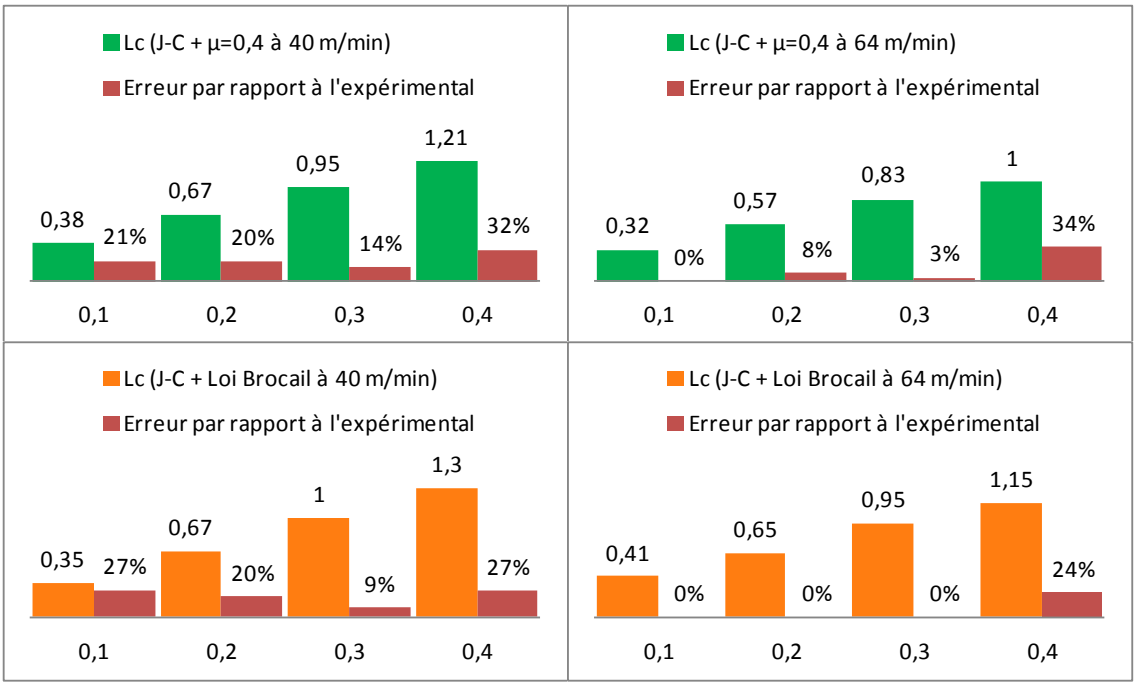


Figure IV-16 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes de longueurs de contact.

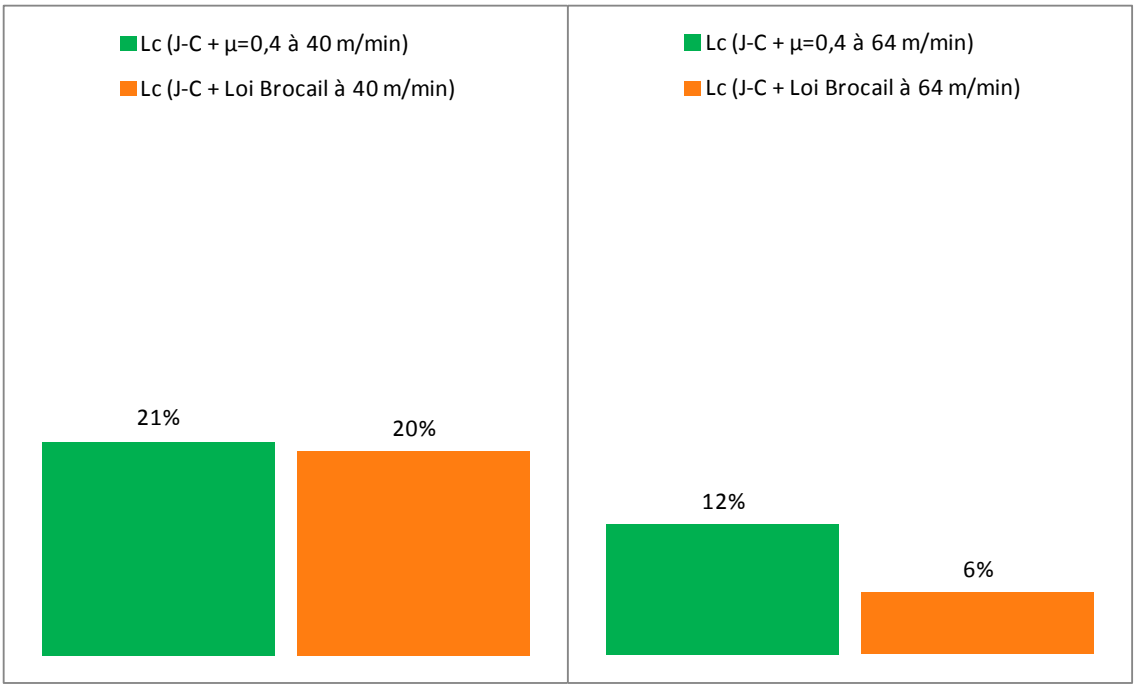


Figure IV-17 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes de longueurs de contact.

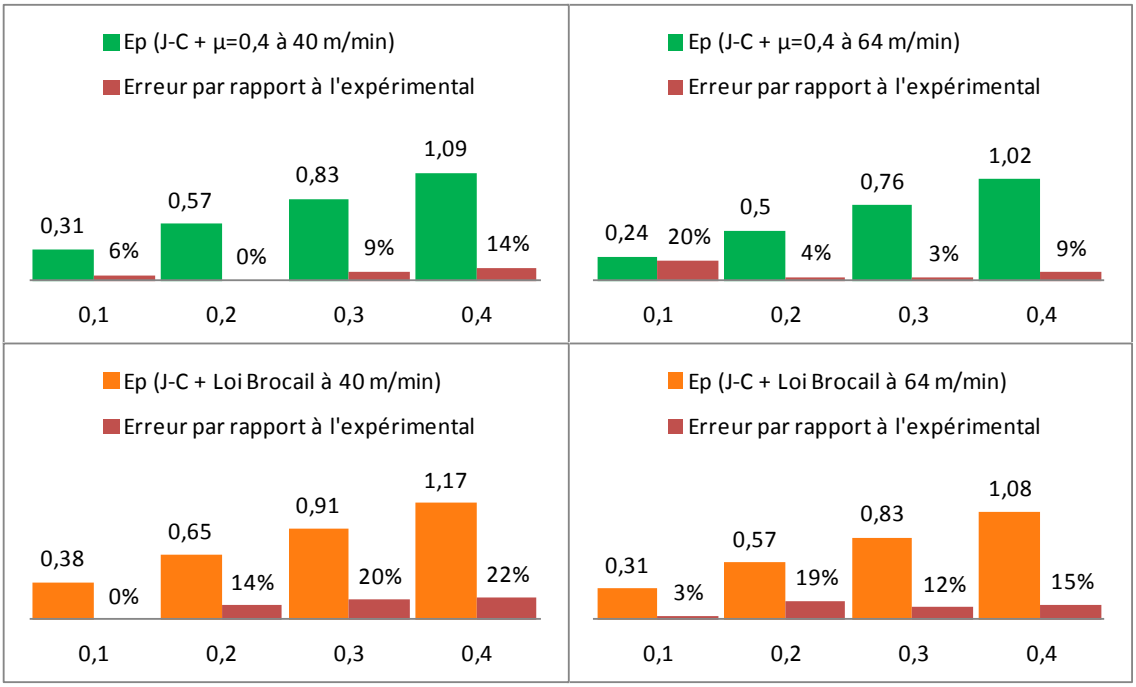


Figure IV-18 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes d'épaisseurs de copeau.

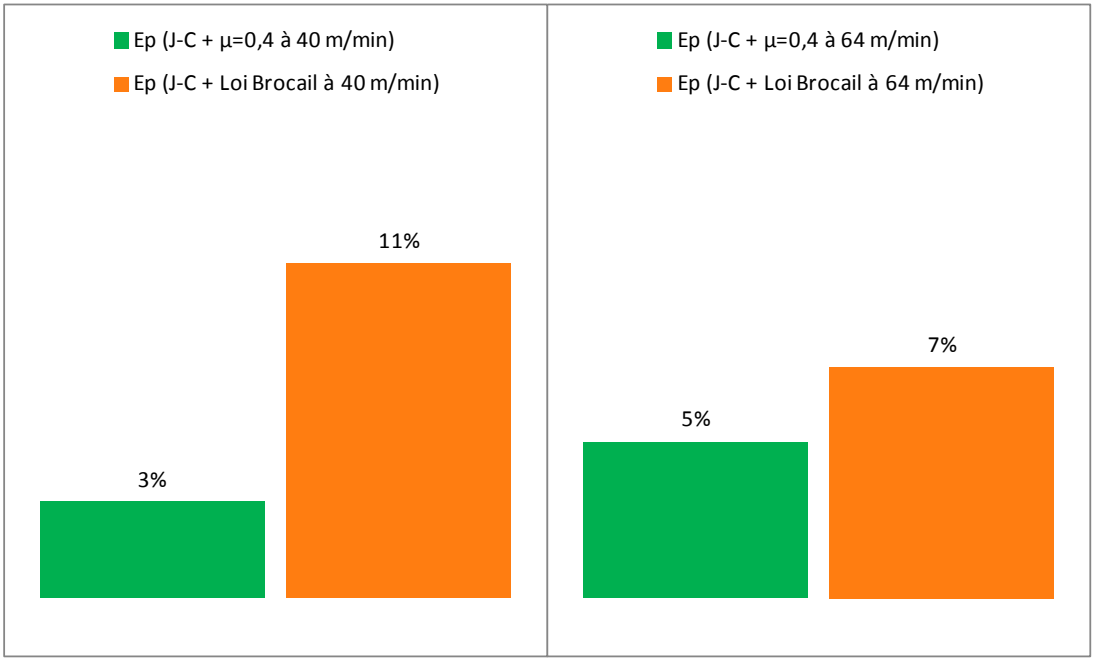


Figure IV-19 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes d'épaisseurs de copeau.

