



**HAL**  
open science

# Analyse expérimentale et numérique du contact à l'interface outil-copeau lors de l'usinage à grande vitesse des métaux

Julien Brocaïl

► **To cite this version:**

Julien Brocaïl. Analyse expérimentale et numérique du contact à l'interface outil-copeau lors de l'usinage à grande vitesse des métaux. Mécanique [physics.med-ph]. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, 2009. Français. NNT : 2009VALE0009 . tel-03021067

**HAL Id: tel-03021067**

**<https://uphf.hal.science/tel-03021067v1>**

Submitted on 24 Nov 2020

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

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

2009 VACE 0009

N° d'ordre : 09/11

# THÈSE

présentée par

**Julien Brocail**

pour obtenir le grade de Docteur

de l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis

Spécialité : Mécanique

Projet de thèse :

## **Analyse expérimentale et numérique du contact à l'interface outil-copeau lors de l'usinage à grande vitesse des métaux**

Soutenance prévue le 19 juin 2009

### **Composition du jury :**

<b>Rapporteurs :</b>	Jean Claude Gélín	Professeur, FEMTO-ST, Université de Franche-Comté
	Alain Molinari	Professeur, LPMM, Université de Metz
<b>Directeur de thèse :</b>	Laurent Dubar	Professeur, LAMIH, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis
<b>Examineurs :</b>	Brahim Bourouga	Professeur, LTN, Polytech'Nantes
	Jean Paul Bricout	Professeur, LAMIH, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis
	Michel Watremez	Maître de conférences, LAMIH, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis
	Katia Mocellin	CR1, ENMP, Mines ParisTech
<b>Invité :</b>	Richard Spataro	Ingénieur de Recherche, CETIM



<b>Résumé</b>	<b>vi</b>
<b>Liste des figures</b>	<b>vii</b>
<b>Liste des tableaux</b>	<b>xii</b>
<b>Nomenclature</b>	<b>xiv</b>
<b>Introduction</b>	<b>1</b>
<b>CHAPITRE I : Analyse du contact lors d'une opération d'usinage</b>	<b>4</b>
<b>I.1 Introduction à l'usinage</b>	<b>4</b>
I.1.1 Coupe orthogonale	4
I.1.2 Formation du copeau	5
I.1.3 Types de copeaux	9
I.1.4 Usure des outils	12
I.1.4.1 Faciès d'usure	12
I.1.4.2 Mécanismes d'usure	14
<b>I.2 Interface outil-copeau</b>	<b>17</b>
I.2.1 Physique du contact	17
I.2.1.1 Estimation des contraintes dans la zone interfaciale	18
I.2.1.2 Vitesse de glissement	24
I.2.1.3 Température	26
I.2.2 Modèles de frottement	30
I.2.2.1 Modèles usuels	30
I.2.2.2 Validité des modèles	31
<b>I.3 Conclusion</b>	<b>34</b>
<b>CHAPITRE II : Modélisation numérique de la coupe orthogonale</b>	<b>35</b>
<b>II.1 Description du modèle</b>	<b>35</b>
II.1.1 Description de la formulation A.L.E sur <i>Abaqus</i>	35
II.1.2 Description du modèle de la coupe orthogonale	36
II.1.2.1 Propriétés des matériaux	37
II.1.2.2 Gestion de l'interface outil-copeau	39
II.1.2.3 Paramètres de coupe	40
II.1.2.4 Conditions aux limites	40
II.1.2.5 Maillage	42
II.1.2.6 Limitation du modèle	43
II.1.3 Validation du modèle	45
II.1.3.1 Étude numérique et expérimentale de référence [Fil 06]	45
II.1.3.2 Résultats obtenus avec le modèle numérique	45
II.1.3.3 Validation du modèle	48
<b>II.2 Sensibilité du modèle numérique aux paramètres d'entrée</b>	<b>48</b>
II.2.1 Influence des paramètres rhéologiques	50

II.2.1.1	Influence des paramètres rhéologiques sur les températures outil et copeau	51
II.2.1.2	Influence des paramètres rhéologiques sur la longueur de contact et l'épaisseur du copeau	52
II.2.1.3	Influence des paramètres rhéologiques sur les forces de coupe et d'avance	53
II.2.1.4	Bilan sur la sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres de la loi de Johnson-Cook	55
II.2.2	Influence des paramètres de contact	56
II.2.2.1	Influence des paramètres de contact sur les températures outil et copeau	56
II.2.2.2	Influence des paramètres de contact sur les autres variables	56
II.2.2.3	Bilan sur la sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres de contact	57
II.2.3	Influence des paramètres thermiques	59
II.2.3.1	Influence des paramètres thermiques sur les températures outil et copeau	59
II.2.3.2	Influence des paramètres thermiques sur les autres variables	59
II.2.3.3	Bilan sur la sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres thermiques	63
<b>II.3</b>	<b>Conclusion</b>	<b>66</b>
<hr/>		
<b>CHAPITRE III : Caractérisation tribologique du couple AISI 1045 / Carbure non revêtu H13A</b>		<b>67</b>
<hr/>		
<b>III.1</b>	<b>Description du tribomètre</b>	<b>67</b>
III.1.1	Principe de fonctionnement	67
III.1.2	Paramètres d'entrée	70
III.1.3	Résultats bruts en sortie	72
III.1.4	Analyse des résultats expérimentaux	72
<b>III.2</b>	<b>Approche numérique du test</b>	<b>74</b>
III.2.1	Topologie	74
III.2.2	Conditions aux limites	75
III.2.3	Gestion de l'interface et du comportement des matériaux	77
<b>III.3</b>	<b>Étude expérimentale</b>	<b>78</b>
III.3.1	Ajustement des paramètres	78
III.3.2	Résultats expérimentaux	83
III.3.2.1	Relevé des efforts	83
III.3.2.2	Relevé de température	84
III.3.2.3	Analyse de la pénétration effective après essai	85
III.3.2.4	Synthèse des résultats expérimentaux	86
<b>III.4</b>	<b>Exploitation numérique des essais</b>	<b>88</b>
III.4.1	Recalage des efforts	88
III.4.2	Détermination des paramètres de contact simulés	89
III.4.3	Détermination et implémentation d'une loi de frottement	92
III.4.3.1	Loi de frottement	92
III.4.3.2	implémentation de la loi dans le modèle de coupe	94
<b>III.5</b>	<b>Conclusion</b>	<b>95</b>

---

<b>CHAPITRE IV : Étude thermomécanique de l'interface outil copeau</b>	<b>96</b>
<b>IV.1 Adaptation des antagonistes</b>	<b>96</b>
<b>IV.2 Analyse numérique de l'essai</b>	<b>97</b>
IV.2.1 Rhéologie	97
IV.2.2 Topologie du maillage	102
IV.2.3 Conditions aux limites	102
<b>IV.3 Expériences préliminaires</b>	<b>103</b>
IV.3.1 Essais non instrumentés	103
IV.3.2 Essais instrumentés	103
<b>IV.4 Outil en acier AISI M2</b>	<b>108</b>
IV.4.1 Analyse des relevés expérimentaux	109
IV.4.2 Analyse des conditions de contact simulées	113
IV.4.3 Influence des paramètres thermiques de contact sur la détermination des paramètres mécaniques de contact	119
<b>IV.5 Conclusion</b>	<b>123</b>
<b>Conclusions et perspectives</b>	<b>124</b>
<b>Conclusions</b>	<b>124</b>
<b>Perspectives</b>	<b>126</b>

---

---

## RÉSUMÉ

L'étude porte sur la caractérisation de l'interface outil-copeau lors de l'usinage à grande vitesse des métaux. La littérature montre des phénomènes mécaniques et physico-chimiques extrêmement complexes à l'interface outil-copeau. Cette zone de contact fait l'objet de plusieurs opinions scientifiques. Des études récentes montrent que les modèles de frottement "classiques" ne représentent pas les conditions de contact existantes à l'interface outil-copeau. La modélisation de l'usinage grande vitesse nécessite donc la détermination d'une loi d'interface tenant compte des paramètres de contact, telles que la pression de contact, la vitesse de glissement et la température d'interface.

Une étude de sensibilité, menée avec un modèle numérique de la coupe orthogonale développé sur Abaqus, a permis de déterminer les tolérances maximales lors de l'identification des paramètres rhéologiques de la loi de Johnson-Cook. Une attention particulière doit être apportée au coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation  $C$ , ainsi qu'aux paramètres d'écrouissage  $n$ , et d'adoucissement thermique  $m$ . Une seconde étude réalisée sur les paramètres de contact révèle l'importance du coefficient de frottement de Coulomb  $\mu$  sur les variables simulées ; et dans une moindre mesure de la résistance thermique de contact  $R_{TC}$  et du coefficient de partage  $\alpha$ .

Des essais de caractérisation basse vitesse, reproduisant les conditions mécaniques et thermiques du contact en pointe de l'outil lors d'une opération d'usinage grande vitesse, sont réalisées avec le test de compression-translation. Le banc a été adapté pour permettre une étude thermomécanique du contact. De nouveaux lopins et de nouveaux contacteurs ont permis de répondre aux exigences de cette étude. Une étude menée sur le couple tribologique acier AISI 1045 / Carbure non revêtu a permis de définir une loi d'interface, dépendante de la pression de contact, de la vitesse de glissement et de la température d'interface. Cette loi implémentée dans le modèle de la coupe orthogonale offre des améliorations au niveau des efforts simulés, et de l'épaisseur du copeau. Des perspectives intéressantes seront mises en œuvre pour corrélérer la longueur de contact.

L'étude expérimentale des conditions de contact thermiques et mécaniques réalisée sur les aciers AISI 1045 et AISI 304L ont permis de déterminer une résistance thermique de contact de l'ordre de  $10^{-4} \text{ K.m}^2.\text{W}^{-1}$ . Le coefficient de partage semble s'écarter du rapport des effusivités pour les vitesses de déplacement de  $400 \text{ mm.s}^{-1}$ . Cette étude montre l'influence des paramètres de contact thermiques sur le coefficient de frottement.

---

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.	Description des paramètres de coupe orthogonale.	5
Figure 2.	Test de coupe brusquement interrompue (a), section polie et attaquée d'un copeau (b) [Chi 06].	6
Figure 3.	Définition schématique des zones primaire (1), secondaire (2), tertiaire (3) et morte (4).	6
Figure 4.	Zones de déformations plastiques obtenues par simulation éléments finis [Öze 06].	7
Figure 5.	Distribution des déformations obtenue par une modélisation viscoplastique, ( $v_c = 3 \text{ m.s}^{-1}$ , $a = 0,2 \text{ mm}$ ) [Ee 05].	8
Figure 6.	Section polie et attaquée d'un copeau montrant la déformation de la ZCS (a) et sa schématisation (b) [Wri 79].	8
Figure 7.	Micrographie d'une arête rapportée [Géh 05].	9
Figure 8.	Types de copeaux obtenus lors d'une opération d'usinage.	10
Figure 9.	Morphologie du copeau obtenue en fonction de la dureté du matériau usiné [Pou 02].	12
Figure 10.	Représentation schématique des différents modes d'usure de l'outil [Pag 03].	13
Figure 11.	Vue au MEB de la zone de contact outil/copeau d'un outil revêtu (TiAl)N [Rec 02] - Coupe orthogonale d'un acier 27MnCr5, $v_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$ , $a = 0,15 \text{ mm}$ , $w = 3 \text{ mm}$ , 10 s d'usinage.	15
Figure 12.	Phénomène de diffusion des atomes.	16
Figure 13.	Image MEB montrant la face de coupe d'un outil WC-Co ayant usiné un alliage d'aluminium pendant 7 minutes, (a) vue globale, (b) zoom sur la couche de transfert ( $v_c = 60 \text{ m.min}^{-1}$ , $a = 0,3 \text{ mm}$ , $w = 4 \text{ mm}$ ) [Lis 04].	16
Figure 14.	Évolution schématique des phénomènes d'usure en fonction de la température.	17
Figure 15.	Schématisation d'un outil coupé et des efforts relevés sur l'outil [Chi 06].	18
Figure 16.	Modèle de distribution de contrainte selon Zorev [Zor 63].	19
Figure 17.	Distribution de contrainte observée lors de l'usinage d'un acier à faible teneur en carbone [Chi 97].	20
Figure 18.	Schématisation des distributions de contrainte obtenues le long de la surface de contact.	21
Figure 19.	Distribution de contrainte à l'interface outil-copeau pour différentes valeurs de $\xi$ [Mou 98].	23
Figure 20.	Distribution de contrainte pour un acier à faible teneur en carbone usiné à une vitesse de coupe $v_c = 150 \text{ m.min}^{-1}$ [Oze 06].	24
Figure 21.	Schématisation de l'écoulement de matière dans le copeau.	25
Figure 22.	Représentation schématique du profil des vitesses dans la ZCS, [Mar 01].	25
Figure 23.	Illustration du profil de vitesse selon $Q_i$ , [Qi 03].	26



---

Figure 24.	Représentation des différentes sources de chaleur générées durant l'usinage [Bat 02].	27
Figure 25.	Distribution de température obtenue lors de l'usinage d'un 316L ( $v_c=100 \text{ m.min}^{-1}$ , $a= 0.20 \text{ mm}$ ). L'outil est non revêtu avec un angle de coupe de $0^\circ$ et un angle en dépouille de $11^\circ$ [Out 04].	28
Figure 26.	Schéma de principe de résistance thermique de contact.	29
Figure 27.	Définition des deux zones d'étude.	34
Figure 28.	Schéma du modèle de coupe.	36
Figure 29.	Conditions aux limites thermiques.	41
Figure 30.	Conditions aux limites mécaniques.	41
Figure 31.	Contraintes spatiales du maillage.	42
Figure 32.	Maillage et dimensions du modèle.	43
Figure 33.	Évolution schématique du copeau lors de la simulation de la coupe orthogonale.	44
Figure 34.	Difficulté d'adaptation du maillage.	44
Figure 35.	Distribution de contraintes obtenue lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.	46
Figure 36.	Distribution de contraintes observée lors de l'usinage d'un acier à faible teneur en carbone [Chi 97].	46
Figure 37.	Champ de température obtenu lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.	47
Figure 38.	Champ de vitesse obtenu lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.	47
Figure 39.	Forces de coupe et d'avance.	48
Figure 40.	Épaisseur du copeau et longueur de contact.	48
Figure 41.	Effets et interactions des coefficients de la loi de Johnson-Cook sur la température de l'outil, et sur la température du copeau.	52
Figure 42.	Effets et interactions des coefficients de la loi de Johnson-Cook sur la longueur de contact et sur l'épaisseur du copeau.	53
Figure 43.	Effets et interactions des coefficients de la loi de Johnson-Cook sur l'effort de coupe et sur l'effort d'avance.	54
Figure 44.	Effets et interactions des paramètres de contact sur les paramètres simulés.	58
Figure 45.	Effets et interactions des coefficients thermiques sur la température de l'outil et sur la température du copeau.	60
Figure 46.	Effets et interactions des coefficients thermiques sur la longueur de contact et sur l'épaisseur du copeau.	61
Figure 47.	Effets et interactions des coefficients thermiques sur l'effort de coupe et sur l'effort d'avance.	62
Figure 48.	Valeurs limites étudiées pour les paramètres thermiques de la pièce.	64

---

---

Figure 49.	<i>Effets et interactions des coefficients thermiques de la pièce sur les paramètres simulés.</i>	65
Figure 50.	<i>Photographie de l'essai de compression-translation.</i>	68
Figure 51.	<i>Présentation de l'essai de compression-translation.</i>	68
Figure 52.	<i>Plate forme d'essai basse vitesse.</i>	69
Figure 53.	<i>Schéma du porte contacteur.</i>	70
Figure 54.	<i>Photographie du four à induction et de la cartouche chauffante.</i>	71
Figure 55.	<i>Photographie du bras de manipulation.</i>	71
Figure 56.	<i>Analyse des résultats expérimentaux : organigramme.</i>	73
Figure 57.	<i>Décomposition du frottement.</i>	74
Figure 58.	<i>Schéma du modèle de l'UST.</i>	75
Figure 59.	<i>Maillage et dimensions du modèle de l'UST.</i>	75
Figure 60.	<i>Conditions aux limites mécaniques.</i>	76
Figure 61.	<i>Conditions aux limites thermiques.</i>	76
Figure 62.	<i>Contraintes spatiales du maillage.</i>	77
Figure 63.	<i>Conditions de contact obtenues lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.</i>	79
Figure 64.	<i>Abaque de réglage de la pression moyenne générée par le test de compression-translation.</i>	82
Figure 65.	<i>Abaque de réglage de la température d'interface moyenne générée par le test de compression-translation.</i>	82
Figure 66.	<i>Exemple de relevé d'efforts obtenu lors d'un essai de compression-translation.</i>	84
Figure 67.	<i>Exemple de relevé de température obtenu lors d'un essai de compression-translation.</i>	85
Figure 68.	<i>Relevé profilométrique de l'échantillon après un essai de compression-translation.</i>	86
Figure 69.	<i>Comparaison des efforts numériques et expérimentaux obtenus lors d'un essai de compression-translation sous les conditions d'essai n°6.</i>	89
Figure 70.	<i>Exemple de champ de pression obtenu lors d'un essai de compression-translation.</i>	90
Figure 71.	<i>Exemple de champ de température côté pièce obtenu lors d'un essai de compression-translation.</i>	90
Figure 72.	<i>Exemple de champ de température côté contacteur obtenu lors d'un essai de compression-translation.</i>	91
Figure 73.	<i>Exemple de champ de vitesse de glissement obtenu lors d'un essai de compression-translation (vitesse de traverse de 400 mm.s<sup>-1</sup>).</i>	92
Figure 74.	<i>Évolution du frottement le long de la face de coupe pour les conditions de contact obtenues lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.</i>	93
Figure 75.	<i>Forces de coupe et d'avance.</i>	94
Figure 76.	<i>Épaisseur du copeau et longueur de contact.</i>	94

---

Figure 77.	Photographie d'une pièce instrumentée.	96
Figure 78.	Essais de caractérisation dynamiques (AISI 304L).	98
Figure 79.	Essais de caractérisation quasi-statiques (AISI 304L).	98
Figure 80.	Courbes rationnelles issues des essais Gleeble.	99
Figure 81.	Ensemble des courbes expérimentales contrainte-déformation disponibles [Lur 08].	100
Figure 82.	Schéma du second modèle de l'UST.	102
Figure 83.	Photographie MEB de l'outil : vierge (gauche), après 6 passes (droite).	103
Figure 84.	Mise en évidence du collage.	104
Figure 85.	Évolution du rodage d'un outil en carbure de tungstène.	105
Figure 86.	Observation d'une fissure sur l'outil instrumenté.	105
Figure 87.	Photographie de l'outil après rupture.	105
Figure 88.	Micrographie de l'outil après rupture – Observation du perçage.	106
Figure 89.	Micrographie de l'outil après rupture -- Observation de la surface électroérodiée.	106
Figure 90.	Schématisation des perçages – Définition des niveaux de concentration de contraintes	107
Figure 91.	Écaillage des outils AISI M2 lors des essais préliminaires.	108
Figure 92.	Relevé profilométrique de l'empreinte de frottement.	109
Figure 93.	Relevé d'efforts pour le couple AISI 304L / M2 pour une pénétration de 90 $\mu\text{m}$ et une vitesse de 200 $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ .	110
Figure 94.	Relevé de température dans la pièce pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de 200 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ [Gui 09].	111
Figure 95.	Relevé de température filtrées dans l'outil pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de 200 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ [Gui 09].	112
Figure 96.	Estimation des conditions superficielles de la pièce pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de 200 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ [Gui 09].	113
Figure 97.	Estimation des conditions superficielles de l'outil pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de 200 $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ [Gui 09].	114
Figure 98.	Exemple de champ de pression obtenu lors d'un essai de compression-translation.	116
Figure 99.	Exemple de champ de température côté pièce obtenu lors d'un essai de compression-translation.	117
Figure 100.	Exemple de champ de température côté contacteur obtenu lors d'un essai de compression-translation.	117
Figure 101.	Exemple de champ de vitesse de glissement obtenu lors d'un essai de compression-translation.	118
Figure 102.	Évolution de la pression de contact simulée lors de la prise en compte des paramètres thermiques de contact identifiés.	119

- 
- Figure 103. Évolution de la température de contact simulée lors de la prise en compte des paramètres thermiques de contact identifiés. \_\_\_\_\_ 120*
- Figure 104. Évolution de la vitesse de glissement locale simulée lors de la prise en compte des paramètres thermiques de contact identifiés. \_\_\_\_\_ 121*
- Figure 105. Schéma de principe du banc tribologique grande vitesse. \_\_\_\_\_ 126*

---

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1.	Résultats expérimentaux [Fil 06].	31
Tableau 2.	Comparaison des résultats optimisés de chaque modèle de frottement [Fil 06].	32
Tableau 3.	Erreur relative des meilleurs résultats de chaque modèle de frottement.	32
Tableau 4.	Comparaison des résultats de chaque modèle de frottement avec l'essai expérimental [Oze 06].	33
Tableau 5.	Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier AISI 1045 [Jas_02].	37
Tableau 6.	Propriétés mécaniques et thermiques d'un outil carbure non revêtu.	37
Tableau 7.	Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier AISI 1045 en fonction de la température (K).	38
Tableau 8.	Paramètres du contact.	40
Tableau 9.	Conditions de coupe de référence.	40
Tableau 10.	Résultats expérimentaux et numériques de Micari [Fil_06].	45
Tableau 11.	Valeurs de référence des paramètres analysés dans l'étude de sensibilité.	49
Tableau 12.	Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier AISI 1045.	50
Tableau 13.	Résultats de la simulation pour les différentes lois de Johnson-Cook testées.	50
Tableau 14.	Valeurs limites étudiées pour la rhéologie.	51
Tableau 15.	Sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des coefficients de la loi de Johnson-Cook.	55
Tableau 16.	Tolérances à apporter lors de l'identification des paramètres de la loi de Johnson-Cook.	55
Tableau 17.	Valeurs limites étudiées pour le contact.	56
Tableau 18.	Sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres de contact.	57
Tableau 19.	Tolérance à apporter lors de l'identification des paramètres de contact.	57
Tableau 20.	Valeurs limites étudiées pour les paramètres thermiques.	59
Tableau 21.	Sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres thermiques.	63
Tableau 22.	Tolérance à apporter lors de l'identification des paramètres de contact.	63
Tableau 23.	Conditions de coupe de référence.	79
Tableau 24.	Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier AISI 1045 en fonction de la température (K).	80
Tableau 25.	Propriétés mécaniques et thermiques d'un outil carbure non revêtu.	81
Tableau 26.	Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier AISI 1045 [Jas_02].	81
Tableau 27.	Plan d'expérience proposé pour l'analyse tribologique du couple acier AISI 1045 / carbure H13A non revêtu.	83

---

---

<i>Tableau 28. Synthèse des résultats expérimentaux de l'étude tribologique du couple acier AISI 1045 / carbure H13A non revêtue.</i>	87
<i>Tableau 29. Coefficients de la loi d'interface.</i>	93
<i>Tableau 30. Paramètres de la loi de Ludwik pour l'inox AISI 304L à 800 °C.</i>	99
<i>Tableau 31. Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier inoxydable AISI 304L.</i>	101
<i>Tableau 32. Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier inoxydable AISI 304L en fonction de la température (K).</i>	101
<i>Tableau 33. Mesure de pénétration moyenne pour chaque condition d'essai.</i>	109
<i>Tableau 34. Efforts moyens obtenus pour chaque essai réalisé avec un outil en acier AISI M2.</i>	111
<i>Tableau 35. Estimations des conditions superficielles moyennes de contact [Gui 09].</i>	114
<i>Tableau 36. Estimations de la résistance thermique de contact et du coefficient de partage.</i>	115
<i>Tableau 37. Coefficient de frottement optimal et efforts numériques obtenus lors de la simulation des différentes conditions d'essai.</i>	118
<i>Tableau 38. Paramètres de contact simulés pour les différentes conditions d'essai.</i>	118
<i>Tableau 39. Synthèse des paramètres de contact simulés pour les différentes conditions d'essai.</i>	122

---

## NOMENCLATURE

### Lettres latines

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'érouissage dans la loi de Johnson-Cook	Pa
C :	coefficient représentant la sensibilité à la vitesse de déformation dans la loi de Johnson-Cook	
$c_0$ :	chaleur spécifique de l'outil	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
$c_p$ :	chaleur spécifique de la pièce	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
$c_p$ :	chaleur spécifique	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
e :	épaisseur 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
h :	chaleur spécifique	$J.kg^{-1}.K^{-1}$
k :	contrainte d'écoulement du matériau	Pa
$k_0$ :	conductivité thermique de l'outil	$W.m^{-1}.k^{-1}$
$k_p$ :	conductivité thermique de la pièce	$W.m^{-1}.k^{-1}$
K :	conductance thermique	$m^{-2}.k^{-1}.W$
$l_c$ :	longueur du contact	m
$l_1$ :	longueur de la première partie de l'outil composé	m
$l_i$ :	longueur de la zone collante	m
m :	facteur de frottement	

---

m :	masse	kg
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
n :	paramètre d'ajustement de la loi d'interface proposé par Dirikolu [Dir 01]	
p :	pénétration	mm
$P_0$ :	pression de contact à la pointe de l'outil	Pa
r :	rayon d'acuité de l'arête de coupe	m
$R_{TC}$ :	résistance thermique de contact	$m^2.k.W^{-1}$
T :	température	K
$T_1$ :	température du solide 1	K
$T_2$ :	température du solide 2	K
$T_{int}$ :	température de l'interface	K
$T_o$ :	température de contact outil	K
$T_c$ :	température de contact pièce	K
$T_{melt}$ :	Température de fusion	K
$T_{room}$ :	Température ambiante	K
V :	vitesse d'écoulement ou vitesse de traverse	$m.s^{-1}$
$v_a$ :	vitesse d'avance	$m.s^{-1}$
$v_c$ :	vitesse de coupe	$m.s^{-1}$
$v_{cop}$ :	vitesse du copeau	$m.s^{-1}$
$v_g$ :	vitesse de glissement locale	$m.s^{-1}$
$v_m$ :	vitesse de la masse	$m.s^{-1}$
$v_o$ :	vitesse de retrait de l'outil lors d'un essai de coupe interrompu	$m.s^{-1}$
w :	profondeur de passe	m
x :	distance de la pointe d'outil	m

---



**Lettres grecques**

$\alpha$ :	angle de dépouille	rad
$\beta$ :	facteur de Taylor-Quinney	
$\gamma$ :	angle de coupe	rad
$\gamma$ :	déformation plastique	
$\delta$ :	épaisseur de la zone de cisaillement secondaire	m
$\varepsilon$ :	déformation plastique	
$\dot{\varepsilon}$ :	vitesse de déformation	s <sup>-1</sup>
$\dot{\varepsilon}_0$ :	vitesse de déformation de référence	s <sup>-1</sup>
$\eta$ :	pourcentage d'énergie thermique transformée en chaleur	
$\xi$ :	paramètre qui contrôle le profil de la pression de contact	
$\mu_{app}$ :	coefficient de frottement apparent	
$\mu_{adh}$ :	coefficient de frottement adhésif	
$\mu_{lab}$ :	coefficient de frottement de labourage	
$\rho$ :	masse volumique	kg.m <sup>-3</sup>
$\sigma_0$ :	contrainte d'écoulement plastique	Pa
$\sigma_m$ :	contrainte moyenne	Pa
$\sigma_n$ :	pression de contact	Pa
$\sigma_t$ :	cission de frottement	Pa
$\tau$ :	contrainte de cisaillement	Pa
$\tau_{fric}$ :	cission de frottement	Pa
$\varphi$ :	densité de flux qui traverse l'interface	W.m <sup>2</sup>
$\varphi_f$ :	densité de flux générée par frottement	W.m <sup>2</sup>
$\phi$ :	angle de cisaillement	rad

---

## 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 avec une 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 terme 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. Les modélisations théoriques et les simulations numériques de la coupe des métaux peuvent rester 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.

Le travail de thèse s'inscrit dans le projet PGV2 (Procédés à Grande Vitesse 2) dont l'objectif est d'accélérer la compréhension et la modélisation des procédés à grande vitesse. Dans le cadre de ce projet, plusieurs laboratoires (CEMEF : Centre de Mise en Forme, LPMM : Laboratoire de Physique et Mécanique des Matériaux, LTN : Laboratoire de thermocinétique de Nantes, LAMIH : Laboratoire d'Automatique, de Mécanique, et d'Informatique industrielles et Humaines) ont travaillé en synergie pour développer une approche numérique prédictive de l'usinage à grande vitesse. L'identification des paramètres nécessaires à la simulation est indispensable, la loi de comportement des matériaux dans les sollicitations extrêmes d'usinage grande vitesse a été caractérisée par le LPMM, tandis que le comportement thermomécanique des interfaces a été analysé conjointement par le LTN et le LAMIH.

Deux études récentes [Fil\_06] [Oze\_06] montrent que les modèles de frottement actuels [Usu\_97] [Chi\_00] [Dir\_01] ne permettent pas de corréler tous les paramètres mécaniques lors de la simulation de l'usinage par éléments finis. En effet, la longueur de contact est

---

généralement sous estimée avec une erreur de 50% en moyenne, et l'erreur sur l'estimation des efforts est de plus de 25%. Il semble donc judicieux de développer un nouveau modèle d'interface.

L'étude se propose de fournir les éléments nécessaires afin d'identifier de façon plus précise les lois d'interfaces. Les phénomènes d'usure et de frottement étant très sensibles aux conditions de sollicitations, une part de l'étude est consacrée à la caractérisation des paramètres thermomécaniques présents à l'interface outil-copeau (température, pression de contact, vitesse de glissement locale). Une analyse bibliographique complétée d'une analyse numérique de la coupe a permis de définir les conditions de contact à simuler lors de l'identification des paramètres tribologiques. Par ailleurs, l'étude porte sur la zone de contact proche de l'arête de coupe où les vitesses de glissement réduites permettent une étude tribologique à l'aide du test de compression-translation. Un banc tribologique à grande vitesse est actuellement en cours de conception et permettra ainsi de traiter des vitesses de glissement plus élevées. Un modèle de la coupe orthogonale a été développé afin de tester la loi d'interface qui a été définie pour le couple tribologique AISI 1045 / Carbure de tungstène non revêtu.

Dans le premier chapitre, les conditions de contact à l'interface outil/copeau sont analysées. La distribution des contraintes à l'interface, la vitesse de glissement relative, et le champ de température sont principalement étudiés pour définir les paramètres de contact à reproduire lors du test tribologique. Les modèles de frottement généralement utilisés sont décrits et leur efficacité est présentée.

Le chapitre II décrit le développement d'un modèle de coupe et sa validation. Des essais expérimentaux menés par l'équipe de Micari [Fil 06] servent alors de référence. L'influence des paramètres d'entrée (paramètres rhéologiques et tribologiques) est étudiée grâce au modèle de la coupe orthogonale. Ainsi, les tolérances d'identification de chaque paramètre sont présentées.

Le troisième chapitre présente le test de compression translation. Des essais de caractérisations tribologiques sur le couple AISI 1045 / carbure de tungstène sont présentés. 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.

L'étude thermomécanique du contact est présentée dans le quatrième chapitre. Cette étude menée en collaboration avec le Laboratoire de Thermocinétique de Nantes nécessite d'adapter le banc. Grâce à l'instrumentation des antagonistes, des relevés de température pendant les

---

essais ont permis de remonter aux conditions superficielles simulées à l'aide d'une méthode inverse. Ainsi, la résistance thermique de contact et le coefficient de partage du flux sont déterminés. La prise en compte de ces nouvelles données dans la simulation de l'essai montre l'influence de ces paramètres sur les températures de surfaces simulées.

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

---

# CHAPITRE I : ANALYSE DU CONTACT LORS D'UNE OPÉRATION D'USINAGE

*Le contact à l'interface outil/copeau est le siège de phénomènes mécaniques et physico-chimiques très complexes. Une introduction à l'usinage, à travers la coupe orthogonale, présente la formation du copeau et les différents phénomènes d'usure. Une seconde partie permet d'apprécier les conditions de contact de l'interface outil-copeau. La distribution des contraintes à l'interface, la vitesse de glissement relative, et le champ de température sont des paramètres difficiles à mesurer et font l'objet de plusieurs opinions scientifiques. Les modèles de frottement usuels ne permettent pas toujours de modéliser au mieux l'opération d'usinage.*

## I.1 INTRODUCTION À L'USINAGE

### I.1.1 COUPE ORTHOGONALE

L'usinage est un procédé de mise en forme par enlèvement de matière. Un outil de coupe est utilisé pour former le copeau par écoulement plastique de la matière. Il existe différentes opérations d'usinage telles que le rabotage, le tournage, le fraisage, le perçage, etc., et toutes ces opérations d'usinage se font dans des conditions de coupe tridimensionnelle.

Lorsque l'arête de coupe est perpendiculaire simultanément aux vitesses de coupe ( $v_c$ ) et d'avance ( $v_a$ ), la situation de coupe est dite orthogonale. Les conditions de coupe orthogonale (figure 1) sont couramment employées car elles facilitent les approches théoriques et expérimentales de la coupe.

La matière contrainte à changer son sens d'écoulement forme un copeau d'épaisseur  $e$  qui s'écoule le long de la face de coupe sur une longueur de contact  $l_c$  à la vitesse  $v_{cop}$ . Les faces

de coupe et de dépouille, orientées respectivement par les angles de coupe ( $\gamma$ ) et de dépouille ( $\alpha$ ), sont reliées par l'arête de coupe. L'arête de coupe a un rayon d'acuité  $r$  qui varie de quelques microns à quelques dixièmes de millimètre.

L'étude de la coupe peut être menée de façon concrète à l'aide du modèle orthogonal puisque généralement l'une des trois dimensions est plus grande que les autres (profondeur de passe ( $w$ ) plus grande que l'avance par tour (ou épaisseur du copeau non déformé) ( $a$ )). En négligeant les effets de bord, les phénomènes mis en jeu sont donc identiques dans les plans perpendiculaires à l'arête de coupe, ce qui permet une approche en déformation plane.

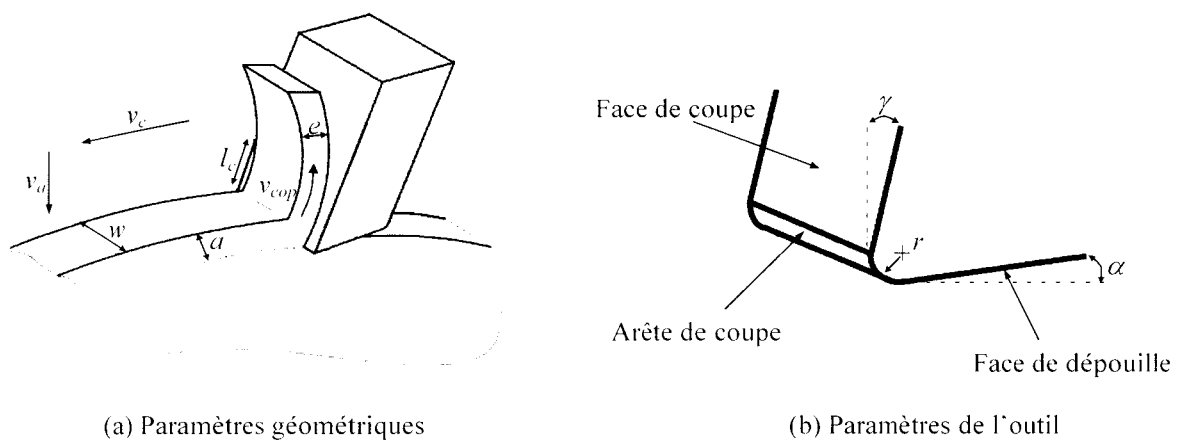


Figure 1. Description des paramètres de coupe orthogonale.

### I.1.2 FORMATION DU COPEAU

La formation du copeau lors d'une opération d'usinage peut être observée en recourant à la technique de coupe brusquement interrompue (quick-stop test). L'essai de coupe brusquement interrompue [Car 75] [Gui 95] [Che 05] [Chi 06] [Rei 07] permet d'observer les déformations plastiques lors de la formation du copeau (figure 2). Cet essai est réalisé en provoquant le retrait de l'outil à une vitesse  $v_o$  supérieure à la vitesse de coupe  $v_c$ . En 2006, Child propose de réaliser cet essai avec un outil monté sur pivot et bloqué en rotation à l'aide d'un plot de cisaillement (figure 2). Une masse  $m$  projetée sur l'outil à la vitesse  $v_m$  entraîne le cisaillement du plot et libère ainsi brusquement l'outil.

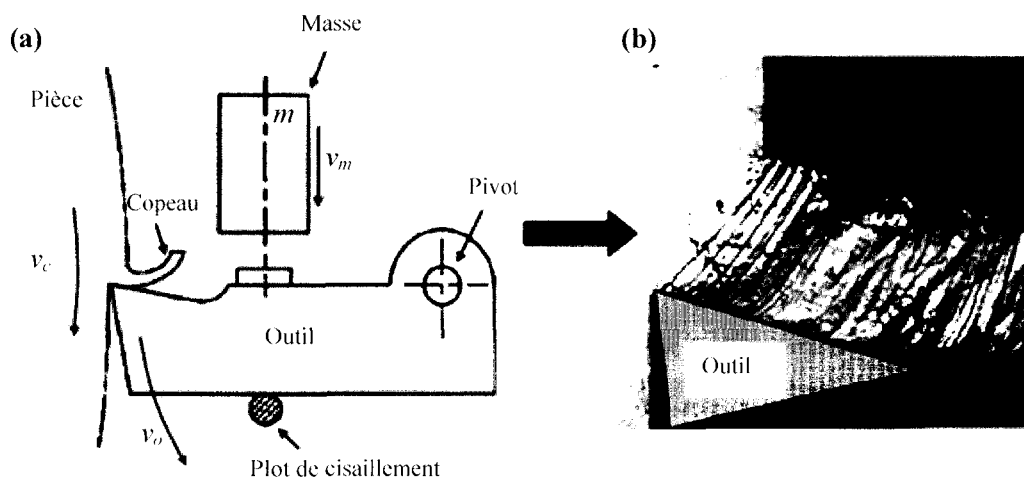


Figure 2. Test de coupe brusquement interrompue (a), section polie et attaquée d'un copeau (b) [Chi 06].

L'analyse de la formation du copeau fait apparaître jusqu'à 5 zones de sollicitations du matériau selon les références bibliographiques [Car 70] [Pom 70] [Bou 77] [War 77] (figure 3). Néanmoins, il existe un accord sur l'existence de 2 zones : la zone primaire et la zone d'interaction outil-copeau, respectivement repérées 1 et 2 sur la figure 3.

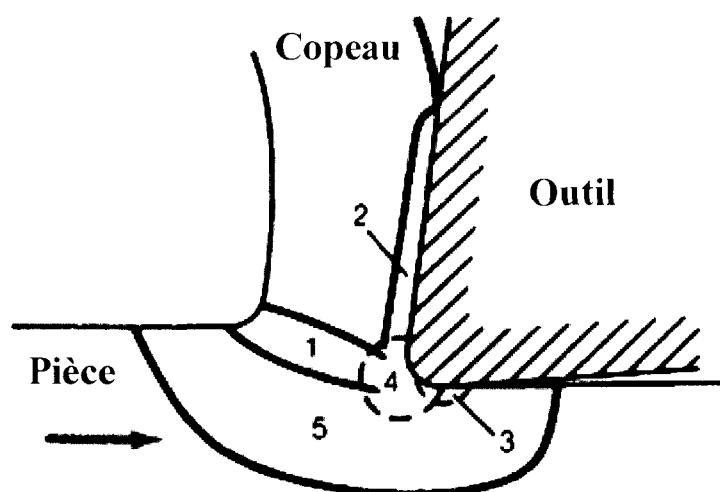


Figure 3. Définition schématique des zones primaire (1), secondaire (2), tertiaire (3) et morte (4).

Dans la zone 1, la matière, contrainte à changer son sens d'écoulement pour former le copeau, est déformée plastiquement. La matière passe de la vitesse de coupe  $v_c$  à la vitesse du copeau  $v_{cop}$ . Cette zone, couramment dénommée Zone de Cisaillement Primaire (ZCP), est idéalement représentée par un plan de cisaillement incliné d'un angle  $\phi$  par rapport à la direction de coupe. Des expérimentations avec des grilles imprimées [Ste 70] ou des modélisations numériques montrent que cette zone a une certaine épaisseur (figure 4).

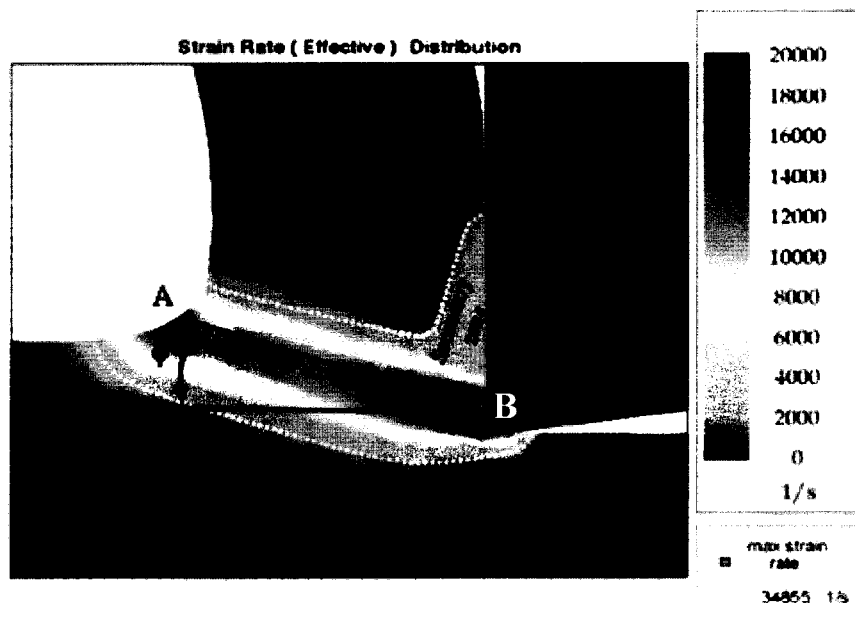


Figure 4. Zones de déformations plastiques obtenues par simulation éléments finis [Öze 06].

La vitesse de déformation atteint son maximum dans le plan de cisaillement AB, et cette valeur maximale augmente logiquement à l'approche de l'arête de coupe. Cette vitesse de déformation est également fonction de la vitesse de coupe  $v_c$  et de l'angle de coupe  $\gamma$ . La zone de cisaillement primaire est le siège de déformations intenses ( $1 < \varepsilon < 2$ ) [Ee 05] [Öze 06], et l'analyse de nombreux résultats bibliographiques permet d'estimer un taux de déformation élevé allant de  $10^3 \text{ s}^{-1}$  jusqu'à  $10^6 \text{ s}^{-1}$  [Cha 51] [Sha 54] [Kec 58] [Tur 85] [Oxl 89] [Öze 00] [Sha 01] [Gir 02] [Fan 03].

La zone 2, zone de déformation plastique adjacente à la face de coupe de l'outil, est induite par le frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil. Dans cette zone dénommée Zone de Cisaillement Secondaire (ZCS), les conditions de contact à l'interface outil-copeau soumettent la matière à des déformations plastiques très importantes ( $2 < \varepsilon < 5$ ) [Gir 02] [Ee 05] qui engendrent une forte élévation de température.

La modélisation viscoplastique proposée par Ee en 2005 [Ee 05] (figure 5) permet d'apprécier la distribution des déformations dans la zone de formation du copeau. D'autres auteurs ont également appliqué les principes de la mécanique des fluides pour étudier les mécanismes présents dans la zone de cisaillement secondaire [Elz 87] [Kim 95]. L'utilisation d'un modèle viscoplastique considérant que le matériau adopte un comportement proche de celui d'un fluide dans la ZCS semble pertinent. En effet, l'allure asymptotique des lignes de déformations plastiques de cette zone (figure 6) rappelle l'écoulement d'un fluide visqueux dans une couche limite.



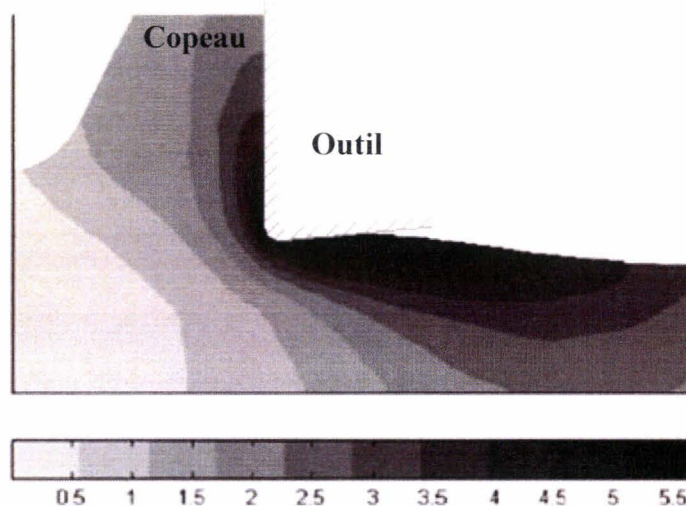


Figure 5. Distribution des déformations obtenue par une modélisation viscoplastique. ( $v_c = 3 \text{ m.s}^{-1}$ ,  $a = 0,2 \text{ mm}$ ) [Ee 05].