Pour les épaisseurs de copeau (Figure IV-18 et Figure IV-19), la tendance est inversée. Ce phénomène est dû à la conservation du flux de matière dans le copeau. Cependant, les erreurs observées sur les épaisseurs de copeau restent plus faibles que pour les longueurs de contact. On peut donc affirmer que, longueurs de contact et épaisseurs de copeau combinées, la loi de frottement à paramètres multiples avec les paramètres déterminés par Brocail donne de meilleurs résultats par rapport à un coefficient de frottement constant sur le modèle de coupe orthogonale.

IV.3.2 INTEGRATION DU MODELE DE LURDOS

Dans le but de rendre le modèle de coupe orthogonale de plus en plus performant, la loi de comportement de type Lurdos [Lur08] est combinée à la loi de frottement à paramètres multiples établie par Brocail (Equation II-5). Le but de cette étude est d'observer les impacts de la recristallisation dynamique sur le frottement à l'interface outil/copeau pendant l'essai.

Les paramètres de la loi de Lurdos utilisés dans cette partie sont identiques à ceux du Tableau 11 définis par Courbon [Cou11] pour un acier AISI 1045. La loi de comportement et la loi de frottement sont intégrées au modèle numérique à l'aide de deux sub-routines (respectivement VUHARD et VFRIC).

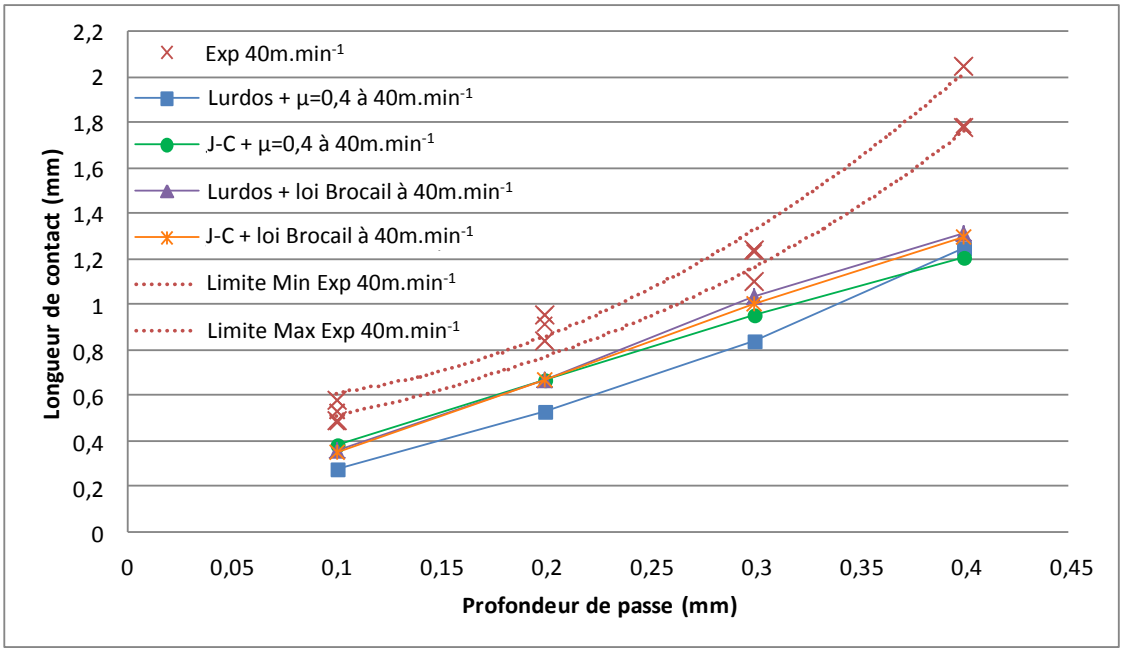


Figure IV-20 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 40m.min^{-1}.

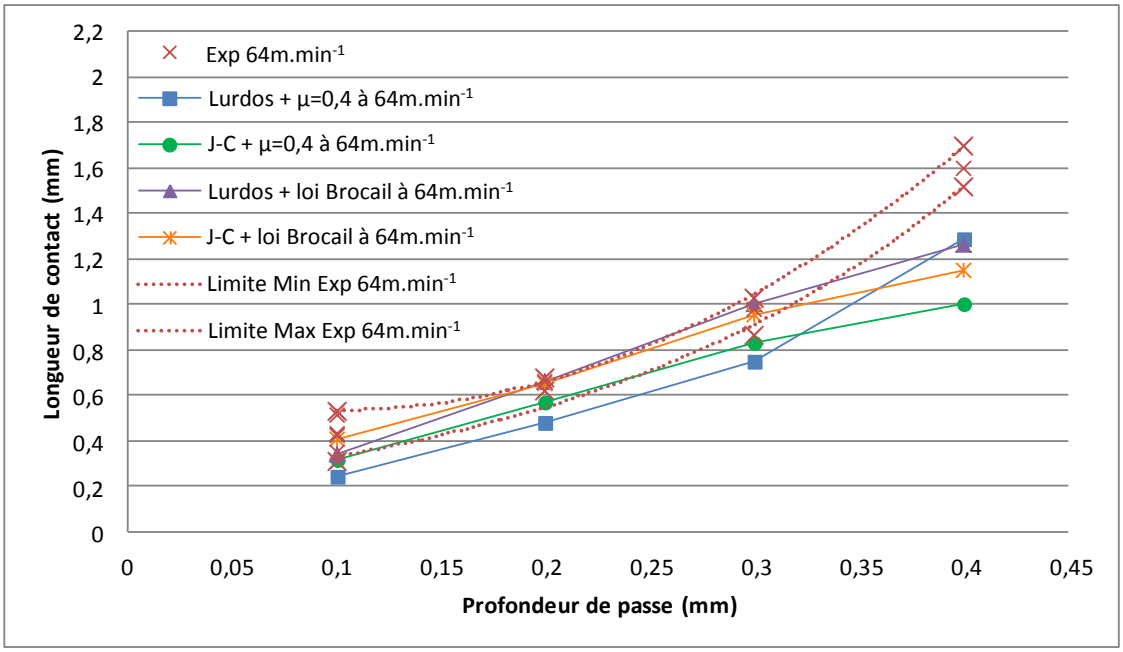


Figure IV-21 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes de longueurs de contact pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.

En analysant dans un premier temps les résultats numériques et expérimentaux en termes de longueurs de contact (Figure IV-20) et (Figure IV-21), la loi de Lurdos combinée à un simple coefficient de frottement constant permet uniquement de suivre le caractère non linéaire des essais expérimentaux (voir conclusion page 112). Pour chaque vitesse de glissement, les résultats obtenus avec ce modèle sont nettement inférieurs aux autres.

Cependant, dès lors que l'on combine la loi de comportement rhéologique de type Lurdos avec la loi de frottement à paramètres multiples établie par Brocail, les résultats obtenus par la simulation numérique en termes de longueurs de contact sont très proches de l'expérimental. Pour les trois premières profondeurs de passe (0.1, 0.2 et 0.3mm) et une vitesse de coupe de 64m.min^{-1}, les deux modèles utilisant la loi de frottement Brocail obtiennent une erreur de 0% par rapport aux résultats expérimentaux (Figure IV-23) (les points numériques se situant à l'intérieur du corridor expérimental). Seule la dernière profondeur de passe (0.4mm) permet de départager ces deux modèles et de mettre en évidence la supériorité du modèle de Lurdos avec une erreur de 17% par rapport à l'expérimental contre 24% pour le modèle utilisant Johnson-Cook.

La tendance observée pour une vitesse de coupe de 64m.min^{-1} peut être étendue à la seconde vitesse de coupe (40m.min^{-1}) (Figure IV-22 *et* Figure IV-24). Même si les résultats numériques n'atteignent pas le corridor expérimental, une réduction de l'erreur commise par rapport à l'expérimental est observée dès l'utilisation d'une loi à paramètres multiples et cela pour les deux lois de comportement.

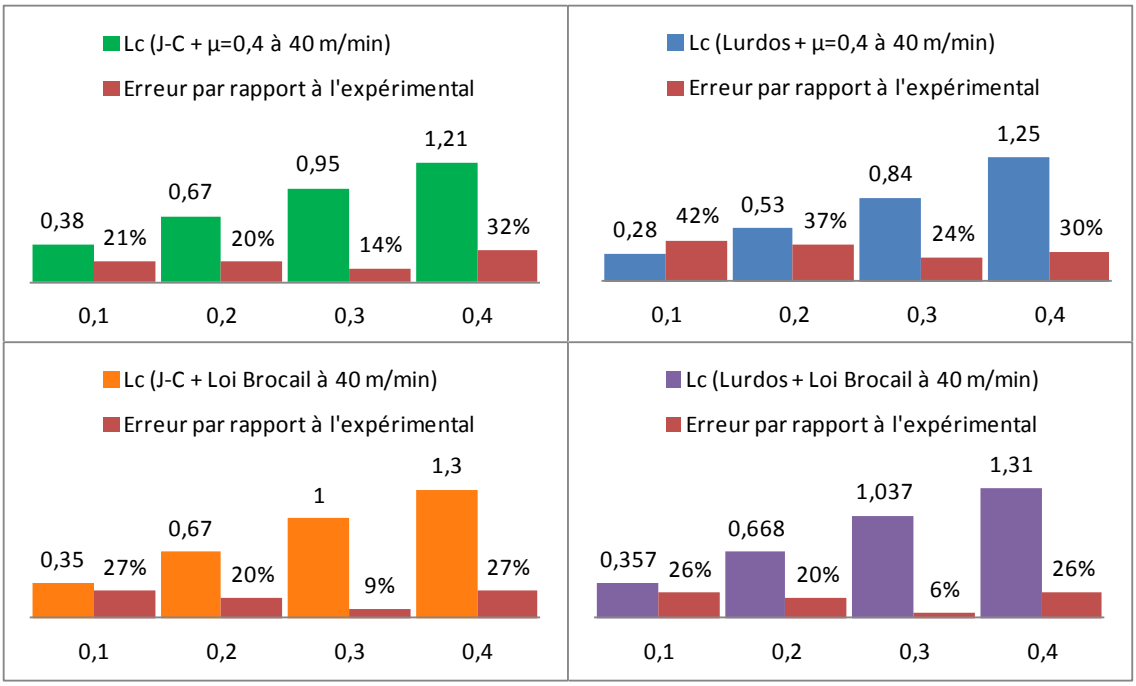


Figure IV-22 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes de longueurs de contact pour une vitesse de 40m.min^{-1}

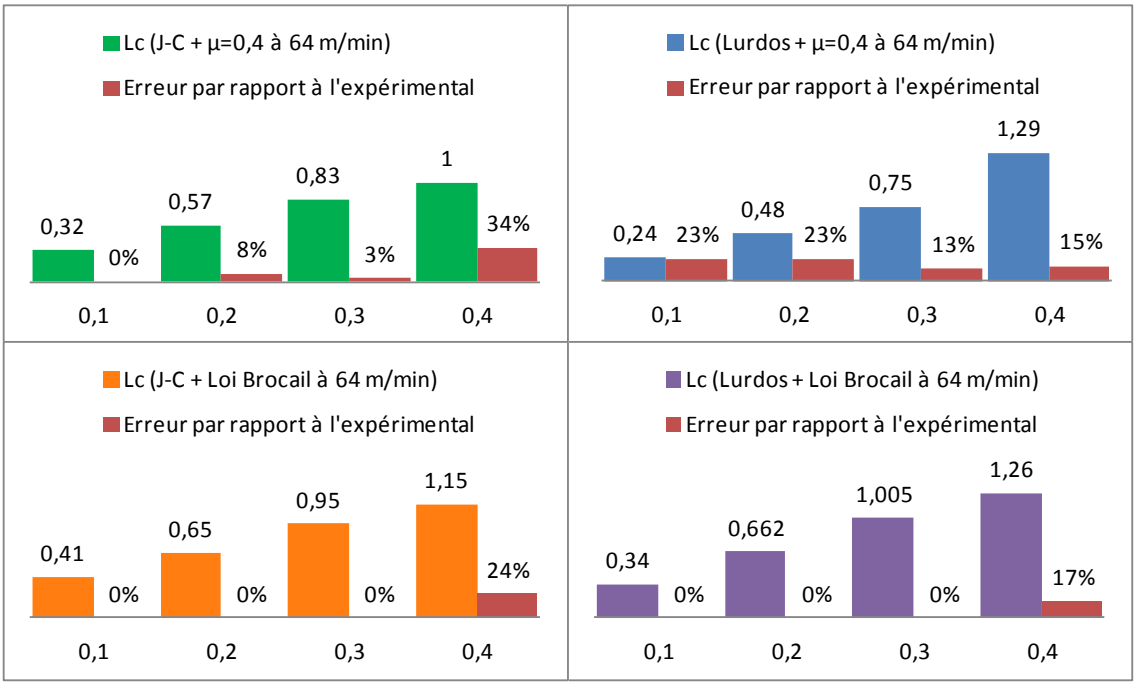


Figure IV-23 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes de longueurs de contact pour une vitesse de 64m.min^{-1}

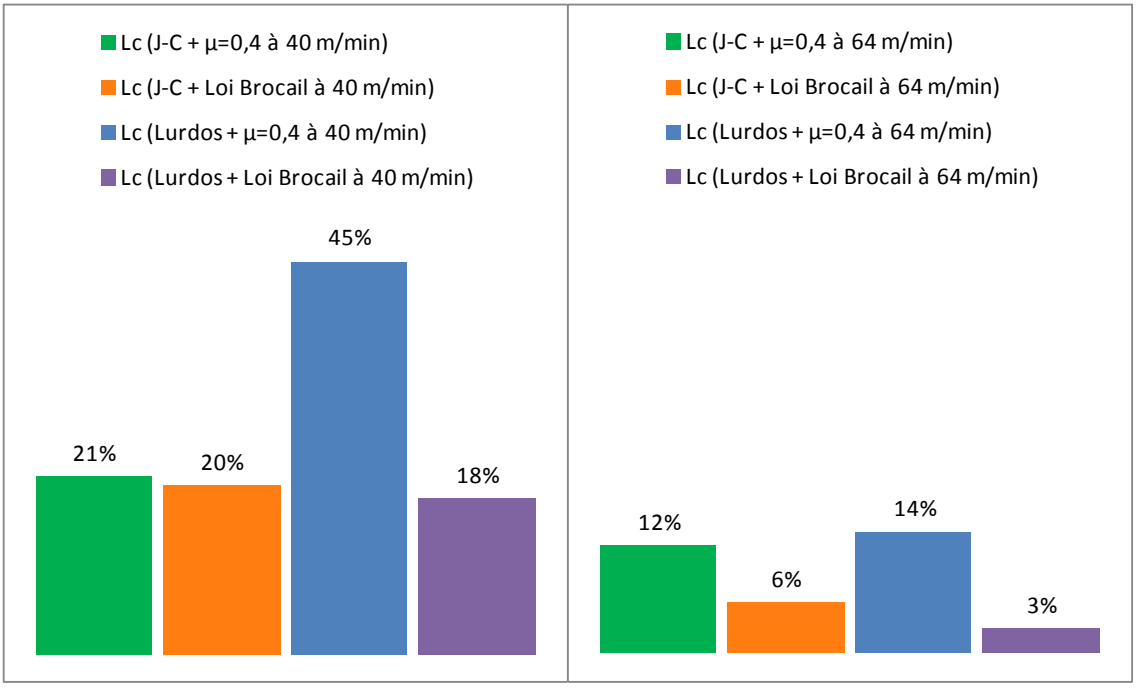


Figure IV-24 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes de longueurs de contact.

Concernant les épaisseurs de copeau, la loi de frottement à paramètres multiples avec les paramètres déterminés par Brocail ne semble pas avoir d'influence significative sur les épaisseurs de copeau recristallisées (notées REC sur les figures). Pour chaque vitesse de coupe, les résultats sont quasi-identiques (Figure IV-25 et Figure IV-26).

Pour observer des différences plus importantes, il faut analyser les épaisseurs de copeau totales (notées TOT sur les figures). Les résultats montrent comme pour le paragraphe IV.3.1 que la loi avec les paramètres Brocail a une influence négative sur les modèles de coupe orthogonale notamment sur les épaisseurs de copeau. L'erreur par rapport aux résultats expérimentaux est systématiquement plus importante que pour un coefficient de frottement constant (Figure IV-27, Figure IV-28 et Figure IV-29).

Cependant, ces mêmes figures permettent de mettre en évidence l'importance de l'utilisation d'une loi de comportement avec prise en compte de la recristallisation dynamique sur le modèle de coupe orthogonale. Pour une vitesse de coupe de 40m.min^{-1}, la loi de Lurdos combinée à un coefficient de frottement constant conserve une erreur par rapport à l'expérimental, identique à une loi de comportement de type Johnson-Cook également combinée à un frottement constant. Pour cette même

vitesse mais combinée aux paramètres déterminés par Brocail, la loi de Lurdos permet de réduire de 7% l'erreur commise sur l'expérimental par rapport à une loi de Johnson-Cook.

La tendance observée pour une vitesse de 40m.min^{-1} s'applique à la seconde vitesse (64m.min^{-1}). La loi Lurdos combinée à un frottement constant permet de réduire d'un pourcent l'erreur par rapport à la loi de Johnson-Cook. Une réduction de 1% d'erreur par rapport à l'expérimental est également observée entre les modèles de Lurdos et de Johnson-Cook, tous deux combinés à la loi de frottement à paramètres multiples.

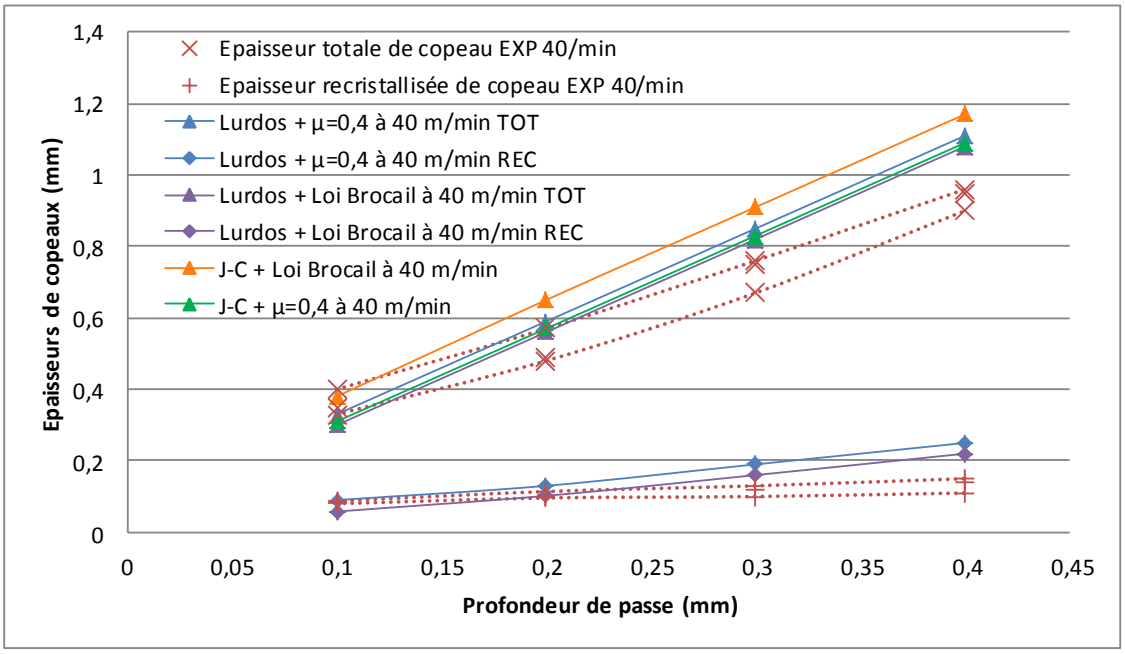


Figure IV-25 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 40m.min-1.