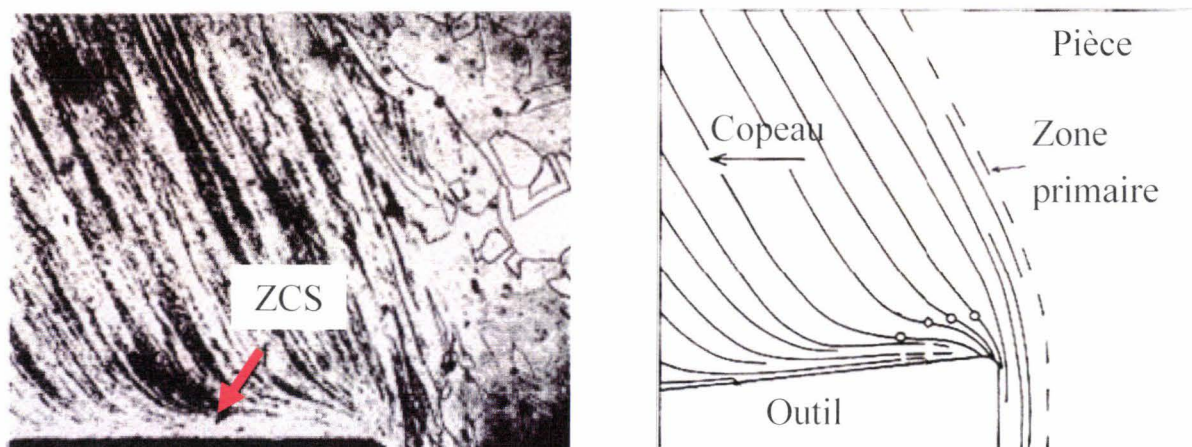


Figure 6. Section polie et attaquée d'un copeau montrant la déformation de la ZCS (a) et sa schématisation (b) [Wri 79].

Le frottement de la face de dépouille de l'outil sur la surface usinée induit la zone 3 de déformation plastique. Cette interface, qui est le siège d'un frottement à grande vitesse, est peu étudiée, du fait de l'absence de moyen de mesure direct des efforts exercés sur la face de dépouille et de l'hypothèse d'un outil neuf (pas de contact entre l'outil et la face de dépouille). Cette zone appelée zone de cisaillement tertiaire contribue fortement à la qualité de surface obtenue sur la pièce en terme de rugosité et de contraintes résiduelles.

La zone 4 correspond à une zone de forte compression et de rupture du matériau usiné (séparation du métal). Dans cette zone qui entoure l'arête de coupe de l'outil, les déformations intenses résultent du refoulement de la matière. Lorsque la vitesse de coupe devient trop basse, cette zone favorise l'apparition d'une arête rapportée (soudure de la matière au niveau de l'arête de coupe) (Figure 7), [Géh 05], [Rec 02], [Tre<sup>1</sup> 88]. Cette zone est appelée zone morte.



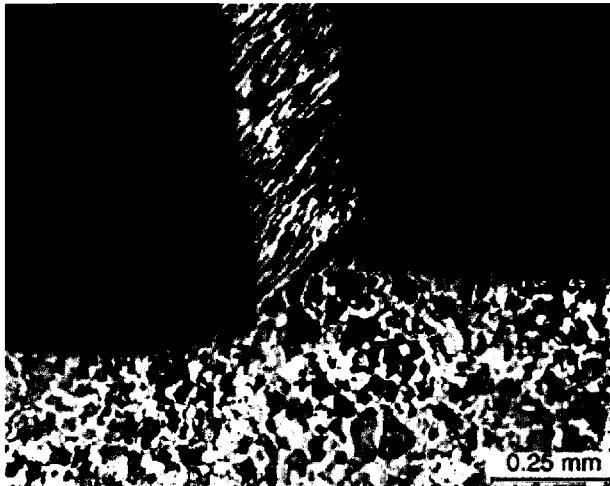
Figure 7. Micrographie d'une arête rapportée [Géh 05].

Enfin, la zone 5 correspond à une zone d'amorce de déformations. La formation du copeau provoque des déformations élastiques et plastiques de la matière en amont de l'arête de coupe conduisant à des contraintes résiduelles en surface de la pièce usinée.

La mise en forme par usinage se caractérise par des déformations très intenses ( $1 < \varepsilon < 5$ ) et des taux de déformations très élevés ( $10^3 s^{-1} < \dot{\varepsilon} < 10^6 s^{-1}$ ) qui ne se retrouvent dans aucun autre procédé de mise en forme.

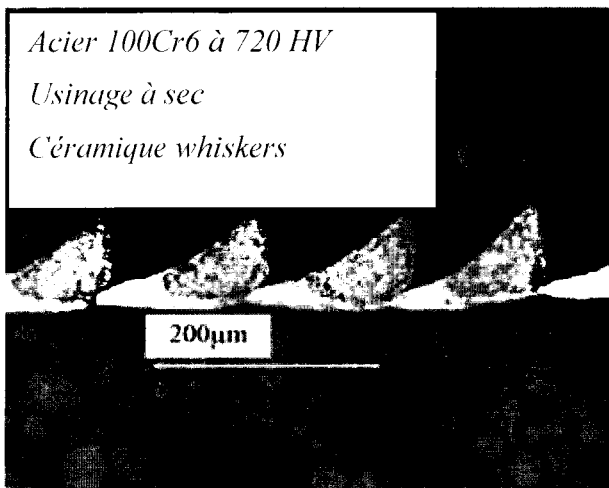
### I.1.3 TYPES DE COPEAUX

L'usinage des métaux conduit à la formation de copeaux, basée essentiellement sur les déformations plastiques. En fonction des conditions de coupe et du couple outil/matière, les morphologies de copeaux formés sont très différentes (figure 8) et peuvent se classer en deux catégories non normalisées : le copeau continu et le copeau discontinu.

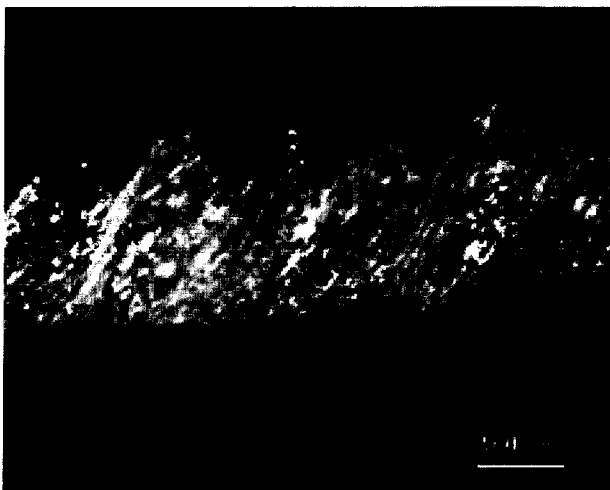


*Copeau continu (acier ferritique-perlitique,  $v_c=150 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a=0,154 \text{ mm}$ ) [M'Sa 05]*

**8a. Copeau continu**



*Copeau en dent de scie ( $v_c=110 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a=0,1 \text{ mm}$ ) [Pou 02]*



*Copeau festonné obtenu lors de l'usinage d'un acier inoxydable 316L avec un outil WC-Co non revêtu ( $v_c=100 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a=0,2 \text{ mm}$ , profondeur de passe=6mm) [Out 06]*

**8b. Copeau discontinu**

*Figure 8. Types de copeaux obtenus lors d'une opération d'usinage.*

Le copeau continu est formé par une déformation plastique stationnaire. Celle-ci résulte d'un cisaillement dans la zone primaire. La limite à la rupture n'étant cependant pas atteinte, aucune fissuration n'apparaît au niveau de la zone de cisaillement primaire. Après séparation en zone 4, la matière s'écoule ainsi de façon continue sur la face de coupe de l'outil. Ce type de copeau s'observe à faible vitesse de coupe et la plupart des travaux dédiés à la modélisation de la coupe se rapportent à ce cas de figure. La modélisation numérique de la coupe mise en œuvre pour la présente étude sera basée sur ces considérations.

Les copeaux dentelés et les copeaux festonnés sont les 2 cas considérés dans la catégorie des copeaux discontinus. Les premiers résultent de la rupture du matériau dans la zone de cisaillement primaire. Sous l'action de cisaillement intense, une fissure apparaît et se propage de la surface libre de l'outil vers l'intérieur de la pièce. La formation du copeau naît donc d'un mouvement de bloc rigide. Les copeaux sont alors composés d'éléments plus ou moins connectés entre eux. L'usinage de matériaux de grande dureté, tel l'acier 100Cr6, permet d'observer ce type de copeaux.

Pour les copeaux festonnés, la déformation est localisée dans des zones de cisaillement adiabatiques provoquant des vagues (festons) sur la surface libre du copeau. Ce festonnage est directement lié aux propriétés thermomécaniques du matériau usiné. L'observation de ce type de copeaux se fera à d'autant plus basse vitesse que le matériau sera dur [Pou 98] (figure 9). Ce phénomène s'observe également à petite vitesse pour des matériaux à faible conductivité thermique, comme l'acier inoxydable AISI 316L [Out 06].

Les bandes de cisaillement adiabatique résultent d'une très forte localisation de la déformation plastique. La différence de déformation plastique  $d_\gamma$  entre la zone localisée de déformation et la zone de déformation homogène induit une augmentation de la vitesse de déformation et une élévation de la température. L'incrément de contrainte résultant s'écrit :

$$\frac{d\tau}{d\gamma} = \frac{\partial\tau}{\partial\gamma} + \frac{\partial\tau}{\partial\dot{\gamma}} \cdot \frac{d\dot{\gamma}}{d\gamma} + \frac{\partial\tau}{\partial T} \cdot \frac{\beta}{\rho \cdot C_p} \cdot \tau \quad \text{Équation 1}$$

où  $\beta$  est le facteur de Taylor-Quinney,  $\rho$  est la masse volumique du matériau et  $C_p$  sa chaleur spécifique.  $\tau$  est la contrainte de cisaillement,  $\gamma$  est la déformation plastique et  $\frac{\partial\tau}{\partial\gamma}$  représente

l'écrouissage du matériau,  $\frac{\partial\tau}{\partial\dot{\gamma}}$  sa sensibilité à la vitesse de déformation et  $\frac{\partial\tau}{\partial T}$  son adoucissement avec la température.

Le passage d'un copeau continu à un copeau discontinu s'exprime par l'annulation de l'équation 1.

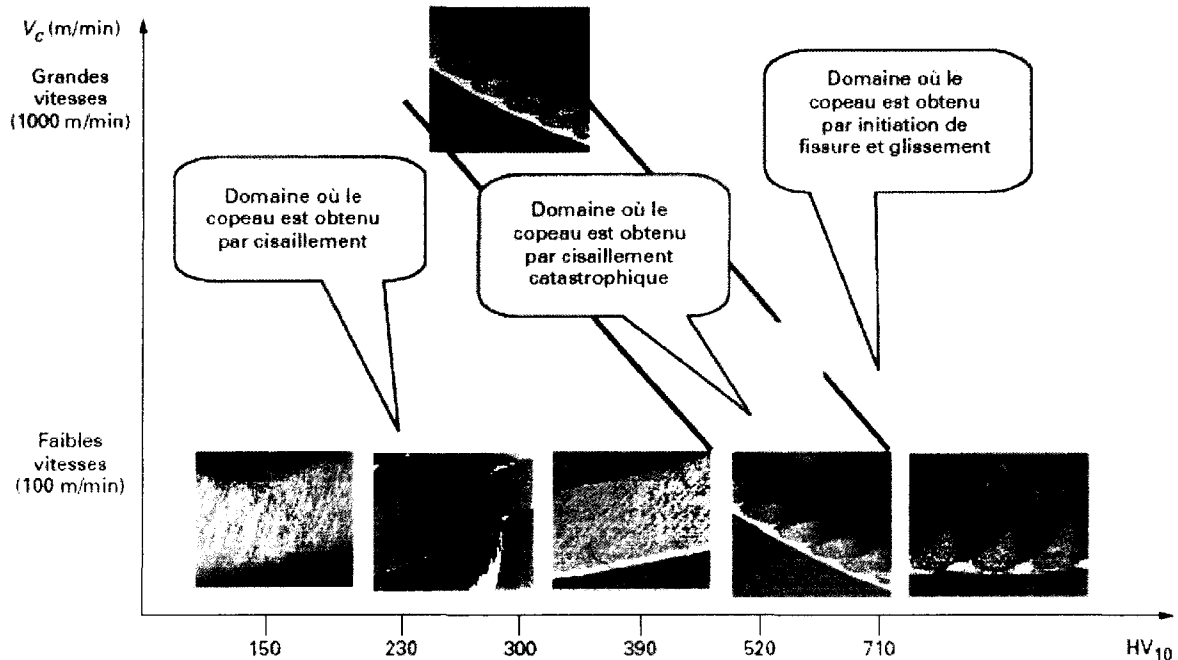


Figure 9. Morphologie du copeau obtenue en fonction de la dureté du matériau usiné [Pou 02].

L'érouissage et la sensibilité à la vitesse de déformation tendent à accroître la contrainte contrairement à l'adoucissement thermique qui tend à l'abaisser. La fragmentation du copeau apparaît donc lorsque les effets de l'érouissage du matériau et de la sensibilité à la vitesse de déformation sont équilibrés par les effets de l'adoucissement thermique.

## I.1.4 USURE DES OUTILS

### I.1.4.1 FACIÈS D'USURE

Les faciès d'usure des outils de coupe dépendent du couple outil-matière, des conditions d'usinage, mais aussi de la géométrie de la plaquette et du revêtement (figure 10).

L'**usure en cratère**, due au frottement du copeau sur la face de coupe de l'outil, se caractérise par la formation d'un cratère sur la face de coupe. Cette forme d'usure est la conséquence du mécanisme de diffusion : les fortes températures et des pressions de contact élevées engendrent une diffusion importante de l'outil vers le copeau.

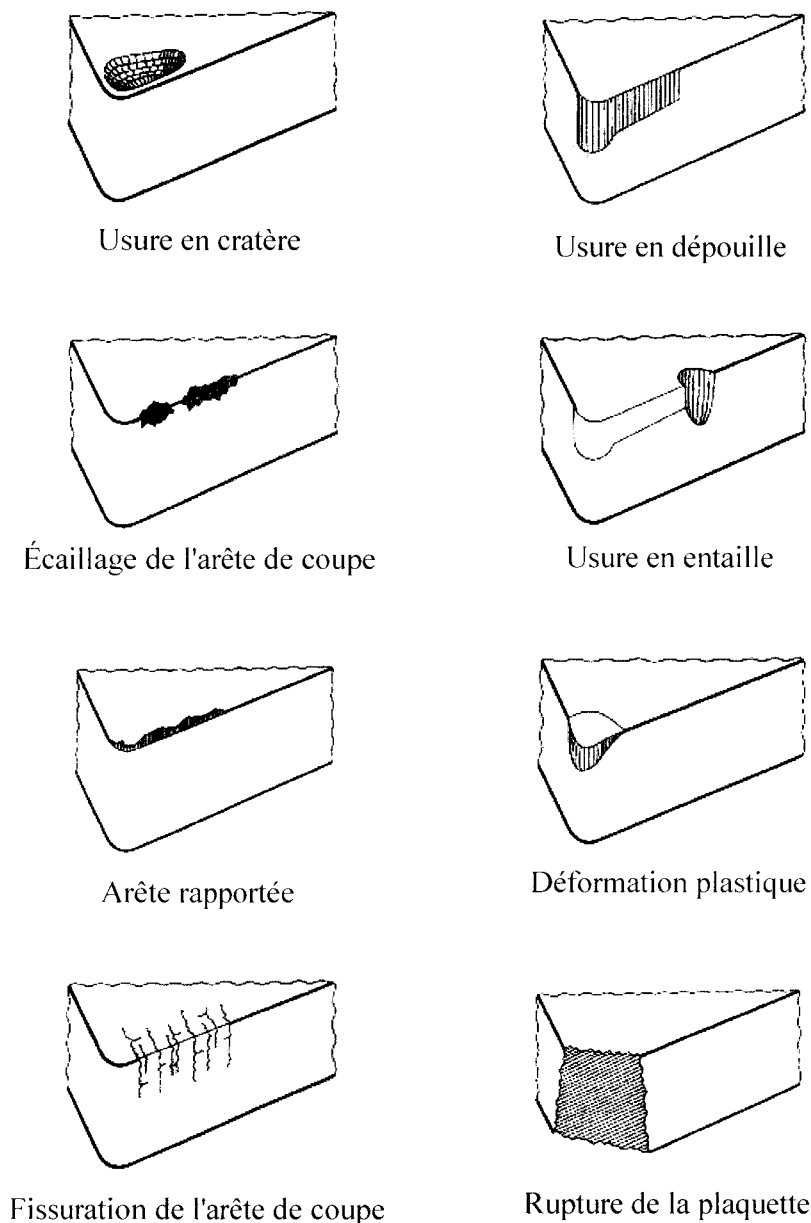


Figure 10. Représentation schématique des différents modes d'usure de l'outil [Pag 03].

L'**usure en dépouille**, qui résulte du frottement de la pièce sur la face de dépouille de l'outil engendre une bande striée, parallèle à la face de coupe de l'outil, qui influe sur l'état de surface de la pièce usinée et sur sa précision dimensionnelle.

L'**usure par écaillage** est une destruction de l'arête de coupe par arrachement de petits fragments d'outil. Cette usure est générée par des vibrations ou des chocs thermiques. L'apparition d'ébréchantures sur l'arête en dehors de la zone de contact provient de l'impact des copeaux.

L'**usure en entaille** se produit sur l'arête principale de coupe à la hauteur du point de contact avec la périphérie de la pièce (donc à la limite de la largeur de coupe). Elle résulte de l'écaillage ou de l'oxydation de la pièce.

L'**arête rapportée** est une accumulation de matière sur l'arête de coupe de l'outil. Ce phénomène résulte d'une vitesse de coupe trop faible.

La pointe de l'outil peut subir des **déformations plastiques** sous l'effet combiné des températures d'interfaces élevées et des pressions de contact importantes. Cette déformation plastique entraîne l'affaissement de la pointe de l'outil.

De légères **fissures** perpendiculaires à l'arête de coupe occasionnées par des chocs thermiques peuvent apparaître sur l'outil et conduire à la rupture.

La **rupture** de l'outil peut se rencontrer dans l'usinage de matériaux très durs. La rupture est souvent le résultat de conditions de coupe mal définies. La rupture intervient suite à une usure trop prononcée de l'outil.

#### I.1.4.2 MÉCANISMES D'USURE

L'usure des outils dépend de la sévérité du contact à l'interface outil-copeau et résulte des phénomènes mécaniques et physico-chimiques telles que l'adhésion, l'abrasion, la diffusion, etc. [Cor 03].

Le processus d'**adhésion** est dû aux aspérités des surfaces en contact qui forment des microsoudures sous l'action de la pression. Les jonctions métalliques, véritables microsoudures, sont continuellement rompues par le mouvement relatif entre l'outil et le copeau. Si les jonctions sont moins résistantes que la matière du copeau et de l'outil, les ruptures se produisent à la jonction et l'usure de l'outil est négligeable. Si les soudures sont plus résistantes que le copeau, les ruptures s'effectuent dans la masse du copeau. Les fragments engendrés adhèrent à l'outil et contribuent à la formation d'une arête rapportée. Les ruptures se produisent majoritairement dans le copeau, certaines apparaissent toutefois sur la face de coupe lorsque les jonctions sont plus résistantes que le copeau et l'outil.

L'**abrasion** est un mécanisme d'usure produit par l'interaction d'inclusions sur la face de coupe avec la surface usinée. Des inclusions, sous forme d'oxydes et de carbures, proviennent de la pièce et de l'outil. D'autres phénomènes d'usure, tel que l'adhésion, génèrent également des inclusions. L'usure par abrasion se traduit alors par la présence de stries qui résultent du frottement entre les surfaces de contact.

L'usure subie par un outil revêtu (TiAl)N lors d'une opération d'usinage orthogonal sur un acier 27MnCr5 avec une vitesse de coupe de  $200 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  après 10 secondes peut être observée sur la figure 11 [Rec 02]. La face de coupe de l'outil présente deux zones d'usure. La zone d'usure adhésive indique une vitesse faible à l'interface outil-copeau. La zone de frottement (ou zone d'usure abrasive) caractérise le glissement du copeau sur la face de coupe de l'outil.

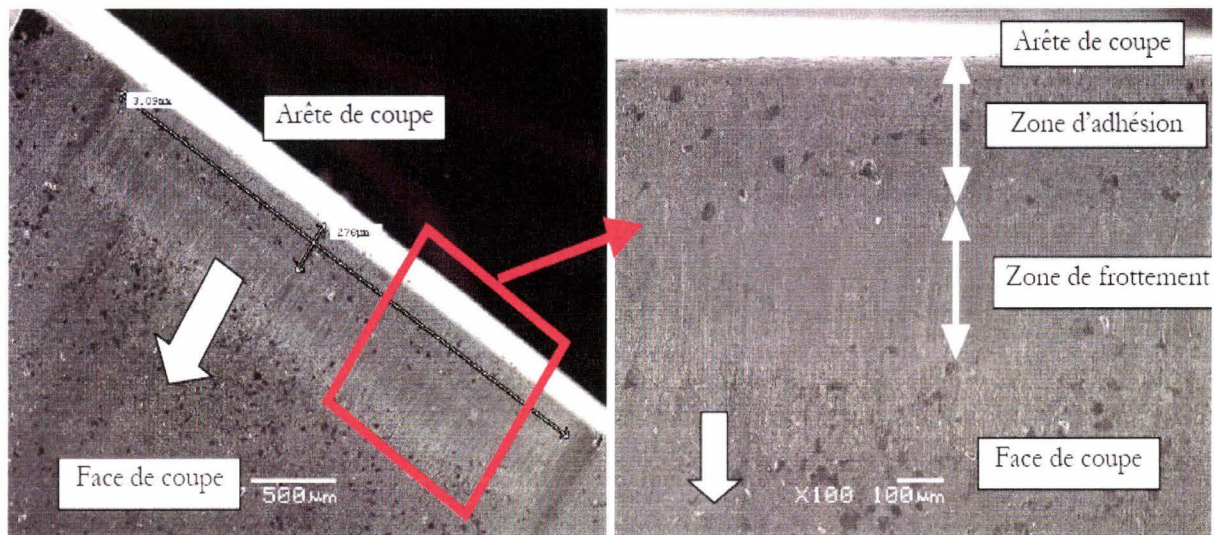


Figure 11. Vue au MEB de la zone de contact outil/copeau d'un outil revêtu (TiAl)N [Rec 02] - Coupe orthogonale d'un acier 27MnCr5,  $v_c=200 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ ,  $a=0,15 \text{ mm}$ ,  $w=3 \text{ mm}$ , 10 s d'usinage.

Pendant l'usinage, l'outil est soumis à de très importantes contraintes thermiques et mécaniques. La variation des sollicitations mécaniques (hétérogénéité du matériau usiné) et les chocs thermiques sévères engendrent des **fissures** sur les diverses faces de l'outil.

L'usinage d'un acier engendre des pressions de contact de l'ordre de 800 à 1000 MPa et des températures à l'interface outil-copeau avoisinant les  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ . Pour ces sollicitations sévères, une **déformation plastique** de l'outil peut avoir lieu au niveau de l'arête de coupe.

La **diffusion** est un processus activé thermiquement qui peut donc conduire à une usure rapide pour des vitesses de coupe élevées et/ou des profondeurs de passe importantes. Ce type d'usure se matérialise en un transfert de constituants de l'outil vers le copeau et vice versa. La figure 12 représente les phénomènes de diffusion des atomes pour un acier usiné avec un outil WC-Co. Le carbone et le cobalt diffusent vers le copeau, tandis que le fer du copeau migre vers l'outil (dans le cas de l'usinage des aciers). Une couche adhésive se forme alors sur l'outil [Fan 96] [Qi 96]. La couche formée devient protectrice en diminuant les phénomènes d'usure par adhésion et par abrasion.



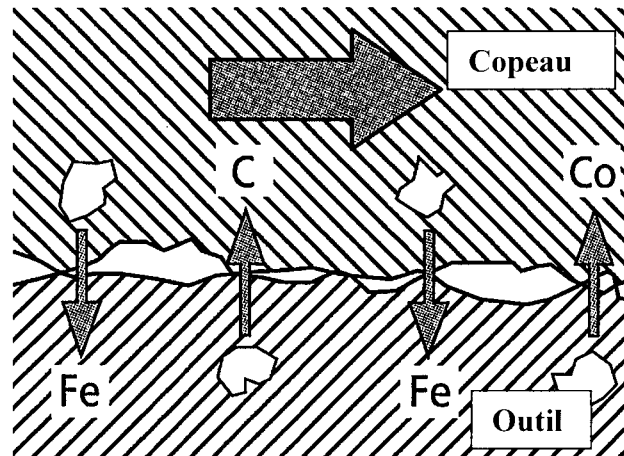


Figure 12. Phénomène de diffusion des atomes.

La figure 13 montre l'image prise au microscope à balayage électronique de la face de coupe d'un outil ayant usiné à sec de l'aluminium pendant 7 minutes avec une vitesse de coupe de  $60 \text{ m.min}^{-1}$ , une avance de  $0,3 \text{ mm/tr}$ , et une profondeur de passe de  $4 \text{ mm}$ . Cette micrographie met en évidence une zone contrastée de largeur égale à la longueur de contact  $l_c$ . D'après l'auteur, les analyses chimiques par EDS et AES indiquent une présence importante de cuivre dans la composition du dépôt. Cette couche fine adhérente (de l'ordre du micromètre) est essentiellement formée par le transfert des précipités  $\text{Al}_2\text{Cu}$  et  $\text{Al}_2\text{CuMg}$  présents dans le copeau.

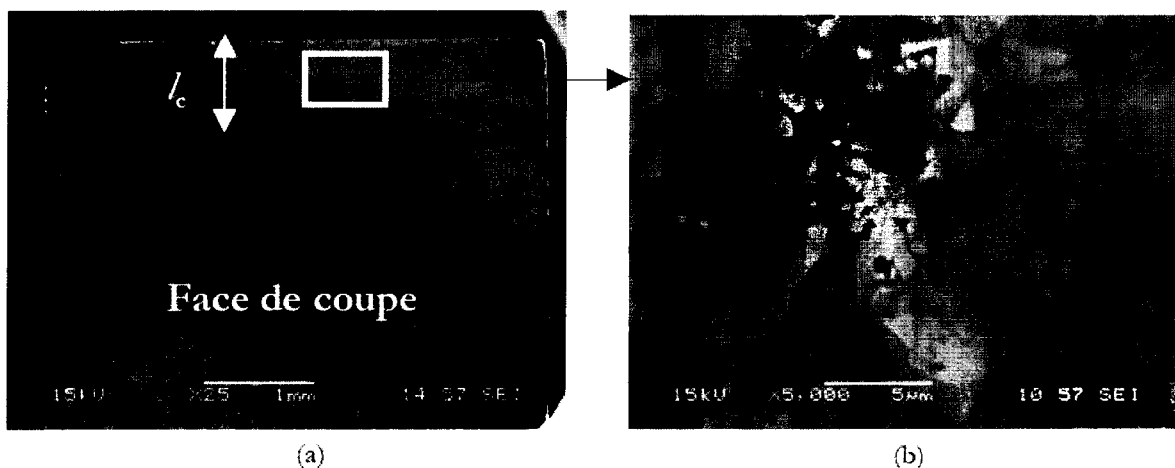


Figure 13. Image MEB montrant la face de coupe d'un outil WC-Co ayant usiné un alliage d'aluminium pendant 7 minutes, (a) vue globale, (b) zoom sur la couche de transfert ( $v_c=60 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a=0,3 \text{ mm}$ ,  $w=4 \text{ mm}$ ) [Lis 04].

L'action combinée de l'oxygène et l'eau contenue dans les lubrifiants provoquent avec l'élévation de température durant l'usinage, l'**oxydation** de l'outil. Avec l'augmentation de la température, le potentiel d'oxydoréduction des matériaux diminue et favorise le processus d'oxydation.

Tous ces phénomènes peuvent être synthétisés en figure 14. Leur importance respective évolue selon la température de coupe. Pour des faibles vitesses de coupe, l'usure de l'outil dépend essentiellement des phénomènes mécaniques. Par contre, pour des vitesses de coupe plus élevées, la température moyenne à l'interface augmente et les phénomènes thermiquement activés deviennent prépondérants comparés aux effets mécaniques [Ler 84] [Car 02]. Des profondeurs de passe importantes où des vitesses d'avance élevées engendrent également une augmentation de la température.

Cependant, il reste difficile de préciser les températures de transition entre modes d'usure dominants. On peut tout de même retenir l'augmentation de l'usure adhésive due à l'arête rapportée. Cette usure adhésive ayant ensuite tendance à diminuer dès l'arrivée des phénomènes de diffusion lors de la montée en température.

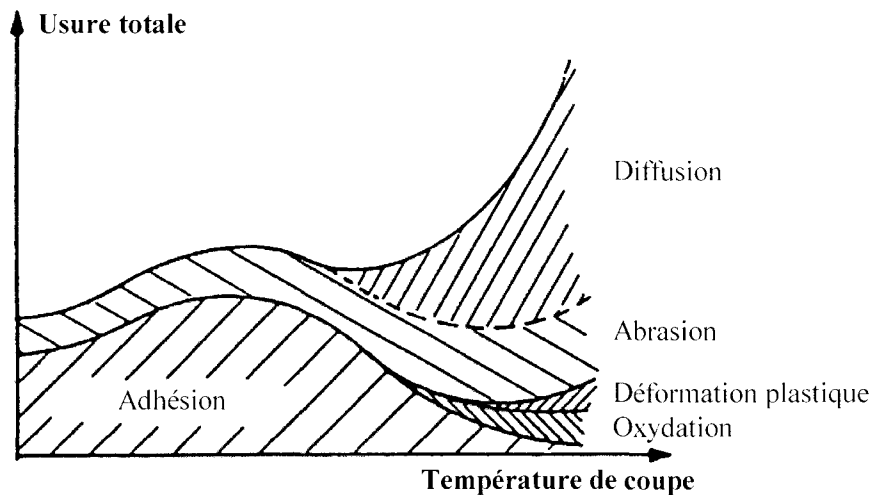


Figure 14. Évolution schématique des phénomènes d'usure en fonction de la température.

## I.2 INTERFACE OUTIL-COPEAU

### I.2.1 PHYSIQUE DU CONTACT

Pendant le processus d'usinage, le copeau exerce des efforts importants sur une surface localisée de l'outil. Cette zone de contact, appelée interface outil-copeau, est le siège de phénomènes mécaniques et physico-chimiques très complexes. Afin de mieux appréhender ces phénomènes à l'interface outil-copeau, les conditions de contact telles que la distribution des contraintes à l'interface, la vitesse de glissement relative, et le champ de température doivent être déterminées.

## I.2.1.1 ESTIMATION DES CONTRAINTES DANS LA ZONE INTERFACIALE

**Analyse bibliographique impliquant des méthodes expérimentales :**

La distribution des contraintes sur la face de coupe de l'outil peut être mesurée par photoélasticité ou par la technique de l'outil composé. L'étude de la distribution des contraintes normale et de cisaillement à l'interface outil-copeau a fait l'objet de nombreux travaux.

Chandrasekaran et Kapoor [Cha65] puis Bagchi et Wright [Bag87] ont employé la photoélasticité pour décrire la distribution des contraintes sur la face de coupe de l'outil. L'analyse des lignes isochromes et isoclines créées sur un outil photoélastique permet de déterminer la distribution des contraintes.

D'autres auteurs [Bar 82] [Bur 94] [Lee 95] [Chi 89] [Chi 97] [Chi 00] [Chi 06] ont étudié les champs de contraintes normale et de cisaillement sur la face de coupe de l'outil à l'aide d'un "outil coupé" (figure 15).

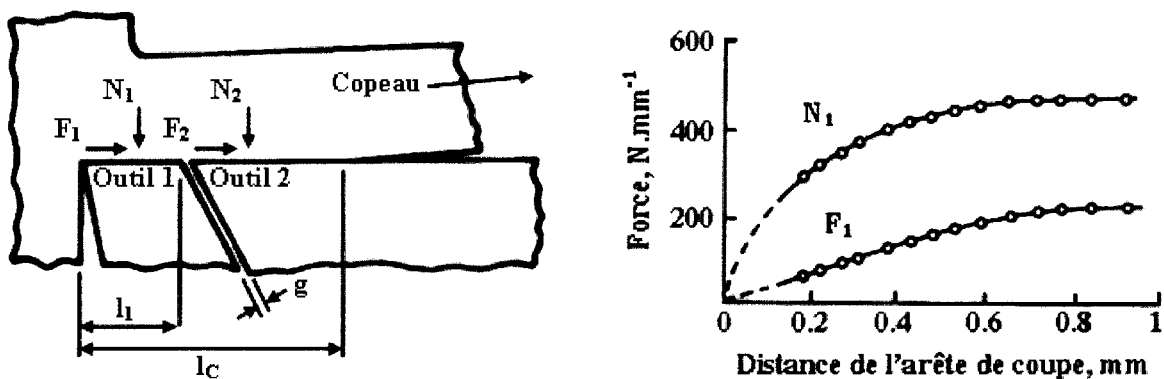


Figure 15. Schématisation d'un outil coupé et des efforts relevés sur l'outil [Chi 06].

La méthode de "l'outil coupé" est basée sur l'utilisation d'un outil composé de deux parties séparées par un espace  $g$  si petit que le copeau ne peut s'écouler à l'intérieur. Les forces normales et tangentielles sur les 2 parties d'outil ( $F_1, N_1$ ) et ( $F_2, N_2$ ) sont mesurées et permettent de vérifier que l'espace  $g$  n'a pas d'incidence sur la force globale. L'étape principale consiste à mesurer la fluctuation des efforts sur la première partie de l'outil, c'est-à-dire  $F_1$  et  $N_1$ , lorsque la longueur  $l_1$  varie ( $l_1$  est généralement réduite en rectifiant la face de dépouille). La pression de contact  $\sigma_n$  et la cission de frottement  $\tau_{\text{fric}}$  sont obtenues à une distance  $l_1$  de l'arête de coupe à l'aide des relations suivantes (les forces étant prises par largeur d'unité).

$$\sigma_n = \frac{dN_1}{dl_1}; \quad \tau_{fmc} = \frac{dF_1}{dl_1} \quad \text{Équation 2}$$

La figure 16 illustre les distributions des contraintes sur la face de coupe proposée par Zorev en 1963 [Zor 63]. Dans ce modèle, la contrainte normale est une fonction puissance qui décroît depuis un maximum situé à la pointe de l'outil. Une zone "collante" d'une longueur  $l_i$  est définie. Dans cette zone, la contrainte de cisaillement est constante et égale à la contrainte d'écoulement en cisaillement  $k$  du matériau. Dans une seconde partie correspondant à un contact "glissant", la contrainte de cisaillement est définie proportionnelle à la contrainte normale. Les conditions d'interface sont alors modélisées par une loi de coulomb. Cette représentation du contact a pendant longtemps servi de modèle de référence.

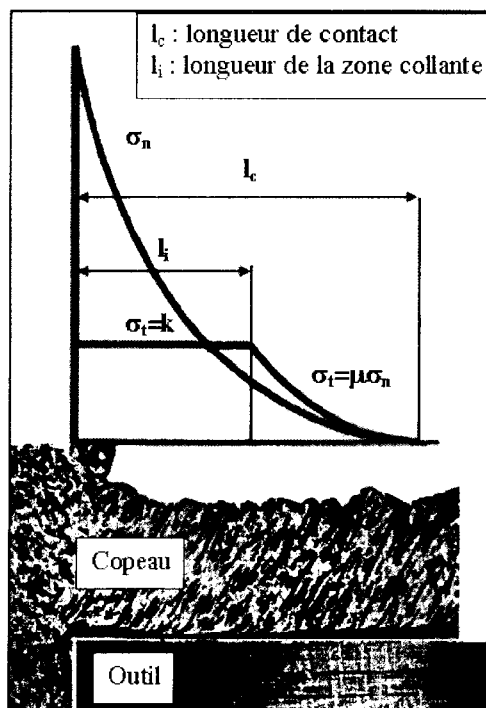


Figure 16. Modèle de distribution de contrainte selon Zorev [Zor 63].

Les résultats expérimentaux de Childs et al [Chi 97] (figure 17) obtenus en usinant un acier à faible teneur en carbone corrént le modèle de Zorev. Ces essais ont été réalisés dans une configuration de coupe orthogonale pour des vitesses de coupe comprises entre 50 et 250  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$  et une avance de 0,1 mm. Sur ce graphe, la pression de contact atteint 1200 MPa pour une vitesse de coupe de 250  $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ . La longueur de la zone "collante" augmente lorsque la vitesse de coupe augmente.

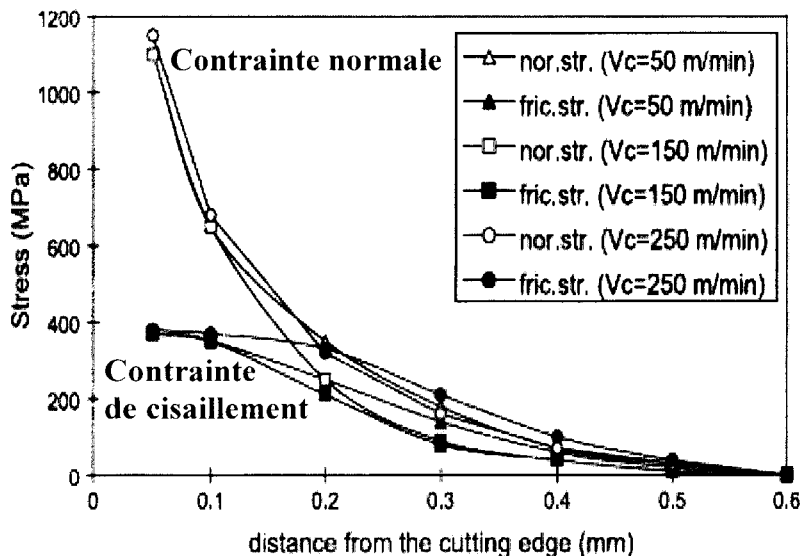


Figure 17. Distribution de contrainte observée lors de l'usinage d'un acier à faible teneur en carbone [Chi 97].

Cependant, les résultats expérimentaux d'autres auteurs conduisent à des distributions de contraintes interfaciales différentes (figure 18).

Chandrasekaran et Kapoor [Cha 65] ont analysé les contraintes à l'interface outil copeau à l'aide d'un outil photoélastique. Cette étude est menée avec différents angles de coupe ( $-10^\circ$ ,  $0^\circ$ ,  $10^\circ$ ,  $20^\circ$ ) à une vitesse de coupe de  $0,0254 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ . Pour les angles de coupe positifs ou nul, les distributions de la contrainte de cisaillement sont similaires à celles données par la courbe 3 de la figure 18a. Cependant, pour un angle de coupe de  $-10^\circ$ , la contrainte de cisaillement évolue suivant la courbe 4 de la figure 18a. Dans tous les cas, la contrainte de cisaillement mesurée se rapproche de la contrainte d'écoulement en cisaillement  $k$  du copeau. La pression normale de contact est constante sur une petite distance proche de l'arête de coupe puis décroît de façon non linéaire (courbe 3, figure 18b).

La méthode de photoélasticité est limitée à des faibles vitesses de coupe du fait de la faible résistance des matériaux photoélastiques. Bagchi et Wright [Bag 87] ont analysé les distributions des contraintes à des vitesses allant jusqu'à  $75 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$  par la méthode de photoélasticité avec des outils transparents en saphir. L'analyse est menée sur 3 matériaux, à savoir, un acier AISI 1020, un acier AISI 12L14, et un laiton SAE CA 360. Pour cette étude, l'épaisseur du copeau non déformé est égale à  $0,132$  ou  $0,381$ , et la vitesse de coupe est choisie dans une gamme comprise entre  $10$  et  $75 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ . Ces résultats ont montré que la forme des distributions de contraintes était identique quel que soit le matériau testé. La contrainte de cisaillement croît jusqu'à un maximum puis chute à l'approche de l'arête de coupe, comme décrit par la courbe 4 de la figure 18a. La contrainte normale décroît de façon non linéaire depuis un maximum situé à la pointe de l'outil (courbe 1, figure 18b).

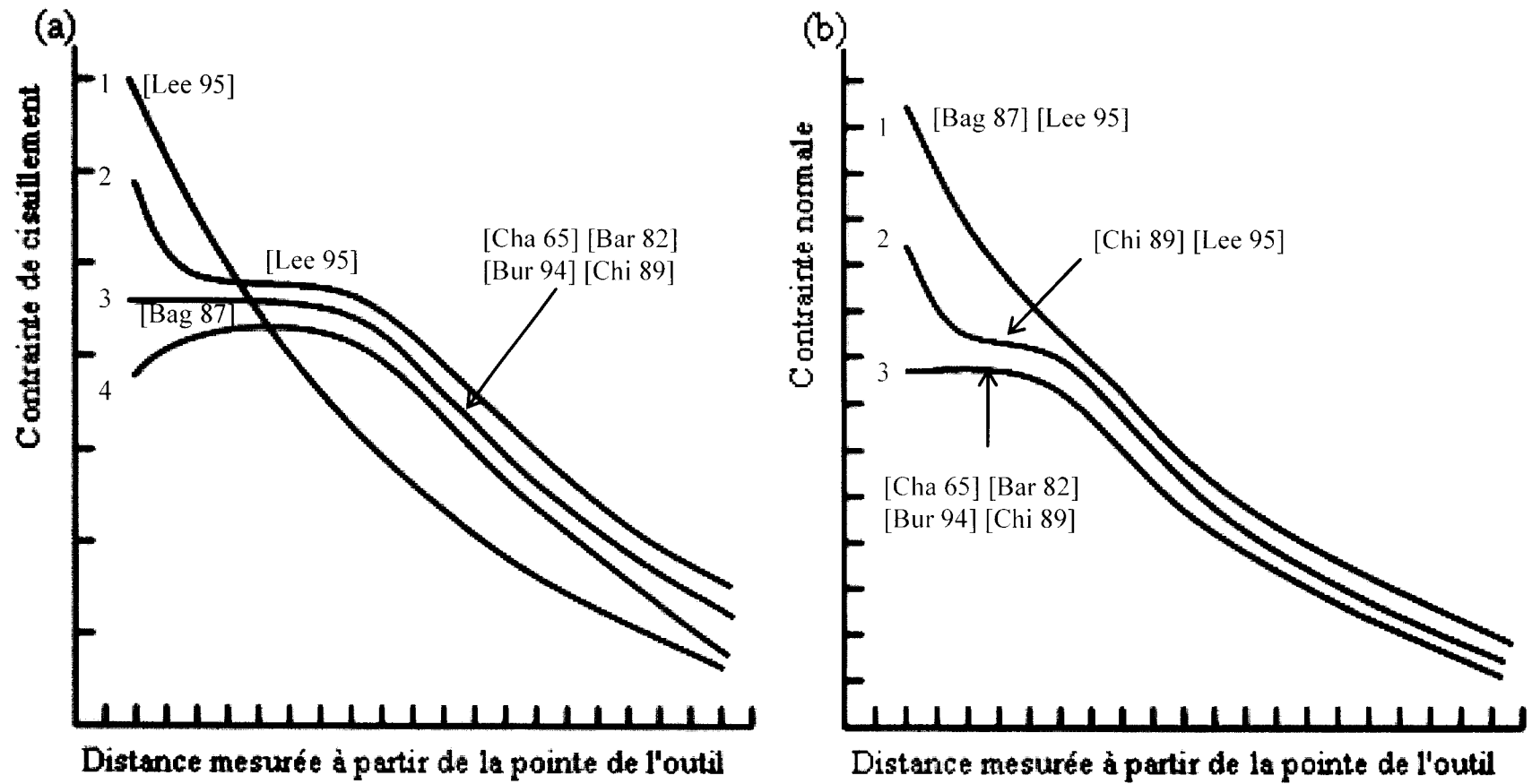


Figure 18. Schématisation des distributions de contrainte obtenues le long de la surface de contact.

Barrow et al [Bar 82] ont utilisé un outil coupé pour déterminer les distributions de contraintes lors de l'usinage d'un alliage de chrome et de nickel. Les résultats obtenus pour une large gamme de 15 conditions de contacts ont révélé une allure de la distribution des contraintes similaire quelles que soient les conditions de coupe employées. Les contraintes normales et tangentielles croissent de façon exponentielle puis deviennent constantes à l'approche de l'arête de coupe (courbe 3, figure 18b et courbe 3, figure 18a). Les auteurs suggèrent de prendre la longueur de la portion constante identique pour la pression de contact et pour la contrainte de cisaillement.