En terme de longueurs de contact combinées aux épaisseurs de copeau, le modèle de comportement de type Lurdos associé à la loi de frottement à paramètres multiples permet considérablement de réduire l'erreur commise par rapport à l'expérimental notamment pour la vitesse de 64m.min^{-1}. L'amélioration reste moins visible sur la vitesse de coupe de 40m.min^{-1}. Cela s'explique par le fait que les phénomènes de recristallisation dynamique soient beaucoup plus faibles voir quasi inexistants à une vitesse de 40m.min^{-1} pour les modèles numériques. Ces observations

sont encore plus évidentes pour de faibles profondeurs de passe (< 0.1mm). La loi de Lurdos n'est donc plus adaptée pour ce type de simulation numérique.

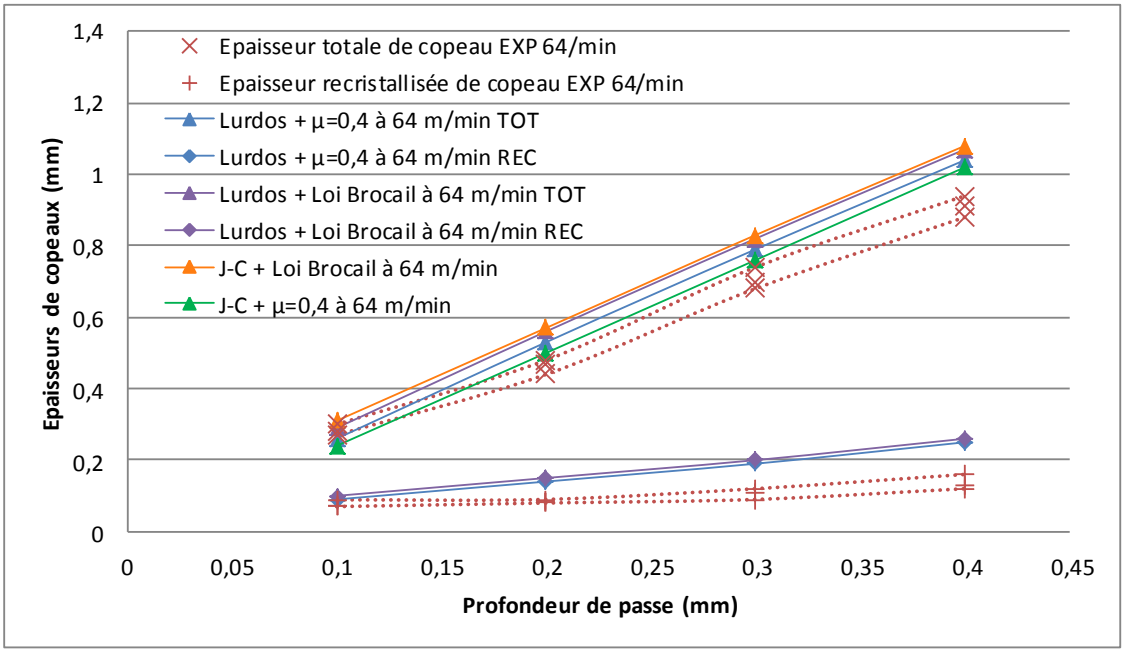


Figure IV-26 : Comparaison des résultats expérimentaux et numériques en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de coupe égale à 64m.min^{-1}.

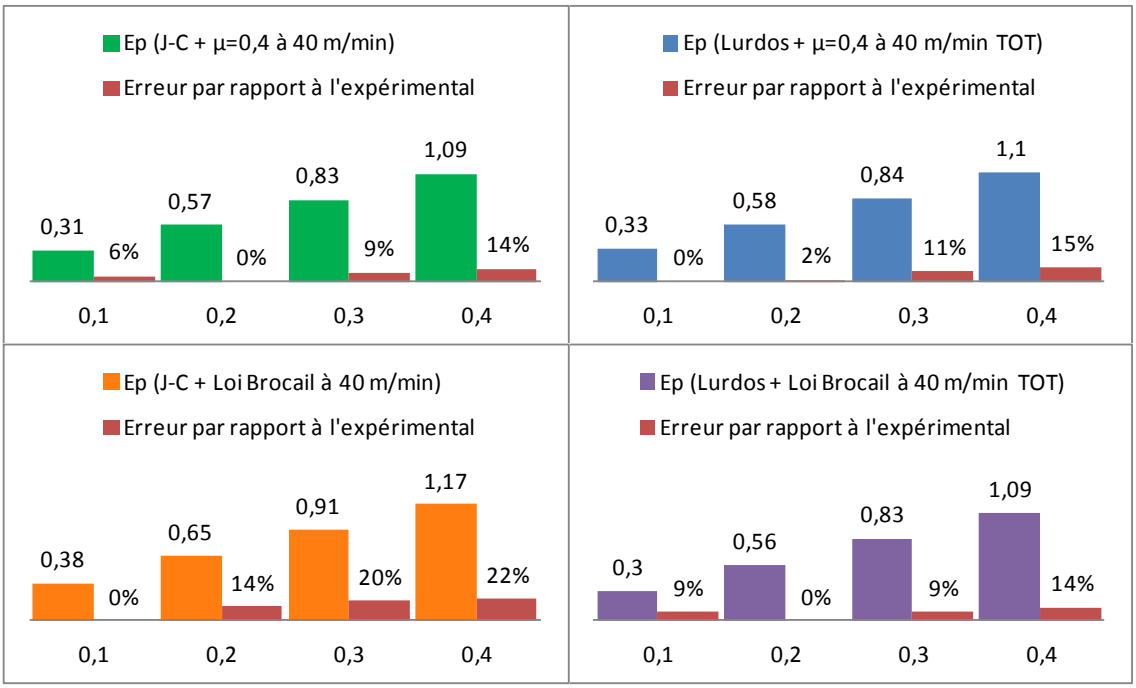


Figure IV-27 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de 40m.min^{-1}

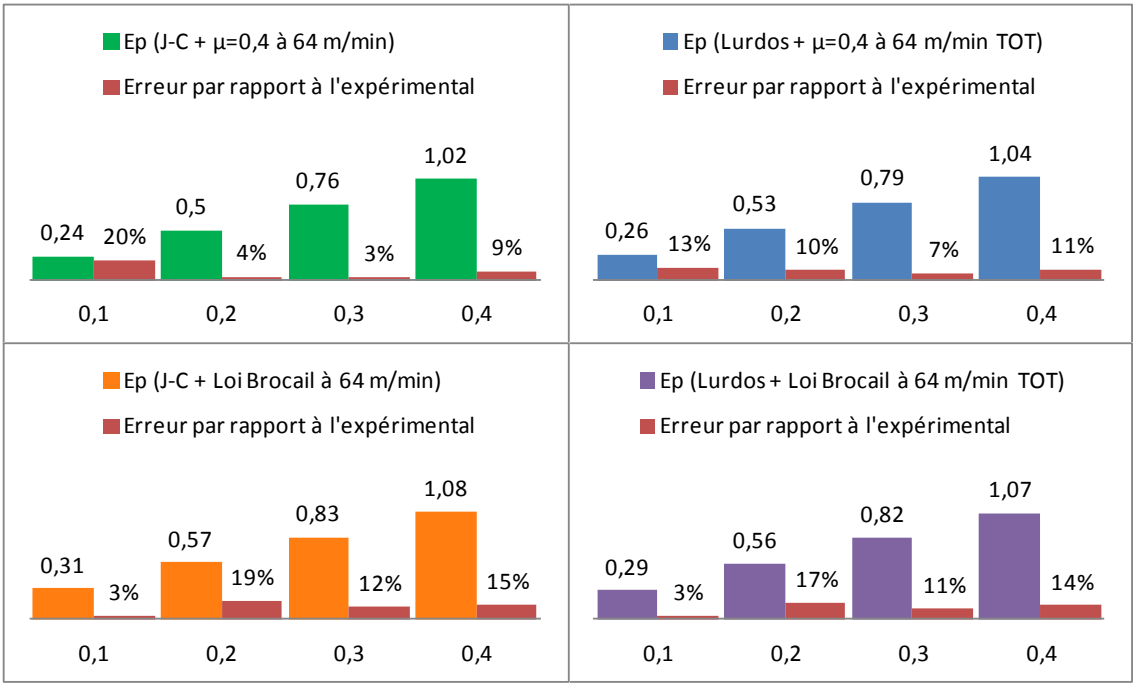


Figure IV-28 : Erreurs commises par rapport aux résultats expérimentaux pour chaque profondeur de passe en termes d'épaisseurs de copeau pour une vitesse de 64m.min^{-1}

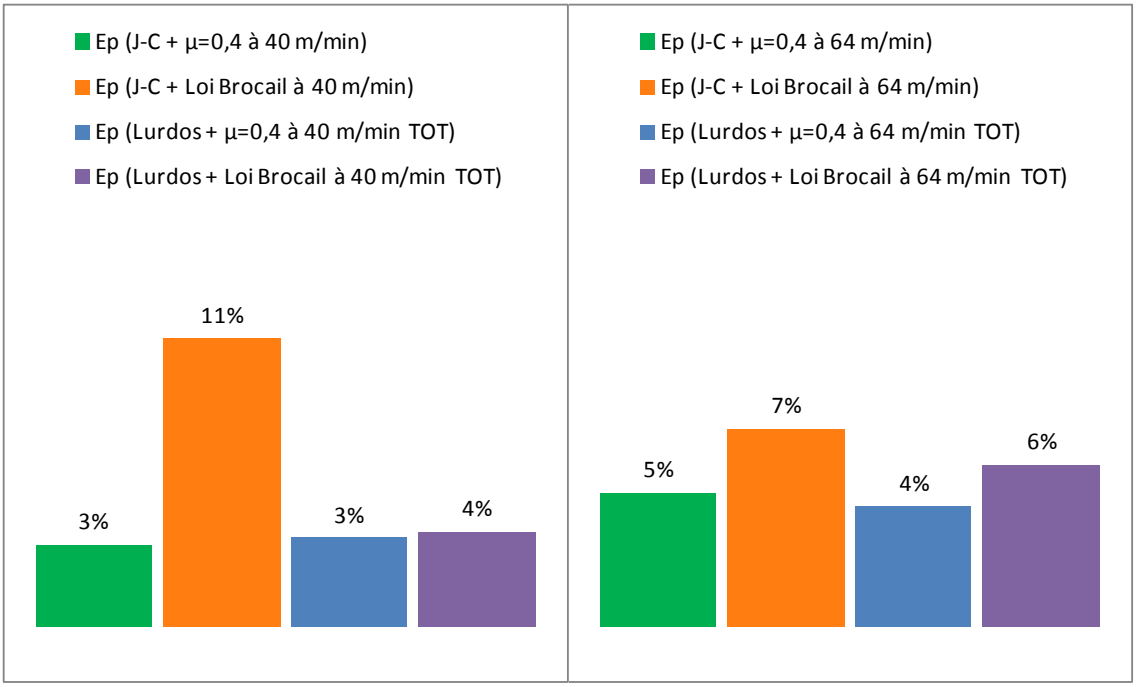


Figure IV-29 : Somme des erreurs commises par rapport à l'expérimental au carré en termes d'épaisseurs de copeau.

IV.3.3 CONCLUSION

Le paragraphe IV.3 met en évidence dans un premier temps l'écart inversé entre le numérique et l'expérimental pour les longueurs de contact et les épaisseurs de copeau. Les longueurs de contact numériques ont tendance à sous-estimer les résultats expérimentaux et les épaisseurs de copeau à les surestimer. Cela s'explique par la conservation du flux de matière dans le copeau. Pour une vitesse de coupe et une profondeur de passe donnée, plus l'épaisseur de copeau augmente, plus la vitesse interfaciale outil/copeau diminue. Ce phénomène entraîne une diminution du rayon de courbure du copeau qui a pour conséquence de réduire la longueur de contact.

L'intégration du modèle de comportement rhéologique avec prise en compte de la recristallisation dynamique a permis de faire apparaître en numérique le caractère non linéaire observé sur les longueurs de contact expérimentales. Cette allure non-linéaire disparaît dès lors que le modèle de recristallisation dynamique est combiné à la loi de frottement à paramètres multiples. Les deux sub-routines sont imbriquées l'une à l'autre pour pouvoir exécuter le calcul sur le logiciel Abaqus. Or, la sub-routine concernant la loi de frottement nécessite les températures, pressions et vitesses de glissement à l'interface outil-copeau qui sont elles même modifiées par la loi de comportement utilisée. La sub-routine sur le frottement restitue un coefficient de frottement dépendant de la température, de la pression et de la vitesse de glissement interfaciale qui a lui-même un effet sur le comportement de la matière à l'interface outil-copeau. De cette boucle, la sub-routine dédiée à la loi de frottement prend le dessus sur la sub-routine destinée à la prise en compte de la loi de comportement et lisse linéairement les résultats numériques obtenus.

Cependant, bien que le caractère non linéaire sur les longueurs de contact numériques ait disparu, la loi de comportement rhéologique avec prise en compte de la recristallisation dynamique associée à la loi de frottement à paramètres multiples permet considérablement de réduire l'erreur commise par rapport à l'expérimental en termes de longueurs de contact et d'épaisseurs de copeau. Pour une vitesse de coupe de 64m.min^{-1}, des erreurs de 3% sur les longueurs de contact et 6% sur les épaisseurs de copeau sont observées.

IV.4 CONCLUSION

Le chapitre quatre permet dans un premier temps d'affirmer qu'une surface ayant subi des phénomènes de recristallisation dynamique n'aura pas d'influence significative sur l'évolution coefficient de frottement. Cependant, cette étude ne permet pas de prouver que la variation du coefficient de frottement n'aura pas d'influence sur les phénomènes de recristallisation dynamique à l'interface outil-copeau.

Une seconde étude sur les résistances thermiques de contact a mis en évidence l'influence que celle-ci pouvait avoir sur l'interface notamment dans la zone où le copeau perd le contact avec l'outil. Une différence de 200°C à l'interface entre le modèle de référence et le modèle étudié a été observée. Combinée à la loi de de frottement à paramètres multiples et à la loi de comportement avec prise en compte de la recristallisation dynamique, une loi sur les variations de RTC pourrait avoir un effet bénéfique sur le modèle de coupe orthogonale.

Cependant, faute d'essais expérimentaux permettant de compléter les trois points théoriques qui composent la loi Figure IV-7, celle-ci n'a pas été implémentée dans le modèle général de coupe orthogonale.

La troisième étude de ce chapitre a permis d'associer la loi de frottement à paramètres multiples à la loi de comportement rhéologique avec recristallisation dynamique. Les résultats montrent que, associée à un coefficient de frottement constant de type Coulomb égal à 0.4, la loi de comportement avec prise en compte des phénomènes de recristallisation dynamique permet d'obtenir l'allure non linéaire observée sur les longueurs de contact expérimentales. Cette allure non linéaire n'est pas observée avec un modèle de comportement de type Johnson-Cook. Cependant, les valeurs obtenues numériquement restent éloignées des valeurs expérimentales.

Néanmoins, dès lors que la loi de comportement rhéologique avec recristallisation dynamique est combinée à la loi de frottement à paramètres multiples, l'erreur commise par rapport aux résultats expérimentaux sur les longueurs de contact et les épaisseurs de copeau est fortement réduite. Le point négatif réside dans le fait que la sub-routine de frottement prenant l'ascendant sur la sub-routine de la loi de comportement, le caractère non linéaire observé sur les longueurs de contact numériques disparaît.

Conclusion

L'objectif de ces travaux était de mettre en place un modèle numérique de coupe orthogonale en tenant compte à la fois des phénomènes thermiques et mécaniques observés à l'interface outil-copeau et des phénomènes de comportement rhéologique intrinsèques au copeau.

L'état de l'art a montré que l'interface outil-coupeau subit des phénomènes thermomécaniques et métallurgiques très complexes.

Une première étude bibliographique a permis de mettre en évidence l'importance majeure de la vitesse de glissement dans la formulation de loi de frottement à paramètres multiples. Cependant, la pression de contact et la température d'interface ne doivent pas être négligées. Afin d'améliorer le modèle numérique de coupe orthogonale, l'étude bibliographique a montré qu'il était nécessaire d'étudier séparément l'interface outil-copeau en deux zones distinctes (zone de cisaillement primaire et zone de cisaillement secondaire). La première zone (ZCP) basée sur les travaux de Brocail [Bro09] est étudiée à l'aide de l'UST (Upsetting Sliding Test) pour de basses vitesses de glissement. La seconde zone (ZCS), où les vitesses de glissement sont beaucoup plus importantes, fait l'objet d'une seconde étude sur le HST (High Speed Tribometer).

Le travail réalisé dans le second chapitre est directement lié à la conclusion de l'état de l'art effectué au premier chapitre. Deux sets de paramètres ont été établis pour la loi de frottement à paramètres multiples (équation I-14). Le premier set de paramètres est défini de manière à représenter les plages de vitesses et de températures observées dans la ZCP (vitesses allant de 3,6 à 24m.min^{-1} et des températures supérieures à 377°C). Un second set de paramètre est déterminé dans le but de représenter la ZCS (vitesses comprises entre 30 et 90m.min^{-1} et une température initiale d'essai égale à 20°C).

Après analyse, les paramètres pour la loi de frottement à grande vitesse dans la ZCS ont révélé que celle-ci était utilisable uniquement à partir d'une température d'interface supérieure à 500°C. Cela oblige à borner la loi lors de la phase de stabilisation en coupe orthogonale. Cette loi et ses paramètres sont implémentés dans le code éléments finis Abaqus et cette étude a permis de mettre en évidence

l'importance d'utiliser une loi de frottement dépendante de la pression et de la température interfaciale ainsi que de la vitesse de glissement locale.

Cependant, une étude supplémentaire est nécessaire afin d'associer la loi de frottement à basse vitesse et haute température avec la loi de frottement à haute vitesse et basse température : la loi de frottement à haute vitesse et haute température.

Le troisième chapitre a eu pour objectif d'intégrer les phénomènes de recristallisation dynamique observés expérimentalement dans le copeau au modèle numérique de coupe orthogonale.

Un état de l'art a été effectué dans le but de déterminer le modèle de comportement rhéologique avec prise en compte de la recristallisation dynamique le mieux adapté à la coupe orthogonale et à l'acier AISI1045. Les recherches ont montrées que le modèle établi par Lurdos [Lur08] est le plus approprié.

De nombreux essais expérimentaux ont été réalisés sur le banc d'essai de coupe orthogonale pour simuler des phénomènes physiques spécifiques à l'interface outil-copeau dans des conditions d'usinage à grande vitesse. Un modèle par éléments finis a également été mis en œuvre dans Abaqus Explicit.

L'analyse expérimentale et numérique des données a montré l'importance d'utiliser une loi de comportement rhéologique spécifique intégrant les phénomènes de recristallisation dynamique. Les tendances des courbes pour les résultats numériques semblent être similaires aux courbes de résultats expérimentaux en termes d'épaisseurs de copeau totales et recristallisées et l'utilisation d'une loi de type Johnson-Cook ne permet pas de suivre la tendance non linéaire observée expérimentalement sur les longueurs de contact.

Le dernier chapitre est dédié à la réunification des travaux réalisés dans les chapitre deux et trois.

Une première étude a permis d'exclure l'influence qu'aurait pu avoir une surface déjà recristallisée sur la loi de frottement à paramètres multiples.

Finalement, ce chapitre a permis d'associer la loi à paramètres multiples à la loi de comportement rhéologique avec recristallisation dynamique. Les résultats montrent que, associée à la loi de frottement à paramètres multiples, l'erreur commise par rapport aux résultats expérimentaux sur les longueurs de contact et les épaisseurs de copeau est fortement réduite. Le point négatif réside dans le fait que la routine sub-routine de frottement prenant l'ascendant sur la sub-routine de la loi de

comportement, le caractère non linéaire observé sur les longueurs de contact numériques disparaît.