L'étude menée par Buryta et al [Bur 94] confirme l'existence d'un plateau pour les contraintes normales et tangentielles (courbe 3, figure 18b et courbe 3, figure 18a). Cependant les résultats obtenus pour 3 matériaux (un acier AISI C1045, un acier inoxydable AISI 304 et un laiton SAE CA 360) usinés avec un outil coupé en carbure, une avance de 0,0152 mm par tour et une vitesse de coupe de 130 m.min<sup>-1</sup>, révèlent une longueur de plateau pour la contrainte normale plus petite que celle de la contrainte de cisaillement.

Childs et Mahdi [Chi 89] usinent un laiton, un alliage d'aluminium, et un acier mi-doux à l'aide d'un outil coupé en carbure lors d'une opération de tournage avec une avance de 0,254 mm par tour et une vitesse de coupe de 120 m.min<sup>-1</sup>. L'allure de la distribution de la contrainte de cisaillement est identique pour les 3 matériaux testés et révèle la présence d'un plateau à l'approche de l'arête de coupe (courbe 3, figure 18a). Pour les expériences menées avec un laiton et un alliage d'aluminium, la distribution de la contrainte normale est de forme identique à celle de la contrainte de cisaillement (courbe 3, figure 18b). Pour l'acier mi-doux, la contrainte normale augmente de façon non linéaire puis stagne sur une courte longueur avant de croître de nouveau (courbe 2, figure 18b). La longueur de la zone "collante" est identique pour la contrainte normale et tangentielle quel que soit le matériau utilisé.

Lee et al [Lee 95] ont également étudié la distribution des contraintes à l'interface outil-copeau par le biais de la méthode de l'outil coupé. Les expériences sont menées sur des pièces en acier doux, en cuivre, et en aluminium dans une configuration de coupe orthogonale. L'étude de plusieurs configurations de coupe permet d'affirmer que le profil des contraintes est affecté à la fois par la nature des matériaux et par l'épaisseur du copeau non déformé. L'allure de la distribution de la contrainte normale n'est pas toujours de forme exponentielle (courbe 1, figure 18b) et montre parfois l'existence d'un plateau sur quelques points de la courbe (courbe 2, figure 18b). Le profil de la contrainte de cisaillement est semblable à celui illustré sur la courbe 2 de la figure 18a. La longueur du plateau présent sur le profil de la contrainte de cisaillement diminue lorsque l'épaisseur du copeau non déformé diminue. Dans le cas de l'acier doux, le plateau tend à disparaître lorsque la profondeur de passe devient

faible. Le profil de distribution de contrainte de cisaillement croît alors continûment de façon non linéaire.

**Analyse bibliographique impliquant des modélisations :**

La répartition de la pression de contact le long de la face de coupe peut être estimée par un modèle thermomécanique [Mou 98]. Le matériau usiné étant considéré isotrope et avec un comportement rigide-plastique, la pression de contact est alors déterminée par la relation :

$$P(x) = P_0 \left( 1 - \frac{x}{l_c} \right)^\xi \quad \text{Équation 3}$$

où  $P_0$  est la pression à la pointe de l'outil et  $l_c$ , la longueur de contact. Le paramètre  $\xi$  ( $\geq 0$ ) contrôle le profil de la pression.

La figure 19 représente la distribution de la pression de contact obtenue pour un acier 1018 [Mou 98]. La pression de contact à la pointe de l'outil est comprise entre 750 et 1150 MPa en fonction du profil défini par le paramètre  $\xi$ .

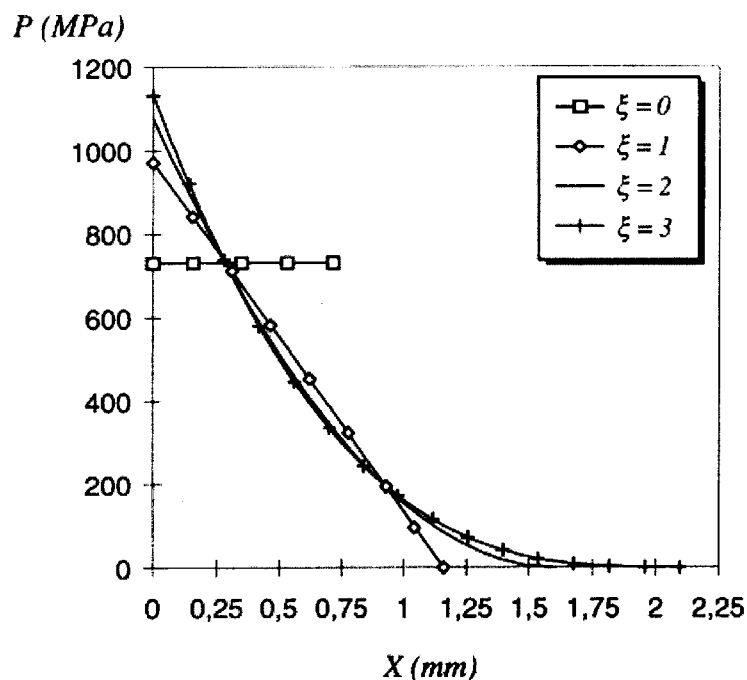


Figure 19. Distribution de contrainte à l'interface outil-copeau pour différentes valeurs de  $\xi$  [Mou 98].



Les approches numériques par éléments finis permettent également de déterminer la distribution de la contrainte normale sur la face de coupe de l'outil et confirment une pression de contact à la pointe de l'outil supérieure à 1 GPa (figure 20).

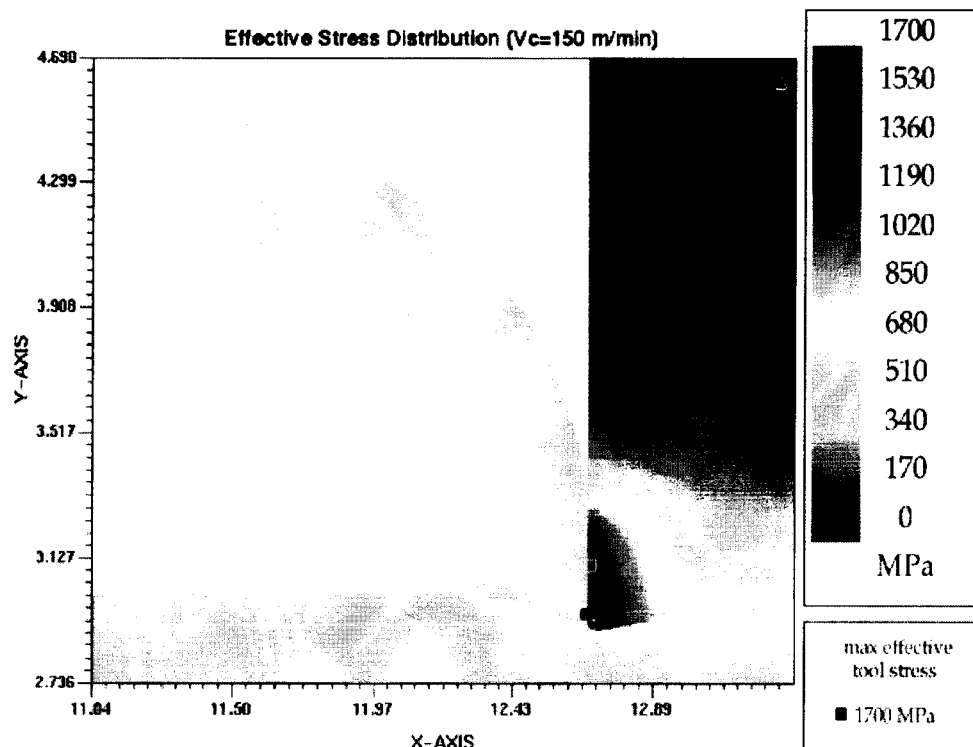


Figure 20. Distribution de contrainte pour un acier à faible teneur en carbone usiné à une vitesse de coupe  $v_c = 150 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  [Oze 06].

Ainsi, les conditions de contact à l'interface outil-copeau sont extrêmement complexes et font l'objet de nombreux développements scientifiques. Cependant, la pression de contact à la pointe de l'outil, bien que dépendante des conditions d'usinage, est généralement comprise entre 1 et 2 GPa.

#### 1.2.1.2 VITESSE DE GLISSEMENT

Pour Trent [Tre<sup>1</sup>88] [Tre<sup>2</sup>88] [Tre<sup>3</sup>88], le contact à l'interface outil-copeau est dans la majeure partie des cas, un contact de non glissement. Il apparaît donc un cisaillement de la matière dans la zone de cisaillement secondaire (ZCS). Cette zone, parfois représentée par les schémas de la figure 21, apparaît comme une zone d'écoulement où la vitesse croît progressivement jusqu'à atteindre la vitesse du copeau.

Au contraire, Madhavan [Mad02] a montré à l'aide d'un outil transparent en saphir l'existence d'un mouvement relatif entre le copeau et la face de coupe de l'outil.

Les conditions de contact à l'interface outil-copeau sont à l'évidence fonction des conditions de coupe, et les différentes techniques d'observation influent sur l'interprétation des résultats.

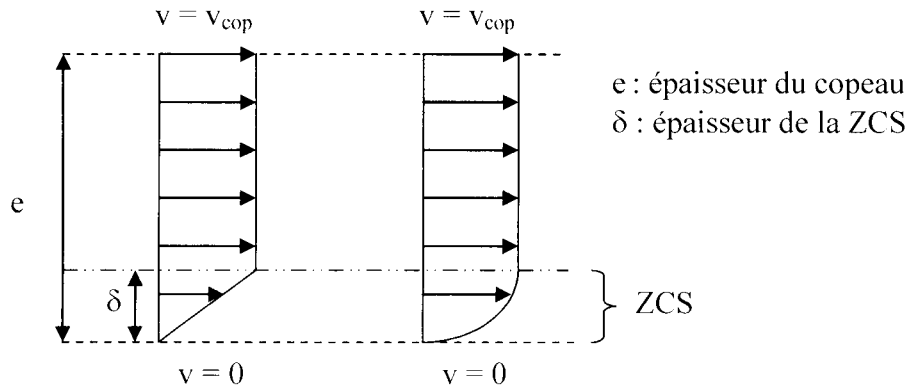


Figure 21. Schématisation de l'écoulement de matière dans le copeau.

Des représentations schématiques plus récentes combinent les deux types de contact par un gradient de vitesse dans la direction de la face de coupe (figure 22). La vitesse de glissement du copeau est nulle à la pointe de l'outil, et croît jusqu'à atteindre la vitesse du copeau  $v_{cop}$  lorsque celui-ci quitte l'outil. Cette représentation triangulaire de la zone de cisaillement secondaire fait intervenir une zone de contact collant, suivie d'une zone de glissement. Dans la zone de glissement, la vitesse d'interface croît jusqu'à atteindre la vitesse du copeau  $v_{cop}$ .

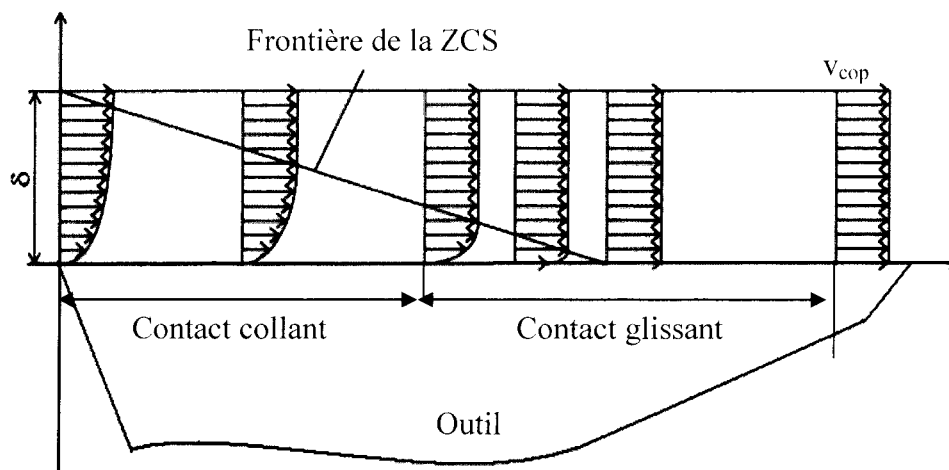


Figure 22. Représentation schématique du profil des vitesses dans la ZCS, [Mar 01].

Qi et Mills ([Qi 00, Qi 03]) ont proposé dernièrement une modélisation du contact en considérant l'existence d'une couche de transfert de matière formée entre l'outil et le copeau (figure 23). La vitesse est supposée nulle entre la couche de transfert de matière et l'outil. Le glissement apparaît à l'interface "couche de transfert/copeau", là où est atteint le maximum de la vitesse de déformation.

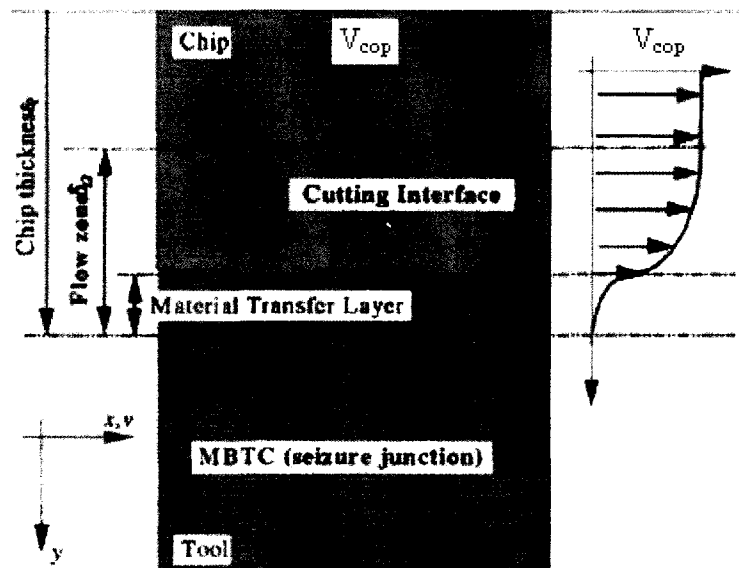


Figure 23. Illustration du profil de vitesse selon Qi, [Qi 03].

Ainsi, les conditions de contact à l'interface outil-copeau sont le siège de phénomènes d'adhésion et/ou de glissements. Il est également admis que la vitesse d'interface est réduite au contact de l'outil et notamment à la pointe de celui-ci.

### I.2.1.3 TEMPÉRATURE

L'énergie mécanique nécessaire à la formation du copeau se convertit en énergie interne et en dégagement de chaleur. Taylor et Quinney [Tay34] ont été les premiers à étudier la conversion de l'énergie mécanique en chaleur. Ils ont défini le coefficient de Taylor-Quinney ( $\beta$ ) comme étant le rapport entre la quantité de chaleur générée et la quantité de travail plastique fournie. Les travaux de Rosakis et al [Ros 00] montrent que ce coefficient dépend du taux et de la vitesse de déformation plastique ainsi que de la température. Le coefficient de Taylor-Quinney augmente avec l'accroissement des déformations plastiques. Généralement, 80 à 100 % de la puissance mécanique fournie lors de la formation du copeau est considérée convertie en énergie thermique. Cette gamme de valeur a été confirmée plus récemment lors d'essais menés sur un acier inoxydable AISI 304L pour de grandes vitesses de déformation [Jov 06].

Les principales sources de chaleur proviennent des déformations plastiques produites dans la zone de cisaillement primaire, du frottement à l'interface outil-copeau, et en moindre mesure du frottement de la face de dépouille sur la pièce usinée (figure 24).

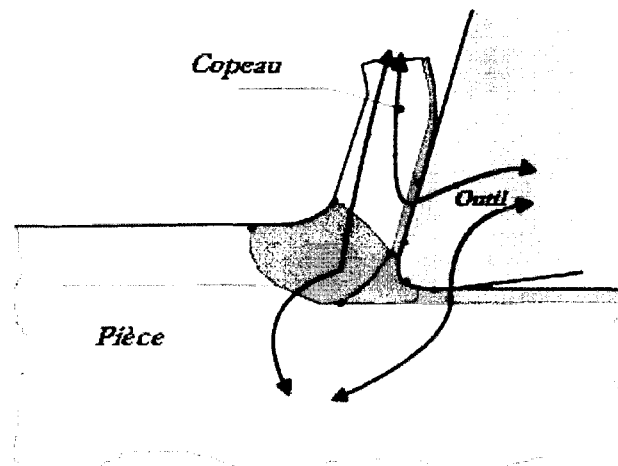


Figure 24. Représentation des différentes sources de chaleur générées durant l'usinage [Bat 02].

Ces sources de chaleurs génèrent une température élevée à l'interface outil-copeau. La mesure du champ de températures est nécessaire à la compréhension des phénomènes rencontrés. Afin d'évaluer la température dans les différentes zones de la coupe, plusieurs techniques, telles que l'insertion de thermocouples, l'emploi de caméras infrarouges, ou le recours à une analyse métallographique peuvent être employées [Das 99] [Kom 01] [Sut 03].

L'utilisation de thermocouples embarqués est une des méthodes utilisées. Des thermocouples sont insérés et soudés dans l'outil aux différents points de mesure. La température d'interface est estimée par méthode inverse à partir du transfert de chaleur par conduction depuis les points de mesure. Le perçage de l'outil et la connaissance de la localisation exacte du point mesuré restent les difficultés liées à cette technique. Certains auteurs utilisent l'effet Seebeck en utilisant la pièce et l'outil comme couple de mesure [Grz 99] [Grz<sup>1</sup> 04] [Grz<sup>2</sup> 04]. Cette technique fournit une valeur moyenne de la température sur la surface de contact outil-copeau. Des problèmes apparaissent s'il y a formation d'une arête rapportée, ce qui affecte la surface de contact.

La distribution de température dans l'outil peut aussi être déterminée à partir d'analyses métallographiques. La méthode s'appuie sur les relations entre la microstructure, la dureté et la température. Cette technique ne peut s'appliquer que sur des matériaux sensibles aux transformations, comme les aciers rapides. L'étalonnage des duretés en fonction de la température permet alors d'obtenir des mesures avec une précision de  $\pm 25$  °C [Wri 78].

La méthode de mesure radiative, qui permet la mesure des températures sans contact s'effectue par pyrométrie ou par thermographie infrarouge. Cette dernière technique permet d'obtenir des champs de température à chaque instant contrairement à la pyrométrie qui ne permet que des mesures ponctuelles. L'inconvénient majeur de ces techniques est de ne pouvoir obtenir de mesures au sein de l'interface puisqu'elle n'est pas observable. Une solution consiste à déplacer l'outil à la fin d'usinage jusqu'au point de mesure. La température de l'interface pendant l'usinage peut alors être extrapolée.

La distribution de température est dépendante des conditions de coupe et des matériaux usinés. Quelle que soit la méthode employée, le profil de température présente un maximum (zone chaude) situé à une certaine distance de l'arête de coupe. L'image prise par caméra thermique lors de l'usinage d'un acier inoxydable AISI 316 (figure 25) révèle l'existence d'une température supérieure à 1000 °C sur la face de coupe. Sur cette cartographie thermique, la température à la pointe de l'outil est d'environ 800°C contre 1100°C dans la zone chaude située à 0,1 ou 0,2 mm. Récemment, M'Saoubi et Chandrasekaran [M'Sa 04] ont montré que la température maximale se rapproche de la pointe de l'outil avec l'augmentation de la vitesse de coupe, tandis qu'elle s'éloigne quand l'épaisseur du copeau non déformé augmente.

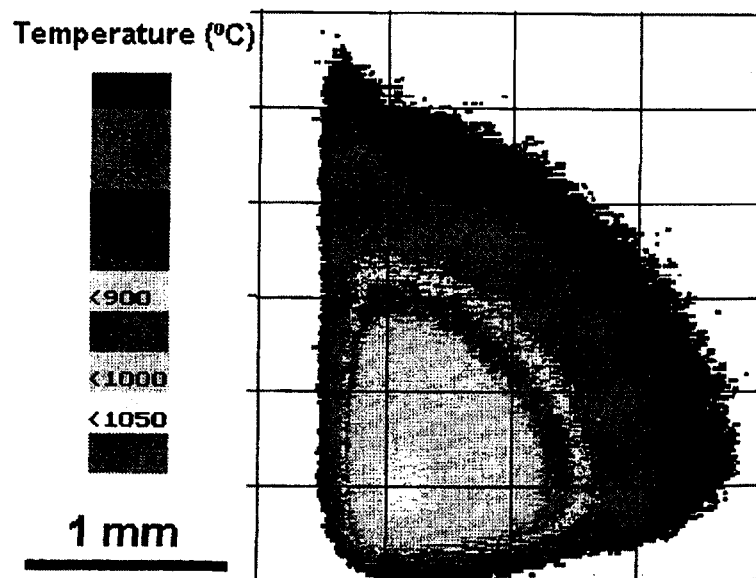


Figure 25. Distribution de température obtenue lors de l'usinage d'un 316L ( $v_c=100$  m.min<sup>-1</sup>,  $a=0.20$  mm). L'outil est non revêtu avec un angle de coupe de 0° et un angle en dépouille de 11° [Out 04].

A l'interface outil-copeau, la résistance thermique de contact ( $R_{TC}$ ) qui traduit l'imperfection du contact s'exprime comme le rapport de la différence des températures interfaciales ( $\Delta T$ ) sur la densité de flux ( $\varphi$ ) qui traverse l'interface :

$$R_{TC} = \frac{\Delta T}{\varphi} \quad \text{Équation 4}$$

La figure 26 présente le schéma de principe de l'hypothèse de la résistance thermique de contact dans le cas d'un transfert thermique 1D et de conditions de température imposées loin de l'interface dans chaque matériau. Un champ de constriction apparaît dans la zone perturbée par l'état des surfaces en contact. Les températures superficielles d'interface distinctes notées  $T_1$  et  $T_2$  peuvent être obtenues par extrapolation jusqu'au plan théorique de contact noté  $\pi$ .

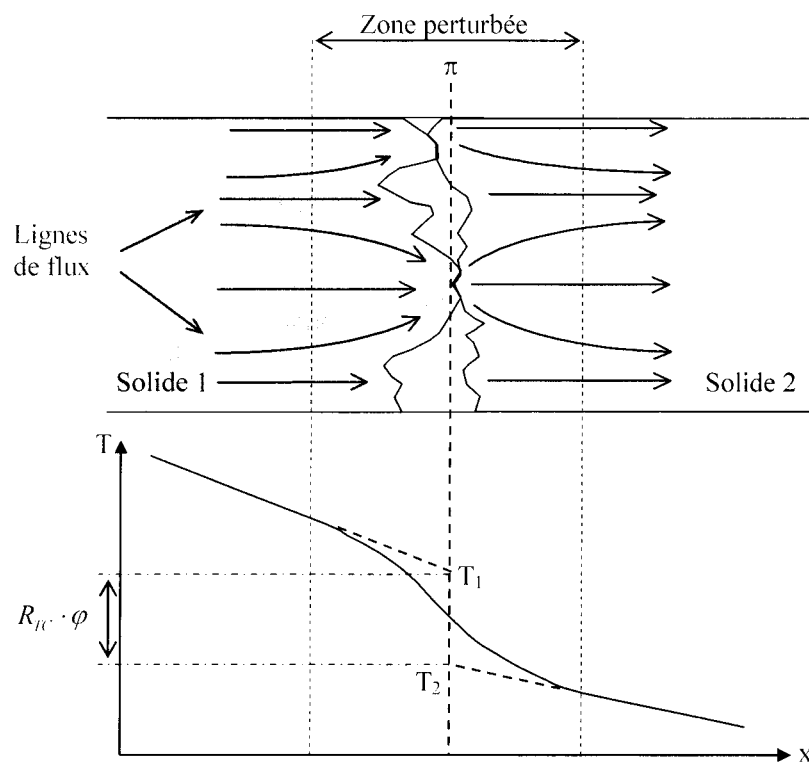


Figure 26. Schéma de principe de résistance thermique de contact.

Briot et al [Bri 97] mesure la résistance thermique de contact dans le cas de bague de roulement. Les expériences menées pour des vitesses de rotation inférieures à  $800 \text{ tr.min}^{-1}$  avec une charge extérieure nulle, ont permis de déterminer une résistance thermique de contact de l'ordre de  $10^{-3} \text{ m}^2.\text{K}.\text{W}^{-1}$ . L'effet d'une telle résistance est très important et joue un rôle de premier ordre dans les transferts thermiques. Cependant, les résultats sont obtenus avec des contraintes normales très éloignées de celles rencontrées dans le procédé d'usinage.

Dans les procédés où les pressions de contact sont élevées, la surface réelle de contact augmente logiquement, ce qui engendre une diminution de la résistance thermique de contact. Pour un procédé de mise en forme tel que le forgeage à froid, la résistance thermique de contact est de l'ordre de quelques  $10^{-5} \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$  sous des chargements de quelques dizaines de mégapascal [Bou 03].

De manière générale, la résistance thermique de contact considérée dans les simulations numériques de l'usinage est très faible. À titre d'exemple, Pantalé [Pan 96] et Arrazola [Arr 03] imposent une résistance thermique de  $10^{-8} \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$  en s'appuyant sur l'hypothèse d'un contact thermiquement parfait.

## I.2.2 MODÈLES DE FROTTEMENT

### I.2.2.1 MODÈLES USUELS

Afin de considérer les effets mécaniques de l'interface outil-copeau, des modèles de frottement doivent être implantés dans la simulation numérique de l'usinage. Différents modèles sont employés dans le cadre de l'usinage.

Le **modèle de Coulomb** traduit la proportionnalité par le coefficient de frottement  $\mu$  entre la cission de frottement ( $\sigma_t$ ) et la pression de contact ( $\sigma_n$ ).

$$\sigma_t = \mu \cdot \sigma_n \quad \text{Équation 5}$$

Ce modèle n'établit pas de limite de cission de frottement. Celle-ci peut donc dépasser la contrainte d'écoulement  $k$  du matériau lorsque des pressions de contact élevées sont atteintes. La validité du modèle de Coulomb est restreinte à un domaine de pression de contact donné.

Le **modèle de Coulomb-Orowan** permet la prise en compte de la plasticité.

$$\sigma_t = \min(\mu \cdot \sigma_n, k) \quad \text{Équation 6}$$

Dans ce modèle, la cission de frottement croît de façon linéaire avec la pression de contact jusqu'à la valeur  $k$ , puis reste constante. Ce modèle de frottement est souvent utilisé en référence au modèle de distribution de contrainte sur la face de coupe, proposé par Zorev.

Pour le **modèle de Tresca**, la cission de frottement est proportionnelle à la contrainte d'écoulement, sans aucune considération de la pression de contact interfaciale.

$$\sigma_t = m \cdot k \quad \text{Équation 7}$$

Le facteur de frottement  $m$  est compris entre 0 et 1.

D'autres **relations non linéaires** ont été proposées pour se rapprocher davantage des profils expérimentaux. A titre d'exemple, on peut citer les équations *équation 8* [Usu 97], *équation 9* [Chi 00], et *équation 10* [Dir 01] utilisées dans certains modèles numériques de la coupe.

$$\sigma_t = k \cdot \left(1 - e^{-(\mu \sigma_n / k)}\right) \quad \text{Équation 8}$$

$$\sigma_t = m \cdot k \cdot \left(1 - e^{-(\mu \sigma_n \cdot m \cdot k)}\right) \quad \text{Équation 9}$$

$$\sigma_t = m \cdot k \cdot \left(1 - e^{-(\mu \sigma_n \cdot m \cdot k)^n}\right)^{1/n} \quad \text{Équation 10}$$

où  $k$  est la contrainte d'écoulement en cisaillement,  $\mu$  le coefficient de frottement de Coulomb,  $m$  le facteur de frottement, et  $n$  un paramètre d'ajustement.

### I.2.2.2 VALIDITÉ DES MODÈLES

Deux études récentes [Fil 06] [Oze 06] testent l'influence des modèles de frottement sur les simulations d'éléments finis. Dans la première étude [Fil 06], l'auteur réalise un essai expérimental de référence. Une pièce en acier AISI 1045 est usinée à l'aide d'un outil non revêtu ISO P30 dont l'angle de coupe et l'angle de dépouille valent respectivement  $0^\circ$  et  $4^\circ$ . Le tableau 1 présente les résultats expérimentaux obtenus pour un essai orthogonal à une vitesse de coupe  $v_c$  de  $100 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ , une épaisseur de copeau non déformé  $a$  de  $0,1 \text{ mm}$  et une profondeur de passe  $w$  de  $3 \text{ mm}$ .

Tableau 1. Résultats expérimentaux [Fil 06].

Force de coupe $F_c$ (N)	745
Force d'avance $F_t$ (N)	600
Longueur de contact $l_c$ (mm)	0,5
Épaisseur du copeau $a$ (mm)	0,29
Angle de cisaillement $\phi$ (deg)	19
Température mesurée ( $^\circ\text{C}$ )	542



Dans cette étude, Filice et al testent 5 modèles différents en considérant pour le modèle I, la loi de Tresca ; pour le modèle II, la loi de Coulomb ; pour le modèle III, la loi de Tresca employée sur une longueur équivalente à la profondeur de passe (pour la zone collante), et la loi de Coulomb pour la zone glissante ; pour le modèle IV, la loi de Coulomb-Orowan ; et pour le modèle V, la loi proposée par Childs (Eq. 9).

Pour les modèles I à IV, plusieurs calculs sont exécutés afin de déterminer le coefficient de frottement  $\mu$  et/ou le facteur de frottement  $m$  optimal pour corrélérer au mieux les résultats expérimentaux. Les variables du modèle V sont choisies en accord avec la littérature. Le tableau 2 présente ainsi les meilleurs résultats pour chaque modèle.

Tableau 2. Comparaison des résultats optimisés de chaque modèle de frottement [Fil 06].

Modèles	$F_c$ (N)	$F_t$ (N)	$l_c$ (mm)	$e$ (mm)	$\phi$ (deg)	T (°C)
I ( $m=0,82$ ) - Tresca	780	462	0,25	0,20	26	560
II ( $\mu=0,4$ ) - Coulomb	761	430	0,26	0,20	27	555
III ( $m=0,5$ ; $\mu=0,3$ ) Tresca + Coulomb	749	425	0,34	0,19	27	281
IV ( $\mu=0,4$ ) Coulomb-Orowan	766	432	0,23	0,20	26	565
V - Childs	755	432	0,22	0,20	27	515

En considérant les erreurs relatives (tableau 3), cette étude montre que les modèles de frottement actuels ne permettent pas de prédire correctement toutes les variables mécaniques, en particulier la longueur de contact  $l_c$  (50% d'erreur en moyenne) et l'angle de cisaillement  $\phi$  (environ 40% d'erreur), alors que ces 2 paramètres influent directement sur la forme du copeau. Excepté le modèle III, la température moyenne est identifiée correctement.

Tableau 3. Erreur relative des meilleurs résultats de chaque modèle de frottement.

Modèles	$e_{F_c}$ %	$e_{F_t}$ %	$e_{l_c}$ %	$e_e$ %	$e_\phi$ %	$e_T$ %
I ( $m=0,82$ ) - Tresca	+ 4,70	- 23,00	- 50,00	- 31,03	+ 36,84	+ 3,32
II ( $\mu=0,4$ ) - Coulomb	+ 2,15	- 28,33	- 48,00	- 31,03	+ 42,11	+ 2,40
III ( $m=0,5$ ; $\mu=0,3$ ) Tresca + Coulomb	+ 0,54	- 29,17	- 32,00	- 34,48	+ 42,11	- 48,15
IV ( $\mu=0,4$ ) Coulomb-Orowan	+ 2,82	- 28,00	- 54,00	- 31,03	+ 36,84	+ 4,24
V - Childs	+ 1,34	- 28,00	- 56,00	- 31,03	+ 42,11	- 4,98

Une seconde étude [Oze 06] simule la coupe d'un acier à bas carbone avec un outil P20 dont l'angle de coupe et l'angle de dépouille sont respectivement égaux à  $0^\circ$  et  $5^\circ$ . Contrairement à l'étude précédente, les coefficients de frottement sont définis à partir de résultats expérimentaux issus de la bibliographie. La comparaison des résultats expérimentaux et numérique (tableau 4) montre que les variables température et angle de cisaillement sont bien identifiées. Par contre la force de coupe et la longueur de contact ne sont pas en accord avec les résultats expérimentaux.

Tableau 4. Comparaison des résultats de chaque modèle de frottement avec l'essai expérimental [Oze 06].

Modèles	$F_c$ (N)	$F_t$ (N)	$l_c$ (mm)	$\phi$ (deg)	T ( $^\circ\text{C}$ )
Résultats expérimentaux	174	83	0,6	18,8	590
A – Tresca	270	108	0,38	20,9	607
B – Tresca + Coulomb	283	126	0,38	21,3	450
C – Childs	265	101	0,34	21,1	600
D – Coulomb variable	272	115	0,47	18,4	620
E – C + D	297	140	0,51	17,8	489

Les modèles A, B, et C correspondent respectivement aux modèles I, III, et V. Le modèle D est traité avec une loi de Coulomb dont le coefficient de frottement est variable. Le modèle E utilise le modèle C pour la zone collante puis le modèle D pour la zone glissante.

En conclusion, un travail important de caractérisation des phénomènes de contact à l'interface outil-copeau reste donc à fournir pour modéliser au mieux les caractéristiques thermomécaniques de la coupe. L'étude menée par l'équipe de Micari [Fil 06] servira dans la suite de ce mémoire pour analyser la validité de notre méthodologie.

### I.3 CONCLUSION

L'analyse des résultats bibliographiques nous amène à proposer d'étudier l'interface outil-copeau en deux parties : la levée du copeau (1) et l'éjection du copeau (2).

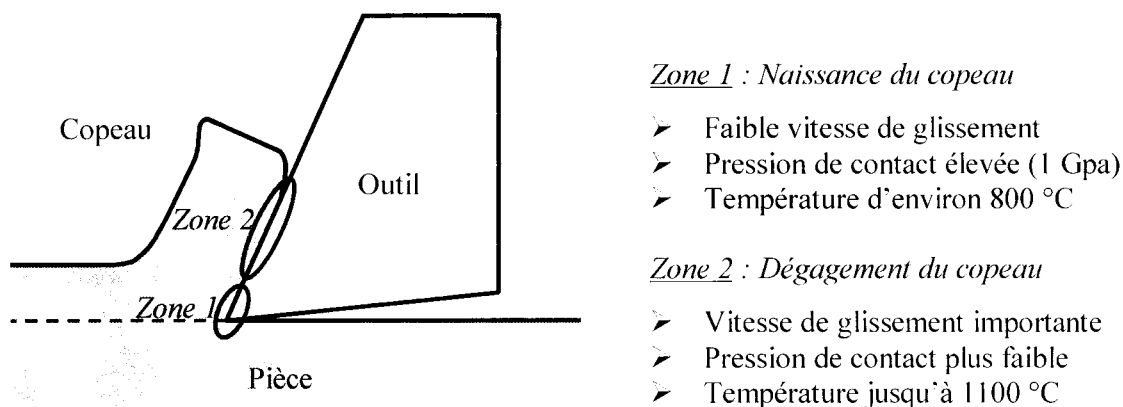


Figure 27. Définition des deux zones d'étude.

Dans la première zone de contact qui correspond à la levée du copeau, les pressions sont généralement supérieures à 1 GPa, avec une vitesse de glissement réduite à l'interface. La température de contact à la pointe de coupe de l'outil est de l'ordre de 800 °C.

La seconde zone d'éjection du copeau se caractérise par des pressions de contact inférieures à 1 GPa, avec une vitesse de glissement pouvant atteindre la vitesse du copeau  $v_{cop}$  et une température de l'ordre de 1100 °C dans le cas d'un acier AISI 316L.

L'identification des lois d'interface propres à la première zone peut être réalisée à l'aide du test de compression-translation développé au LAMIH. En effet, ce banc permet d'obtenir des pressions de contact jusqu'à 2 GPa, des températures supérieures à 1200 °C avec une vitesse maximale de glissement de 500 mm.s<sup>-1</sup>.

Pour considérer des vitesses de glissement plus élevées, un banc tribologique à grande vitesse est actuellement en cours de conception. Adapté sur une machine d'usinage à grande vitesse, il doit permettre de caractériser le contact pour des pressions et des températures élevées, avec des vitesses linéaires jusqu'à 1000 m.min<sup>-1</sup>.

---

## CHAPITRE II : MODÉLISATION NUMÉRIQUE DE LA COUPE ORTHOGONALE

*Un modèle éléments finis bidimensionnel de la coupe orthogonale est réalisé afin de tester et valider le modèle de frottement proposé. L'influence des paramètres rhéologiques et tribologiques sur les paramètres process (longueur de contact, épaisseur du copeau, température, ...) est analysée grâce au modèle proposé.*

### II.1 DESCRIPTION DU MODÈLE

#### II.1.1 DESCRIPTION DE LA FORMULATION A.L.E SUR *ABAQUS*

La coupe est modélisée à l'aide du logiciel *Abaqus* qui autorise l'emploi des formulations Lagrangienne et Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (A.L.E). La formulation A.L.E est définie avec l'option *adaptive meshing*. Le domaine adaptatif peut avoir un comportement dit « Lagrangien » ou « Eulérien » selon l'emploi ou non d'une frontière d'entrée et/ou d'une frontière de sortie (surfaces eulériennes). Cette formulation permet le déplacement des nœuds à l'intérieur du domaine, ce qui diminue les problèmes de distorsions de maillage rencontrés avec la formulation Lagrangienne.

La fréquence d'adaptation (*frequency*), le nombre de déplacement nodal avant calcul (*initial mesh sweeps*), et le nombre de déplacement nodal au cours du calcul (*mesh sweeps*) sont les trois paramètres qui permettent de contrôler l'adaptation du maillage.

La fréquence d'adaptation affecte considérablement la qualité du maillage. Ce paramètre définit l'incrément de temps d'adaptation du maillage. Pour les incréments de temps intermédiaires, le domaine se comporte comme s'il s'agissait d'une formulation purement lagrangienne. Ainsi, pour les domaines comportant des frontières eulériennes, l'adaptation du maillage doit s'effectuer pour chaque incrément.

Pour chaque incrément d'adaptation du maillage, un nouveau maillage est créé en procédant au minimum à un déplacement nodal. Une advection permet ensuite de définir les solutions des variables pour ce nouveau maillage.

L'intensité de l'adaptation du maillage est contrôlée par le paramètre (*initial*) *mesh sweeps*. Pour chaque incrément d'adaptation, le maillage est lissé en procédant à un déplacement des nœuds de façon itérative. Les nœuds du domaine sont alors repositionnés en tenant compte des positions des nœuds et des éléments voisins, réduisant ainsi la distorsion des éléments. L'augmentation du nombre de déplacements nodaux intensifie l'adaptation du maillage.

La cartographie des solutions des différentes variables est transcrite de l'ancien maillage au nouveau maillage en procédant à une advection. Une ou plusieurs advectons sont effectuées pendant les incréments où le maillage est lissé. Idéalement, l'advection n'est réalisée qu'une seule fois après le déplacement de la totalité des nœuds. Toutefois, pour des raisons de stabilité numérique, la différence entre l'ancien et le nouveau maillage doit être faible. Dans les cas où le déplacement d'un nœud serait supérieur à 50 % de la longueur caractéristique d'un élément adjacent, l'advection est réalisée pour définir les solutions des variables sur un maillage intermédiaire. Le lissage du maillage se poursuit jusqu'au nombre d'itérations défini par le paramètre *mesh sweeps*, ou jusqu'à ce que le déplacement d'un nœud dépasse le seuil des 50 %. Une nouvelle advection est alors nécessaire pour définir les solutions des variables sur le nouveau maillage intermédiaire. Le cycle se poursuit ainsi de façon à atteindre le nombre de déplacement nodal spécifié.

### II.1.2 DESCRIPTION DU MODÈLE DE LA COUPE ORTHOGONALE

Le modèle développé selon la formulation A.L.E est restreint à la formation du copeau (figure 28). L'outil considéré indéformable est modélisé au moyen d'un corps rigide fixe. La pièce modélisée avec trois frontières eulériennes autorise le fluage du matériau au travers du domaine. Le flux de matière entrant à la vitesse de coupe  $v_c$  s'évacue au travers des deux sorties (sortie copeau, sortie pièce usinée).

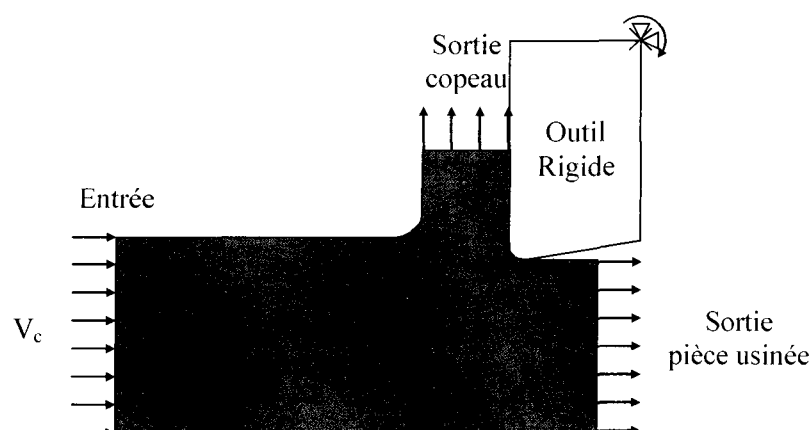


Figure 28. Schéma du modèle de coupe.

## II.1.2.1 PROPRIÉTÉS DES MATÉRIAUX

Le modèle de Johnson Cook (*équation 11*) décrit la contrainte découlement de l'acier AISI 1045 en fonction de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température :

$\sigma_0 = [A + B \cdot \varepsilon^n] \cdot \left[ 1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \cdot \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right]$	<i>Équation 11</i>
--	--------------------

où  $\sigma_0$  est la contrainte d'écoulement plastique,  $\varepsilon$  la déformation plastique équivalente,  $\dot{\varepsilon}$  la vitesse de déformation,  $\dot{\varepsilon}_0$  la vitesse de déformation de référence,  $T$  la température,  $T_{room}$  la température ambiante,  $T_{melt}$  la température de fusion du matériau et  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$ ,  $m$  des constantes. Les constantes de ce modèle ont été obtenues par Jaspers [Jas\_02] à l'aide d'un dispositif de barres de Hopkinson en compression pour un acier AISI 1045 (tableau 5).

Tableau 5. Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier AISI 1045 [Jas\_02].

$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$C$	$m$	$n$	$T_{melt}$ (K)
553,1	600,8	0,0134	1	0,234	1733

Les tableaux 6 et 7 présentent les propriétés mécaniques et thermiques de l'outil en carbure non revêtu et de la pièce en acier AISI 1045.

Tableau 6. Propriétés mécaniques et thermiques d'un outil carbure non revêtu [Kal 01].

Module d'Young (GPa)	640
Coefficient de poisson	0,26
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	14500
Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	25
Chaleur spécifique (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	220
Coefficient d'expansion thermique (µm.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	5,4

Tableau 7. Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier AISI 1045 en fonction de la température (K) [Grz<sup>2</sup> 04].

Module d'Young (GPa)	215 (293 K), 160 (873 K),	210 (473 K), 90 (1073 K)	165 (673 K),
Coefficient de poisson	0,3		
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	7797 (289,3 K), 7754 (438,8 K), 7701 (590,6 K), 7646 (740,2 K), 7594 (889,8 K), 7586 (1041,4 K), 7538 (1190,9 K),	7785 (339,1 K), 7738 (490,9 K), 7682 (642,8 K), 7628 (792,3 K), 7578 (939,6 K), 7583 (1091,2 K), 7518 (1240,8 K)	7769 (391,2 K), 7719 (540,8 K), 7664 (690,4 K), 7610 (839,9 K), 7563 (989,5 K), 7560 (1141,1 K),
Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	45,1 (299,5 K), 33,2 (798,0 K), 25,4 (1100,3 K), 25,4 (1254,1 K), 27,0 (1402,6 K)	42,7 (400,3 K), 28,4 (999,5 K), 24,9 (1153,3 K), 26,0 (1301,8 K)	37,9 (596,5 K), 27,0 (1052,5 K), 24,9 (1201,0 K), 26,5 (1349,5 K)
Chaleur spécifique (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	435,1 (297,6 K), 686,1 (798,4 K), 993,1 (1100,8 K), 778,3 (1250,3 K), 789,1 (1398,9 K)	488,3 (402,8 K), 1171,0 (997,9 K), 906,8 (1150,7 K), 781,9 (1299,8 K)	559,0 (597,6 K), 1077,6 (1047,8 K), 808,2 (1200,6 K), 785,5 (1349,4 K)
Coefficient d'expansion thermique (µm.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	11 (373 K), 14 (673 K), 15 (973 K)	12 (473 K), 14 (773 K)	13 (573 K), 15 (873 K)
Énergie de déformation plastique transformée en chaleur (%)	90		

Lors de la formation du copeau, le matériau de la pièce est soumis à des déformations plastiques, notamment dans les zones de cisaillement primaire et secondaire. Comme exposé précédemment, l'énergie mécanique générée par ces déformations plastiques est convertie en chaleur selon un pourcentage défini par le coefficient de Taylor-Quinney ( $\beta$ ). L'équation de la chaleur qui régit l'élévation des températures en fonction des déformations plastiques, l'échauffement et le coefficient de Taylor-Quinney s'écrit :

$$\beta \cdot \sigma_m \cdot \frac{\partial \varepsilon_{pl}}{\partial t} = \rho \cdot k \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Équation 12}$$

où  $\beta$  est le coefficient de Taylor-Quinney,  $\sigma_m$  la contrainte moyenne,  $\varepsilon_{pl}$  la déformation plastique,  $\rho$  la masse volumique, et  $k$  la chaleur spécifique. L'analyse des données bibliographiques nous conduit à considérer le pourcentage d'énergie de déformation plastique dissipée en chaleur ( $\beta$ ) constant et égal à 90 %.