Perspectives

Une étude a permis de mettre en évidence l'influence de la résistance thermique de contact sur l'interface notamment dans la zone de cisaillement secondaire. A l'interface outil/copeau, une différence de 200°C a ainsi pu être observée entre le modèle de référence et le modèle étudié. Le fait de combiner une loi de frottement à paramètres multiples et une loi de comportement rhéologique avancée à une loi sur les variations de RTC pourrait avoir une influence sur le modèle de coupe orthogonale. Cependant, cette combinaison des trois lois n'a pu être effectuée numériquement faute d'essais expérimentaux permettant de compléter les trois points théoriques qui composent la loi Figure IV-7.

Concevoir un moyen d'essai permettant expérimentalement de définir une loi dont la résistance thermique de contact serait dépendante de la pression de contact semble être une bonne voie d'amélioration de ce modèle de coupe orthogonale.

L'intégration de la loi de comportement rhéologique de type Lurdos [Lur08] montre une limite dans sa façon de prédire l'apparition de la recristallisation dynamique. En effet, une seule valeur permet d'affirmer s'il y a ou pas une recristallisation totale. Cependant, expérimentalement, trois zones de degré de recristallisation différentes apparaissent. La première zone est partiellement recristallisée. La deuxième est une zone hybride entre une zone partiellement recristallisée et une zone de recristallisation totale. La dernière zone est totalement recristallisée.

Afin de remédier à ce problème, définir quatre plages de valeurs de log(Z) pour chaque zone de recristallisation semble être la meilleure solution. Un set de paramètres matériaux permettrait de représenter la matière non recristallisée, un second set la zone partiellement recristallisée, un troisième set la zone hybride et enfin un dernier set pour définir un matériau totalement recristallisé.

Finalement, la dernière voie d'amélioration consécutive à ces travaux de thèse est de réaliser les essais à hautes vitesses et hautes températures afin de compléter la loi de frottement à paramètres multiples.

Pour cela, une série d'essais expérimentaux a été réalisée sur le tribomètre à grande vitesse. Les éprouvettes sont chauffées au chalumeau jusqu'à atteindre une

température dans l'éprouvette homogène de 600°C. L'essai est ensuite réalisé dans les mêmes conditions que pour les essais à hautes vitesses et basses températures.

Dans le but d'isoler thermiquement la broche de la machine de l'échantillon monté en température, un système a été conçu et adapté au dispositif existant. Sur les figures ci-dessous, les pièces oranges, bleues et grises représentent respectivement la broche de la machine, l'échantillon et la rondelle de serrage. Sur la figure b, les pièces beiges, vertes et rouges représentent respectivement le disque d'isolation côté broche, la broche d'adaptation et la rondelle d'isolation côté rondelle de serrage.

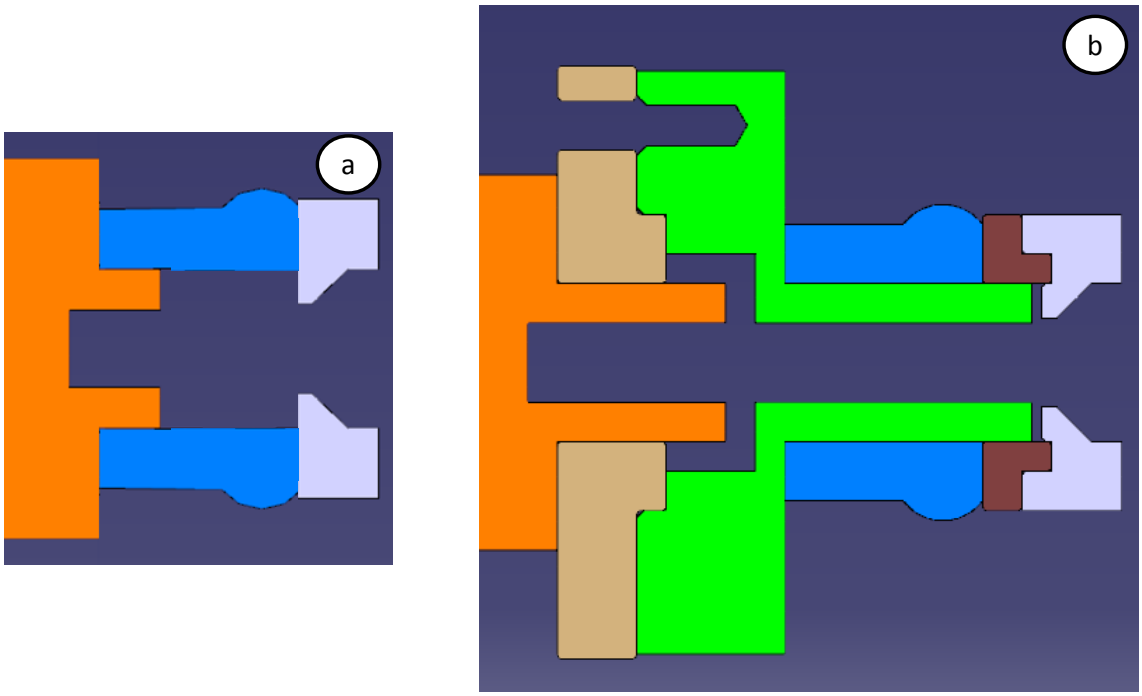


Figure Perspectives 1 : a : vue en coupe du dispositif existant sur le tribomètre grande vitesse. b : dispositif d'adaptation du tribomètre grande vitesse.

Ce dispositif a permis de réaliser une première campagne d'essai. Pour une pénétration d'outil donné de 650µm et une température cible avant essai de 600°C, trois vitesses de rotation ont été testées (300, 600 et 900tr.min^{-1}). Chaque configuration est répétée trois fois. Les Figures perspectives 2, 3 et 4 permettent de mettre en évidence la reproductibilité des essais

Les efforts normaux et tangentiels atteints (compris entre 1500 et 2500 pour les efforts normaux et 750 et 1300N pour les efforts tangentiels) pour ces essais nouveaux essais expérimentaux sont représentatifs des conditions de contacts observées en coupe orthogonale notamment dans la zone de cisaillement secondaire.

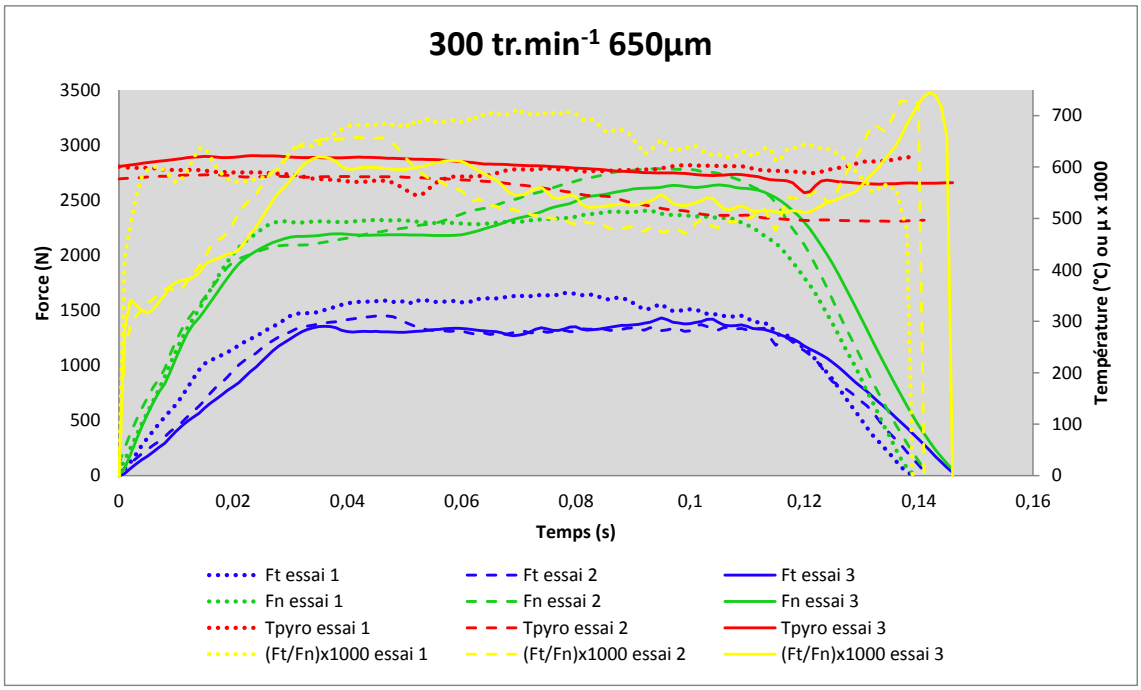


Figure Perspectives 2 : relevés d'efforts, de températures et de coefficients de frottement expérimentaux pour une profondeur de pénétration de 650µm, une vitesse de rotation de 300tr/min et une température de cible avant essai de 600°C.