#### II.1.2.2 GESTION DE L'INTERFACE OUTIL-COPEAU

Le frottement à l'interface outil/copeau est également une source de chaleur. Comme le traduit l'équation 13, la densité de flux généré par frottement  $\varphi_f$  est fonction de la contrainte de cisaillement  $\tau$ , de la vitesse de glissement  $\partial x / \partial t$  et du pourcentage d'énergie de frottement transformée en chaleur  $\eta$  :

$$\varphi_f = \eta \cdot \tau \cdot \frac{\partial x}{\partial t} \quad \text{Équation 13}$$

Pour cette approche, la totalité de l'énergie est considérée comme intégralement transformée en chaleur. Le coefficient de partage est défini comme étant le rapport des effusivités thermiques. Ainsi, 60 % du flux généré est affecté au copeau. D'autre part, la densité de flux transmise  $\varphi$ , qui traduit le transfert de chaleur du copeau vers l'outil ou vice-versa selon la température des antagonistes, est considéré suivant l'équation 14 :

$$\varphi = \frac{\Delta T}{R_{TC}} = K \cdot \Delta T \quad \text{Équation 14}$$

où  $R_{TC}$  est la résistance thermique de contact et  $K$  la conductance thermique (inverse de la résistance thermique  $R_{TC}$ ).



Le tableau 8 résume les paramètres de contact définis pour le modèle de référence. Le frottement est modélisé à l'aide de la loi de Coulomb avec un coefficient de frottement  $\mu$  égal à 0,4 selon l'étude menée par l'équipe de Micari [Fil\_06].

Tableau 8. Paramètres du contact.

Énergie de frottement transformée en chaleur $\eta$ (%)	100
Coefficient de partage	0,6
Conductance thermique $K$ ( $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ )	$10^6$
Coefficient de frottement	0,4

### II.1.2.3 PARAMÈTRES DE COUPE

Les paramètres de coupe pris pour référence sont indiqués tableau 9. Ces conditions correspondent à celles employées par l'équipe de Micari [Fil 06], lors d'une étude sur un acier AISI 1045. Les résultats de cette étude permettront la validation du modèle de la coupe orthogonale.

Tableau 9. Conditions de coupe de référence.

Conditions de coupe	Vitesse de coupe $v_c$ ( $\text{m.min}^{-1}$ )	100
	Avance par tour $a$ (mm)	0,1
	Profondeur de passe $w$ (mm)	3
Géométrie de l'outil	Angle de coupe $\gamma$ ( $^\circ$ )	0
	Angle de dépouille $\alpha$ ( $^\circ$ )	4
	Rayon de l'arête de coupe $r$ ( $\mu\text{m}$ )	50

### II.1.2.4 CONDITIONS AUX LIMITES

La figure 29 décrit les conditions aux limites thermiques appliquées à la pièce et l'outil. Le matériau pénètre à la température ambiante (293 K) et sort à une certaine température par les frontières copeau et pièce usinée. Le transfert de chaleur à l'interface outil/copeau est considéré et les pertes de chaleur par convection et par rayonnement sont supposées négligeables. Pour éviter l'accumulation de chaleur dans l'outil, un flux de chaleur est appliqué au moyen d'un corps rigide analytique situé sur la partie extérieure de l'outil. Une résistance thermique de contact très faible permet ainsi d'évacuer la chaleur de l'outil.

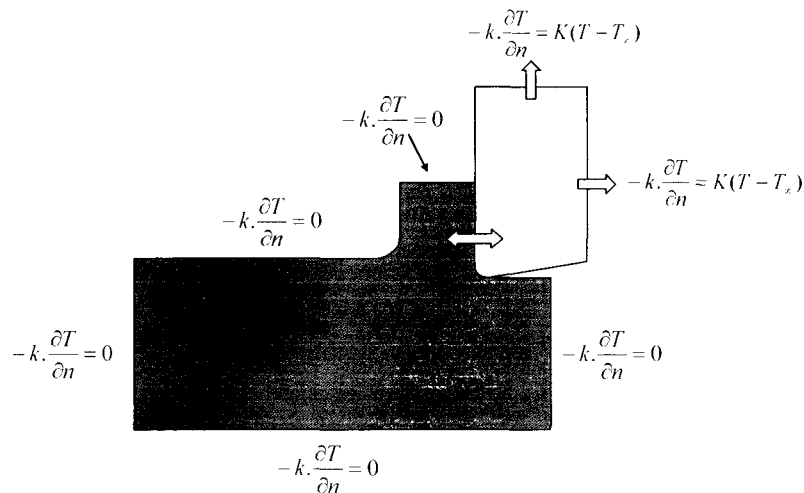


Figure 29. Conditions aux limites thermiques.

La figure 30 illustre les conditions aux limites mécaniques appliquées à la pièce et l'outil. L'outil considéré rigide a tous ses degrés de liberté bloqués. La vitesse de coupe  $v_c$  est imposée au matériau de la pièce par l'intermédiaire de la surface d'entrée. La pièce est délimitée par 3 surfaces eulériennes, 2 surfaces libres et 1 surface bloquée.

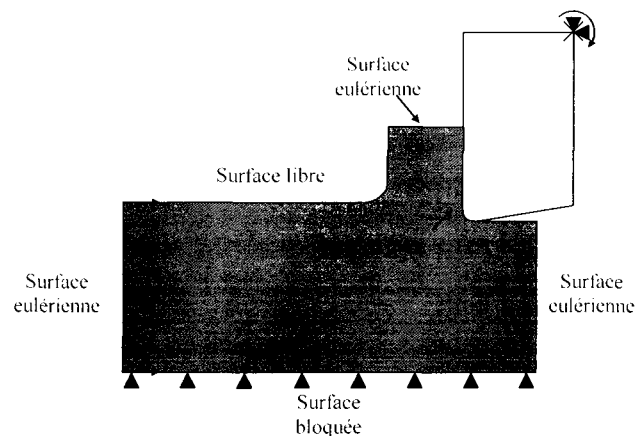


Figure 30. Conditions aux limites mécaniques.

La modélisation de la coupe est définie selon une formulation A.L.E avec des frontières Eulériennes. L'écoulement de la matière s'effectue ainsi au travers de ces surfaces. Par défaut, le maillage est lié à la matière. Il est nécessaire de fixer le maillage en utilisant des contraintes spatiales de maillage : fixer le maillage impose à celui-ci de ne pas suivre l'écoulement de la matière. Ces contraintes sont définies avec l'option *mesh constraints*. L'application de contraintes normales à une surface eulérienne permet à la matière d'entrer ou de sortir du maillage. Par ailleurs, des contraintes tangentielles sont appliquées à la surface d'entrée afin d'éviter l'effet tonneau. Ces contraintes autorisent l'adaptation du maillage sur la surface pour maximiser la qualité du lissage. La matière qui flue au travers d'une surface eulérienne

possède des propriétés similaires à celles comprise à l'intérieur du domaine. Les contraintes spatiales du maillage peuvent être observées figure 31.

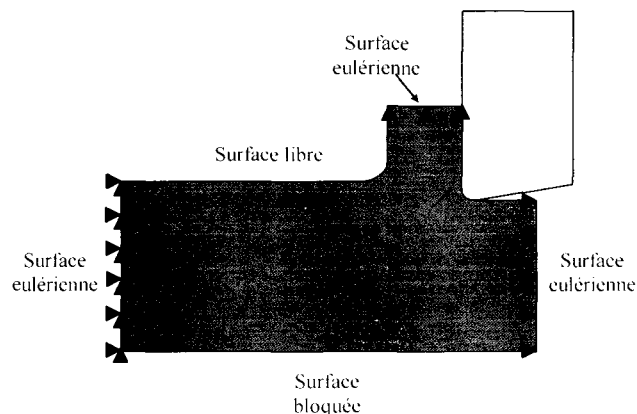


Figure 31. Contraintes spatiales du maillage.

#### II.1.2.5 MAILLAGE

Une diminution de la taille des éléments engendre un incrément de la température, et des déformations avec une durée de simulation plus longue. Le maillage proposé pour modéliser la coupe orthogonale, présenté à la figure 32, dispose d'une grande densité sur les zones les plus intéressantes, tout en limitant la durée des simulations. Néanmoins, la simulation de la coupe orthogonale, sur une distance de 20 mm à la vitesse de coupe de  $100 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ , soit 12 ms d'usinage, nécessite environ 3 jours de calcul avec un processeur de 2 GHz et une mémoire RAM de 1 Go.

Le maillage des antagonistes est réalisé par des éléments à déformation plane avec quatre nœuds et 1 point d'intégration, qui offrent la possibilité de calculer la température (CPE4RT). La taille des éléments est réduite progressivement à l'approche de l'arête de coupe et le maillage dans les zones de cisaillement primaire et secondaire est affiné avec des éléments de  $10 \mu\text{m}$ . La taille des éléments en pointe d'outil (zone morte) est de  $5 \mu\text{m}$ . La zone de contact de l'outil est affinée avec des éléments de  $10 \mu\text{m}$  et de  $5 \mu\text{m}$  à la pointe. La dimension des éléments en dehors de ces zones s'échelonne de 10 à  $100 \mu\text{m}$ . La pièce et l'outil sont ainsi discrétisés respectivement par 2850 éléments et par 700 éléments.

Les dimensions de l'ensemble du modèle sont choisies suffisamment grandes afin de ne pas influencer les résultats numériques. La pièce maillée mesure donc 2 mm de long et 1 mm de haut pour une profondeur de copeau non déformé de 0,1 mm.

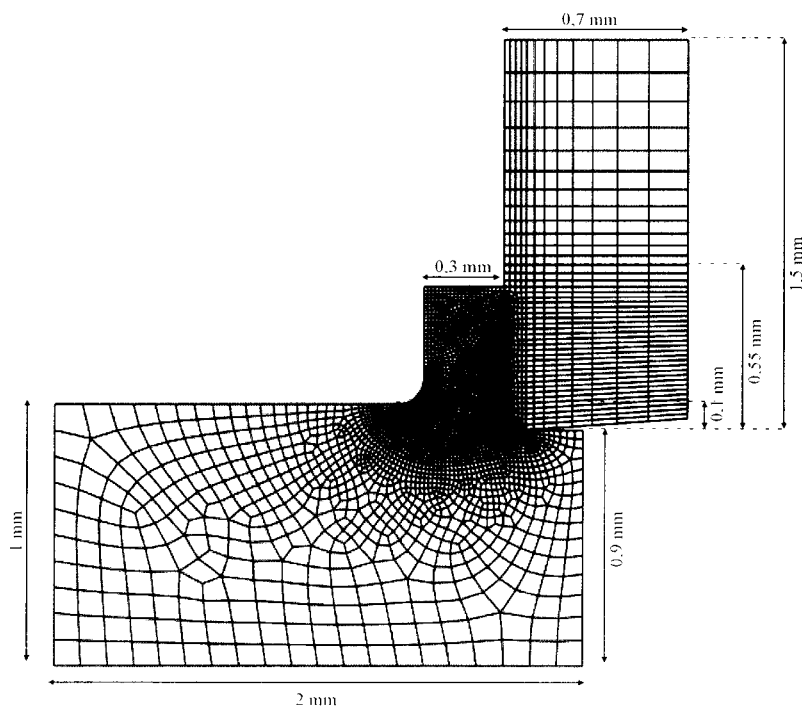


Figure 32. Maillage et dimensions du modèle.

#### II.1.2.6 LIMITATION DU MODÈLE

La formulation A.L.E nécessite de prédéfinir le copeau même si, la définition du copeau initiale n'a que peu d'influence sur les résultats. Lors de la simulation numérique de la coupe, le copeau évolue pour atteindre un état d'équilibre. La figure 33 présente l'évolution du copeau durant la simulation de la coupe orthogonale pour un temps d'usinage de 12 ms ; l'état stable est ici atteint après 2,5 ms d'usinage. Le copeau initial se sépare de la surface de l'outil pour définir clairement une longueur de contact à l'état stable. L'épaisseur du copeau évolue également jusqu'à atteindre une dimension finale. Les efforts de coupe et d'avance se stabilisent après 2,5 ms. Un temps de calcul plus important est cependant nécessaire pour obtenir une distribution stable de la température à l'interface outil-copeau.

La définition du copeau initial doit cependant faire l'objet d'une attention particulière pour éviter les risques d'instabilité numérique. Comme le montre la figure 34, des difficultés d'adaptation apparaissent au niveau du maillage. Ce problème est lié à l'orientation de la surface eulérienne de sortie du copeau. Étant contrainte en déplacement vertical, cette surface ne peut pas s'orienter pour être normale au rayon de courbure du copeau. De ce fait, la description du copeau initial n'est pas triviale et celui-ci doit être défini en connaissant l'allure approximative du copeau final attendu.

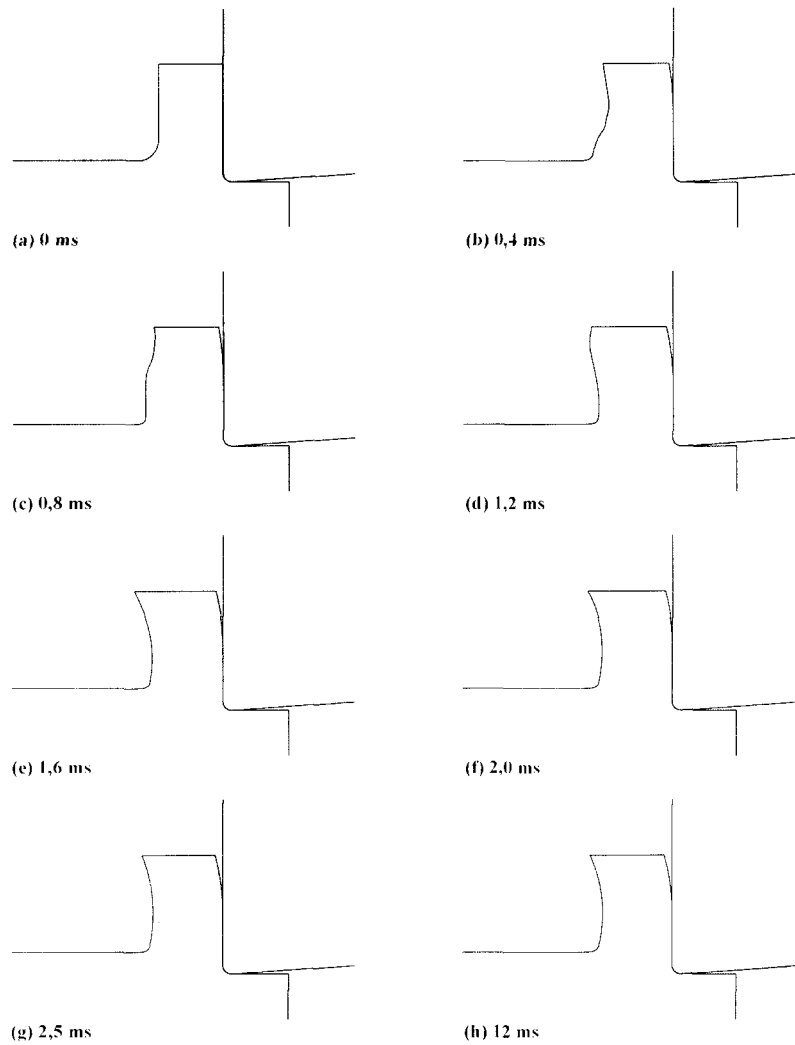


Figure 33. Évolution schématique du copeau lors de la simulation de la coupe orthogonale.

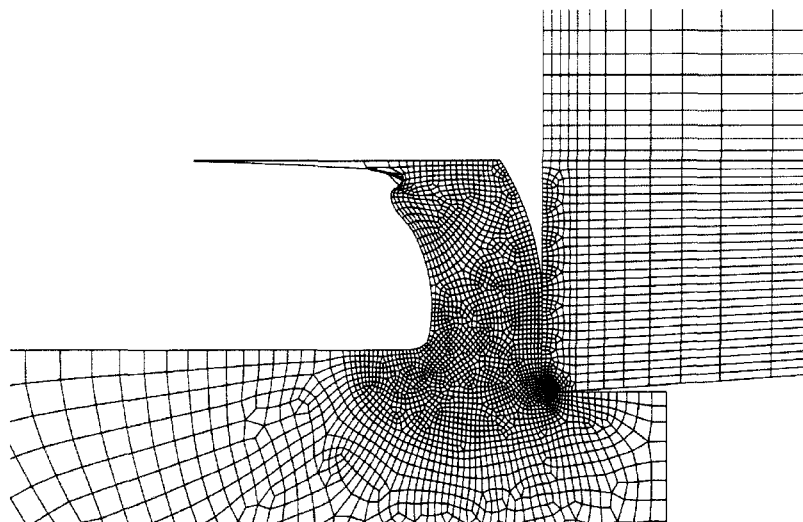


Figure 34. Difficulté d'adaptation du maillage.

### II.1.3 VALIDATION DU MODÈLE

#### II.1.3.1 ÉTUDE NUMÉRIQUE ET EXPÉRIMENTALE DE RÉFÉRENCE [FIL 06]

Afin de valider ce modèle numérique, des comparaisons sont effectuées avec des essais menés par Micari [Fil\_06]. Dans cette étude, un essai expérimental de coupe est réalisé sur une pièce en acier AISI 1045 avec un outil non revêtu ISO P30. Comme vu précédemment, un modèle numérique est utilisé pour tester différentes lois de frottement. Pour chacune de ces lois, plusieurs calculs ont été exécutés afin d'optimiser les paramètres de frottement. Le tableau 10 présente les résultats expérimentaux et les résultats numériques obtenus avec le modèle de Coulomb pour un coefficient de frottement de 0,4 et montre que le modèle de Coulomb ne permet pas de corrélérer correctement les paramètres du procédé d'usinage, notamment l'effort d'avance et la longueur de contact.

Tableau 10. Résultats expérimentaux et numériques de Micari [Fil\_06].

	Expérimental	Numérique ( $\mu=0,4$ )
Force de coupe $F_c$ (N)	745	761
Force d'avance $F_f$ (N)	600	430
Longueur de contact $l_c$ (mm)	0,5	0,26
Épaisseur du copeau $e$ (mm)	0,29	0,20
Angle de cisaillement $\phi$ (deg)	19	27
Température (°C)	542	555

#### II.1.3.2 RÉSULTATS OBTENUS AVEC LE MODÈLE NUMÉRIQUE

Les distributions de la pression de contact et de la cission de frottement obtenues lors de la simulation des conditions de référence sont présentées à la figure 35. Les contraintes sont maximales au niveau de l'arête de coupe. La pression de contact atteint 1535 MPa et la cission de frottement s'annule indiquant un changement de sens du glissement à l'interface. Cela signifie que la matière s'écoule soit vers le copeau, soit vers la pièce usinée. Les distributions des contraintes n'étant pas présentées dans l'étude de Micari [Fil 06], il n'a pas été possible de les comparer.

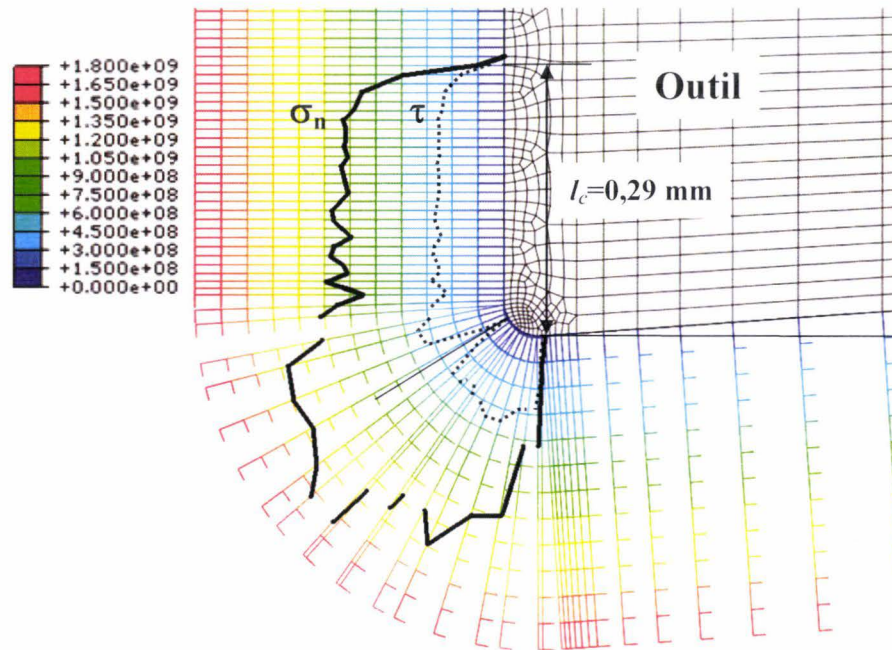


Figure 35. Distribution de contraintes obtenue lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.

Cependant, Childs [Chi 97] décrit les distributions de contraintes pour des conditions de coupe proches de celles de référence (figure 36). Contrairement aux résultats de Childs, la distribution de la pression de contact obtenue lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence présente un palier. La pression de contact maximale simulée par notre modèle est supérieure à celle obtenue par Childs [Chi 97] d'environ 40 % à la pointe de l'outil. Cependant, pour des distances inférieures à 0,05 mm, Childs ne fournit pas de valeur de la pression de contact. Une longueur de contact de 0,29 mm est obtenue lors de la simulation numérique des conditions de référence (figure 35).

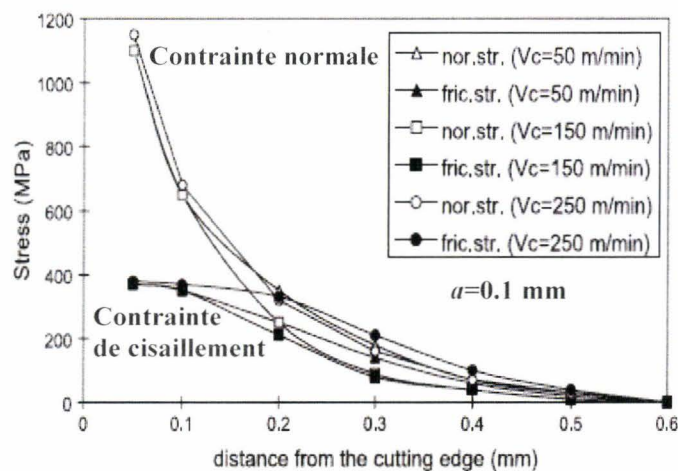


Figure 36. Distribution de contraintes observée lors de l'usinage d'un acier à faible teneur en carbone [Chi 97].

Le champ de température obtenu lors de la simulation des conditions de référence est présenté à la figure 37. La température maximale se situe sur l'interface outil-copeau à quelques dixièmes de millimètres de l'arête de coupe. Ainsi, la position de la zone chaude simulée coïncide avec les données bibliographiques [M'sa 04] [Out 06].

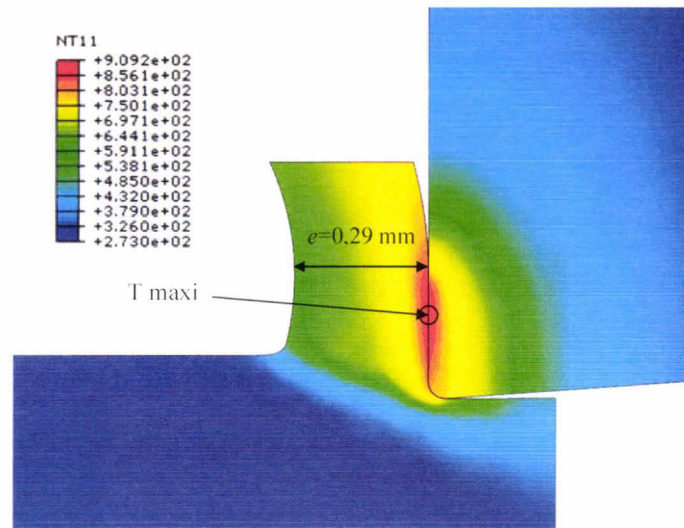


Figure 37. Champ de température obtenu lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.

Une épaisseur de copeau de 0,29 mm est obtenue lors de la simulation numérique des conditions de référence (figure 37). La figure 38 permet d'apprécier le champ de vitesse dans le copeau. La vitesse est nulle à la pointe de l'outil, et croît le long de la face de coupe pour atteindre environ  $0,8 \text{ m.s}^{-1}$ .

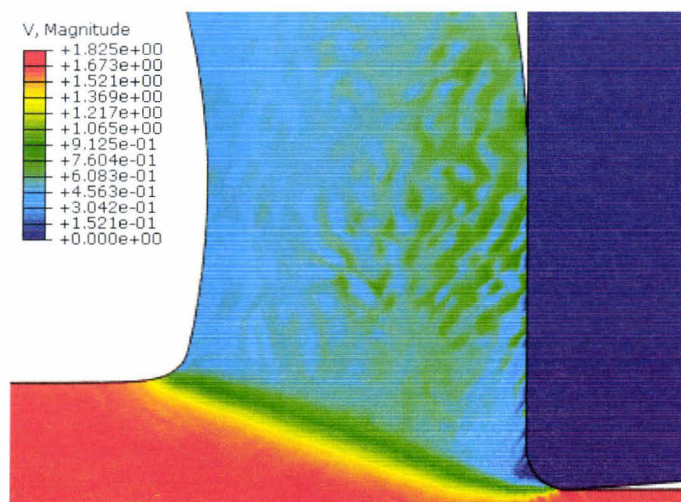


Figure 38. Champ de vitesse obtenu lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.



### II.1.3.3 VALIDATION DU MODÈLE

Comme indiqué figure 39, la force de coupe obtenue sous Abaqus est légèrement supérieure à l'effort obtenu expérimentalement et numériquement par Micari. La force d'avance est par contre notablement inférieure à la référence expérimentale avec une erreur de 30 %. La valeur de 0,29 obtenue sous Abaqus pour l'épaisseur du copeau corrèle correctement l'expérimental (figure 40). Une erreur relative de 42 % avec la référence expérimentale est observée sur la longueur de contact. Si des erreurs importantes sont constatées sur la force d'avance et la longueur de contact par rapport aux valeurs expérimentales, les résultats obtenus sous Abaqus sont sensiblement égaux à ceux obtenus numériquement par Micari. Le modèle numérique de coupe orthogonale décrit ci-dessus peut donc être validé pour tester les lois d'interfaces thermomécaniques et pour étudier la sensibilité des paramètres d'entrée.

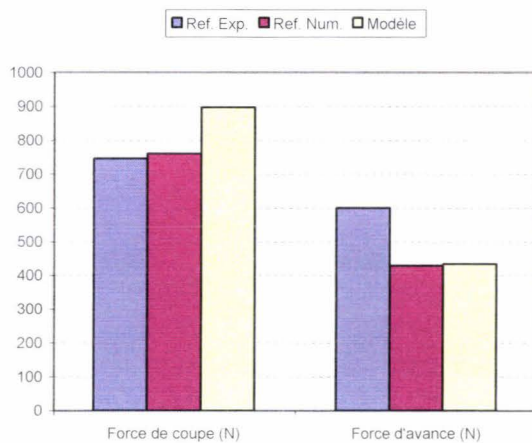


Figure 39. Forces de coupe et d'avance.

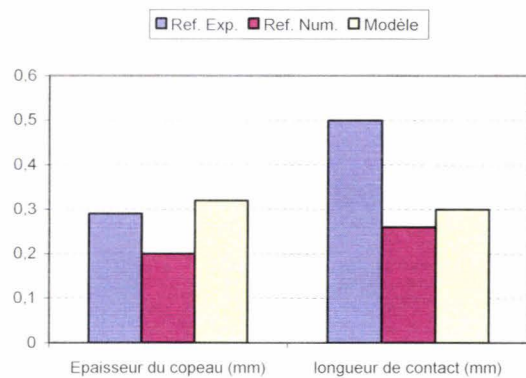


Figure 40. Épaisseur du copeau et longueur de contact.

## II.2 SENSIBILITÉ DU MODÈLE NUMÉRIQUE AUX PARAMÈTRES D'ENTRÉE

La modélisation numérique de la coupe nécessite des données relatives aux matériaux et au contact. L'étude de sensibilité menée sur les paramètres principaux (tableau 11) permet de définir l'importance d'un paramètre et le degré de précision nécessaire lors de son identification. Pour cette étude, un plan d'expérience complet ne peut être envisagé, même à deux niveaux, en raison de la durée des temps de calcul. Avec 12 paramètres, un plan complet à deux niveaux nécessiterait 4096 ( $2^{12}$ ) calculs, soit 34 années en supposant un temps de calcul moyen de 3 jours. L'étude suivante est donc divisée en 3 parties. Une première partie concerne les paramètres rhéologiques de la loi de Johnson-Cook ; une seconde étude est

menée sur les paramètres de contact. La sensibilité des paramètres thermiques des matériaux fait l'objet d'une troisième partie.

Tableau 11. Valeurs de référence des paramètres analysés dans l'étude de sensibilité.

	Paramètres analysés	Valeur de référence	
Paramètres rhéologiques	$A$ (MPa)	553,1	
	$B$ (MPa)	600,8	
	$C$	0,0134	
	$m$	1	
	$n$	0,234	
Paramètres de contact	Conductance thermique $K$ ( $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ )	$10^6$	
	Coefficient de partage $\alpha$	0,6	
	Coefficient de frottement $\mu$	0,4	
Paramètres thermiques	Conductivité thermique de la pièce ( $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )	45,1 (299,5 K)	42,7 (400,3 K)
		37,9 (596,5 K)	33,2 (798,0 K)
		28,4 (999,5 K),	27,0 (1052,5 K)
		25,4 (1100,3 K)	24,9 (1153,3 K)
		24,9 (1201,0 K)	25,4 (1254,1 K)
		26,0 (1301,8 K)	26,5 (1349,5 K)
		27,0 (1402,6 K)	
	Chaleur spécifique de la pièce ( $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )	435,1 (297,6 K)	488,3 (402,8 K)
		559,0 (597,6 K)	686,1 (798,4 K)
		1171,0 (997,9 K)	1077,6 (1047,8 K)
		993,1 (1100,8 K)	906,8 (1150,7 K)
		808,2 (1200,6 K)	778,3 (1250,3 K)
		781,9 (1299,8 K)	785,5 (1349,4 K)
	789,1 (1398,9 K)		
Conductivité thermique de l'outil ( $\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )	25		
Chaleur spécifique de l'outil ( $\text{J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$ )	220		

## II.2.1 INFLUENCE DES PARAMÈTRES RHÉOLOGIQUES

L'influence des paramètres rhéologiques sur les paramètres process est testée par le biais de la loi de Johnson-Cook. Le tableau 12 présente les paramètres de la loi de Johnson-Cook de l'acier AISI 1045 disponibles dans la bibliographie [Jas 02] [Mey 06] [Öze<sup>2</sup> 06] [Öze 07].

Tableau 12. Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier AISI 1045.

	$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$C$	$m$	$n$
Jaspers (Réf.)	553,1	600,8	0,0134	1	0,234
Ozel <sup>1</sup>	451,6	819,5	0,0000009	1,0955	0,1736
Ozel <sup>2</sup>	646,19	517,7	0,0102	0,94054	0,24597
Ozel <sup>3</sup>	731,63	518,7	0,00571	0,94054	0,3241
Ozel <sup>4</sup>	546,83	609,35	0,01376	0,94053	0,2127
Meyer	-20,6	1226,5	0,017	1,005	0,193

Ces différentes lois sont testées afin de quantifier l'influence des paramètres rhéologiques sur les résultats numériques. Les résultats présentés au tableau 13 mettent en évidence des disparités remarquables, notamment sur l'épaisseur de copeau  $e$ , avec une variation maximale d'environ 30 %. La longueur de contact  $l_c$  est soumise à une différence maximale de 0,06 mm soit environ 20 %. L'écart de température côté outil et côté copeau est inférieur à 10 %. Une plage de variation importante est également observée pour les efforts (30 % pour l'effort de coupe  $F_c$  et 22 % pour l'effort d'avance  $F_t$ ).

Tableau 13. Résultats de la simulation pour les différentes lois de Johnson-Cook testées.

	$T_{o \text{ max}}$ (K)	$T_{c \text{ max}}$ (K)	$l_c$ (mm)	$e$ (mm)	$F_c$ (N)	$F_t$ (N)
Jaspers (Ref.)	908	909	0,30	0,32	897	434
Ozel <sup>1</sup>	930	932	0,34	0,38	982	456
Ozel <sup>2</sup>	884	884	0,29	0,31	847	415
Ozel <sup>3</sup>	920	920	0,33	0,36	955	449
Ozel <sup>4</sup>	892	890	0,29	0,30	849	420
Meyer	985	984	0,35	0,37	1109	508

Ces résultats sont la conséquence des différentes combinaisons des paramètres de la loi de Johnson-cook. Afin d'isoler l'influence d'un paramètre sur les variables simulées, il est nécessaire de procéder à une étude de sensibilité.

Le tableau 14 présente les valeurs limites des coefficients employées pour l'étude de sensibilité. Celles-ci sont choisies en se basant sur les lois rhéologiques de l'acier AISI 1045 disponibles dans la bibliographie [Jas 02] [Mey 06] [Öze<sup>2</sup> 06] [Öze 07]. Pour permettre le bon déroulement de la simulation, les coefficients proposés par Meyer ont été écartés. En effet, certaines valeurs limites donnaient lieu à des erreurs d'exécution suite à une distorsion excessive du modèle. De plus, la valeur du paramètre  $A$  n'est pas physique.

Tableau 14. Valeurs limites étudiées pour la rhéologie.

	Valeur minimale	Valeur maximale
$A$ (MPa)	451,6	731,63
$B$ (MPa)	517,7	819,5
$C$	0,0000009	0,01376
$m$	0,94053	1,0955
$n$	0,1736	0,3241

#### II.2.1.1 INFLUENCE DES PARAMÈTRES RHÉOLOGIQUES SUR LES TEMPÉRATURES OUTIL ET COPEAU

L'augmentation des coefficients  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $m$ , et  $n$  provoque une hausse de la température maximale de l'outil et du copeau. L'augmentation la plus sensible est constatée avec le paramètre  $B$  (figure 41). La variation de ce coefficient dans le rang spécifié engendre un incrément de température de 11 %. L'élévation de température provoquée par les autres coefficients est comprise entre 3 et 6 %. L'augmentation des coefficients entraîne un accroissement de la contrainte d'écoulement. Le matériau se déforme donc moins facilement, et génère de plus fortes températures lors de sa mise en forme. Les interactions entre les coefficients peuvent être négligées (figure 41).

x\*y : interaction  
 A : limite élastique  
 B : module d'écroutissage

C : coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation  
 m : coefficient d'adoucissement thermique  
 n : coefficient d'écroutissage

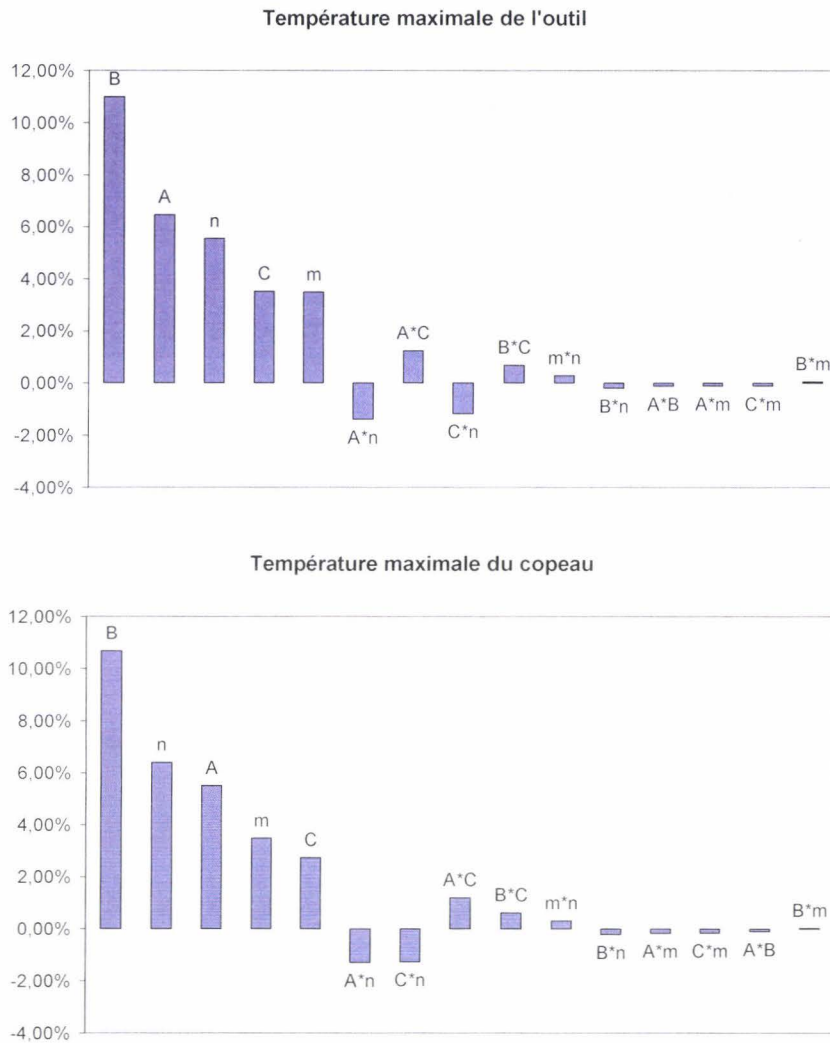


Figure 41. Effets et interactions des coefficients de la loi de Johnson-Cook sur la température de l'outil, et sur la température du copeau.

### II.2.1.2 INFLUENCE DES PARAMÈTRES RHÉOLOGIQUES SUR LA LONGUEUR DE CONTACT ET L'ÉPAISSEUR DU COPEAU

Les effets les plus remarquables sur la longueur de contact et l'épaisseur du copeau sont provoqués par les coefficients n, A, et C. L'incrément du coefficient n entraîne l'allongement de la longueur de contact de 28 % et un accroissement de 32 % sur l'épaisseur du copeau. Dans le cas de la longueur du contact, les coefficients A et C provoquent une diminution de cette variable, respectivement de 20 % et 17 %. La variation des coefficients A et C engendre

une réduction de 25 % de l'épaisseur du copeau. Les interactions et les autres coefficients ont des effets négligeables sur l'évolution de ces variables.

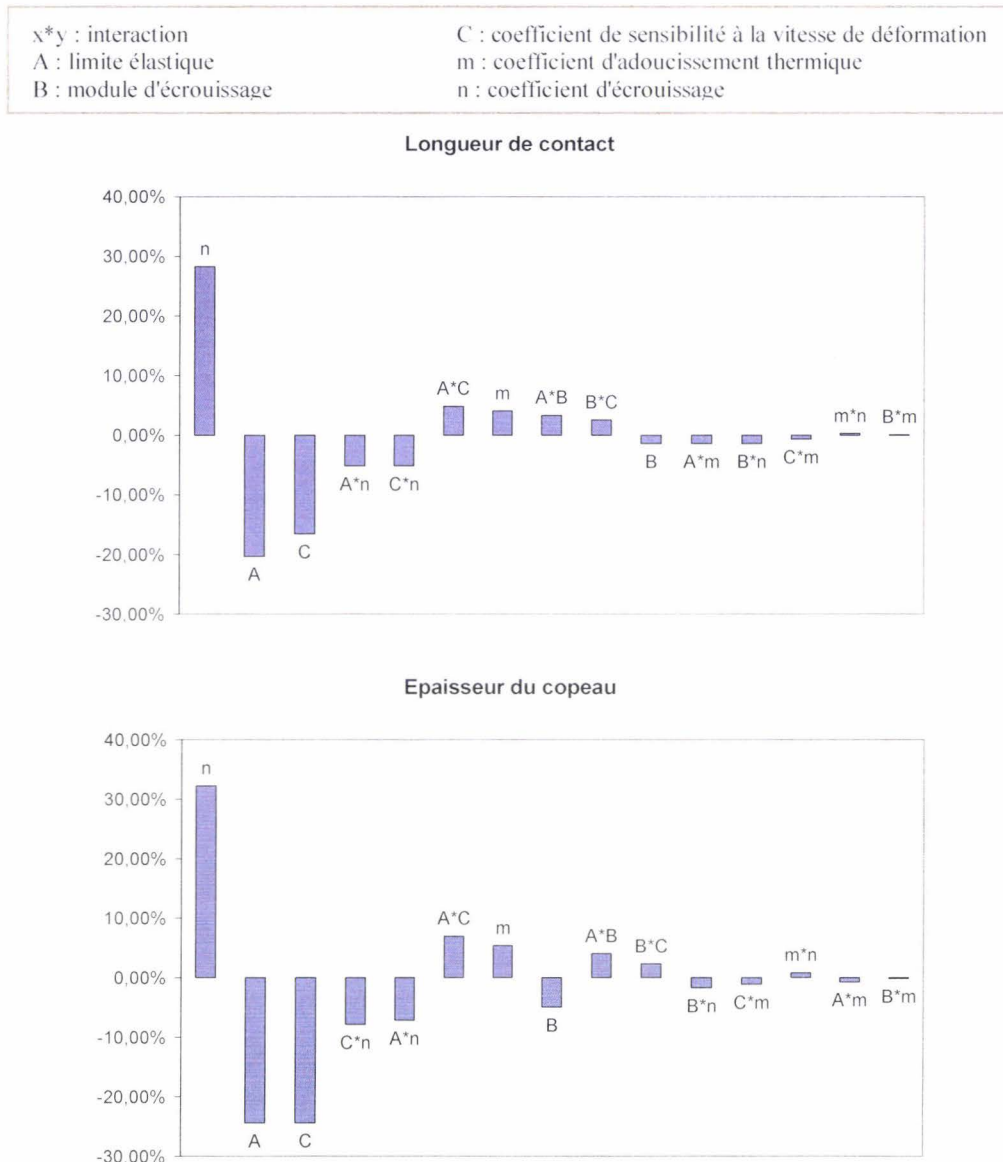


Figure 42. Effets et interactions des coefficients de la loi de Johnson-Cook sur la longueur de contact et sur l'épaisseur du copeau.

### II.2.1.3 INFLUENCE DES PARAMÈTRES RHÉOLOGIQUES SUR LES FORCES DE COUPE ET D'AVANCE

Le passage de la limite basse à la limite haute des paramètres  $n$ ,  $B$ , et  $m$  provoque l'élévation de la force de coupe. Le coefficient le plus influent est le paramètre  $n$  avec un effet de 23 %, suivi du paramètre  $B$ , avec un effet de 18 % et enfin le coefficient  $m$  avec un effet de 8 %. Les autres coefficients influencent peu l'effort de coupe et peuvent donc être négligeables.

Concernant l'effort d'avance, les tendances observées sont similaires. Le coefficient B a l'influence la plus remarquable avec un effet de 18 %. L'incrément des coefficients n, m, et A engendre une augmentation de l'effort d'avance avec des effets respectivement égaux à 14 %, 8 %, et 7 %.

L'incrément des coefficients de la loi de Johnson-Cook entraîne un accroissement de la contrainte d'écoulement. L'augmentation des efforts de coupe est donc logique. La variation de A et C n'entraîne pas d'augmentation notable des efforts de coupe car dans le même temps une diminution de l'épaisseur du copeau et de la longueur de contact se produit.