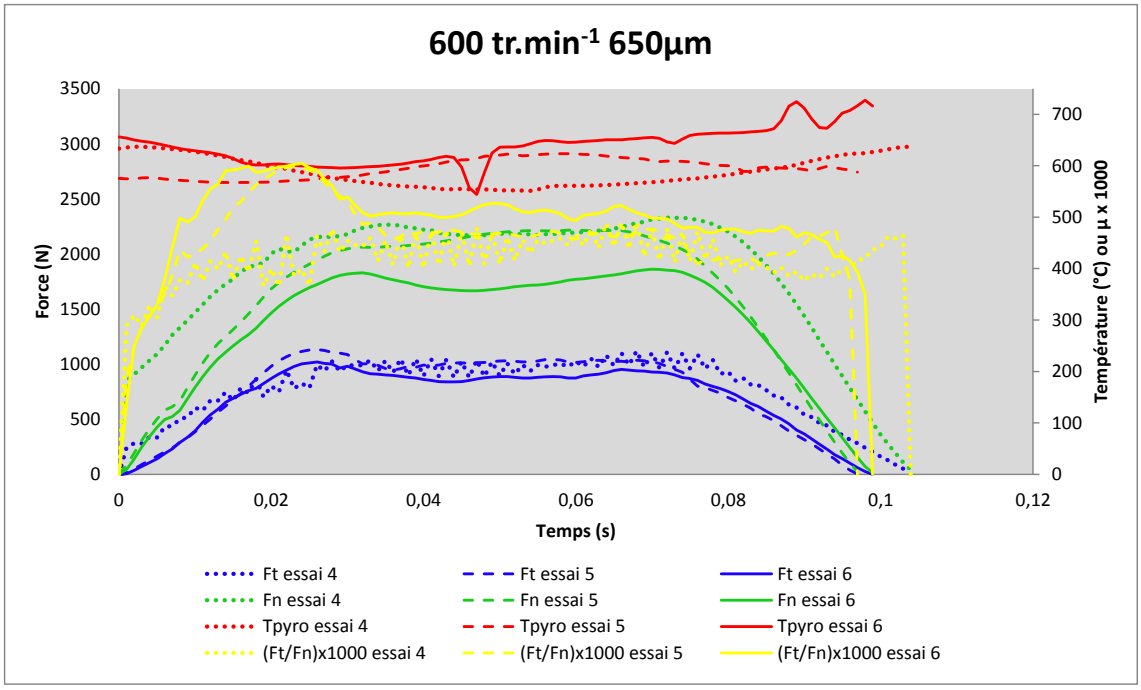


Figure Perspectives 3 : relevés d'efforts, de températures et de coefficients de frottement expérimentaux pour une profondeur de pénétration de 650µm, une vitesse de rotation de 600tr/min et une température de cible avant essai de 600°C.

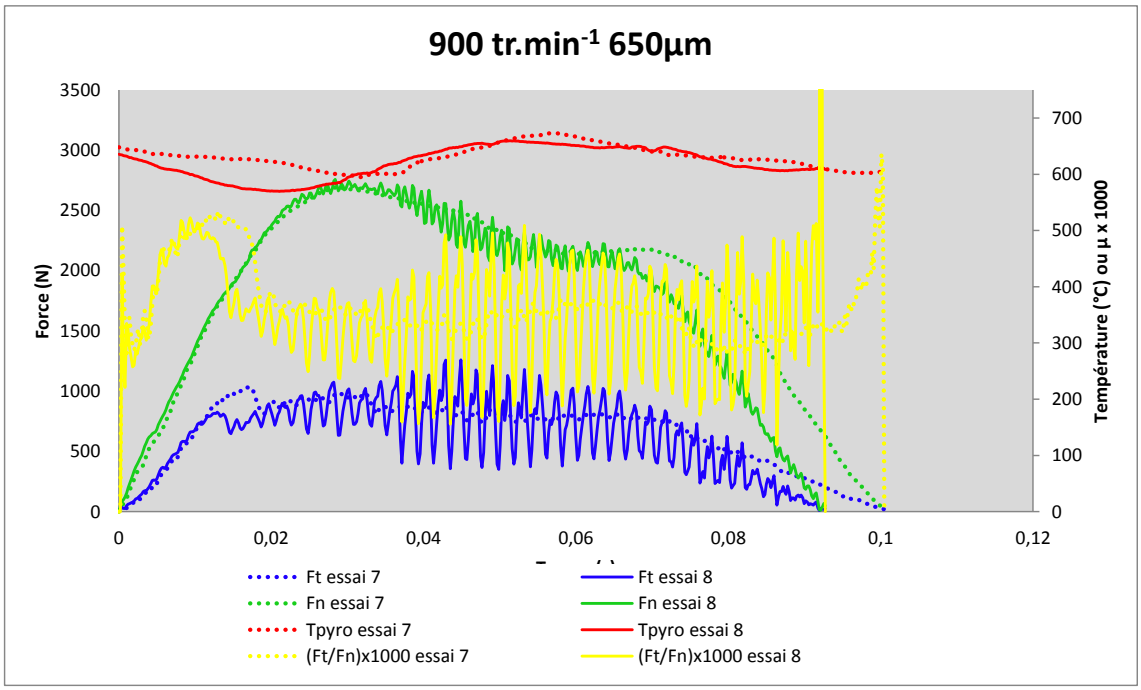


Figure Perspectives 4 : relevés d'efforts, de températures et de coefficients de frottement expérimentaux pour une profondeur de pénétration de 650µm, une vitesse de rotation de 900tr/min et une température de cible avant essai de 600°C

En fonction de la profondeur de passe, les efforts peuvent aller de 900 à plus de 3000N pour l'effort normal, et de 450 à plus de 1500N pour l'effort tangentiel.

Les calculs des frottements globaux F_t/F_n sur ces essais expérimentaux (compris entre 0,4 et 0,5) sont également proches de celui obtenu pour le modèle de référence par méthode inverse (0,4).

Ces essais expérimentaux peuvent donc être validés et sont de bon augure pour la suite de l'étude et la comparaison avec les simulations numériques futures.

.

Références Bibliographiques

[Arr03] P.J. Arrazola, I. Arriola, *Modélisation numérique de la coupe : étude de sensibilité des paramètres d'entrée et identification du frottement entre outil-copeau*, Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes, 2003.

[Arr08] P.J. Arrazola, T. Özel, *Numerical modelling of 3D hard turning using arbitrary Lagrangian Eulerian finite element method,* International Journal of Machining and Machinability of Materials, vol. 3, 2008, pp. 238-249.

[Arr10] P.J. Arrazola, T. Özel, *Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 52, 2010, pp. 31-42.

[Arr14] P.J. Arrazola, A. Kortabarria, A. Madariaga, J.A. Esnaola, E. Fernandez, C. Cappellini, D. Ulutan, T. Özel, *On the machining induced residual stresses in IN718 nickel-based alloy: Experiments and predictions with finite element simulation,* Simulation Modelling Practice and Theory, vol. 41, 2014, pp. 87-103.

[Bah10] S. Bahi, *Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages mécaniques, Thèse de doctorat*, Arts et métiers ParisTech, 2010.

[Bah111] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, A. Molinari, *A new friction law for sticking and sliding contacts in machining*, Tribology international, vol. 44, 2011, pp. 764-771.

[Bah211] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, A. Molinari, *Corrigendum to "A new friction law for sticking and sliding contacts in machining" [Tribol. Int. 44 (7–8) (2011) 764–771]*, Tribology international, vol. 44, 2011, pp. 1261.

[Bah12] S. Bahi, M. Nouari, A. Moufki, M. El Mansori, A. Molinari, *Hybrid modelling of sliding-sticking zones at the tool-chip interface under dry machining and tool wear analysis,* Wear, vol. 286-287, 2012, pp. 45-54.

[Bat02] J-L. Battaglia, H. Elmoussami, L. Puigsegur, *Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier*, C. R. Mécanique, vol. 330, 2002, pp. 857-864.

[Ben12] H. Ben Abdelali, C. Claudin, J. Rech, W. Ben Salem, Ph. Kapsa, A. Dogui, *Experimental characterization of friction coefficient at the tool–chip–workpiece interface during dry cutting of AISI 1045*, Wear, vol. 286–287, 2012, pp. 108-115.

[Bon08] C. Bonnet, F. Valiorgue, J. Rech, C. Claudin, H. Hamdi, M. Bergheau, P. Gilles, *Identification of a friction model–Application to the context of dry cutting of an AISI 316L austenitic stainless steel with a TiN coated*

carbide tool, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol.48(11), 2008, pp. 1211-1223.

[Bou03] B. Bourouga, V. Goizet, J-P. Bardon, *Modèle prédictif de résistance thermique de contact dynamique adapté au cas de l'interface pièce – outil de forgeage*, International Journal of Heat and Mass Transfer, vol. 46, 2003, pp. 565-576.

[Bou10] B. Bourouga, E. Guillot, B. Garnier, L. Dubar, *Experimental study of thermal sliding contact parameters at interface seat of large strains*, 13th ESAFORM 2010 conference on material forming, Brescia, Italy, 2010.

[Bri96] L. Briottet, J.J. Jonas, F. Montheillet, *A mechanical interpretation of the activation energy of high temperature deformation in two phase materials*, Acta Materialia, vol.44, 1996, pp. 1665-1672.

[Bri97] J-M. Briot, B. Bourouga, J-P. Bardon, *Étude de la conductance thermique de transport entre les bagues d'un roulement à rouleaux*, Revue Générale de Thermique, vol. 36, 1997, pp.610-623.

[Bro09] J. Brocail, Analyse expérimentale et numérique du contact à l'interface outil-copeau lors de l'usinage à grande vitesse des métaux, Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 2009.

[Bro10] J. Brocail, M. Watremez, L. Dubar, *Identification of a friction model for modelling of orthogonal cutting*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 50, 2010, pp. 807-814.

[Cha51] B.T. Chao, G.H. Bisacre, The effect of speed and feed on the mechanics of metal cutting, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 165, 1951, pp. 1-13.

[Chi97] T.H.C. Childs, M.H. Dirikolu, M.D.S. Sammons, K. Maekawa, T. Kitagawa, *Experiments on and finite element modeling of turning free-cutting steels at cutting speeds up to 250 m/min*, Proceedings of 1st French and German Conference on High Speed Machining, 1997, pp. 325-331.

[Chi00] T.H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane, *Metal machining: theory and applications*, Elsevier, Amsterdam, 2000.

[Chi06] T.H.C. Childs, *Friction modelling in metal cutting*, Wear, vol. 260, 2006, pp. 310-318.

[Cla08] C. Claudin, J.Rech, W. Grzesik, *Development of a new tribometer to identify the effects of coatings and lubricants during machining processes*, 2nd International Conference Innovative Cutting Processes & Smart Machining, Cluny, 2008.

[Cou11] C. Courbon, *Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces*, Thése de doctorat, Ecole Centrale de Lyon, 2011.

[Cou13] C. Courbon, T. Mabrouki, J. Rech, D. Mazuyer, F. Perrard, E. D'Eramo, *Towards a Physical FE Modelling of a Dry Cutting Operation: Influence of*

Dynamic Recrystallization When Machining AISI 1045, Procedia CIRP, vol. 8, 2013, pp. 516-521.

[Dub95] A. Dubois, *Essai de compression-translation : contribution à l'identification des lois de comportement surfaciques*, Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 1995.