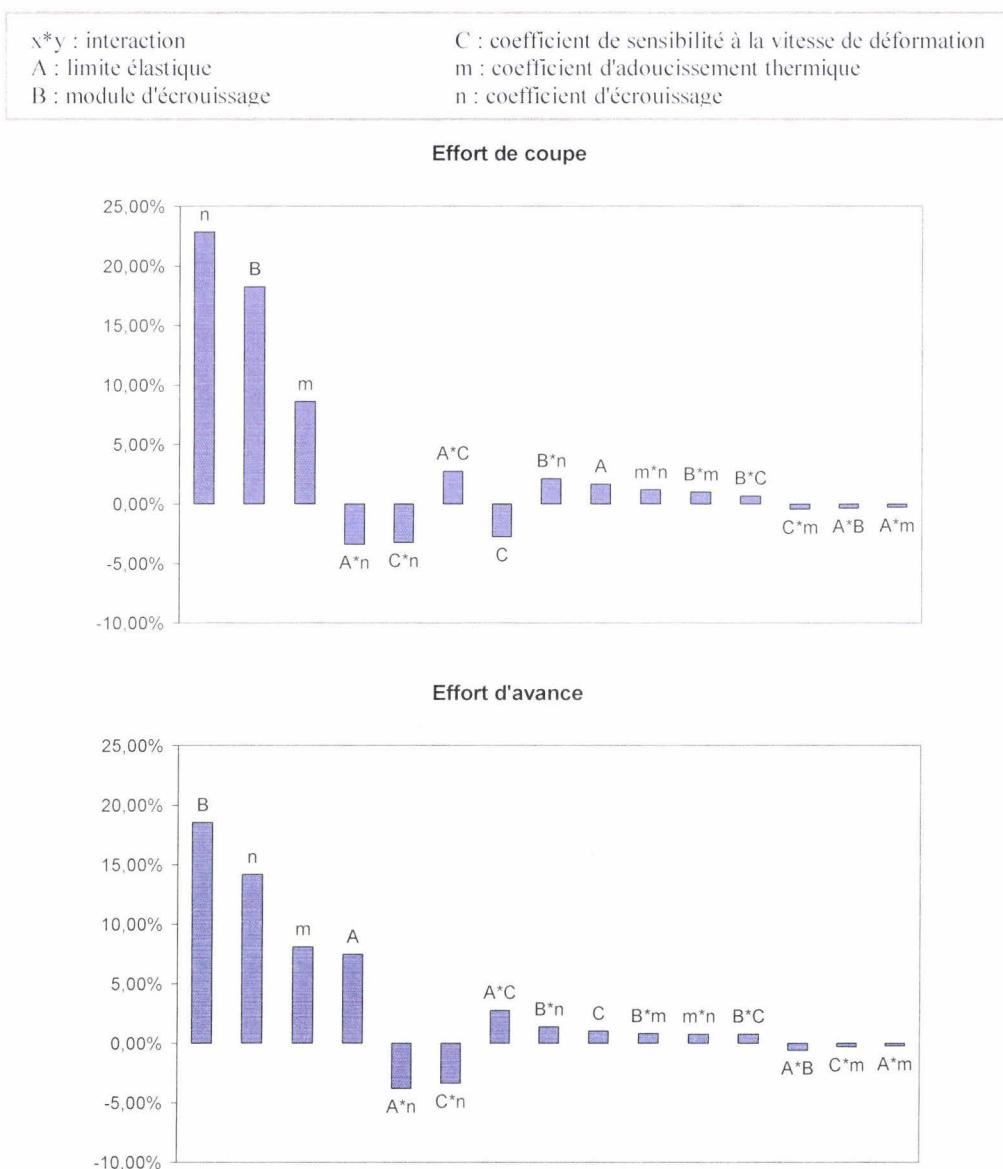


Figure 43. Effets et interactions des coefficients de la loi de Johnson-Cook sur l'effort de coupe et sur l'effort d'avance.

### II.2.1.4 BILAN SUR LA SENSIBILITÉ DES PARAMÈTRES PROCESS À UNE VARIATION UNITAIRE DES PARAMÈTRES DE LA LOI DE JOHNSON-COOK

Les résultats présentés précédemment sont dépendants de la plage de variation. Pour définir la sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres de la loi de Johnson-Cook, l'influence de ces paramètres d'entrées est supposée linéaire sur la plage de variation étudiée. Le tableau 15 expose les différentes sensibilités, permettant ainsi d'apprécier la tolérance à apporter lors de l'identification des paramètres de la loi de Johnson-Cook.

Tableau 15. Sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des coefficients de la loi de Johnson-Cook.

	$T_0$	$T_c$	$l_c$	$e$	$F_c$	$F_t$
<i>A</i>	0,218 K.MPa <sup>-1</sup>	0,185 K.MPa <sup>-1</sup>	-0,000243 mm.MPa <sup>-1</sup>	-0,000318 mm.MPa <sup>-1</sup>	0,0586 N.MPa <sup>-1</sup>	0,124 N.MPa <sup>-1</sup>
<i>B</i>	0,344 K.MPa <sup>-1</sup>	0,334 K.MPa <sup>-1</sup>	-0,000016 mm.MPa <sup>-1</sup>	-0,000053 mm.MPa <sup>-1</sup>	0,593 N.MPa <sup>-1</sup>	0,285 N.MPa <sup>-1</sup>
<i>C</i>	2416 K	1876 K	-4,027 mm	-6,472 mm	-1947 N	351 N
<i>m</i>	212 K	212 K	0,088 mm	0,126 mm	545 N	243 N
<i>n</i>	348 K	401 K	0,629 mm	0,781 mm	1485 N	438 N

La variation unitaire du paramètre C est la plus influente. L'identification de la longueur de contact à +/- 0,025 mm (soit 5 % d'erreur pour notre étude) nécessite de déterminer le paramètre C avec une tolérance de +/- 6 10<sup>-3</sup>. Les tolérances à apporter lors de l'identification des paramètres de la loi de Johnson-Cook pour limiter à 5 % environ les erreurs sur les paramètres simulés, sont exposées au tableau 16.

Tableau 16. Tolérances à apporter lors de l'identification des paramètres de la loi de Johnson-Cook.

	$\Delta T_0=50$ K	$\Delta T_c=50$ K	$\Delta l_c=25$ $\mu$ m	$\Delta e=15$ $\mu$ m	$\Delta F_c=40$ N	$\Delta F_t=30$ N
<i>A</i> (MPa)	229	270	103	47	683	242
<i>B</i> (MPa)	145	150	1563	283	67	105
<i>C</i>	0,021	0,027	0,006	0,002	0,021	0,085
<i>m</i>	0,236	0,236	0,284	0,119	0,073	0,123
<i>n</i>	0,144	0,125	0,040	0,019	0,027	0,068



## II.2.2 INFLUENCE DES PARAMÈTRES DE CONTACT

Les principaux paramètres de contact sont : la conductance thermique ( $K$ ), le coefficient de partage ( $\alpha$ ), et le coefficient de frottement ( $\mu$ ). Le tableau 17 présente les valeurs limites des paramètres de contact employées pour l'étude de sensibilité. Ces bornes sont définies en accord avec la bibliographie [Bri 97] [Pan 96] [Arr 03]. Les valeurs limites du coefficient de frottement sont imposées par le modèle numérique. En effet, sous certaines conditions, le maillage ne peut s'adapter correctement.

Tableau 17. Valeurs limites étudiées pour le contact.

	Valeur minimale	Valeur maximale
Conductance thermique $K$ ( $\text{W.m}^{-2}.\text{K}^{-1}$ )	$10^3$	$10^8$
Coefficient de partage $\alpha$	0,25	0,75
Coefficient de frottement $\mu$	0,3	0,6

### II.2.2.1 INFLUENCE DES PARAMÈTRES DE CONTACT SUR LES TEMPÉRATURES OUTIL ET COPEAU

L'incrément du coefficient de partage  $\alpha$ , dans la plage de variation précédemment définie, engendre une chute de la température maximale de l'outil d'environ 40 % et une légère élévation (5 %) de la température du copeau (figure 44). Pour la température du copeau, on notera que le coefficient de frottement joue un rôle prépondérant dans l'augmentation de cette variable, avec un effet de 15 %.

La température maximale de l'outil est fortement influencée par l'interaction entre le coefficient de partage  $\alpha$  et la conductance thermique  $K$ . Cela signifie que l'effet de  $K$  est intensifié (28 % au lieu de -12 %) lorsque  $\alpha$  est égal à 0,75. L'effet du paramètre  $\alpha$  devient nul (0 %) lorsque  $K$  est égal à  $10^8$ . Cette remarque est valable également pour la température maximale du copeau. Ainsi, dans le cas d'un contact parfait, le coefficient de partage  $\alpha$  n'a aucune influence sur la température à l'interface outil-copeau.

### II.2.2.2 INFLUENCE DES PARAMÈTRES DE CONTACT SUR LES AUTRES VARIABLES

Sur le reste des variables, seul le coefficient de frottement a de l'influence (figure 44). Ainsi, et par ordre d'incidence, une augmentation de 65 % sur l'effort d'avance, une augmentation

de 50 % sur la longueur de contact, une augmentation de 35 % sur l'épaisseur du copeau, et une augmentation de 30 % sur l'effort de coupe peuvent être observées.

### II.2.2.3 BILAN SUR LA SENSIBILITÉ DES PARAMÈTRES PROCESS À UNE VARIATION UNITAIRE DES PARAMÈTRES DE CONTACT

Comme précédemment, l'influence des paramètres d'entrées est également considérée linéaire sur la plage de variation étudiée et les différentes sensibilités des paramètres process à une variation unitaire des paramètres de contact sont fournies au tableau 18.

Tableau 18. Sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres de contact.

	$T_o$	$T_c$	$l_c$	$e$	$F_c$	$F_t$
$K$	$-1,15 \cdot 10^{-6}$	$1,14 \cdot 10^{-7}$	0	$-4,00 \cdot 10^{-13}$	$2,08 \cdot 10^{-8}$	$4,70 \cdot 10^{-8}$
$\alpha$	-783	86	-0,010	-0,010	-7,512	-2,575
$\mu$	264	461	0,591	0,410	945	1096

Afin de limiter à 5 % les erreurs sur les paramètres simulés, les paramètres de contact doivent être identifiés avec des tolérances inférieures à celles définies au tableau 19. Les paramètres de conductance thermique  $K$ , et de coefficient de partage  $\alpha$ , peuvent être identifiés de façon grossière. Il est cependant nécessaire d'identifier le coefficient de partage  $\alpha$  avec une tolérance de +/- 0,064 pour minimiser l'erreur commise sur la température maximale de l'outil.

Contrairement aux autres paramètres, le coefficient de frottement influe sur tous les paramètres process et doit être défini avec une précision de +/- 0,03.

Tableau 19. Tolérance à apporter lors de l'identification des paramètres de contact.

	$\Delta T_o=50$ K	$\Delta T_c=50$ K	$\Delta l_c=25$ $\mu$ m	$\Delta e=15$ $\mu$ m	$\Delta F_c=40$ N	$\Delta F_t=30$ N
$K$	$4,35 \cdot 10^7$	$4,39 \cdot 10^8$	—	$3,75 \cdot 10^{10}$	$1,92 \cdot 10^9$	$6,38 \cdot 10^8$
$\alpha$	0,064	0,581	2,500	1,500	5,325	11,650
$\mu$	0,189	0,108	0,042	0,037	0,042	0,027

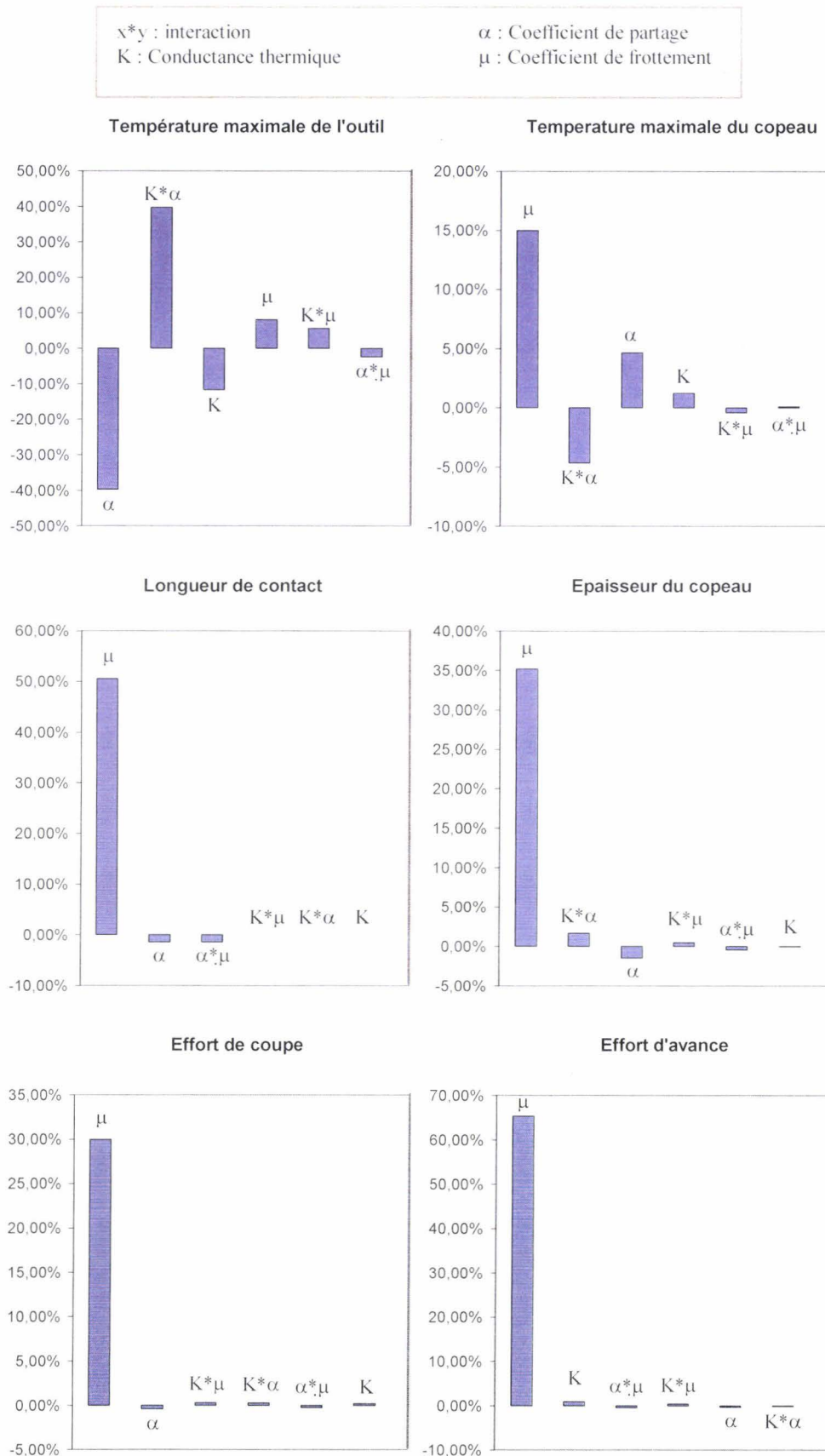


Figure 44. Effets et interactions des paramètres de contact sur les paramètres simulés.

### II.2.3 INFLUENCE DES PARAMÈTRES THERMIQUES

En partant des données bibliographiques, relatives à la conductivité thermique ( $k_p$  pour la pièce et  $k_o$  pour l'outil) et à la chaleur spécifique des antagonistes ( $c_p$  pour la pièce et  $c_o$  pour l'outil), un plan d'étude à 2 niveaux est réalisé avec des valeurs limites présentées au tableau 20. Les données bibliographiques du comportement de la pièce sont fonction de la température. La plage de variation définit ainsi les valeurs limites de l'étude. Concernant l'outil en carbure, le manque de données bibliographiques thermodépendantes, nous conduit à utiliser des données à température ambiante pour définir les valeurs limites de l'étude.

Tableau 20. Valeurs limites étudiées pour les paramètres thermiques.

	Valeur minimale	Valeur maximale
$k_p$	24,9	45,1
$k_o$	25	80
$c_p$	435,3	1171
$c_o$	200	480

#### II.2.3.1 INFLUENCE DES PARAMÈTRES THERMIQUES SUR LES TEMPÉRATURES OUTIL ET COPEAU

Concernant la variation des températures maximales à l'interface outil-copeau (figure 45), seuls deux paramètres ont une influence relativement importante : la chaleur spécifique de la pièce  $c_p$  et la conductivité thermique de l'outil  $k_o$ .

L'augmentation de la chaleur spécifique de la pièce  $c_p$  entraîne une diminution de la température de l'outil et du copeau d'environ 25 %. Une chute de température de plus de 15 % est relevée coté outil lors de l'augmentation de la conductivité thermique de l'outil  $k_o$ . Cette même variation de la conductivité thermique entraîne une diminution moins importante (inférieure à 10 %) de la température du copeau.

#### II.2.3.2 INFLUENCE DES PARAMÈTRES THERMIQUES SUR LES AUTRES VARIABLES

Sur les autres variables, seule la chaleur spécifique de la pièce a une influence (figure 46 et figure 47). L'incrément de ce paramètre entraîne une augmentation (comprise entre 25 % et 35 %) de toutes les variables.

$x*y$  : interaction  
 $k_o$  : conductivité thermique de l'outil  
 $k_p$  : conductivité thermique de la pièce  
 $c_o$  : chaleur spécifique de l'outil  
 $c_p$  : chaleur spécifique de la pièce

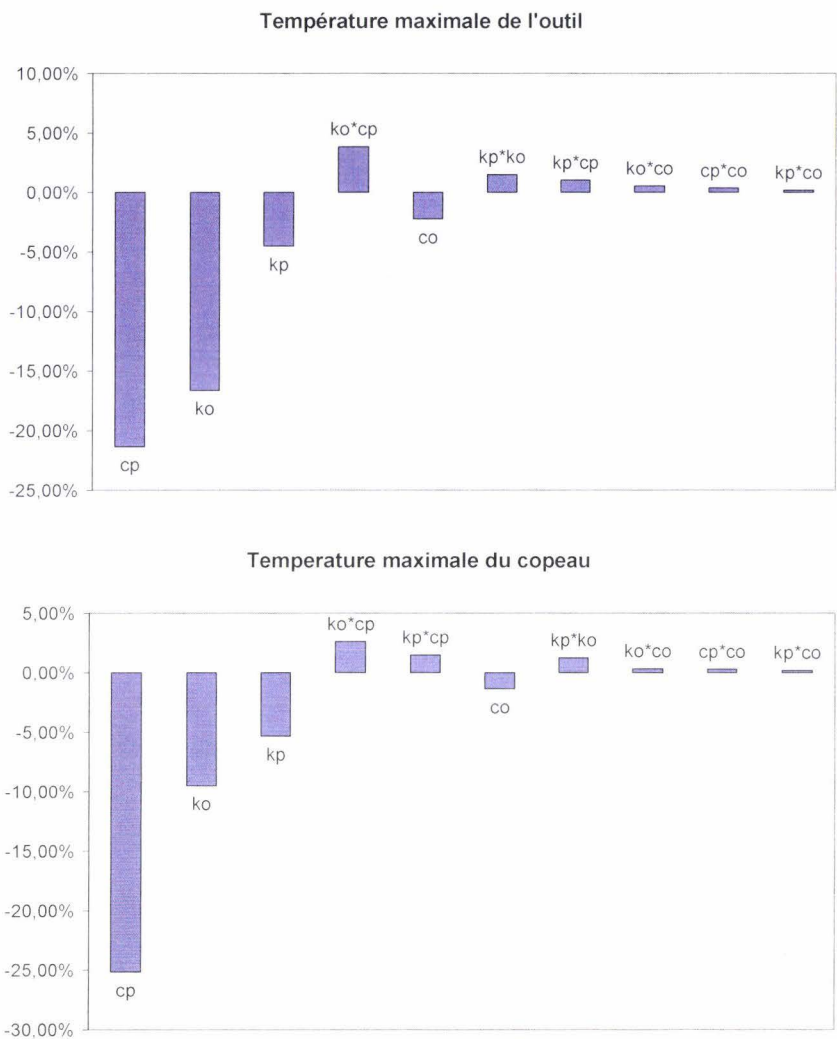
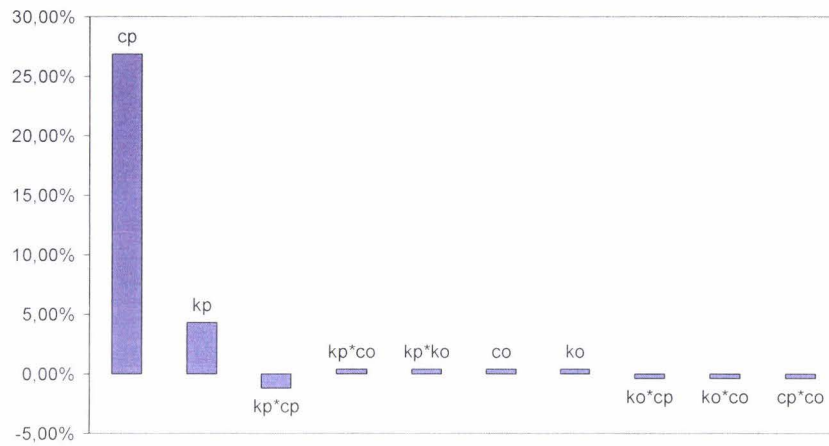


Figure 45. Effets et interactions des coefficients thermiques sur la température de l'outil et sur la température du copeau.

$x*y$  : interaction  
 $k_o$  : conductivité thermique de l'outil  
 $k_p$  : conductivité thermique de la pièce  
 $c_o$  : chaleur spécifique de l'outil  
 $c_p$  : chaleur spécifique de la pièce

**Longueur de contact**



**Épaisseur du copeau**

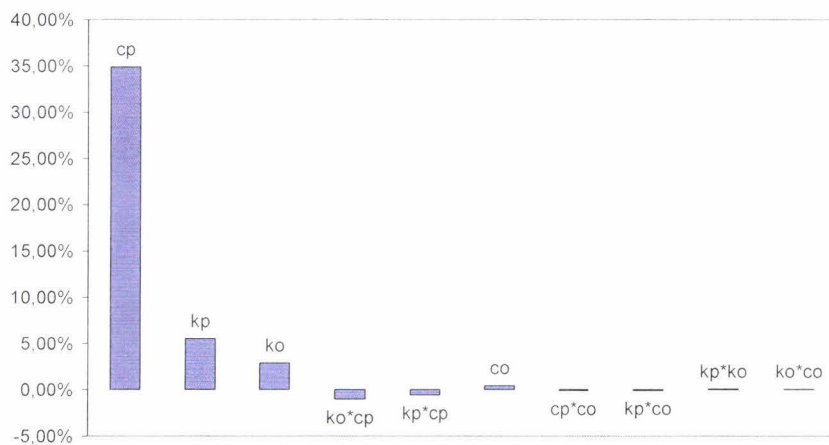
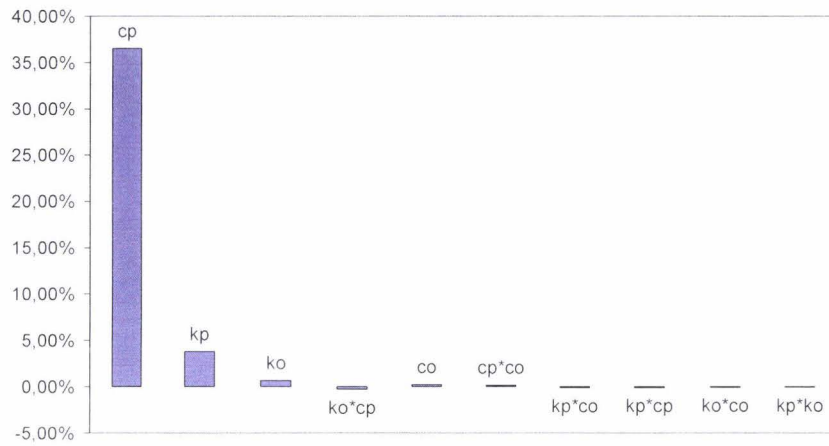


Figure 46. Effets et interactions des coefficients thermiques sur la longueur de contact et sur l'épaisseur du copeau.

$x*y$  : interaction  
 $k_o$  : conductivité thermique de l'outil  
 $k_p$  : conductivité thermique de la pièce  
 $c_o$  : chaleur spécifique de l'outil  
 $c_p$  : chaleur spécifique de la pièce

Effort de coupe



Effort d'avance

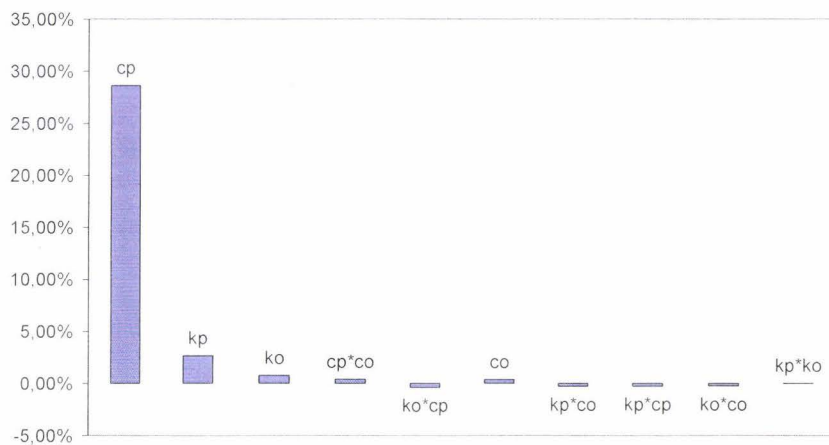


Figure 47. Effets et interactions des coefficients thermiques sur l'effort de coupe et sur l'effort d'avance.

### II.2.3.3 BILAN SUR LA SENSIBILITÉ DES PARAMÈTRES PROCESS À UNE VARIATION UNITAIRE DES PARAMÈTRES THERMIQUES

La sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres thermiques est définie en considérant les mêmes hypothèses que précédemment (tableau 21).

Tableau 21. Sensibilité des paramètres process à une variation unitaire des paramètres thermiques.

	$T_o$	$T_c$	$l_c$	$e$	$F_c$	$F_t$
$k_p$	-1,800	-2,192	0,000689	0,000960	1,854	0,618
$k_o$	-2,435	-1,440	0,000023	0,000183	0,119	0,066
$c_p$	-0,234	-0,285	0,000119	0,000166	0,493	0,183
$c_o$	-0,064	-0,040	0,000005	0,000005	0,008	0,006

Les paramètres de conductivité thermique et de chaleur spécifique de l'outil (respectivement  $k_o$  et  $c_o$ ) influent peu sur les variables simulées (tableau 22) et donc ne nécessitent pas une identification fine.

Les paramètres thermiques de la pièce semblent plus influents. Par exemple, pour limiter à 5 % l'erreur sur les variables simulées, il faut définir la conductivité thermique de la pièce  $k_p$  à +/- 30  $W.m^{-1}.K^{-1}$ .

Tableau 22. Tolérance à apporter lors de l'identification des paramètres de contact.

	$\Delta T_o=50$ K	$\Delta T_c=50$ K	$\Delta l_c=25$ $\mu m$	$\Delta e=15$ $\mu m$	$\Delta F_c=40$ N	$\Delta F_t=30$ N
$k_p$	28	23	36	16	22	49
$k_o$	21	35	1086	82	336	458
$c_p$	214	175	211	90	81	164
$c_o$	776	1244	5528	2781	4959	4821

L'identification des paramètres de conductivité thermique et de chaleur spécifique peut être réalisée pour une température donnée avec une précision de +/- 5 %. Cette tolérance d'identification est elle suffisante pour simuler correctement les paramètres du procédé ? Une seconde étude est menée en considérant les paramètres thermiques de la pièce dépendant de la



température. Les valeurs limites sont alors définies à partir des valeurs de référence [Grz<sup>2</sup> 04] à +/- 5 % (figure 48).

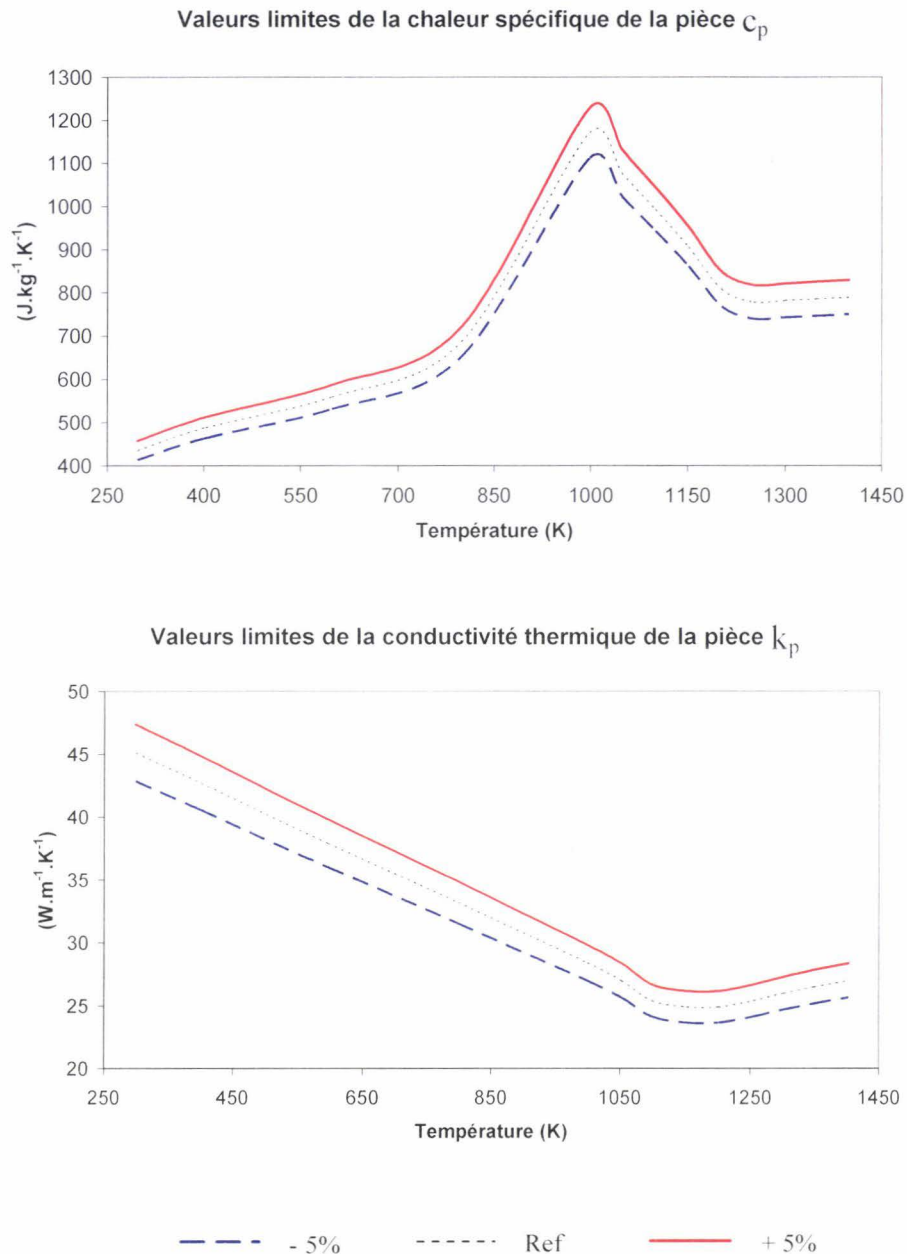


Figure 48. Valeurs limites étudiées pour les paramètres thermiques de la pièce.

La précision de l'identification des paramètres thermiques offre dans notre cas une variation maximale de la conductivité thermique de  $10 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$ , pour une température donnée appartenant à l'intervalle de température. Cet écart atteint plus de  $110 \text{ J.kg}^{-1}.\text{K}^{-1}$  pour la

chaleur spécifique de la pièce. Cette tolérance d'identification est satisfaisante puisque aucune erreur sur les variables simulées ne dépasse 5 % (figure 49).

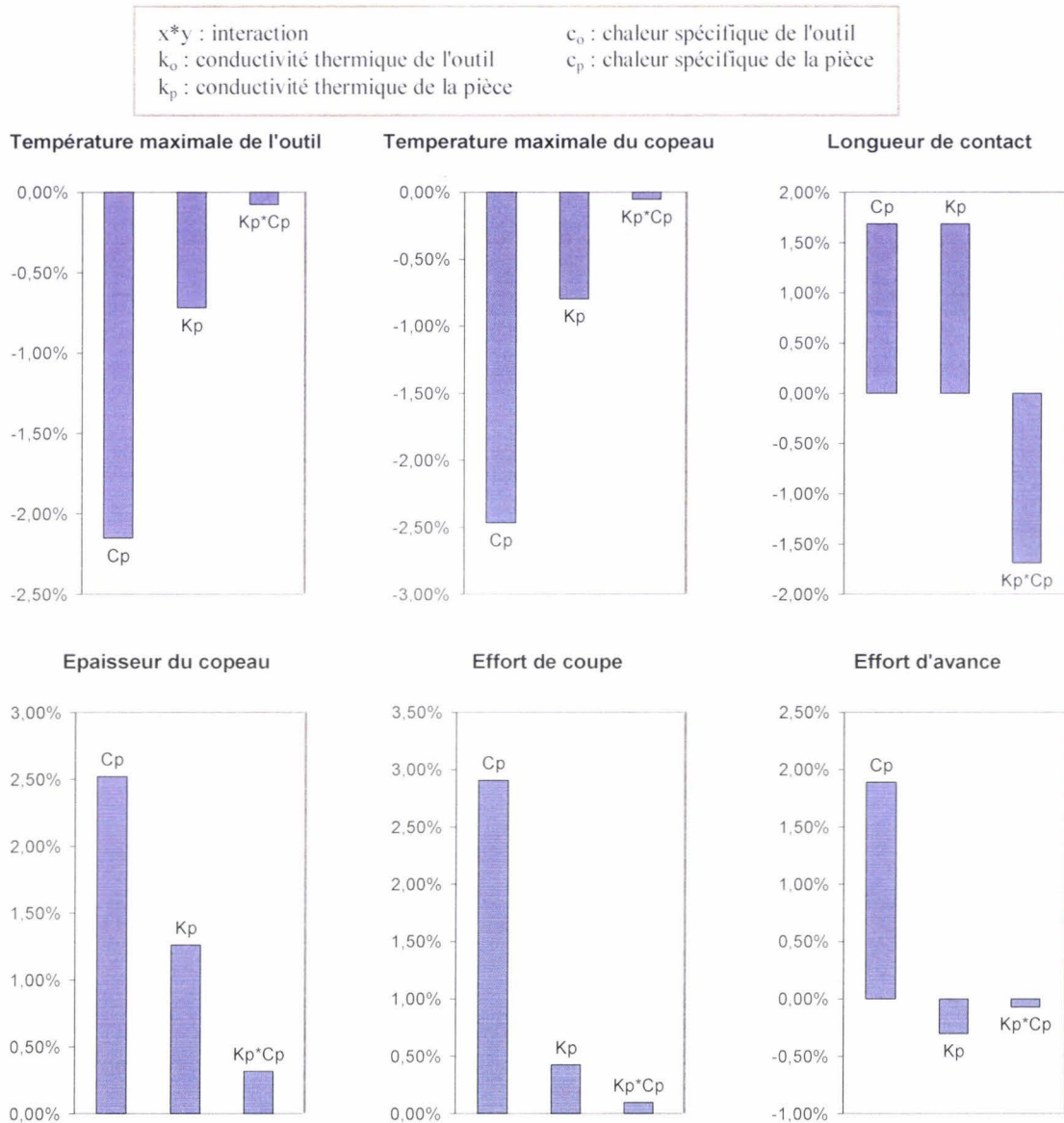


Figure 49. Effets et interactions des coefficients thermiques de la pièce sur les paramètres simulés.

### II.3 CONCLUSION

Un modèle bidimensionnel de la coupe orthogonale est développé sur Abaqus avec une formulation A.L.E. Le modèle, restreint à l'étude stationnaire de la formation du copeau, permet de tester une loi de frottement identifiée. La formulation A.L.E nécessite de prédéfinir le copeau en connaissant l'allure approximative du copeau final attendu afin d'éviter tous risques d'instabilité numérique.

La validation du modèle numérique effectuée avec des essais menés par Micari [Fil\_06] permet de mettre en évidence des erreurs importantes sur la force d'avance et la longueur de contact par rapport aux valeurs expérimentales. Cependant, les résultats obtenus sous Abaqus sont sensiblement égaux à ceux obtenus numériquement par Micari. En définitif, le modèle numérique est suffisamment correct pour tester les lois d'interfaces thermomécaniques et pour étudier la sensibilité des paramètres d'entrée.

L'étude de sensibilité menée sur les données relatives aux matériaux et au contact a permis de définir l'importance d'un paramètre et le degré de précision nécessaire lors de son identification. Une première partie concernant les paramètres rhéologiques de la loi de Johnson-Cook a mis en évidence la nécessité de définir le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation à  $\pm 0,006$ . Les coefficients d'adoucissement thermique et d'écrouissage doivent également être défini de façon précise (de  $\pm 0,02$  à  $\pm 0,3$ ). En revanche, les variables simulées sont peu sensibles à la limite élastique et au module d'écrouissage.

Une seconde étude menée sur les paramètres de contact révèle l'importance du coefficient de frottement sur les variables simulées. Il est nécessaire d'identifier ce paramètre avec une tolérance de  $\pm 0,03$  afin de limiter à 5 % les erreurs commises. La conductance thermique et le coefficient de partage se révèle être influent sur la température à l'interface outil-copeau. Une forte interaction entre ces deux paramètres est observée. Il sera donc nécessaire d'apporter également une attention particulière pour leur identification.

La tolérance de  $\pm 5$  % généralement observée lors de l'identification des paramètres thermiques des matériaux offre des résultats avec des erreurs inférieures à 5 %. Il convient toutefois de définir ces paramètres en fonction de la température.

---

## CHAPITRE III : CARACTÉRISATION TRIBOLOGIQUE DU COUPLE AISI 1045 / CARBURE NON REVÊTU H13A

*L'analyse des résultats bibliographiques nous amène à étudier l'interface outil-copeau en deux parties : la levée du copeau et l'éjection du copeau. L'étude de caractérisation menée ici, est effectuée pour la zone de levée du copeau. Rappelons que dans cette zone, le contact se distingue par des pressions généralement supérieures à 1 GPa, une vitesse de glissement réduite à l'interface, et une température de contact élevée. L'identification des lois d'interface propres à cette zone est réalisée à l'aide du test de compression-translation. Ce banc permet de simuler des pressions de contact jusqu'à 2 GPa, des températures supérieures à 1250 °C avec une vitesse maximale de glissement de 500 mm.s<sup>-1</sup>.*

### III.1 DESCRIPTION DU TRIBOMÈTRE

#### III.1.1 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

Le test de compression translation (figure 50) permet de simuler expérimentalement les conditions de contact d'un procédé de mise en forme. Le principe de base de l'essai consiste en la création d'une déformation plastique localisée à la surface de l'échantillon étudié. Cette déformation est générée par un contacteur qui vient en contact avec l'échantillon, le pénètre légèrement puis glisse le long de la surface en conservant la pénétration constante (figure 51).

Le test de compression-translation utilise un contacteur usiné dans le matériau de l'outil et un échantillon prélevé dans la pièce étudiée. Les paramètres mécaniques du contact, principalement la pression de contact, et la température d'interface, sont ajustés en utilisant les paramètres d'essai suivants : la vitesse de glissement du contacteur, la pénétration du contacteur dans l'échantillon, la géométrie des antagonistes, les températures du contacteur et de l'échantillon, l'apport d'une lubrification.

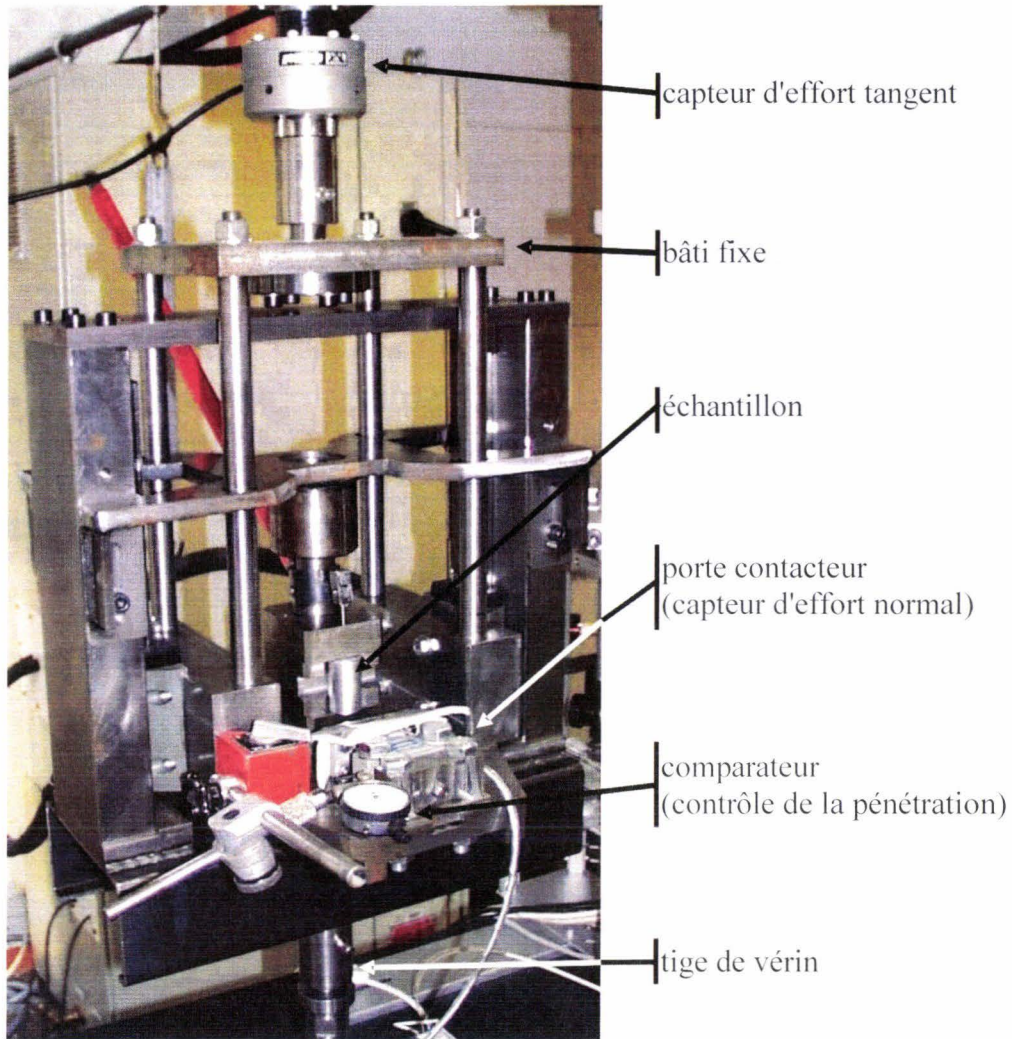


Figure 50. Photographie de l'essai de compression-translation.

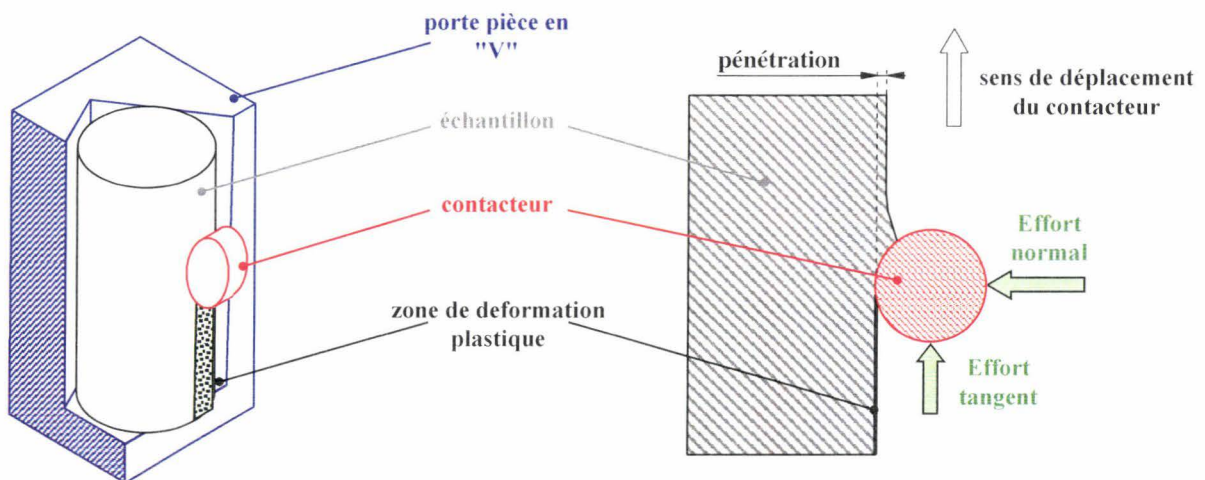


Figure 51. Présentation de l'essai de compression-translation.

La plate forme d'essai basse vitesse présentée en figure 52 a été développée sur le principe de l'essai de compression-translation, dédié initialement à l'étude de la mise en forme à froid [Dub\_95] [Laz\_98] [Ver\_00]. 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 relative entre l'échantillon et le contacteur de  $0,5 \text{ m.s}^{-1}$ . Cette gamme de vitesse permet de reproduire de nombreuses configurations rencontrées en mise en forme.

Des modifications récentes permettent l'utilisation du banc pour l'étude de la mise en forme à chaud [Mor\_03]. Lors d'essais à chaud, l'échantillon est chauffé par induction sur un système annexe (jusqu'à  $1250^{\circ}\text{C}$ ) et est amené sur le banc par un bras manipulateur. La mise en température du contacteur est assurée par une cartouche chauffante et peut atteindre  $300^{\circ}\text{C}$ .

Ce banc d'essai permet de caractériser le frottement de nombreuses applications industrielles [Dub\_06], notamment le forgeage à froid.

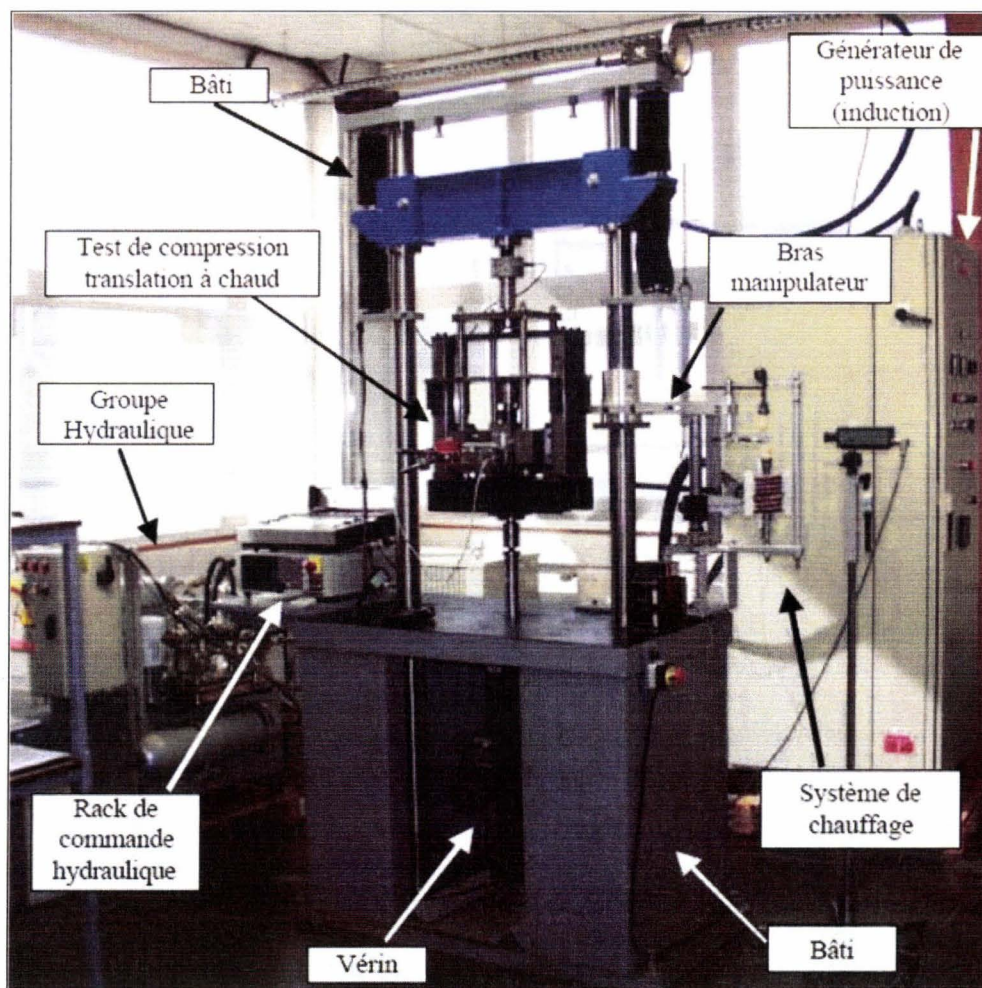


Figure 52. Plate forme d'essai basse vitesse.

Le porte contacteur constitue le cœur du montage. Il assure un triple rôle : le réglage de la pénétration du contacteur dans l'ébauche, le maintien du contacteur en position de travail et la mesure de l'effort normal en cours d'essai à l'aide de jauges de contraintes montées en pont complet (figure 53). La protection des jauges de contraintes est assurée par l'utilisation de différentes barrières thermiques (plot en céramique, déflecteur en aluminium + fibres céramiques, circulation d'eau).

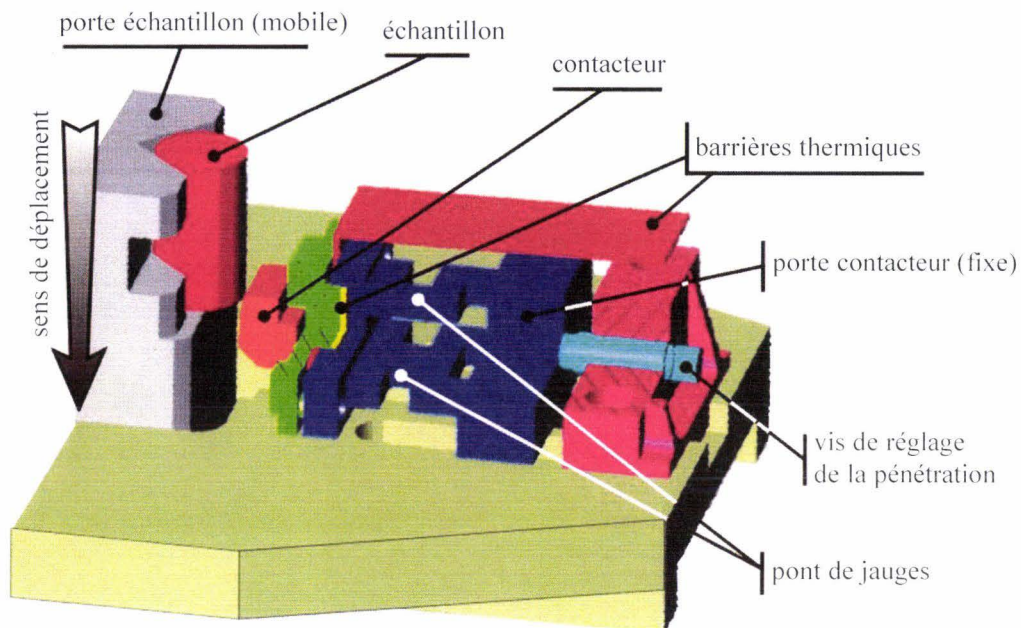


Figure 53. Schéma du porte contacteur.

### III.1.2 PARAMÈTRES D'ENTRÉE

La géométrie des antagonistes, la valeur de pénétration du contacteur dans l'échantillon, la vitesse de glissement, et les températures du contacteur et de l'échantillon constituent les paramètres de réglage du test.

Un four à induction relié à un générateur de puissance offre la possibilité de chauffer l'échantillon jusqu'à une température de 1250 °C (figure 54). Le chauffage de la pièce est réalisé en deux temps. Une première phase de montée rapide en température est suivie d'une seconde phase de maintien à une plus faible intensité. Ce palier offre ainsi une homogénéisation de la température dans la pièce.

Le contacteur positionné sur le dispositif d'essai est chauffé à l'aide d'une cartouche chauffante. La température du contacteur peut ainsi atteindre 300 °C environ en début d'essai.

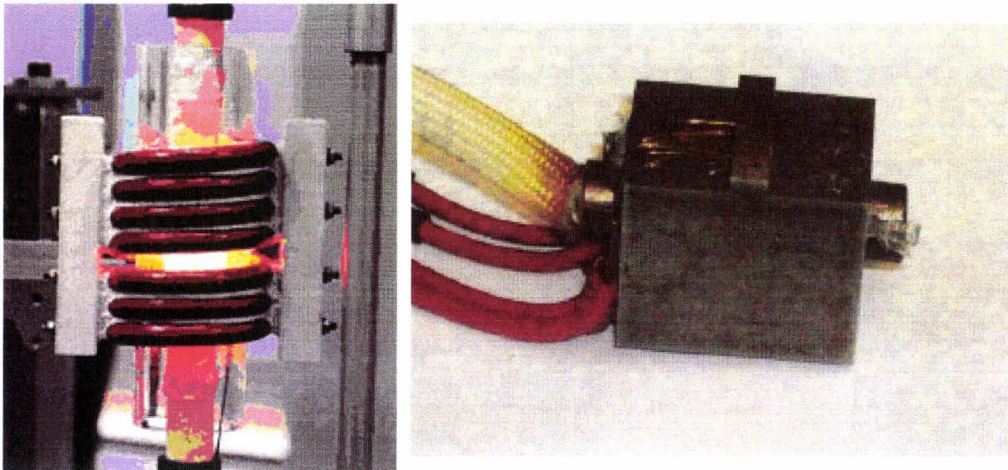


Figure 54. Photographie du four à induction et de la cartouche chauffante.

Un bras de manipulation assure le déplacement de la pièce entre le four à induction et le tribomètre de compression-translation à chaud (figure 55). Durant le transfert, la pièce est manipulée dans un environnement à température ambiante et perd donc de la chaleur. Le temps de transfert est compris entre 15 et 20 secondes. L'écart de temps maximal observé lors du transfert de la pièce est donc inférieur à 5 secondes. Ainsi la température de l'éprouvette en début d'essai est définie à  $\pm 10$  °C.

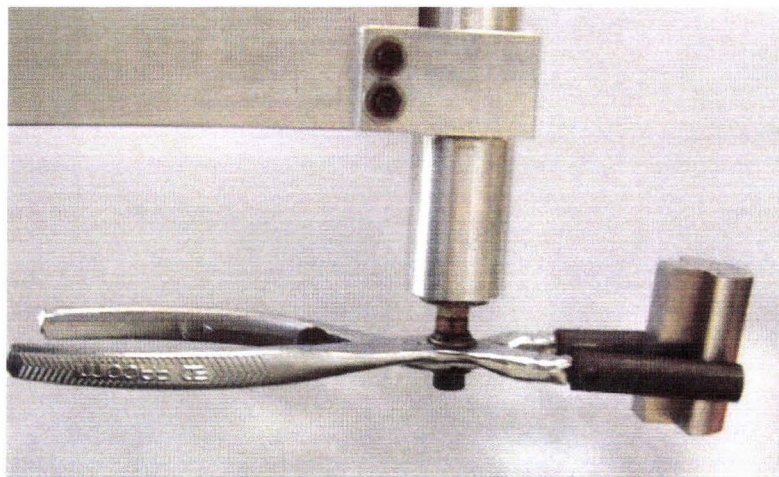


Figure 55. Photographie du bras de manipulation.

Le dispositif d'essai permet l'ajustement de la pénétration du contacteur dans l'échantillon par l'action d'une vis de réglage. Le test de compression-translation installé sur un système d'asservissement hydraulique autorise des vitesses de glissement entre le contacteur et l'échantillon allant jusqu'à  $0,5 \text{ m.s}^{-1}$ .

La géométrie du contacteur et de l'échantillon, combinée à la température des antagonistes et à la pénétration, fixe la pression de contact qui sera imposée au système.



### III.1.3 RÉSULTATS BRUTS EN SORTIE

Durant le test, le simulateur enregistre l'évolution des forces et des températures. Les forces sont relevées à l'aide de deux capteurs. Une première cellule force installée sur le bâti, au dessus du dispositif d'essai, mesure la force tangentielle avec une portée efficace de 25 kN. L'effort normal est enregistré par un capteur situé derrière le support outil avec une portée efficace de 6 kN. L'acquisition de la température est effectuée à la sortie du contact par un pyromètre bichromatique. Avec cette méthode, la mesure d'émissivité n'est pas nécessaire. Une centrale d'acquisition permet la synchronisation des mesures d'efforts et de température.

Après le test, les surfaces du frotteur et du lopin peuvent être observées. Les conditions de frottement et de contact modifient l'état des surfaces. Une trace résiduelle de glissement est présente sur la pièce et une dégradation du contacteur s'observe au niveau de la zone de contact avec la pièce. L'étude de la pièce au profilomètre révèle la pénétration effective pendant l'essai.

### III.1.4 ANALYSE DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

L'analyse des conditions de frottement caractéristiques du procédé d'usinage grande vitesse par le test de compression-translation nécessite quatre étapes (figure 56).

Dans un premier temps, les paramètres mécaniques à reproduire avec le test de compression-translation sont identifiés lors de l'analyse mécanique de la coupe à l'aide du modèle présenté. La simulation permet de jauger les valeurs de la pression de contact et de la température à l'interface.

Une seconde étape consiste à déterminer les paramètres de réglage permettant le déroulement des essais sous des conditions de contact similaires à celles du process. La température et la forme des antagonistes, la pénétration du contacteur dans l'échantillon, et la vitesse de glissement, sont les 4 paramètres à identifier afin de reproduire les conditions de contact de l'interface outil-copeau. L'analyse du test de compression-translation via un modèle éléments finis fournit la base nécessaire à ce travail. Elle permet de connaître les valeurs moyennes de pression de contact, de température d'interface et de vitesse de glissement locale à l'interface contacteur/échantillon générées par un essai. Le modèle numérique du test de compression-translation est décrit au paragraphe III.2.

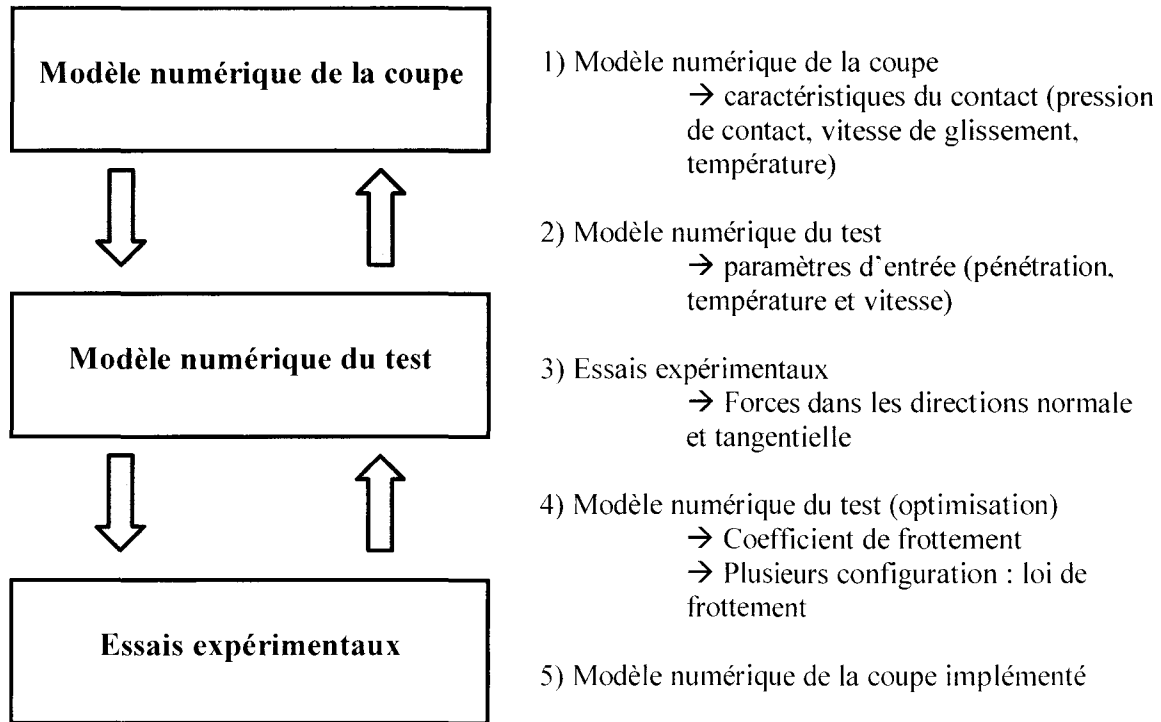


Figure 56. Analyse des résultats expérimentaux : organigramme.

Une série d'essai est alors menée suivant un plan d'expérience reprenant les paramètres de réglage précédemment identifiés. Les données en efforts recueillies permettront la validation du modèle numérique du test. La température mesurée avec le pyromètre bichromatique avant l'essai est imposée comme condition initiale de la simulation numérique du test. L'analyse profilométrique de l'échantillon définit la pénétration à introduire dans le modèle numérique du test de compression-translation.

L'étude numérique du test permet donc de déterminer 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. Le coefficient de frottement est un paramètre d'entrée qui est optimisé de façon à corrélérer au mieux les efforts expérimentaux et les efforts numériques.

Le frottement apparent, défini par le ratio des efforts normaux  $F_n$  et tangentiels  $F_t$  obtenus expérimentalement, est la somme d'une composante adhésive et d'une composante de labourage (figure 57). Ainsi le frottement apparent est défini par la relation suivante :

$$\mu_{app} = \frac{F_t}{F_n} = \mu_{adh} + \mu_{lab}$$

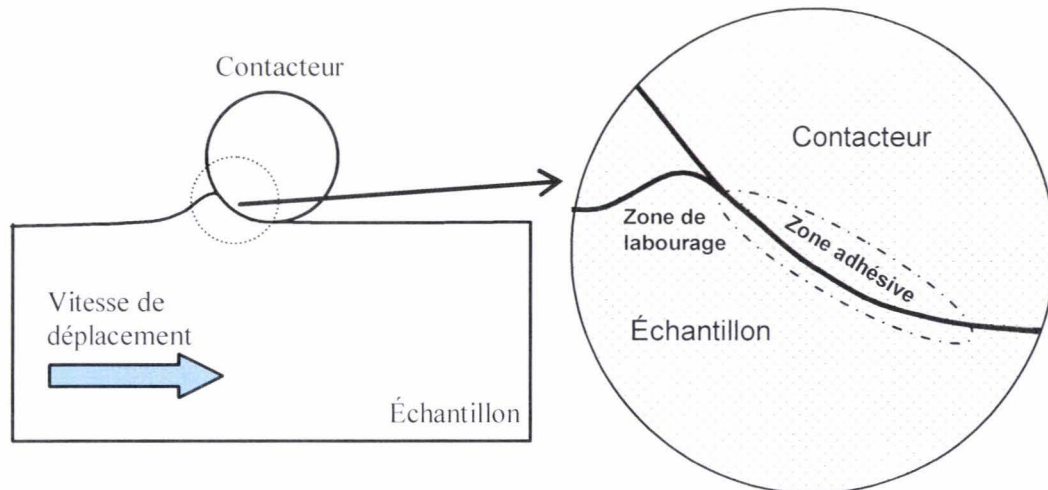


Figure 57. Décomposition du frottement.

Le coefficient de frottement adhésif est donc déterminé en fonction de la pression de contact, de la température à l'interface et de la vitesse de glissement locale. Les données de frottement ainsi recueillies permettent d'enrichir les simulations numériques de la coupe orthogonale.

## III.2 APPROCHE NUMÉRIQUE DU TEST

Le modèle du test de compression-translation implémenté sur Abaqus permet de déterminer la part adhésive du frottement en fonction des paramètres de contact simulés lors du test. Le modèle développé est restreint à la zone de déformation plastique et simule le mouvement relatif entre le contacteur et l'échantillon.

### III.2.1 TOPOLOGIE

Le modèle éléments finis du test de compression-translation est développé selon une formulation A.L.E. L'échantillon est modélisé avec deux surfaces eulériennes permettant à la matière de fluer au travers du domaine ainsi défini. La vitesse de déplacement de traverse est imposée au flux de matière entrant tandis que le flux de sortie n'est pas contraint. L'outil considéré indéformable est modélisé au moyen d'un corps rigide fixe.

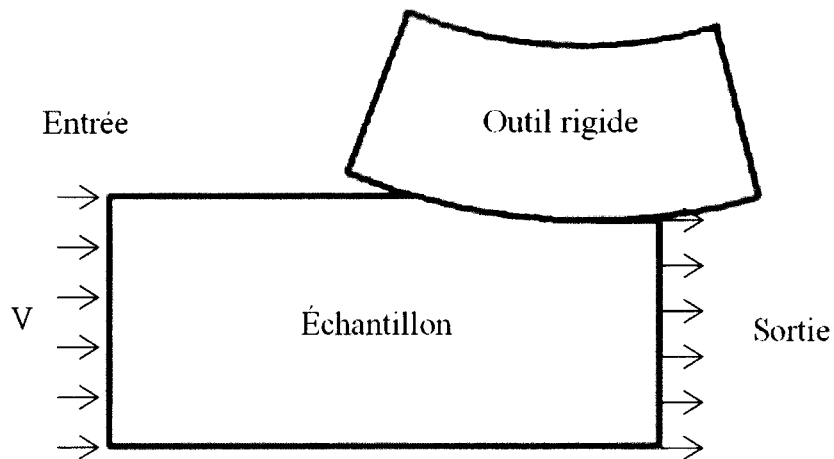


Figure 58. Schéma du modèle de l'UST.

L'échantillon et le contacteur sont maillés avec des éléments volumiques à 8 noeuds avec intégration réduite tenant compte de l'aspect thermique (C3D8RT). La taille des éléments est réduite progressivement pour atteindre une valeur de 0.3 mm à l'approche de la surface de contact. La dimension des éléments varie de 0.3 à 1 mm. L'échantillon et le contacteur sont ainsi discrétisés respectivement par 2520 éléments et par 1540 éléments.

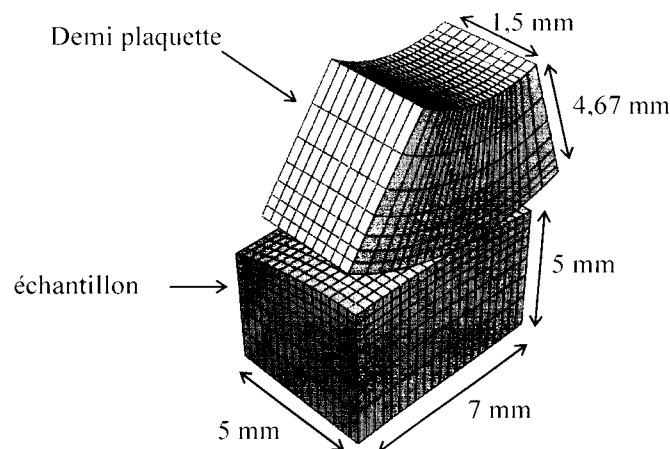


Figure 59. Maillage et dimensions du modèle de l'UST.

### III.2.2 CONDITIONS AUX LIMITES

Pour des raisons de symétrie un demi échantillon et une demi plaquette carbure sont modélisés et des conditions de symétrie plane sont imposées aux noeuds des plans médians. L'outil considéré rigide a tous ses degrés de liberté bloqués. La vitesse du matériau fluant au travers de l'échantillon est définie par l'intermédiaire de la surface eulérienne d'entrée.

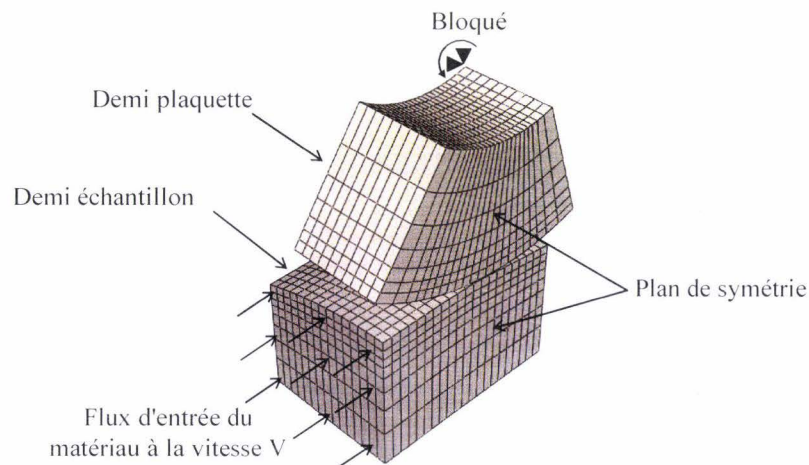


Figure 60. Conditions aux limites mécaniques.

Par cette même surface, le matériau pénètre à la température initiale et sort du domaine à une certaine température. Les conditions initiales de températures spécifiées par les conditions d'essais, sont appliquées aux nœuds du maillage. Les pertes de chaleur par convection et par rayonnement sont négligées. Afin d'éviter l'accumulation de la chaleur dans le contacteur, la température de ces faces extérieures est fixée à la température initiale de l'essai.

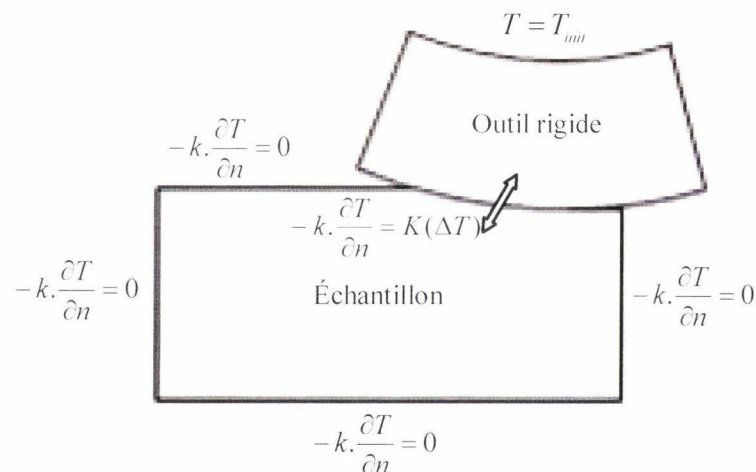


Figure 61. Conditions aux limites thermiques.

Afin d'autoriser la matière à entrer et sortir du domaine, des contraintes normales aux surfaces eulériennes sont nécessaires. La modélisation définie selon une formulation A.L.E permet l'écoulement de la matière au travers des surfaces eulériennes. Cependant, il est nécessaire de fixer le maillage en appliquant des contraintes normales aux surfaces eulériennes. Par ailleurs, des contraintes tangentielles sont également appliquées à la surface d'entrée afin d'éviter l'effet tonneau. Les contraintes spatiales du maillage peuvent être observées figure 62.

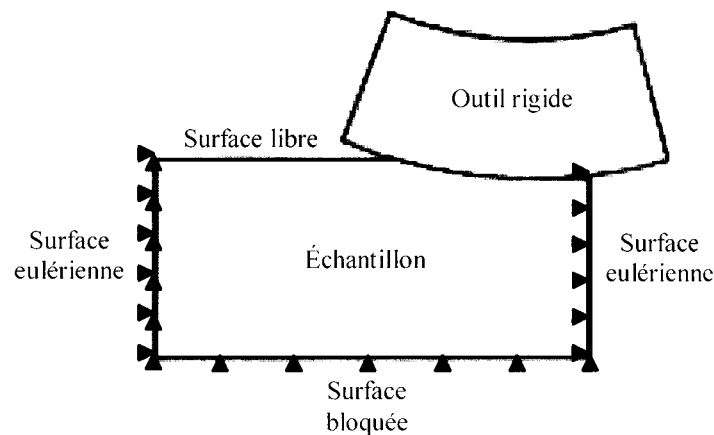


Figure 62. Contraintes spatiales du maillage.

### III.2.3 GESTION DE L'INTERFACE ET DU COMPORTEMENT DES MATÉRIAUX

Les essais de compression-translation conduisent à la formation d'une zone de déformation plastique et de bourrelets situés à l'avant du contact. Ce frottement nécessite une bonne gestion du contact et des échanges thermiques dans la modélisation car son rôle est prépondérant au niveau de l'échauffement. Les sources de chaleur que représentent le frottement et les déformations plastiques doivent être pris en compte.

Le frottement est caractérisé par une loi de Coulomb et la densité de flux résultante est :

$$\varphi_f = \eta \cdot \tau \cdot \frac{\partial x}{\partial t} \quad \text{Équation 15}$$

où  $\varphi_f$  est la densité de flux généré par le frottement,  $\tau$  la contrainte de cisaillement,  $\partial x / \partial t$  la vitesse de glissement et  $\eta$  le pourcentage d'énergie de frottement transformée en chaleur.

L'énergie mécanique générée par les déformations plastiques est convertie en chaleur selon un pourcentage défini par le coefficient de Taylor-Quinney ( $\beta$ ). L'équation de la chaleur qui régit l'élévation des températures en fonction des déformations plastiques, l'échauffement et le coefficient de Taylor-Quinney s'écrit :

$$\beta \cdot \sigma_m \cdot \frac{\partial \varepsilon_{pl}}{\partial t} = \rho \cdot k \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Équation 16}$$

où  $\beta$  est le coefficient de Taylor-Quinney,  $\sigma_m$  la contrainte moyenne,  $\varepsilon_{pl}$  la déformation plastique,  $\rho$  la masse volumique, et  $k$  la chaleur spécifique.

D'autre part, les échanges thermiques sont pris en compte au travers de l'équation 17 :

$$\varphi = \frac{\Delta T}{R_{TC}} = K \cdot \Delta T \quad \text{Équation 17}$$

où  $R_{TC}$  est la résistance thermique de contact et  $K$  la conductance thermique (inverse de la résistance thermique  $R_{TC}$ ).

Pour cette configuration, l'intégralité de l'énergie produite par le frottement est convertie en chaleur et 60 % de cette chaleur est transmise à l'échantillon. Le pourcentage d'énergie de déformation plastique dissipée en chaleur ( $\beta$ ) est supposé constant et égal à 90 %. Le contact est considéré parfait et la résistance thermique de contact est ainsi définie égale à  $10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{K} \cdot \text{W}^{-1}$ .

La loi de comportement du matériau retenue est celle de Johnson-Cook :

$$\sigma_0 = \left[ A + B \cdot \varepsilon^n \right] \cdot \left[ 1 + C \cdot \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \cdot \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right] \quad \text{Équation 18}$$

où  $\sigma_0$  est la contrainte d'écoulement plastique,  $\varepsilon$  la déformation plastique équivalente,  $\dot{\varepsilon}$  la vitesse de déformation,  $\dot{\varepsilon}_0$  la vitesse de déformation de référence,  $T$  la température,  $T_{room}$  la température ambiante,  $T_{melt}$  la température de fusion du matériau et  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$ ,  $m$  des constantes.

### III.3 ÉTUDE EXPÉRIMENTALE

Les essais de compression-translation sont menés avec une plaquette commerciale non revêtue de type H13A et un échantillon prélevé dans de l'acier AISI 1045. Les données tribologiques ainsi recueillies permettent la validation du modèle numérique du test de compression-translation et la détermination d'une loi d'interface, fonction de la pression de contact, de la température d'interface et de la vitesse de glissement.

#### III.3.1 AJUSTEMENT DES PARAMÈTRES

Cette étude est menée avec des plaquettes commerciales de diamètre 19,05 mm et des échantillons de 15 mm de rayon. La forme des antagonistes étant imposée, la recherche des conditions de réglages optimaux du test de compression-translation consiste à définir la

pénétration du contacteur dans l'échantillon et la température des antagonistes à utiliser, pour reproduire avec le test, les paramètres de contact de l'interface outil-copeau.

La simulation numérique de la coupe orthogonale d'un acier AISI 1045 avec un outil en carbure non revêtu, dans les conditions de référence (rappelées au tableau 23), permet de jauger les valeurs de la pression de contact, de la température à l'interface et de la vitesse de glissement à reproduire (figure 63).

Tableau 23. Conditions de coupe de référence.

Conditions de coupe	Vitesse de coupe $v_c$ (m.min <sup>-1</sup> )	100
	Avance par tour $a$ (mm)	0,1
	Profondeur de passe $w$ (mm)	3
Géométrie de l'outil	Angle de coupe $\gamma$ (°)	0
	Angle de dépouille $\alpha$ (°)	4
	Rayon de l'arête de coupe $r$ (µm)	50

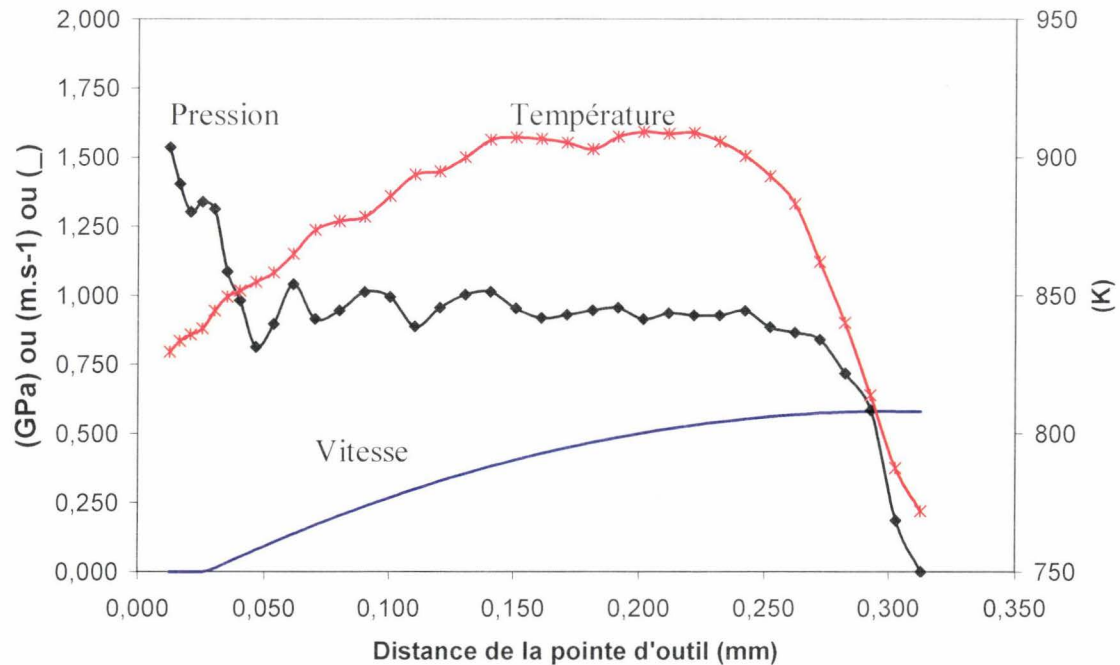


Figure 63. Conditions de contact obtenues lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.



Une série de simulations du test de compression-translation a été effectuée en utilisant différentes pénétrations et différentes température de l'échantillon afin d'étudier l'influence de ces paramètres sur la pression de contact ; ceci en considérant un coefficient de frottement de Coulomb égal à 0,2 et un vitesse de déplacement de 0,4 m.s<sup>-1</sup>.

Les propriétés des matériaux employées pour ces simulations, sont identiques à celles utilisées pour le modèle numérique de la coupe orthogonale et sont rappelées ci-après.

Tableau 24. Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier AISI 1045 en fonction de la température (K) [Grz<sup>2</sup> 04].

Module d'Young (GPa)	215 (293 K), 160 (873 K),	210 (473 K), 90 (1073 K)	165 (673 K),
Coefficient de poisson	0,3		
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	7797 (289,3 K), 7754 (438,8 K), 7701 (590,6 K), 7646 (740,2 K), 7594 (889,8 K), 7586 (1041,4 K), 7538 (1190,9 K),	7785 (339,1 K), 7738 (490,9 K), 7682 (642,8 K), 7628 (792,3 K), 7578 (939,6 K), 7583 (1091,2 K), 7518 (1240,8 K)	7769 (391,2 K), 7719 (540,8 K), 7664 (690,4 K), 7610 (839,9 K), 7563 (989,5 K), 7560 (1141,1 K),
Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	45,1 (299,5 K), 33,2 (798,0 K), 25,4 (1100,3 K), 25,4 (1254,1 K), 27,0 (1402,6 K)	42,7 (400,3 K), 28,4 (999,5 K), 24,9 (1153,3 K), 26,0 (1301,8 K)	37,9 (596,5 K), 27,0 (1052,5 K), 24,9 (1201,0 K), 26,5 (1349,5 K)
Chaleur spécifique (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	435,1 (297,6 K), 686,1 (798,4 K), 993,1 (1100,8 K), 778,3 (1250,3 K), 789,1 (1398,9 K)	488,3 (402,8 K), 1171,0 (997,9 K), 906,8 (1150,7 K), 781,9 (1299,8 K)	559,0 (597,6 K), 1077,6 (1047,8 K), 808,2 (1200,6 K), 785,5 (1349,4 K)
Coefficient d'expansion thermique (µm.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	11 (373 K), 14 (673 K), 15 (973 K)	12 (473 K), 14 (773 K)	13 (573 K), 15 (873 K)

Tableau 25. Propriétés mécaniques et thermiques d'un outil carbure non revêtu [Kal 01].

Module d'Young (GPa)	640
Coefficient de poisson	0,26
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	14500
Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	25
Chaleur spécifique (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	220
Coefficient d'expansion thermique (μm.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	5,4

Tableau 26. Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier AISI 1045 [Jas\_02].

A (MPa)	B (MPa)	C	m	n	T <sub>melt</sub> (K)
553,1	600,8	0,0134	1	0,234	1733

Pour chaque simulation, les valeurs moyennes de pression de contact et de température d'interface sont calculées par le modèle. Ainsi, ces paramètres de contact sont définis comme des équations de surface dépendantes de la pénétration et de la température de l'échantillon :

$$\sigma_n = 7,6 \cdot 10^6 \cdot p^{0,368} \cdot T^{-1,240} \quad (MPa)$$

$$T_{int} = 0,055 \cdot p^{-0,591} \cdot T^{1,274} \quad (K)$$

L'analyse de ces deux équations de surface, montre clairement l'influence de la pénétration et de la température de l'échantillon. Une augmentation de pénétration ou une diminution de la température de l'échantillon conduit à une élévation de la pression de contact et à une chute de la température d'interface. Les tracés des isocontours de pression de contact et de température d'interface servent de support graphique à la détermination des paramètres de réglage du test de compression-translation.

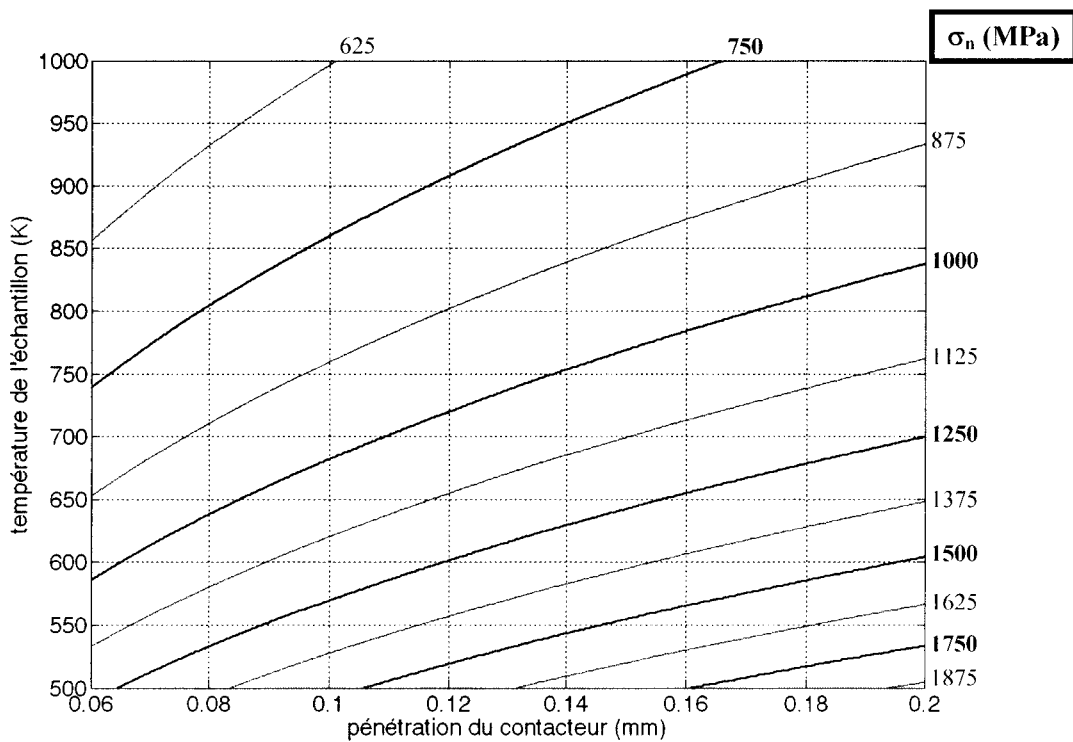


Figure 64. *Abaque de réglage de la pression moyenne générée par le test de compression-translation.*

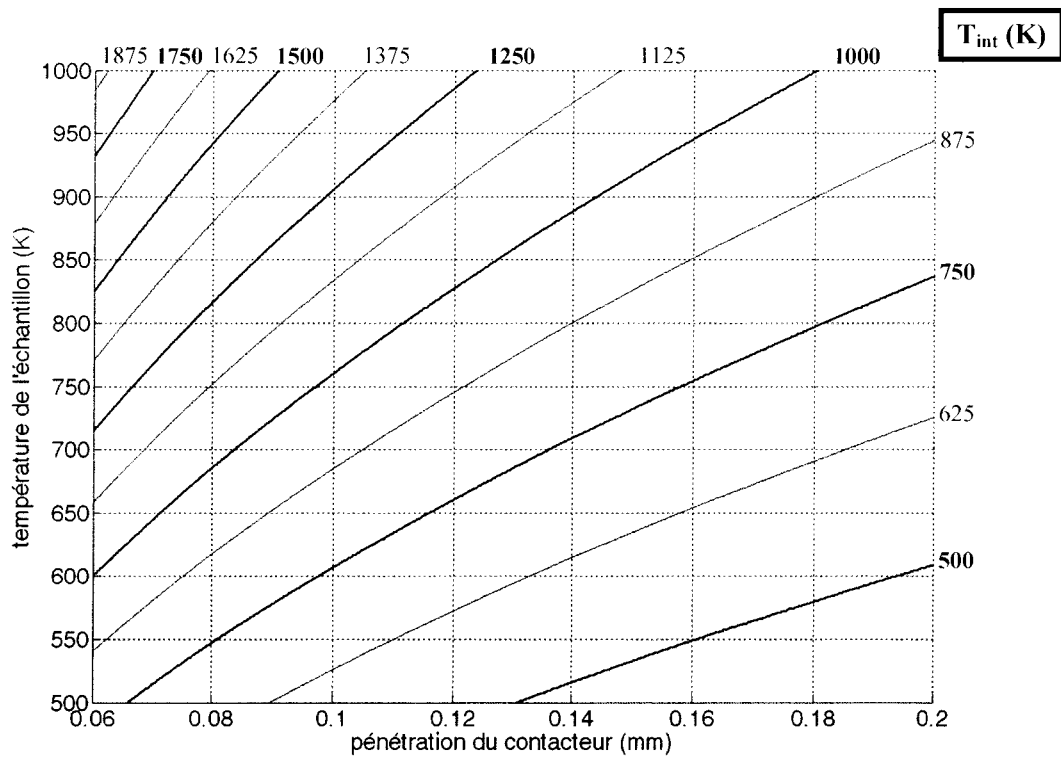


Figure 65. *Abaque de réglage de la température d'interface moyenne générée par le test de compression-translation.*

### III.3.2 RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

L'exploitation des abaques de réglage du test de compression-translation a permis de déterminer les conditions d'essais pour reproduire les conditions de contact de l'interface outil-copeau. Le plan d'expérience proposé (tableau 27) permet d'étudier l'influence de la vitesse de glissement, de la température d'échantillon et de la pénétration sur le coefficient de frottement apparent ( $F_t/F_n$ ) et la température mesurée en surface après le contact. Chaque condition d'essai est reproduite trois fois.

Tableau 27. Plan d'expérience proposé pour l'analyse tribologique du couple acier AISI 1045 / carbure H13A non revêtue.

Conditions d'essai n°	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Pénétration ( $\mu\text{m}$ )	80	80	100	100	80	80	100	100	120	120	120
Vitesse ( $\text{mm.s}^{-1}$ )	200	400	200	400	200	400	200	400	60	200	400
Température (K)	650	650	650	650	750	750	750	750	950	950	950

#### III.3.2.1 RELEVÉ DES EFFORTS

Au cours du test de compression-translation, l'effort tangent  $F_t$  et l'effort normal  $F_n$  sont enregistrés. Les relevés des efforts obtenus lors des trois essais effectués avec une pénétration de  $80 \mu\text{m}$ , une température d'échantillon égale à  $750 \text{ K}$  pour une vitesse de déplacement de traverse de  $400 \text{ mm.s}^{-1}$  sont présentés à la figure 66. Ce graphique permet d'apprécier la bonne reproductibilité des essais.

Un régime stationnaire est observé après une montée rapide des efforts normal et tangentiel. Les efforts chutent ensuite dès lors que le contacteur atteint l'extrémité supérieure de l'échantillon. Les signaux des efforts tangentiels présentent une légère perturbation. L'amplitude de cette perturbation est négligeable ( $0,5 \text{ kN}$ ) au regard de l'intensité des efforts mesurés. Les aspérités des surfaces en contact forment des microsoudures sous l'action de la pression. Les jonctions métalliques sont continuellement rompues par le mouvement relatif entre la pièce et le contacteur. C'est donc une succession d'adhésions et de ruptures dans le contact qui expliquent ces oscillations.

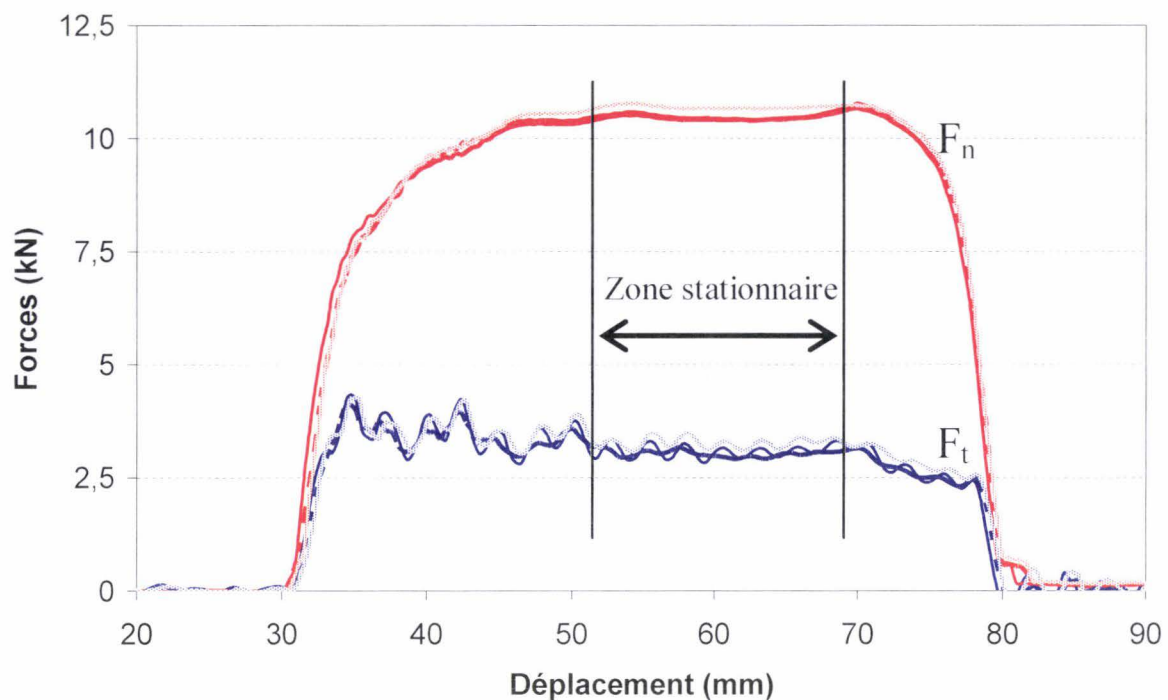


Figure 66. Exemple de relevé d'efforts obtenu lors d'un essai de compression-traduction.