[Ee05] K.C. Ee, O.W. Dillon Jr., I.S. Jawahir, *Finite element modelling of residual stresses in machining induced by cutting using a tool with finite edge radius*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 47, 2005, pp. 1611-1628.

[Fan03] N. Fang, *Slip-line modeling of machining with a rounded-edge tool - part II: analysis of the size effect and the shear strain-rate*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, vol. 51, 2003, pp. 743-762.

[Fil06] L. Filice, F. Micari, S. Rizzuti, D. Umbrello, *A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 47, 2006, pp. 709-714.

[Gir02] F. Girot, D. Géhin, *Perçage à sec des alliages d'aluminium aéronautique*, Mécanique & Industries, vol. 3, 2002, pp. 301-313.

[Grz99] W. Grzesik, *Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 39, 1999, pp. 355-369.

[Grz02] W. Grzesik, Z., Zalisz, P. Nieslony, *Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications*, Surface and Coatings Technology, vol. 155(1), 2002, pp. 37-45.

[Grz104] W. Grzesik, P. Nieslony, *Physics based on modelling of interface temperatures in machining with multiplayer coated tools at moderate cutting speeds*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 44, 2004, pp. 889-901.

[Grz204] W. Grzesik, P. Nieslony, *Prediction of friction and heat flow in machining incorporating thermophysical properties of the coating-chip interface*, Wear, vol. 256, 2004, pp. 108-117.

[Gui09] E. Guillot, Etude expérimentale des transferts de chaleur à une interface pièce – outil de coupe. Thèse de doctorat, Université de Nantes, 2009.

[Hab06] M. Habak, *Etude de l'influence de la microstructure et des paramètres de coupe sur le comportement en tournage dur de l'acier à roulement 100Cr6*, Thèse de doctorat, ENSAM d'Angers, 2006.

[Hed91] P. Hedenqvist, M. Olsson, *Sliding wear testing of coated cutting tool materials*, Tribology International, vol. 24(3), 1991, pp. 143-150.

[Hor11] H. Hor, *Simulation physique des conditions thermomécaniques de forgeage et d'usinage - caractérisation et modélisation de la rhéologie et de l'endommagement*, Thèse de doctorat, ENSAM d'Angers, 2011.

[Jas02] S.P.F.C. Jaspers, J.H. Dautzenberg, *material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 122, 2002, pp. 322–330.

[Jov06] C. Jovic, D. Wagner, P. Herve, G. Gary, L. Lazzarotto, *Mechanical behaviour and temperature measurement during dynamic deformation on split Hopkinson bar of 304L stainless and 5754 aluminium alloy*, Journal of Physic IV, vol. 134, 2006, pp. 1279-1285.

[Kal01] V. Kalhori, *Modeling and simulation of mechanical cutting*, Thèse de doctorat, Université de Lunea Tekniska, 2001.

[Kat72] S. Kato, Y. Yamaguchi, M. Yamade, *Stress distribution at the interface between chip and toolin machining*, Trans. ASME J. Eng. ind., vol. 94, 1972, pp. 683–689.

[Kec58] D. Kececioglu, *Shear-strain rate in metal cutting and its effects on shear-flow stress*, Transactions of the ASME, vol. 80, 1958, pp. 158–168.

[Kim03] S.I. Kim, Y. Lee, S.M. Byon, *Study of constitutive relation of AISI 4140 steel subject to large strain at elevated temperatures*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 140, 2003, pp. 84-89.

[Laz98] L. Lazzarotto, *Maîtrise des conditions de contact et de frottement en mise en forme par frappe à froid*, Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 1998

[Lur08] O. Lurdos, F. Montheillet, G. Damamme, *Empirical and physically based flow rules relevant to high speed processing of 304L steel*, International Journal of Material Forming, vol. 1, 2008, pp. 1431-1434.

[M'Sa04] R. M'Saoubi, H. Chandrasekaran, *Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 44, 2004, pp. 213-224.

[Mad02] V. Madhavan, S. Chandrasekar, T.N. Farris, *Direct observations of the chip-tool interface in the low speed cutting of pure metals*, Transactions of the ASME Journal of Tribology, vol. 124, 2002, pp. 617-626.

[Mar01] V.R. Marinov, *Hybrid analytical-numerical solution for the shear angle in orthogonal metal cutting Part I: theoretical foundation*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 43, 2001, pp. 399-414.

[Med96] S.F. Medina, C.A. Hernandez, *Modelling of the dynamic recrystallization of austenite in low alloy and microalloyed steels*, Acta Materialia, vol. 44(1), 1996, pp. 165-171.

[Mer44] E. Merchant. Basic mechanics of the metal-cutting process. Transaction of the ASME - Journal of Applied Mechanics, 66, 1944, pp. 168 – 175.

[Mer11] D. Meresse. Analyse thermomécanique du contact glissant à grande vitesse. Thèse de Doctorant. UVHC, 2011.

[Mol11] A. Molinari, R.Cheriguene, H.Miguelez, *Numerical and analytical modeling of orthogonal cutting: The link between local variables and global contact characteristics*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 53, 2011, pp. 183-206.

[Mor03] N. Morgado, *Tréfilage à chaud de l'aluminium 6060 : Nouvelle méthodologie d'identification du comportement tribologique*, Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 2003.

[Mou98] A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski, *Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law*, Journal of Mechanical Physics of Solids vol. 46, 1998, pp. 2103-2138.

[Ols89] M. Olsson, S. Söderberg, S. Jacobson, S. Hogmark, *Simulation of cutting tool wear by a modified pin-on-disc test*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 29(3), 1989, pp. 377-390.

[Oxl76] P.L.B. Oxley, W. F. Hasting, *Minimum work as a possible criterion for determining the frictional conditions at the tool/chip interface in machining.* Philosophical Transactions of the Royal Society London A, vol. 282, 1976, pp. 565 – 584.

[Oxl89] P.L.B. Oxley, *The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability*, Ellis Horwood Limited, Chichester, England, 1989.

[Öze00] T. Özel, T. Altan, *Determination of workpiece flow stress and friction at the chip-tool contact for high-speed cutting*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 40, 2000, pp. 133-152.

[Pan96] O. Pantalé, *Modélisation et simulation tridimensionnelles de la coupe de métaux*, Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, 1996.

[Pou98] G. Poulachon, A. Moisan, *A contribution to the study of the cutting mechanisms during high speed machining*, CIRP Annals – Manufacturing Technology, vol. 47, 1998, pp. 73-76.

[Pou99] G. Poulachon, *Aspects phenomenologiques, mecaniques et metallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100Cr6*, Thèse de doctorat, ENSAM de Paris, 1999.

[Ram05] A. Ramesh, S.N. Melkote, L.F. Allard, L. Riester, T.R. Watkins, *Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel*, Materials Science and Engineering A, vol. 390(1-2), 2005, pp. 88-97.

[Rec09] J. Rech, C. Claudin, E. D'Eramo, *Identification of a friction model – Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN coated carbide tool*, Tribology International, vol. 42, 2009, pp. 738-744.

[Ros00] P. Rosakis, A.J. Rosakis, G. Ravichandran, J. Hodowany, *A thermodynamic internal variable model for the partition of plastic work into heat and*

stored energy metals, Journal of the Mechanics and the Physics of Solids, vol.15, 2000, pp. 581-607.

[Rot14] G. Rotella, D. Umbrello, *Finite element modeling of microstructural changes in dry and cryogenic cutting of Ti6Al4V alloy*, CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 63, 2014, pp. 69-72.

[Sha54] M.C. Shaw, *Metal cutting principles*, 3rd Edition, 1954.

[Sha01] M. Shatla, C. Kerk, T. Altan, *Process modeling in machining - part I: determination of flow stress data*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 41, 2001, pp. 1511-1534.

[Shi73] T. Shirakashi, E. Usui, *Friction Characteristics on Tool Face in Metal Machining,* Journal of the Japan Society of Precision Engineering, vol. 39(464), 1973, pp. 966 – 972.

[Tay34] G.I. Taylor, H. Quinney, *The latent energy remaining in a metal after cold working*, Proceedings of the Royal Society of Edinburgh, vol. 143 A, 1934, pp.307-326.

[Tre188] E.M. Trent, *Metal cutting and the tribology of seizure: I seizure in metal cutting*, Wear, vol. 128, 1988, pp. 29-45.

[Tre288] E.M. Trent, *Metal cutting and the tribology of seizure: II movement of work material over the tool in metal cutting*, Wear, vol. 128, 1988, pp. 47-64.

[Tre388] E.M. Trent, *Metal cutting and the tribology of seizure: III temperature in metal cutting*, Wear, vol.128, 1988, pp. 65-81.

[Tur85] B.F. von Turkovich, *Cutting theory and chip morphology*, Handbook of High-Speed Machining Technology, 1985.

[Ulu11] D. Ulutan, M. Sima, T. Ozel, Prediction of machining induced surface integrity using elastic–viscoplastic simulations and temperature-dependent flow, Advanced Materials, 2011, pp. 401-410.

[Ver00] A. Verleene, *Vers la maîtrise de la dégradation des outillages de mise en forme à froid*, Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 2000.

[Voc48] E. Voce, *The relationship between stress and strain for homogeneous deformation*, J. Inst Metals, vol. 74, 1948, pp. 537-562.

[Wat12] M. Watremez, D. Meresse, L. Dubar, J. Brocail, *Finite element modelling of orthogonal cutting: sensitivity analysis of material and contact parameters*, International Journal of Simulation and Process Modelling, vol. 7, 2012, pp. 263-274.

[Wri78] P.K. Wright, *Correlation of tempering effects with temperature distribution in steel cutting tools, journal of Engineering for industry*, vol.100, 1978, pp.131-136.

[Zem07] F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, P. Kapsa, A. Dogui, *Development of a friction model for the tool-chip-workpiece interface during dry machining*

of AISI 4142 steel with TiN coated carbide cutting tools, International Journal for Machining and Machinability of Materials, vol. 2, 2007, pp. 361-367.

[Zen44] C. Zener, J.H. Hollomon, *Effect of strain rate upon plastic flow of steel*, Journal of Applied Physics, vol.15, 1944, pp. 22-32.