### III.3.2.2 RELEVÉ DE TEMPÉRATURE

L'acquisition de la température est effectuée à la sortie du contact par un pyromètre bichromatique. Une lentille reliée au pyromètre par une fibre optique est disposée à 30 cm du contact. À cette distance, le spot de mesure a un diamètre d'environ 10 mm. Un exemple de relevé obtenu lors d'un essai de compression-traduction pour des conditions d'essai n°6 (figure 67). Le graphique présente les résultats de trois essais menés pour ces conditions d'essai. Les relevés obtenus sont très proches et les températures initiales des pièces sont peu dispersives.

En début d'essai, la température chute légèrement. L'outil en carbure n'étant pas chauffé, un transfert de chaleur s'effectue de l'échantillon vers le contacteur. Après un déplacement d'environ 10 mm, le flux de chaleur généré par le frottement et les déformations compense les pertes de chaleur. Ainsi, la température croît progressivement pour atteindre un régime stationnaire. Dès la perte de contact, une faible chute de la température est suivie d'une chute brutale. Sur le premier laps de temps, l'échantillon se trouve toujours dans la zone de mesure et des pertes de chaleurs sont observées. Ensuite la pièce n'étant plus dans le champ de mesure, le pyromètre n'émet plus aucun signal.

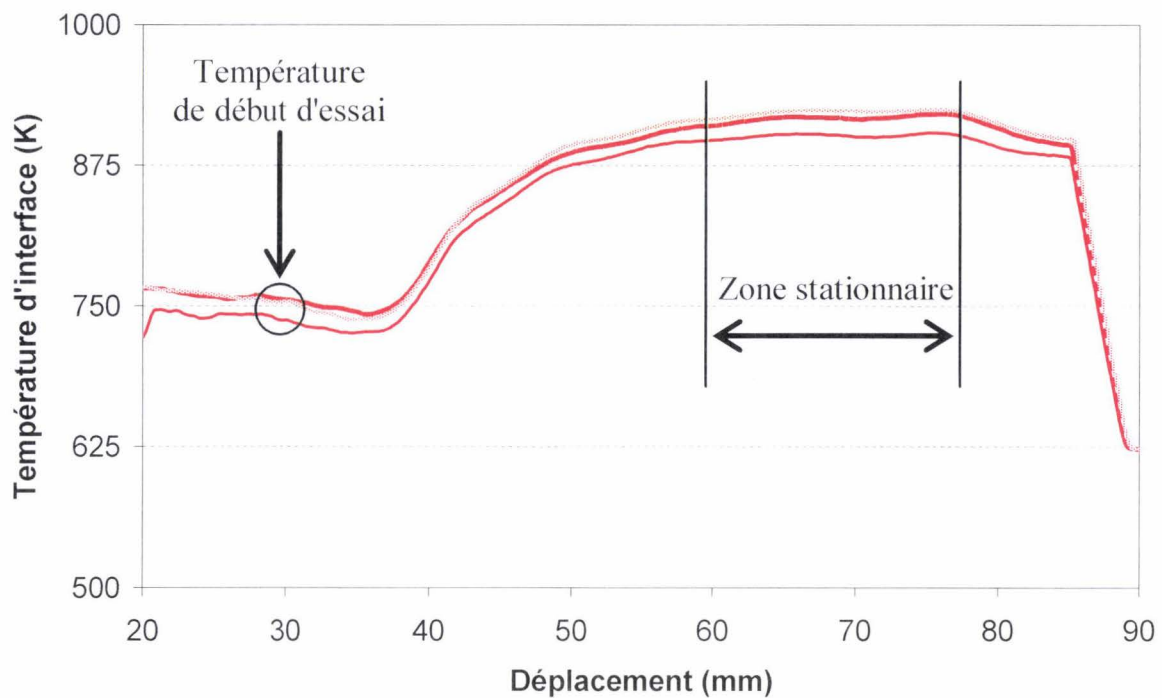


Figure 67. Exemple de relevé de température obtenu lors d'un essai de compression-traduction.

### III.3.2.3 ANALYSE DE LA PÉNÉTRATION EFFECTIVE APRÈS ESSAI

Les conditions de frottement et de contact modifient l'état des surfaces. Après le test, une trace résiduelle de frottement est présente sur l'échantillon. L'analyse par profilométrie de l'échantillon montre clairement le profil de la surface de contact (figure 68). Ce profil révèle qu'un écoulement de la matière s'effectue au niveau des bords du contact.

La pénétration effective lors de l'essai doit être connue pour alimenter le modèle numérique du test de compression-traduction. La superposition du profil de la pièce avant l'essai et de celui après essai montre cette pénétration. Sur la figure 68, le profil de la pièce relevé dans la zone de stabilisation est obtenu après un essai de compression-traduction correspondant aux conditions d'essai n° 10 présentées au tableau 27, page 83.

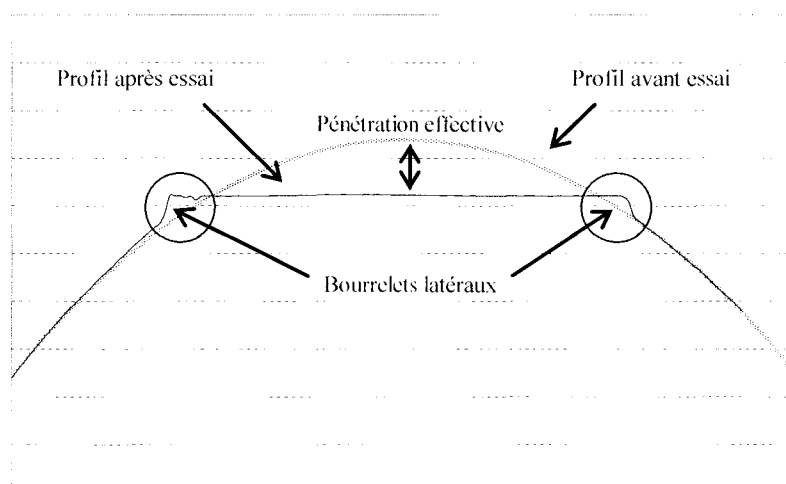


Figure 68. Relevé profilométrique de l'échantillon après un essai de compression-translation.

#### III.3.2.4 SYNTHÈSE DES RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Chaque résultat du tableau 28 est issue de la moyennation de 3 essais. Ces résultats sont extraits de la zone de stabilisation de l'essai. Ceux-ci montrent clairement une influence de la vitesse de déplacement sur l'indice de frottement  $F_t/F_n$ . En effet, l'augmentation de la vitesse de glissement entraîne une chute significative du frottement global, et ce quelle que soit la pénétration et/ou la température de l'échantillon. Par exemple, pour une température d'échantillon de 381 °C en début d'essai, et pour une pénétration effective de 0,071 mm, l'indice de frottement évolue de 0,42 à 0,30 lorsque la vitesse passe de 200 à 400 mm.s<sup>-1</sup>, soit une diminution de près de 30 %.

Le coefficient de frottement global est également diminué lorsque la pénétration augmente. Pour une température d'échantillon de 654 K et pour une vitesse de déplacement de traverse fixée à 200 mm.s<sup>-1</sup>, l'indice de frottement évolue de 0,42 à 0,39 pour une élévation de la pénétration de 71 à 94 μm. Cette diminution est d'environ 7 %. L'évolution du coefficient de frottement global est donc moins dépendante à la variation de pénétration qu'à la fluctuation de la vitesse de déplacement.

Contrairement à la pénétration et à la vitesse de glissement, l'incrément de température implique une hausse du coefficient de frottement global. La comparaison des tests menés sous les conditions d'essai n° 7 et n° 10 (présentés au tableau 27, page 83) révèle une hausse de 40 % de l'indice de frottement  $F_t/F_n$  pour une température incrémentée de 200 °C environ. De plus, cet effet est légèrement atténué de part la légère augmentation de pénétration (+ 0,009 mm).

Tableau 28. Synthèse des résultats expérimentaux de l'étude tribologique du couple acier AISI 1045 / carbure H13A non revêtue.

Conditions d'essai n°	1	2	3	4
Temp. de début d'essai (K)	654			
p (mm)	0,071		0,094	
V traverse (mm.s <sup>-1</sup> )	200	400	200	400
F <sub>T</sub> (kN)	4,3	3,1	5,6	3,8
F <sub>N</sub> (kN)	10,2	10,2	14,2	13,8
F <sub>T</sub> /F <sub>N</sub>	0,42	0,30	0,39	0,28

Conditions d'essai n°	5	6	7	8
Temp. de début d'essai (K)	752			
p (mm)	0,084		0,109	
V traverse (mm.s <sup>-1</sup> )	200	400	200	400
F <sub>T</sub> (kN)	4,2	3,1	5,0	3,6
F <sub>N</sub> (kN)	10,3	10,6	12,9	12,9
F <sub>T</sub> /F <sub>N</sub>	0,41	0,30	0,39	0,28

Conditions d'essai n°	9	10	11
Temp. de début d'essai (K)	944		
p (mm)	0,118		
V traverse (mm.s <sup>-1</sup> )	60	200	400
F <sub>T</sub> (kN)	2,8	3,6	2,9
F <sub>N</sub> (kN)	5,9	6,5	7,1
F <sub>T</sub> /F <sub>N</sub>	0,47	0,55	0,40

Ces tendances exprimées ici sont tributaires des paramètres d'entrée du test de compression-translocation. L'influence de la pression de contact ne peut être identifiée à celle de la pénétration car une augmentation de cette dernière engendre bien évidemment une élévation de la pression de contact mais dans le même temps un incrément de la température. Cette élévation de température implique une chute de la contrainte d'écoulement et donc une chute de la pression de contact. Ainsi, l'augmentation de pénétration peut parfois entraîner une chute de la pression de contact. Afin d'exprimer l'influence des conditions de contact simulées sur le coefficient de frottement, l'étude numérique de cette campagne d'essai s'impose.



### III.4 EXPLOITATION NUMÉRIQUE DES ESSAIS

#### III.4.1 RECALAGE DES EFFORTS

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 du test de compression-translation. Afin d'obtenir des efforts simulés les plus proche possible des efforts mesurés expérimentalement, le coefficient de frottement doit être optimisé. La corrélation du coefficient de frottement global  $F_t/F_n$  est également pris en compte lors de la détermination du coefficient de frottement adhésif optimal.

Une série de simulations avec des coefficients de frottement différents est exécutée. Une fonction erreur est définie comme étant la somme des erreurs relatives au carré :

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

La figure 69 présente le relevé d'efforts expérimentaux moyens obtenu lors des trois essais effectués avec une pénétration de 84  $\mu\text{m}$ , une température d'échantillon égale à 750 K pour une vitesse de déplacement de traverse de 400  $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ , et les efforts obtenus numériquement avec un coefficient de frottement optimal de 0,24. Une erreur relative de 0,25 % existe entre l'effort tangentiel expérimental et l'effort tangentiel numérique. L'erreur relative atteint 7 % pour la force normale et 7,25 % pour l'indice de frottement  $F_t/F_n$ .

Pour certaines conditions d'essais, la corrélation entre les efforts numériques et les efforts expérimentaux n'est pas très bonne. Des erreurs relatives sur l'effort normal peuvent atteindre une valeur de 15 % quel que soit le coefficient de frottement utilisé. Une contrainte d'écoulement mal définie peut justifier ces écarts. Ainsi, ces données tribologiques ne seront pas utilisées pour définir la loi d'interface.

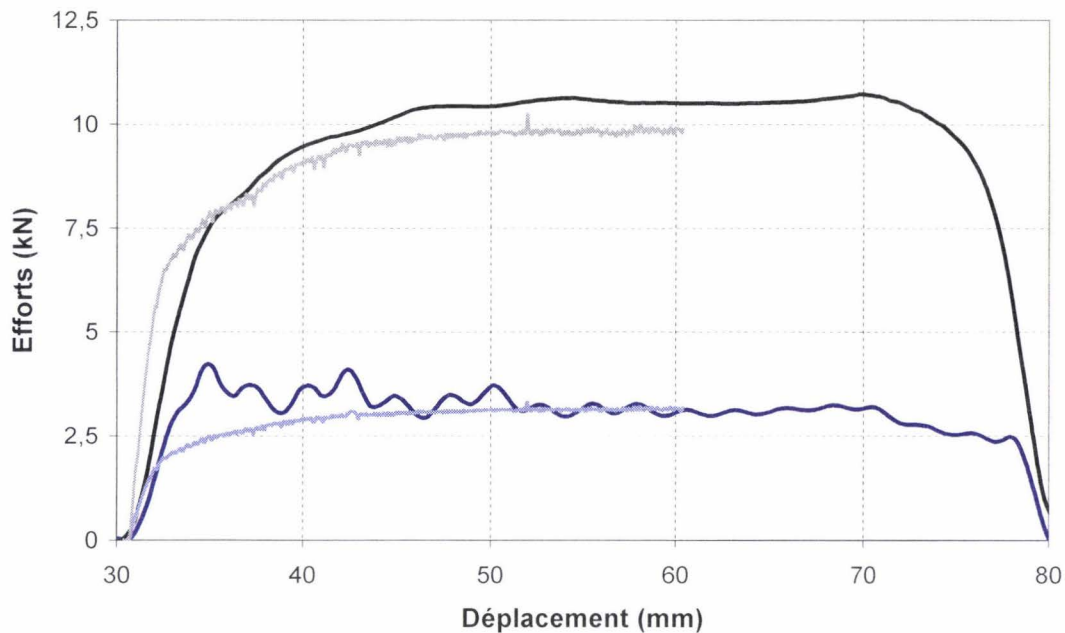


Figure 69. Comparaison des efforts numériques et expérimentaux obtenus lors d'un essai de compression-translation sous les conditions d'essai n°6.

### III.4.2 DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES DE CONTACT SIMULÉS

L'extraction des variables locales de contact telles que la pression de contact, la température de l'interface et la vitesse de glissement est désormais possible (quatrième étape de l'organigramme présentant l'analyse des résultats expérimentaux figure 56).

La figure 70 illustre le champ de pression appliqué à l'échantillon lors d'un test de frottement correspondant aux conditions d'essai n° 6. La pression de contact maximale est de l'ordre de 1,5 GPa, elle est située à l'avant du contact. La pression moyenne de contact est d'environ 1 GPa. La pression moyenne de contact est appelée pression de contact.

Les champs de température sur l'échantillon et sur le contacteur sont exposés aux figures suivantes (figure 71 et figure 72). Ces champs de température sont assez similaires. Dans les deux cas, la température maximale se situe en sortie de contact. Des températures maximales de 1185 K et de 1120 K sont relevées respectivement sur les faces de contact de l'outil et de l'échantillon. Une graduation importante de la température dans le contact implique des températures moyennes d'interface d'environ 835 K pour l'outil et d'environ 925 K pour la pièce. Ainsi, des élévations de la température de 540 °C en moyenne pour l'interface du contacteur et de 175 °C en moyenne pour la surface de contact de la pièce sont observées.

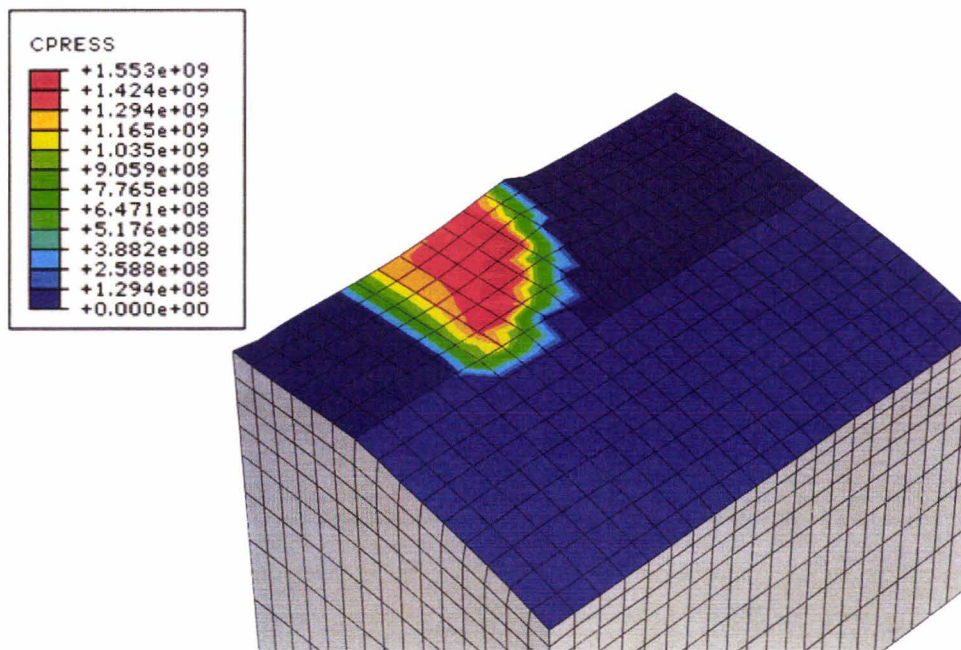


Figure 70. Exemple de champ de pression obtenu lors d'un essai de compression-translation.

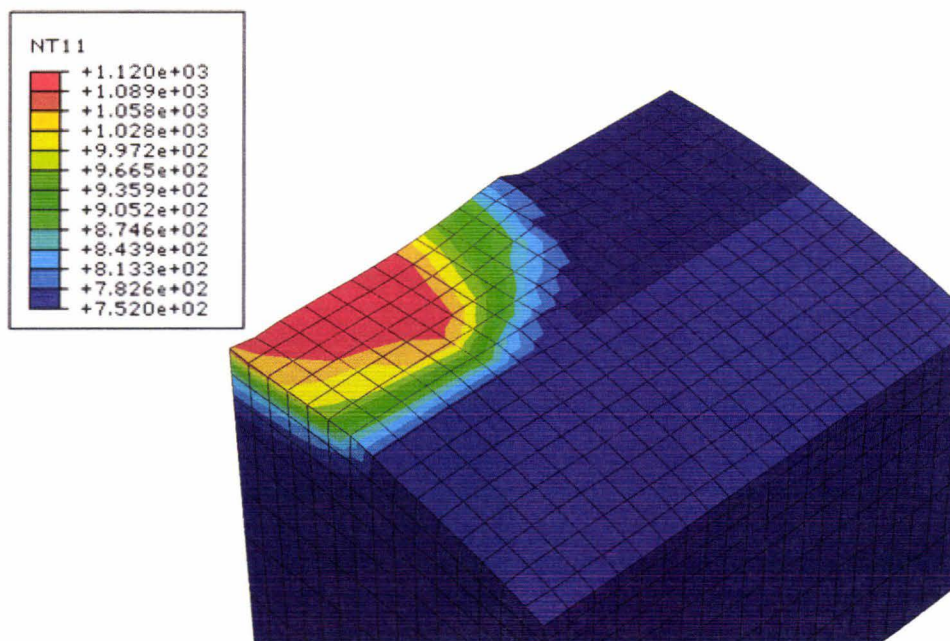


Figure 71. Exemple de champ de température côté pièce obtenu lors d'un essai de compression-translation.

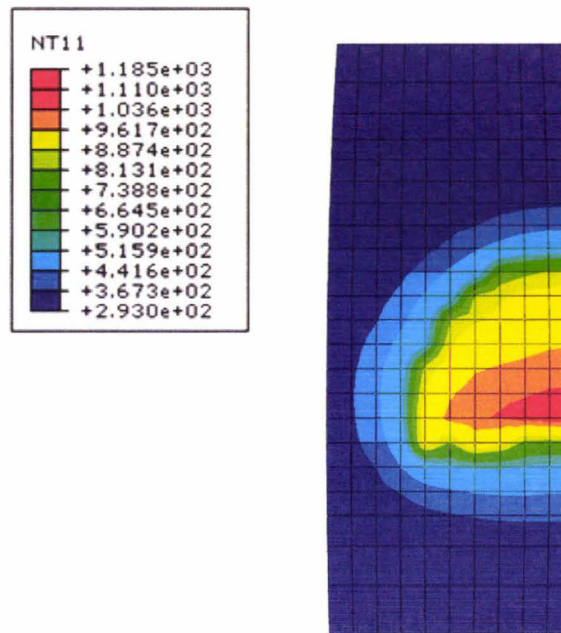


Figure 72. Exemple de champ de température côté contacteur obtenu lors d'un essai de compression-translation.

La température d'interface est définie comme étant la moyenne de ces températures moyennes de contact. Une température d'interface de 880 K est donc obtenue lors de la simulation du test pour une pénétration de 84  $\mu\text{m}$ , une vitesse de déplacement de  $400 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$  et une température d'échantillon de 750 K.

L'observation de la vitesse de glissement locale (figure 73) à différents endroits du contact montre un champ de vitesse non homogène. La zone située en amont du contact glisse avec une vitesse plus faible que la vitesse de déplacement de la traverse. En fin de contact, la vitesse de glissement atteint la vitesse de déplacement de traverse, puis s'annule à la perte de contact. La vitesse de glissement moyenne est de  $340 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ , soit une chute de 15 % par rapport à la vitesse de déplacement. Cette perte de vitesse s'explique par les phénomènes d'adhésion présents au sein du contact pièce-outil.

Finalement les conditions de contact simulés lors de cet essai sont : une pression de contact de 1 GPa, une température d'interface de 880 K, une vitesse de glissement de  $340 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ . Le coefficient de frottement adhésif associé est de 0,24.

Tous les essais de compression-translation ont été analysés de cette façon permettant de définir le coefficient de frottement adhésif en fonction de la pression de contact, de la température d'interface et de la vitesse de glissement.

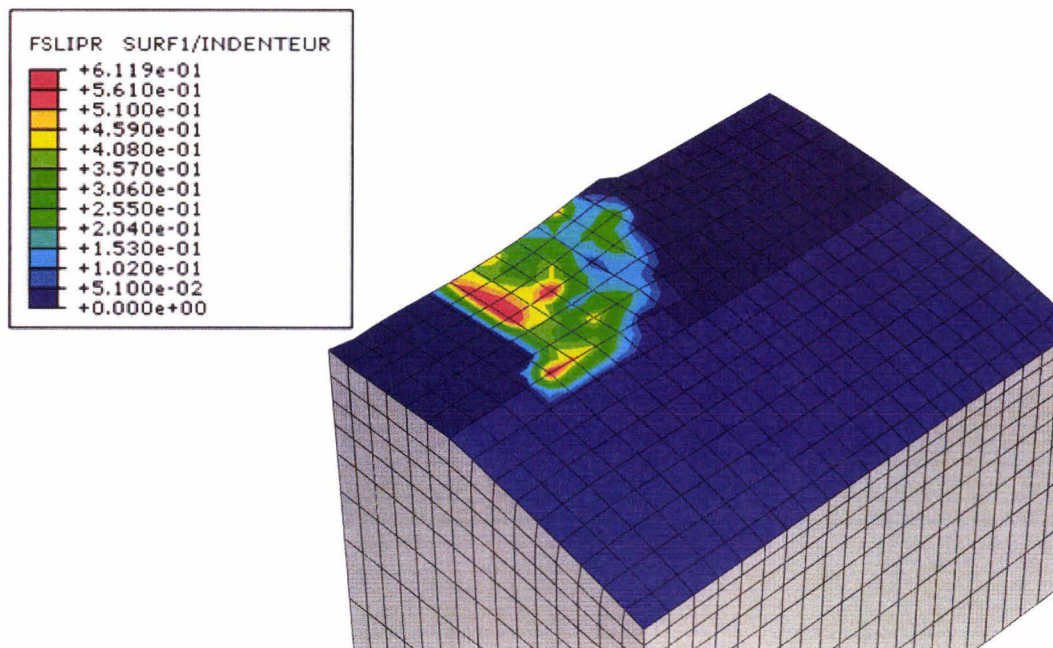


Figure 73. Exemple de champ de vitesse de glissement obtenu lors d'un essai de compression-translation (vitesse de traverse de  $400 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ).

### III.4.3 DÉTERMINATION ET IMPLÉMENTATION D'UNE LOI DE FROTTEMENT

#### III.4.3.1 LOI DE FROTTEMENT

Ces données tribologiques recueillies permettent de définir une loi d'interface. Celle-ci est définie sous la forme suivante :

$$\mu = c_1 \cdot \sigma_n^{c_2} \cdot v_g^{c_3} \cdot T_{\text{int}}^{c_4}$$

où  $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$ ,  $c_4$  sont des coefficients à identifier.

L'identification des coefficients est effectuée par minimisation des écarts (moindres carrés) entre les valeurs connues (simulation éléments finis) et les valeurs calculées par les fonctions aux mêmes points.

Le recueil de données tribologiques fournies par les essais de compression-translation et la simulation numérique du test permettent de définir les coefficients de la loi d'interface (tableau 29).

Tableau 29. Coefficients de la loi d'interface.

$c_1$	$c_2$	$c_3$	$c_4$
0,919	-0,251	-0,463	0,480

L'analyse de cette équation montre clairement l'influence des paramètres de contact sur le coefficient de frottement. L'augmentation de la pression et de la vitesse de glissement induit une chute du coefficient de frottement. À contrario, l'incrément de la température engendre une hausse du coefficient de frottement. Ces tendances de variations ont déjà été observées lors d'essais de frottement menés sur le couple acier 40CD4 / carbure ISO P30 [Mei\_00].

La figure 74 représente l'évolution du coefficient de frottement défini en fonction des paramètres de contact identifiés (Pression de contact, température d'interface et vitesse de glissement locale) lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence. Le coefficient de frottement chute très rapidement pour des distances inférieures au rayon de bec de l'outil ( $50\ \mu\text{m}$ ). L'indice de frottement poursuit sa chute progressivement pour atteindre une valeur de 0,18 après une distance de  $200\ \mu\text{m}$  correspondant à deux fois l'épaisseur du copeau non déformé.

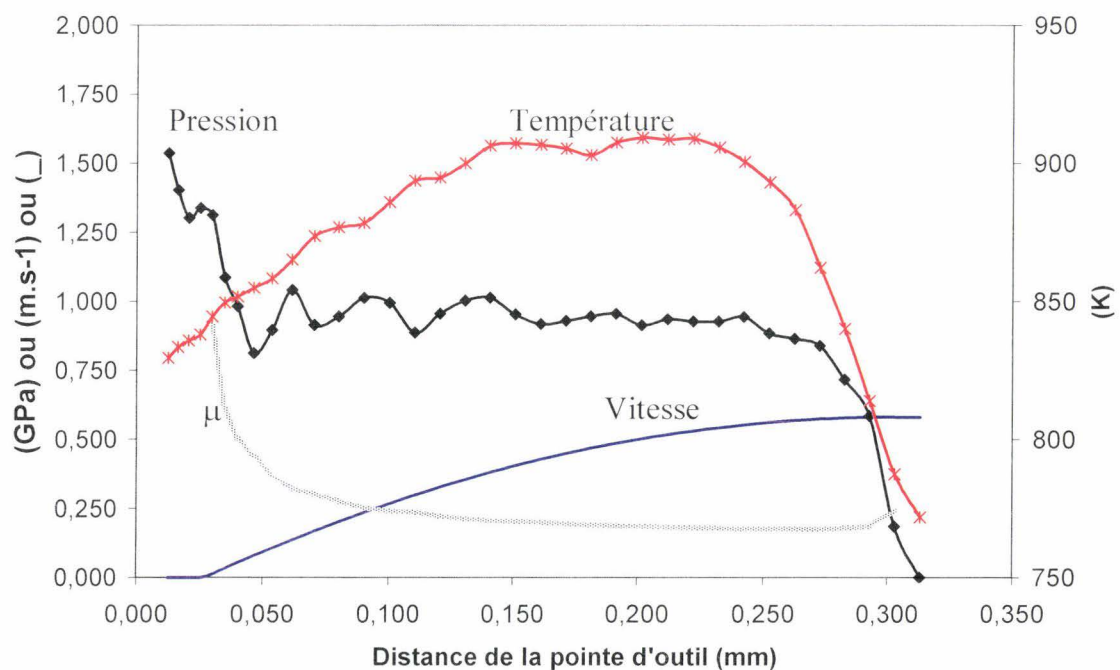


Figure 74. Évolution du frottement le long de la face de coupe pour les conditions de contact obtenues lors de la simulation de la coupe orthogonale dans les conditions de référence après 12 ms d'usinage.

## III.4.3.2 IMPLÉMENTATION DE LA LOI DANS LE MODÈLE DE COUPE

Cette loi a été implémentée dans le modèle de la coupe orthogonale précédemment décrit. Les résultats obtenus (figure 75 et figure 76), montrent une amélioration par rapport à une loi de Coulomb. L'effort tangent qui présentait une erreur relative de 28% par rapport à l'expérimental est amélioré de 16%. L'effort normal obtenu par cette loi est équivalent à celui obtenu par une loi de Coulomb. L'épaisseur du copeau est amélioré de 7 % et passe de 0,32 mm à 0,30 mm pour une référence expérimental de 0,29 mm. Par contre la longueur de contact n'est pas influencée par la loi d'interface définie et présente encore une erreur de 40% par rapport à l'expérimental.

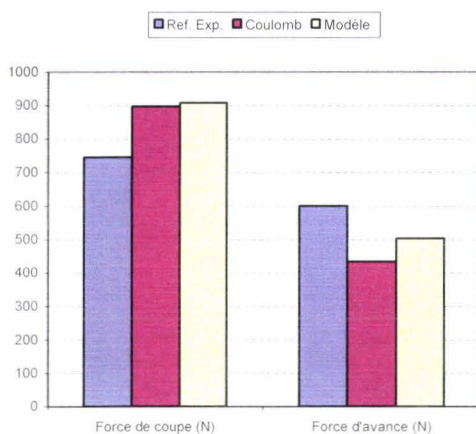


Figure 75. Forces de coupe et d'avance.

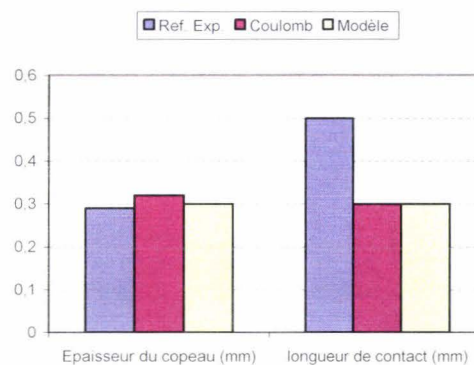


Figure 76. Épaisseur du copeau et longueur de contact.

Cette loi implémentée dans le modèle de la coupe orthogonale a permis d'améliorer les efforts simulés, mais nécessite encore d'être améliorée pour affiner les résultats notamment sur la longueur de contact. Ceci peut s'expliquer par le fait que pour certains essais, la corrélation entre les efforts expérimentaux et numériques présentait 15% d'erreur environ. Une autre source d'approximation est également liée à la définition d'une loi polynomiale nécessaire à la loi d'interface. Une source d'amélioration serait de définir plus précisément les données d'entrée du modèle en procédant à une caractérisation rhéologique plus précise des matériaux étudiés.

---

### III.5 CONCLUSION

Le test de compression-translation décrit dans ce chapitre permet de simuler expérimentalement les conditions de contact d'un procédé de mise en forme. Ce test offre la possibilité de simuler les conditions de contact de l'interface outil-copeau dans la zone de la levée du copeau.

Un modèle numérique du test de compression-translation est développé sur Abaqus avec une formulation A.L.E. Ce modèle représentant la zone soumise à la déformation, a permis de définir dans un premier temps des abaques de réglage du test. L'exploitation de ces abaques a permis de définir la pénétration du contacteur à imposer et la température initiale de l'échantillon pour reproduire les conditions de contact de l'interface outil-copeau.

Une série d'essais, menée suivant un plan d'expérience reprenant les paramètres de réglage identifiés, met en évidence l'influence de la vitesse de déplacement de la traverse et de la pénétration du contacteur sur l'indice de frottement. En effet, l'augmentation de la vitesse engendre une chute importante du coefficient de frottement global. L'incrément de pénétration entraîne également une diminution de l'indice de frottement, mais les effets sont moins remarquables.

À partir du modèle numérique du test, les conditions réelles de contact simulées lors des essais de compression-translation sont définies. Le coefficient de frottement adhésif a été déterminé par optimisation et défini en fonction de la pression de contact, de la température à l'interface, et de la vitesse de glissement.

Une loi d'interface, dépendante de la pression de contact, de la vitesse de glissement et de la température d'interface est identifiée à partir de ces essais de caractérisation basse vitesse menée sur le couple acier AISI 1045 / Carbure. Cette loi implémentée dans le modèle de la coupe orthogonale a permis d'améliorer les efforts simulés, mais nécessite encore d'être enrichie pour affiner les résultats notamment sur la longueur de contact.



## CHAPITRE IV : ÉTUDE THERMOMÉCANIQUE DE L'INTERFACE OUTIL COPEAU

*Dans le cadre du programme de recherche PGM2, l'étude thermomécanique expérimentale de l'interface outil-copeau lors d'une opération d'usinage d'un acier inoxydable 304L avec un outil carbure non revêtu a été menée en collaboration avec le laboratoire de thermocinétique de Nantes. Certains relevés expérimentaux sont donc ici communs à ce mémoire de thèse et celui d'Émilien Guillot [Gui 09].*

### IV.1 ADAPTATION DES ANTAGONISTES

Afin de réaliser une étude thermomécanique de l'essai de compression-traduction, la forme de l'éprouvette a été modifiée (figure 77) pour que les transferts thermiques soient monodimensionnels. Les mesures thermiques sont réalisées avec des thermocouples positionnés à 0,9 mm et 1,9 mm sous la surface de frottement. La position des thermocouples a été définie par une simulation numérique sur COMSOL par le LTN. La faisabilité de l'étude, d'un point de vue mécanique [Bro\_07] et thermique [Gui\_07], a été confirmée par des essais préliminaires réalisés avec une pièce en acier AISI 1035 et un outil en acier M2.

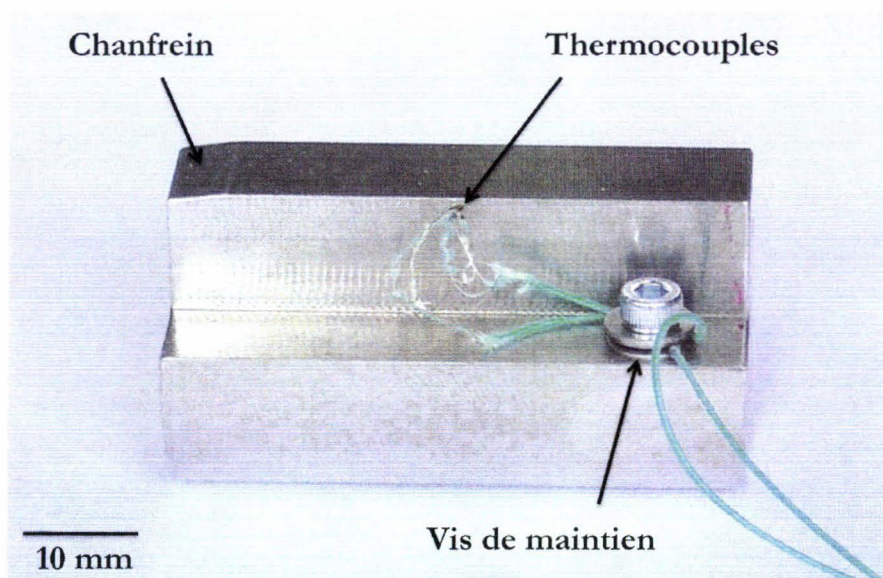


Figure 77. Photographie d'une pièce instrumentée.

---

## IV.2 ANALYSE NUMÉRIQUE DE L'ESSAI

### IV.2.1 RHÉOLOGIE

La rhéologie du matériau est nécessaire pour définir les paramètres d'essai à l'aide du modèle numérique du test de compression-translation. Les différents comportements de l'acier 304L trouvés dans la littérature ne sont pas en accord. Des essais de caractérisation ont donc été menés sur un simulateur Gleeble pour les conditions d'essais caractéristiques du test de compression-translation.

Les essais de caractérisation mécanique à chaud sont menés sur un simulateur Gleeble avec des éprouvettes cylindriques. L'éprouvette est fixée entre deux mors refroidis par circulation d'eau. Le chauffage par effet Joule (3 à 10 fois plus rapide que celui des fours conventionnels) autorise des vitesses de chauffage très élevées ( $10000 \text{ }^\circ\text{C}\cdot\text{s}^{-1}$ ) ainsi qu'une répartition relativement homogène de la température sur l'ensemble de l'éprouvette [Gleeble]. Le pilotage du simulateur et la mesure de la température sont effectués par un thermocouple soudé au milieu de la partie calibrée de l'éprouvette. Lorsque l'éprouvette atteint la température prédéterminée, elle est rompue par déplacement imposé d'un des deux mors. L'appareillage permet de relever en cours d'essai l'effort et l'allongement de l'éprouvette. Deux essais en quasi-statique (vitesse de déformation de  $0,01 \text{ s}^{-1}$ , figure 79) et deux autres à la vitesse de déformation de  $1 \text{ s}^{-1}$  (figure 78) sont réalisés à  $800 \text{ }^\circ\text{C}$ . Comme le montre la figure 78, les essais dynamiques conduisent à une augmentation de température jusqu'à  $60 \text{ }^\circ\text{C}$  liée à l'auto échauffement.

La variation de section n'étant pas mesurée durant les essais, les courbes de traction ne peuvent être exploitées au-delà de la striction. Les courbes rationnelles (figure 80) sont exprimées sous une forme analytique à partir de la loi de Ludwik (équation 19).

*Équation*

$$\sigma = \sigma_0 + k \cdot \varepsilon^n$$

où  $\sigma_0$ ,  $k$  et  $n$  correspond à la limite d'élasticité, à une constante, et au coefficient d'écrouissage.

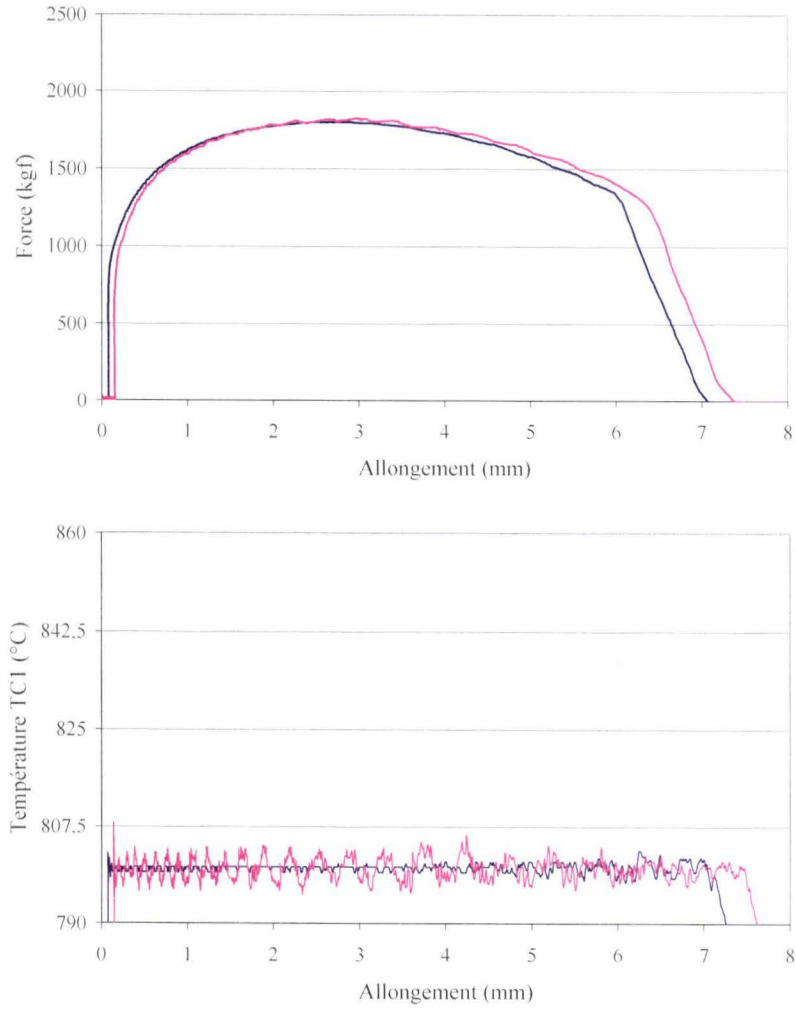


Figure 79. Essais de caractérisation quasi-statiques (AISI 304L).

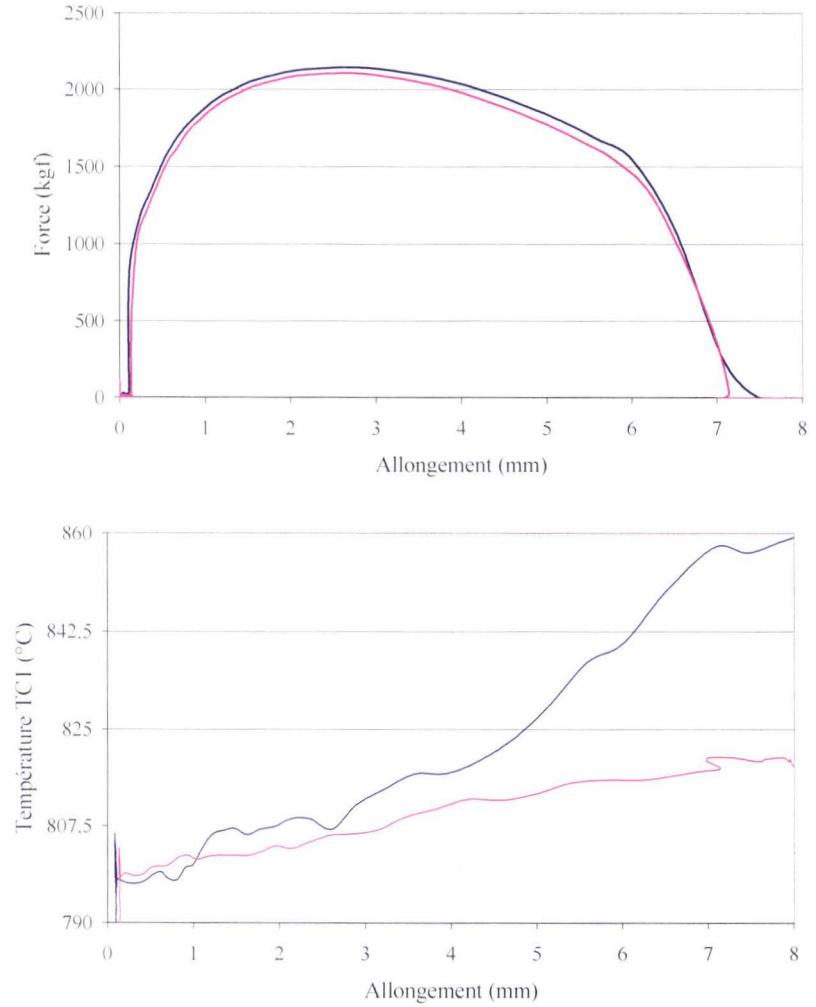


Figure 78. Essais de caractérisation dynamiques (AISI 304L).

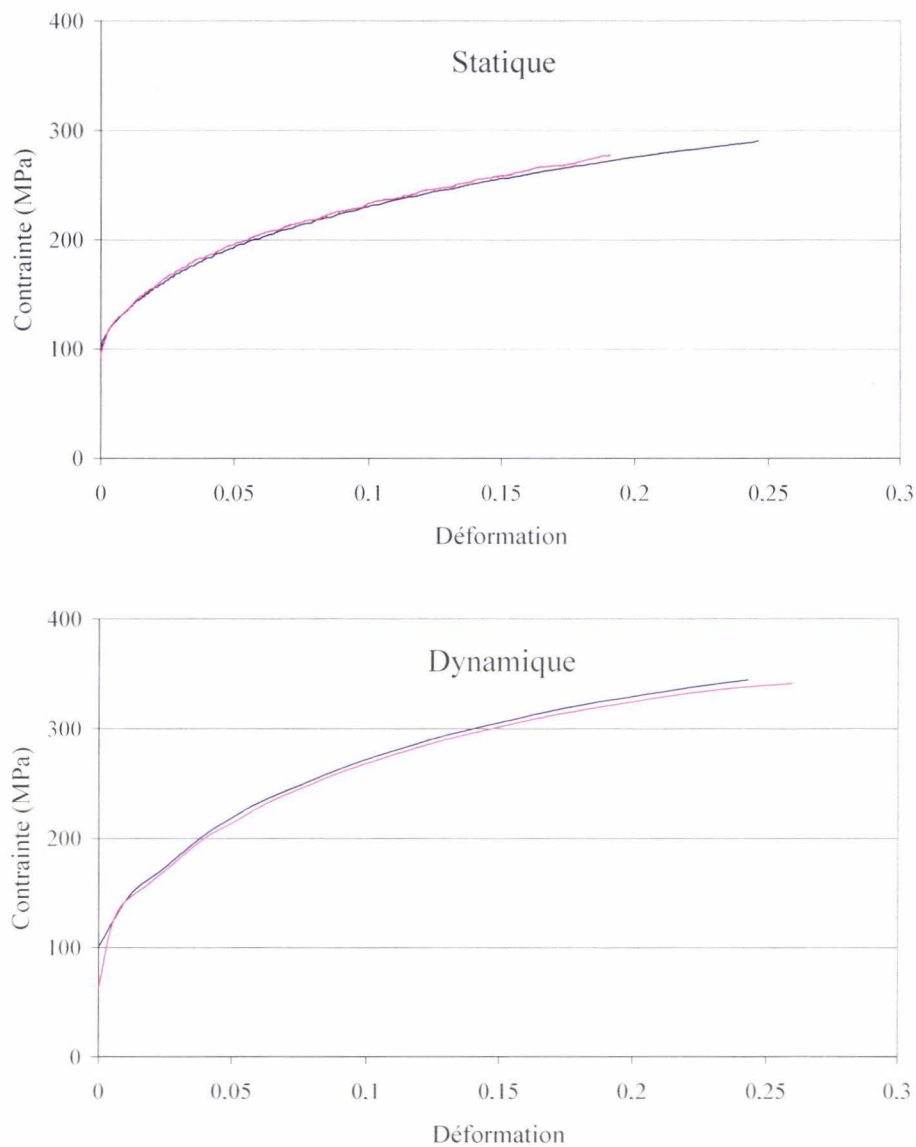


Figure 80. Courbes rationnelles issues des essais Gleeble.

L'extrapolation des courbes rationnelles s'effectue à partir des paramètres déterminés pour chaque vitesse de déformation (tableau 30).

Tableau 30. Paramètres de la loi de Ludwik pour l'inox AISI 304L à 800 °C.

Paramètres de Ludwik	Quasi-statique ( $0,01 \text{ s}^{-1}$ )	Dynamique ( $1 \text{ s}^{-1}$ )
$\sigma_0$	84,79	73,13
k	386,27	518,82
n	0,43	0,43

D'autres essais mécaniques ont été réalisés par les laboratoires membres du programme PGV. Ainsi, le CETIM a effectué des essais de compression sur barre de Hopkinson pour des vitesses comprises entre 644 et 816 s<sup>-1</sup> [Jov 05]. Des essais de traction de 10<sup>-4</sup> à 10<sup>-1</sup> s<sup>-1</sup> pour des températures de 20 à 180 °C ont été réalisés au LMARC [Mau 07]. Le LPMM a procédé à des essais à grande vitesse de déformation à l'aide d'une machine de double-cisaillement [Sol 07]. L'ENSMSE et l'EMSE ont réalisé des essais de torsion pour des vitesses de déformation inférieures à 10<sup>2</sup> s<sup>-1</sup> pour des températures allant jusqu'à 700 °C [Lur 08].

L'ensemble de ces courbes rhéologiques expérimentales, complétées par les courbes issues de la bibliographie [Mat'93] [Ven'97] [Bel'98] [Lee'01] [ElW'03], sont synthétisées sur la figure 81.

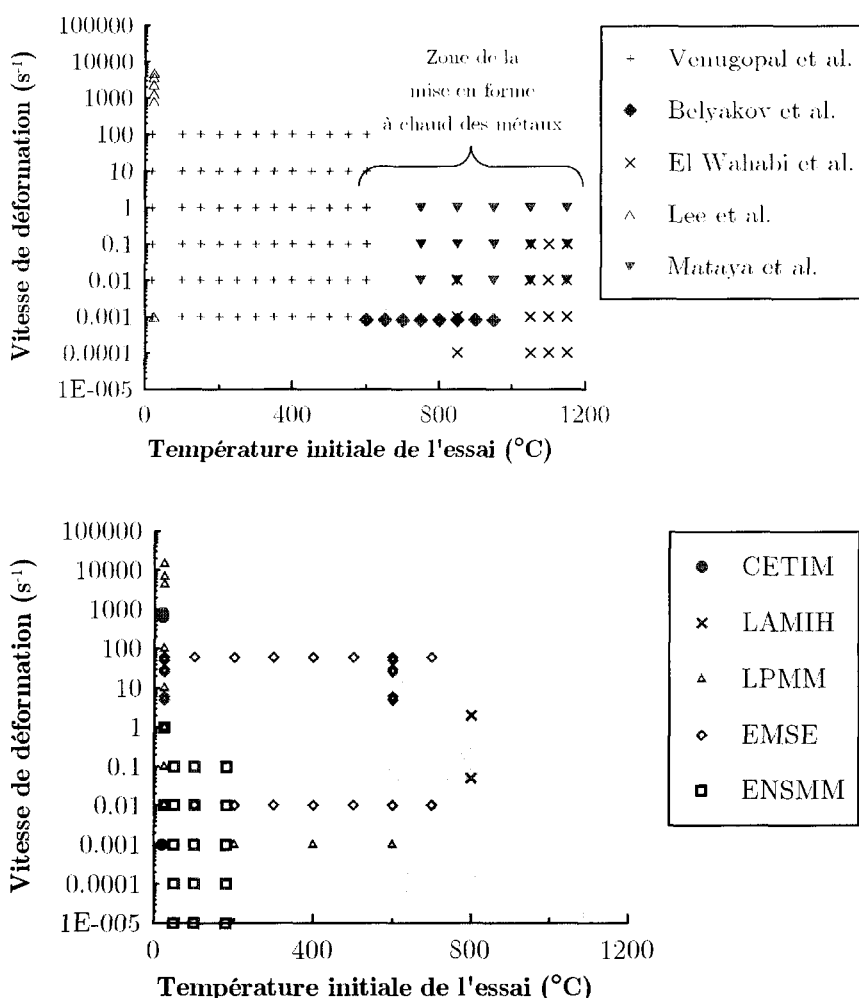


Figure 81. Ensemble des courbes expérimentales contrainte-déformation disponibles [Lur 08].

Ces courbes expérimentales ont permises à Lurdos [Lur 08] de définir la rhéologie du 304L à partir d'un modèle empirique de Voce. Le LPMM a proposé les paramètres rhéologiques de la

loi de Johnson-Cook. La loi de Johnson-Cook étant initialement implémentée dans Abaqus, c'est donc le modèle rhéologique du LPMM [Sol07] qui a été choisi. Les propriétés des matériaux utilisées pour les simulations sont indiquées ci-après.

Tableau 31. Paramètres de la loi de Johnson-Cook pour un acier inoxydable AISI 304L.

$A$ (MPa)	$B$ (MPa)	$C$	$m$	$n$	$T_{melt}$ (K)
303	1084	0,0144	1,06	0,669	1694

Tableau 32. Propriétés mécaniques et thermiques de l'acier inoxydable AISI 304L en fonction de la température (K) [Grz<sup>2</sup> 04].

Module d'Young (GPa)	200	(297 K),	188	(422 K),	180	(533 K),
	171	(644 K),	163	(755 K),	155	(866 K),
	146	(977 K),	138	(1089 K)		
Coefficient de poisson	0,30	(297 K),	0,31	(422 K),	0,31	(533 K),
	0,32	(644 K),	0,32	(755 K),	0,32	(866 K),
	0,33	(977 K),	0,34	(1089 K)		
Densité (kg/m <sup>3</sup> )	8020	(298 K),	8000	(373 K),	7950	(473 K),
	7903	(573 K),	7855	(673 K),	7805	(773 K),
	7751	(873 K),	7698	(973 K),	7645	(1073 K),
	7590	(1173 K),	7532	(1273 K),	7481	(1373 K),
	7431	(1473 K),	7381	(1573 K),	7351	(1633 K)
Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	14,8	(298 K),	15,8	(373 K),	17,7	(473 K),
	18,8	(573 K),	20,7	(673 K),	21,4	(773 K),
	23,5	(873 K),	24,5	(973 K),	25,8	(1073 K),
	27,5	(1173 K),	28,8	(1273 K),	29,9	(1373 K),
	31,6	(1473 K),	32,8	(1573 K),	33,5	(1633 K)
Chaleur spécifique (J.kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	480	(298 K),	500	(373 K),	530	(473 K),
	540	(573 K),	560	(673 K),	570	(773 K),
	595	(873 K),	600	(973 K),	620	(1073 K),
	630	(1173 K),	642	(1273 K),	656	(1373 K),
	675	(1473 K),	695	(1573 K),	720	(1633 K)
Coefficient d'expansion thermique (µm.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	16,5	(373 K),	17,5	(573 K),	18,5	(773 K),
	19	(973 K)				

### IV.2.2 TOPOLOGIE DU MAILLAGE

L'adaptation de l'échantillon et de l'outil nécessite une modification du modèle numérique du test de compression-translation. Le second modèle éléments finis est développé selon une formulation lagrangienne pour répondre aux conditions imposées par l'étude des transferts thermiques. L'échantillon est discrétisé par 5814 éléments volumiques à 8 noeuds tenant compte de l'aspect thermique (C3D8RT). Le contacteur est supposé indéformable et est modélisé avec 550 éléments C3D8RT. La simulation est effectuée, en imposant la translation du contacteur avec une vitesse de glissement définie. Le calcul est poursuivi jusqu'à ce que le contacteur atteigne une zone raffinée dans le maillage de l'échantillon. Cette zone est positionnée à une distance suffisante pour obtenir la stabilisation des efforts nécessaire à l'étude des grandeurs locales de contact. Dans cette zone, la taille des éléments atteint 0,3 mm.

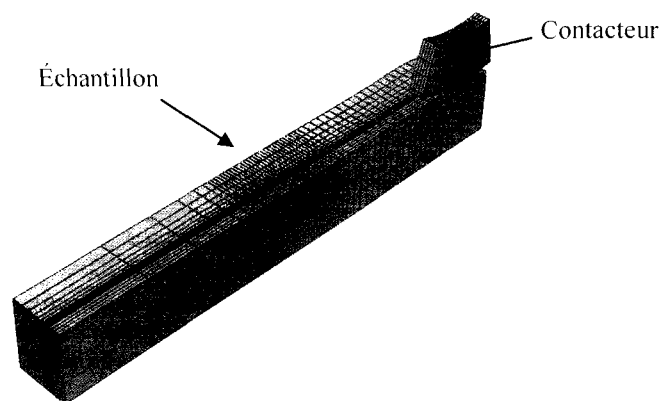


Figure 82. Schéma du second modèle de l'UST.

### IV.2.3 CONDITIONS AUX LIMITES

Afin d'alléger les simulations, des conditions de symétrie plane sont imposées aux nœuds des plans médians. Le bridage de l'échantillon est effectué en bloquant les nœuds de la face inférieure. Une vitesse de déplacement est imposée au contacteur rigide. Comme précédemment, les conditions initiales de températures spécifiées par les conditions d'essais, sont appliquées aux nœuds du maillage. Le transfert d'énergie par convection et la chaleur perdue par rayonnement n'est pas pris en compte. Pour que le contacteur ne se comporte pas comme un réservoir de chaleur, l'évacuation de la chaleur est réalisée en bloquant l'évolution de la température sur les faces extérieures.

### IV.3 EXPÉRIENCES PRÉLIMINAIRES

Le réglage mécanique du test est effectué préalablement avec quelques essais non instrumentés. L'analyse thermique nécessite ensuite d'instrumenter les pièces et l'outil. La résistance thermique de contact, la répartition du flux et la température de contact pourront ainsi être déterminés.

#### IV.3.1 ESSAIS NON INSTRUMENTÉS

Les essais sont menés sur un échantillon AISI 304L avec un contacteur en carbure non revêtu ISO K20 de rayon 60 mm et de largeur 3 mm. L'outil est chauffé à 200 °C et l'échantillon à 900 °C. La pénétration du contacteur dans l'échantillon est réglée à 0,2 mm en vue d'atteindre une pression de contact maximale d'environ 750 MPa. La vitesse de glissement est réglée à 200 mm.s<sup>-1</sup>. Les premiers essais révèlent un effort tangentiel supérieur à l'effort normal. L'analyse de l'outil au microscope électronique à balayage montre un transfert de matière sur la surface de contact, révélateur de phénomènes de microadhésion (figure 83). L'accommodation de l'outil se traduit par la stabilisation des efforts après une sixième passe.

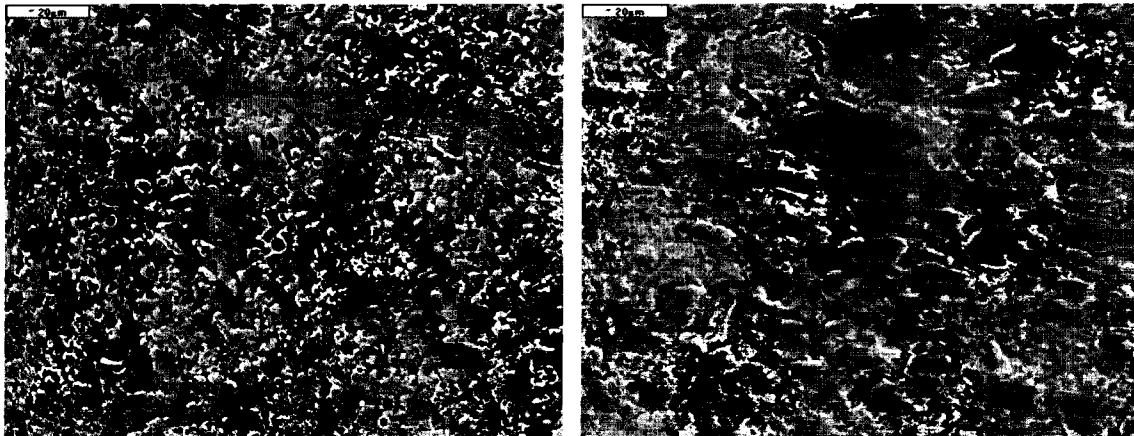


Figure 83. Photographie MEB de l'outil : vierge (gauche), après 6 passes (droite).

#### IV.3.2 ESSAIS INSTRUMENTÉS

Les essais sont maintenant réalisés avec les antagonistes instrumentés. Lors du premier essai, la présence d'un "copeau" sur la surface de contact de l'outil confirme le phénomène de collage (figure 84). Après passage de l'outil, la rugosité arithmétique  $R_a$  constatée est de 6,65  $\mu\text{m}$ .



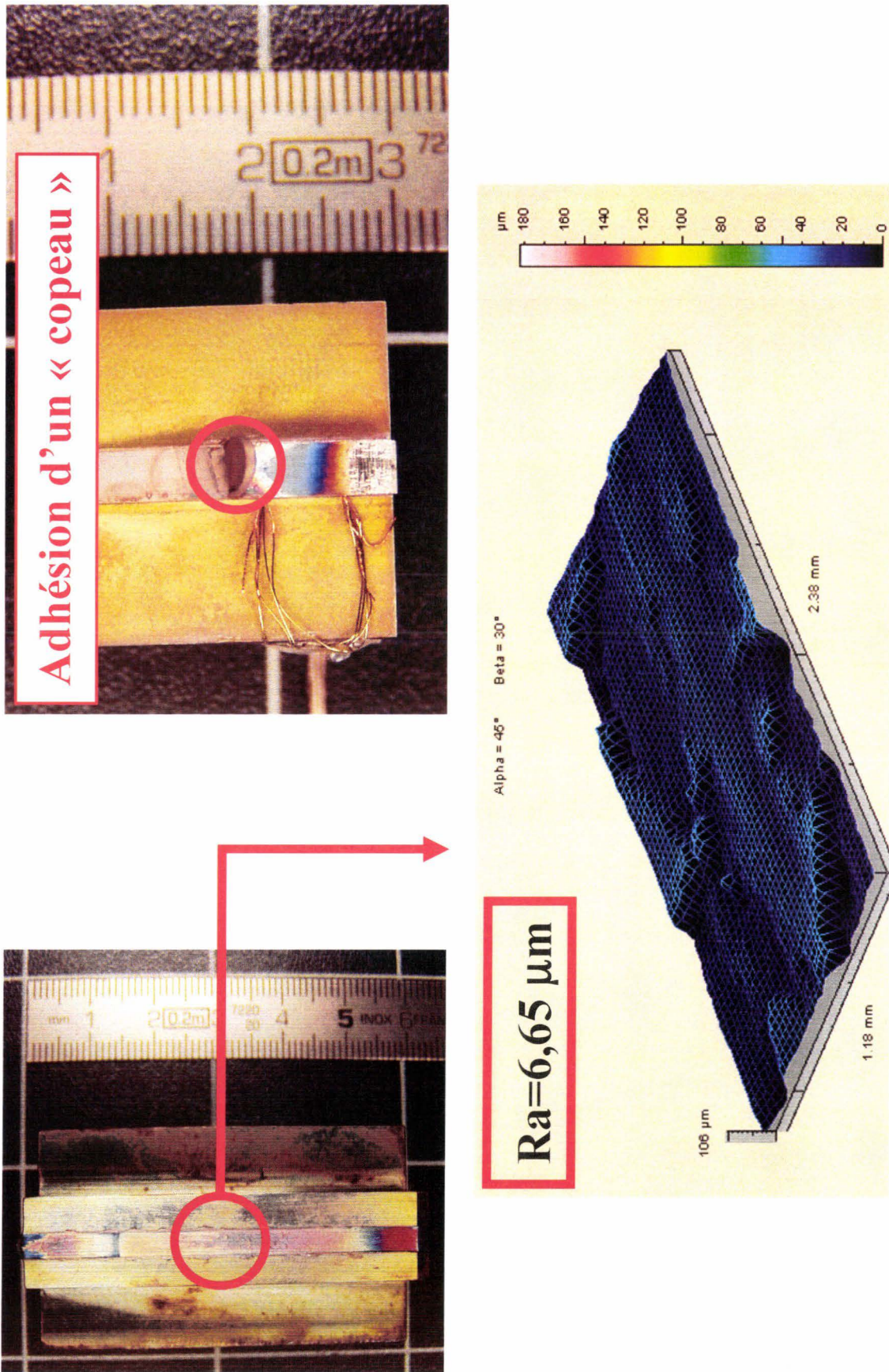


Figure 8-4. Mise en évidence du collage.

Une phase de rodage s'avère incontournable vis-à-vis de la reproductibilité. Au fur et à mesure des essais, l'absence de "copeau" sur l'outil révèle un affaiblissement des phénomènes d'adhésion, confirmé par une diminution de la rugosité relevée en fond de trace. L'indice de frottement  $F_t/F_n$  est en moyenne supérieur à l'unité et de fortes dispersions sont observées autour de cette valeur (figure 85).

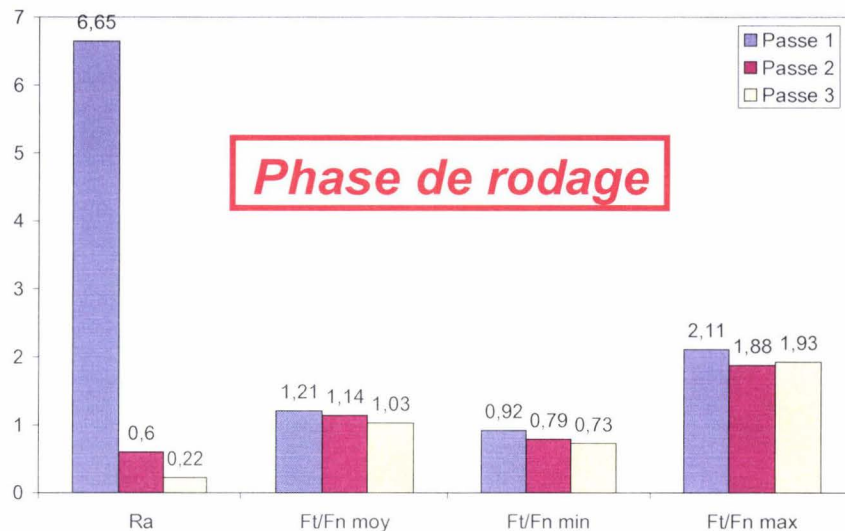


Figure 85. Évolution du rodage d'un outil en carbure de tungstène.

Cependant, dès le premier essai, des photographies prises au microscope à balayage électronique révèlent la présence d'une fissure sur l'outil (figure 86). La rupture de l'outil intervient lors de la phase de rodage, au bout de la troisième passe (figure 87).

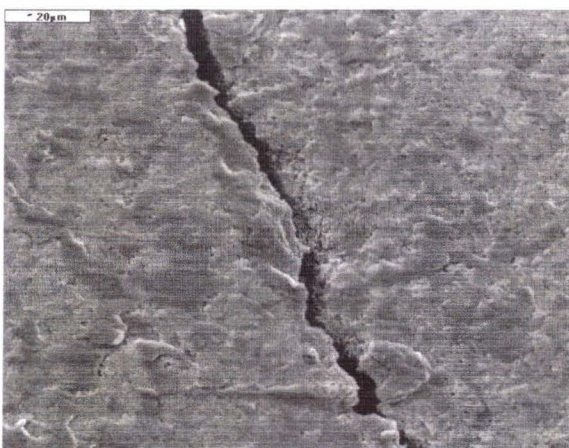


Figure 86. Observation d'une fissure sur l'outil instrumenté.

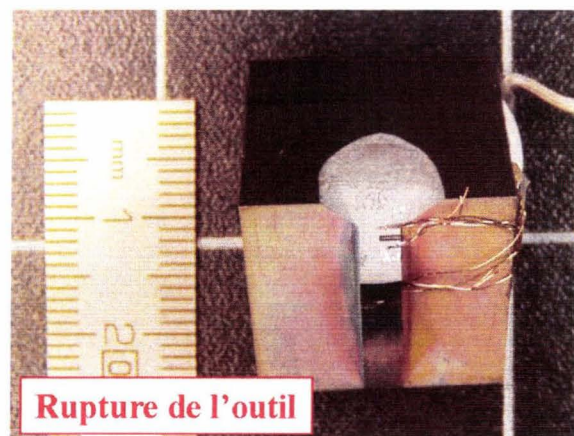


Figure 87. Photographie de l'outil après rupture.

L'observation du faciès de rupture au MEB figure 88 fait apparaître de nombreuses discontinuités et aspérités sur la paroi périphérique du perçage. Ce profil en "dent de scie" microscopique se traduit lors des chargements comme un concentrateur de contraintes.

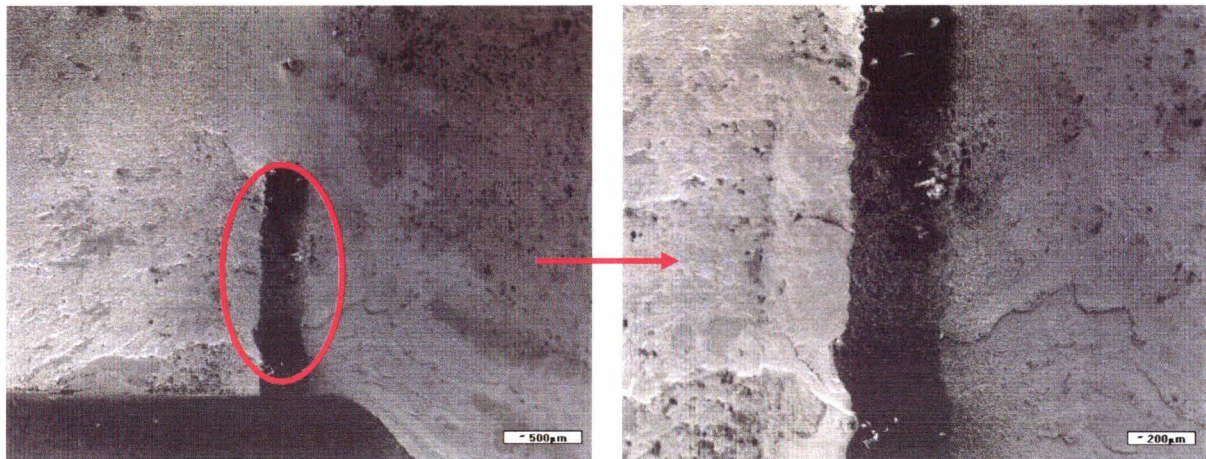


Figure 88. Micrographie de l'outil après rupture – Observation du perçage.

D'autre part, l'électroérosion modifie les caractéristiques de la matière en surface et en sous-couche (augmentation de la dureté, présence de contraintes résiduelles de traction d'origine thermique, présence de microfissures). L'analyse micrographique à grande échelle du matériau (figure 89) révèle en effet un réseau de microfissures conséquent.

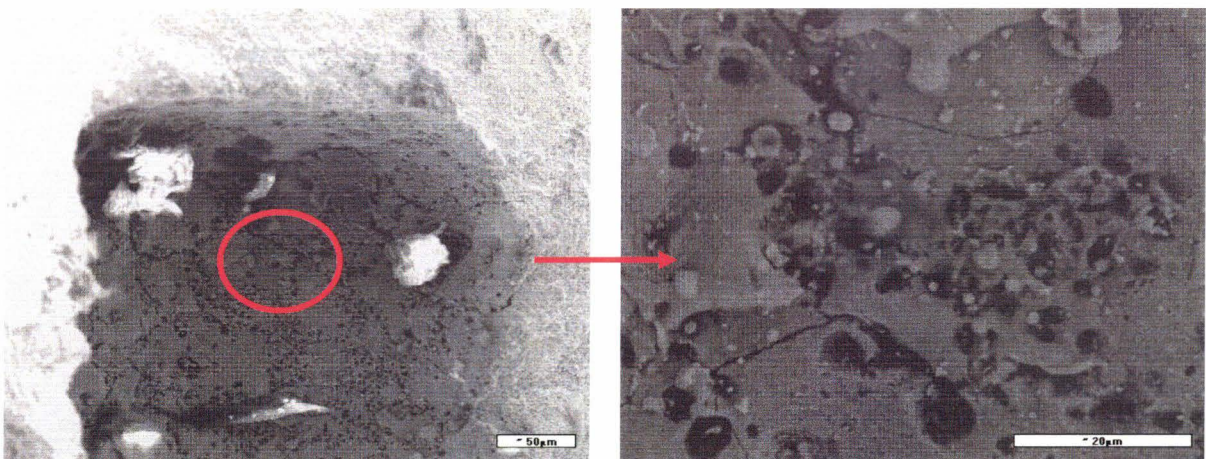


Figure 89. Micrographie de l'outil après rupture – Observation de la surface électroérode.

Une surface électroérode peut présenter ainsi 3 niveaux de concentration de contraintes (qui se multiplient) auxquels s'ajoute également des contraintes résiduelles de traction d'origine

thermique. L'effet combiné du perçage, de la porosité du matériau (matériau fritté), et de l'électroérosion engendre un facteur de concentration de contraintes supérieur au coefficient de concentrations maximal autorisé. La rupture de l'outil est donc inévitable.

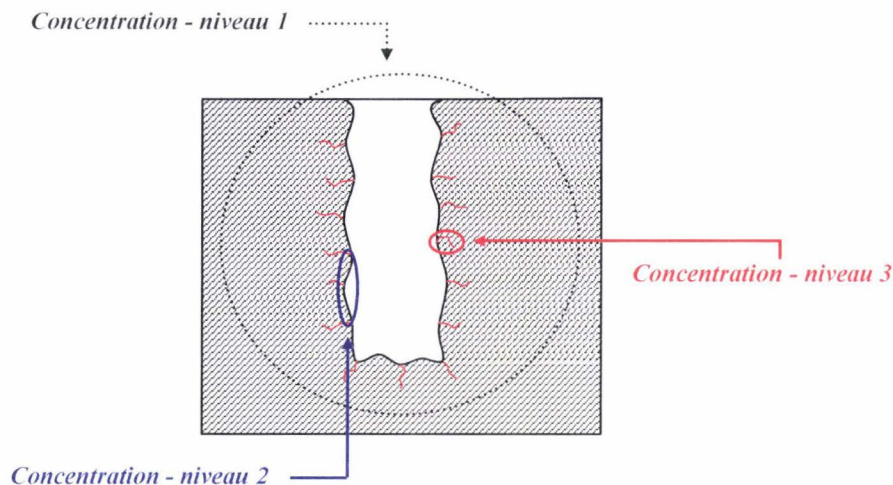


Figure 90. Schématisation des perçages – Définition des niveaux de concentration de contraintes

D'autres essais de compression-translation pourtant réalisés avec une meilleure finition de la surface électroérodée conduisent également à la rupture de l'outil. Les différentes tentatives menées en collaboration avec les sous-traitants en micro-usinage se sont toutes révélées infructueuses malgré les efforts déployés. Force est de constater que le perçage par électroérosion fragilise énormément l'outil carbure, qui rappelons le est un matériau fritté. Les prochaines campagnes d'essais seront donc réalisées avec un outil en acier AISI M2.

#### IV.4 OUTIL EN ACIER AISI M2

Pour contourner le problème de rupture des outils en carbure de tungstène, des outils en acier AISI M2 sont employés. La résistance de ce matériau est inférieure, mais il présente une ductilité plus importante. La résistance de l'outil est testée lors de la réalisation de quelques essais préliminaires. Un phénomène d'écaillage sur les bords de l'outil intervient au bout du deuxième essai.

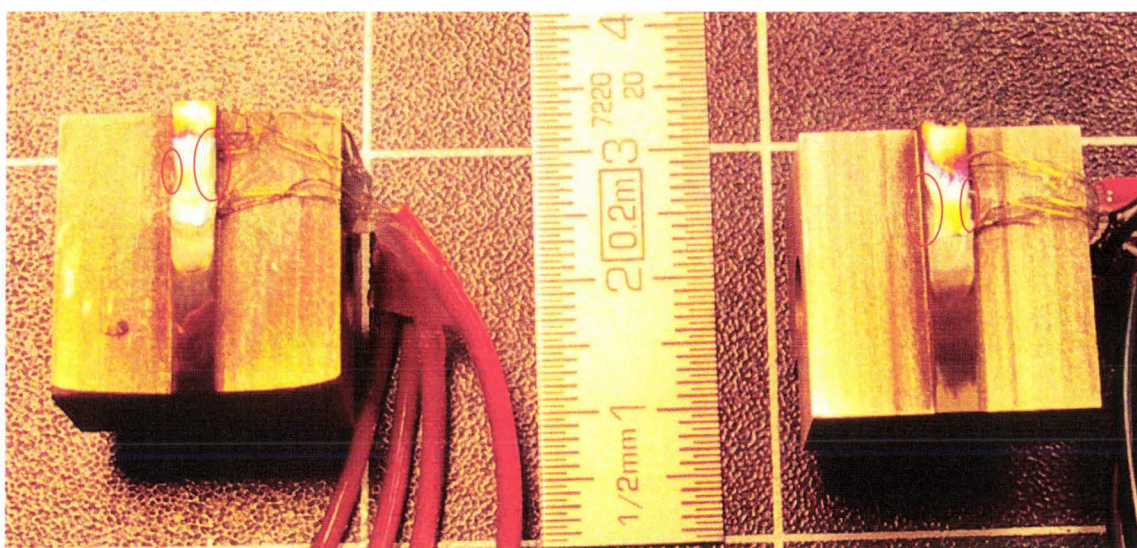


Figure 91. Écaillage des outils AISI M2 lors des essais préliminaires.

Ce phénomène d'usure modifie la surface de contact rendant ainsi l'analyse de l'essai impossible. En conséquence, un nouvel outil est mis en jeu à chaque expérience. Les essais menés sur l'acier AISI 1045 et une plaquette carbure H13A ont mis en évidence l'importance de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement. Afin d'étudier l'influence de la vitesse de glissement sur la condition de liaison thermique, le plan d'expérience suivant est proposé. Deux vitesses de déplacement de traverse sont retenues :  $200 \text{ mm.s}^{-1}$  et  $400 \text{ mm.s}^{-1}$ . La température initiale de l'échantillon est ajustée à environ  $500 \text{ }^\circ\text{C}$  et le contacteur est chauffé jusqu'à  $280 \text{ }^\circ\text{C}$ . Une pénétration du contacteur dans l'échantillon d'environ  $80 \text{ }\mu\text{m}$  permet d'effectuer le test tribologique sous une pression de contact de l'ordre du gigapascal. Pour cette étude, deux nuances d'acier sont choisies : un acier AISI 1045 et un acier inoxydable AISI 304L afin de définir l'influence de la nature des matériaux sur les paramètres thermiques de contact.

#### IV.4.1 ANALYSE DES RELEVÉS EXPÉRIMENTAUX

Les relevés expérimentaux présentés dans ce paragraphe correspondent aux essais menés avec un acier inoxydable AISI 304L pour une vitesse de déplacement de  $200 \text{ mm.s}^{-1}$ . Pour chaque essai, la température des antagonistes, l'effort normal et l'effort tangent sont synchronisés. Après les essais de frottement, la profondeur de pénétration du contacteur dans l'échantillon est systématiquement mesurée par profilométrie. Cette mesure correspond à la distance entre le fond de l'empreinte et une surface de référence non déformée. Un exemple d'empreinte de frottement est présenté à la figure 92.

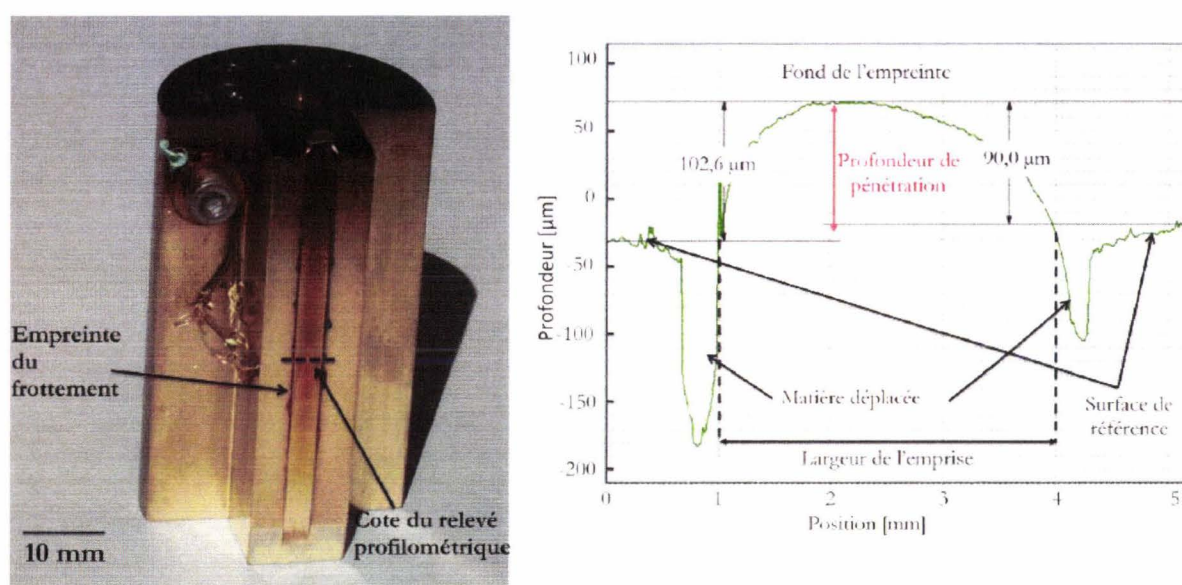


Figure 92. Relevé profilométrique de l'empreinte de frottement.

La pénétration est relevée au niveau du positionnement des thermocouples dans la zone de stabilisation des efforts. Les valeurs moyennes de pénétration du contacteur dans l'échantillon sont résumées pour chaque condition d'essai dans le tableau 33.

Tableau 33. Mesure de pénétration moyenne pour chaque condition d'essai.

Acier étudié	Vitesse $\text{mm.s}^{-1}$	Exp. N°	Pénétration mesurée ( $\mu\text{m}$ )	Pénétration moyenne ( $\mu\text{m}$ )
AISI 1045	200	1 / 2 / 3	76 / 79 / 65	70
	400	4 / 5 / 6	67 / 65 / 66	
AISI 304L	200	7 / 8 / 9	165 / 150 / 92	90
	400	10 / 11 / 12	95 / 85 / 88	

Les évolutions de l'effort tangent  $F_t$  et celle de l'effort normal  $F_n$  sont enregistrées au cours du test de compression-translation. Les relevés des efforts obtenus lors des trois essais similaires (Exp. 7, Exp. 8 et Exp. 9) effectués avec le couple AISI 304L / M2 pour une pénétration de  $90 \mu\text{m}$  et une vitesse de déplacement de traverse de  $200 \text{ mm.s}^{-1}$  sont exposés à la figure 93.

La zone de stabilisation des efforts apparaît moins nettement que pour les essais réalisés lors de l'étude précédente avec un lopin en acier AISI 1045 et une plaquette carbure non revêtue de nuance H13A. Ici, l'effort tangent présente une légère décroissance durant le glissement tandis que l'effort normal présente un palier en cours d'essai. Les trois essais effectués montrent une bonne reproductibilité de l'évolution des efforts. La dispersion sur l'effort normal est inférieure à 6 %. Pour permettre l'analyse des essais, les efforts obtenus sont moyennés. L'indice de frottement moyen, donné par le rapport de l'effort tangent sur l'effort normal, est ici de 0,53.

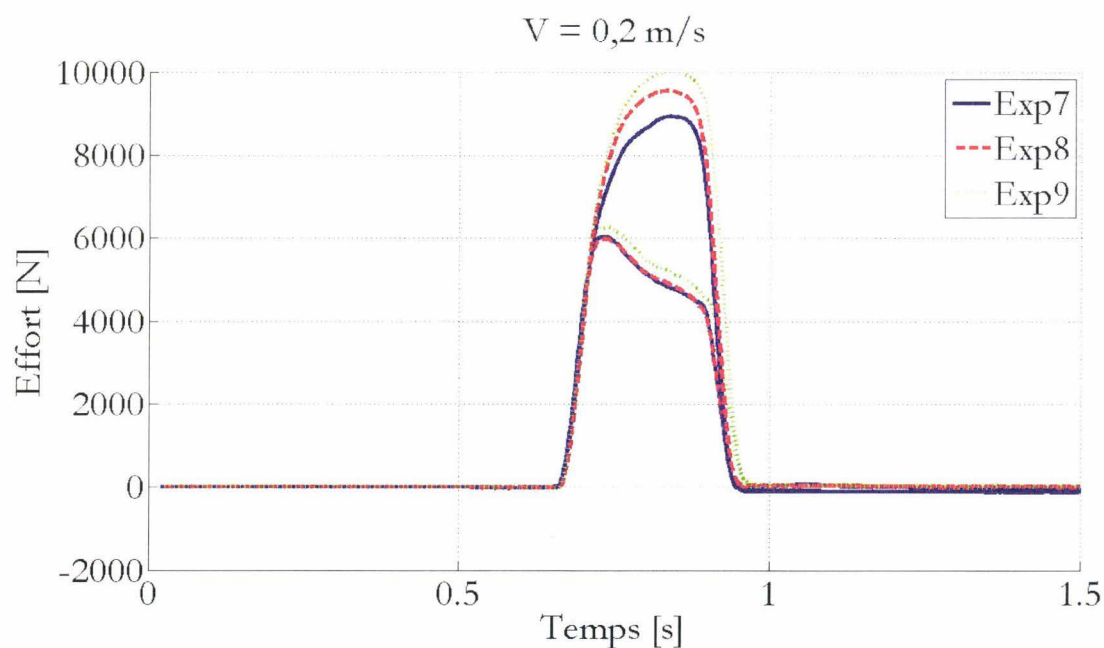


Figure 93. Relevé d'efforts pour le couple AISI 304L / M2 pour une pénétration de  $90 \mu\text{m}$  et une vitesse de  $200 \text{ m.s}^{-1}$ .

Le tableau 34 présente les résultats moyens des essais réalisés avec un contacteur en acier à outil AISI M2. Ces résultats montrent clairement l'influence de la vitesse de déplacement de la traverse sur l'indice de frottement  $F_t/F_n$ . L'augmentation de cette vitesse entraîne la chute du frottement ; et ce quel que soit le couple tribologique étudié.

Tableau 34. Efforts moyens obtenus pour chaque essai réalisé avec un outil en acier AISI M2.

Acier étudié	AISI 304L		AISI 1045	
Vitesse ( $\text{mm.s}^{-1}$ )	200	400	200	400
$F_t$ (kN)	4,9	3,4	3,6	2,8
$F_n$ (kN)	9,2	9,6	13,5	13,3
$F_t/F_n$	0,53	0,35	0,26	0,21

Pour le couple tribologique AISI 304L / M2, l'indice de frottement chute de 33 % lorsque la vitesse évolue de 200 à 400  $\text{mm.s}^{-1}$ . Une diminution moins importante (20 %) est observée pour le couple AISI 1045 / M2. Le frottement est à peu près deux fois plus intense pour le couple tribologique AISI 304L / M2.

Les mesures de température dans la pièce, réalisées au moyen d'un fluxmètre composé de deux thermocouples (figure 77, page 96), peuvent être observées (figure 94). Le relevé qui s'échauffe le plus rapidement et le plus fortement correspond au thermocouple le plus proche de l'interface. La température initiale des éprouvettes est de l'ordre de 500 °C et sa dispersion entre les expériences est faible. Les échauffements mesurés par le thermocouple le plus proche de l'interface sont d'environ 110 °C. Les relevés thermiques des différentes expériences sont sensiblement différents. Le second thermocouple de l'expérience 7 s'échauffe plus rapidement que celui de l'expérience 9 ( $90 \mu\text{m} - 200 \text{mm.s}^{-1}$ ).

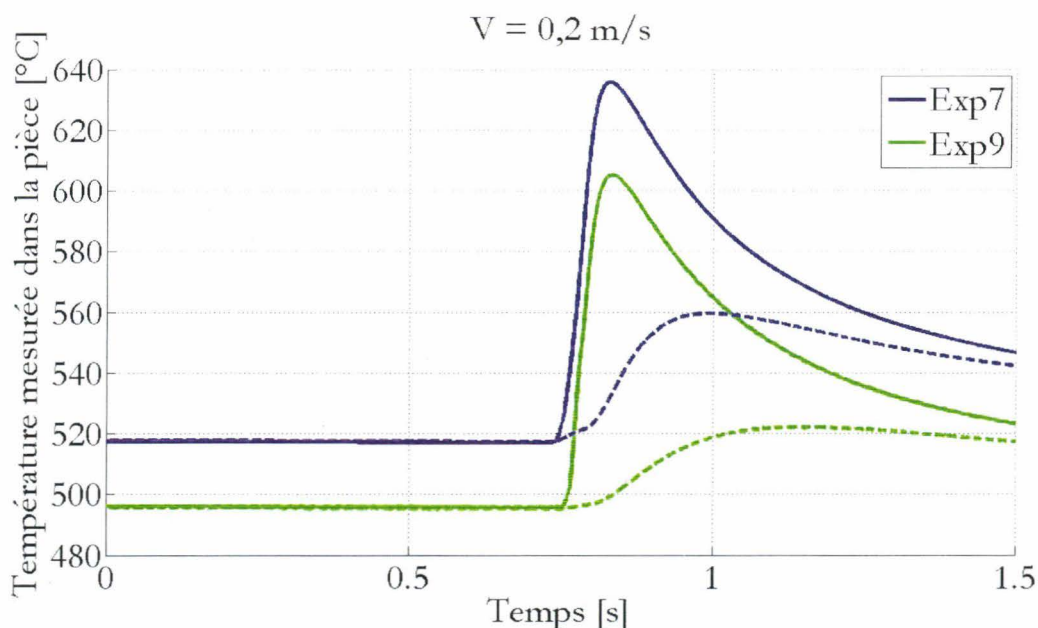


Figure 94. Relevé de température dans la pièce pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de 200  $\text{mm.s}^{-1}$  [Gui 09].



Les relevés de températures dans l'outil sont réalisés au moyen de quatre thermocouples. Le premier et le second sont placés en fin de la zone de contact tandis que les thermocouples 3 et 4 sont positionnés proches de la zone de début de contact. La température initiale est d'environ 275 °C et la phase de chauffage est bien reproduite suivant les différents essais. Des échauffements intenses sont observés sur les relevés de température. En effet, L'échauffement du premier thermocouple varie de 300 à 450 °C lors d'une expérience qui ne dure que 250 ms. L'échauffement du troisième thermocouple est également important mais reste inférieur à celui du thermocouple 1. La température des deux thermocouples positionnés plus loin de la source de chaleur (2 et 4) ne dépasse jamais les 460 °C pour les expériences menées au cours de cette campagne d'essais.

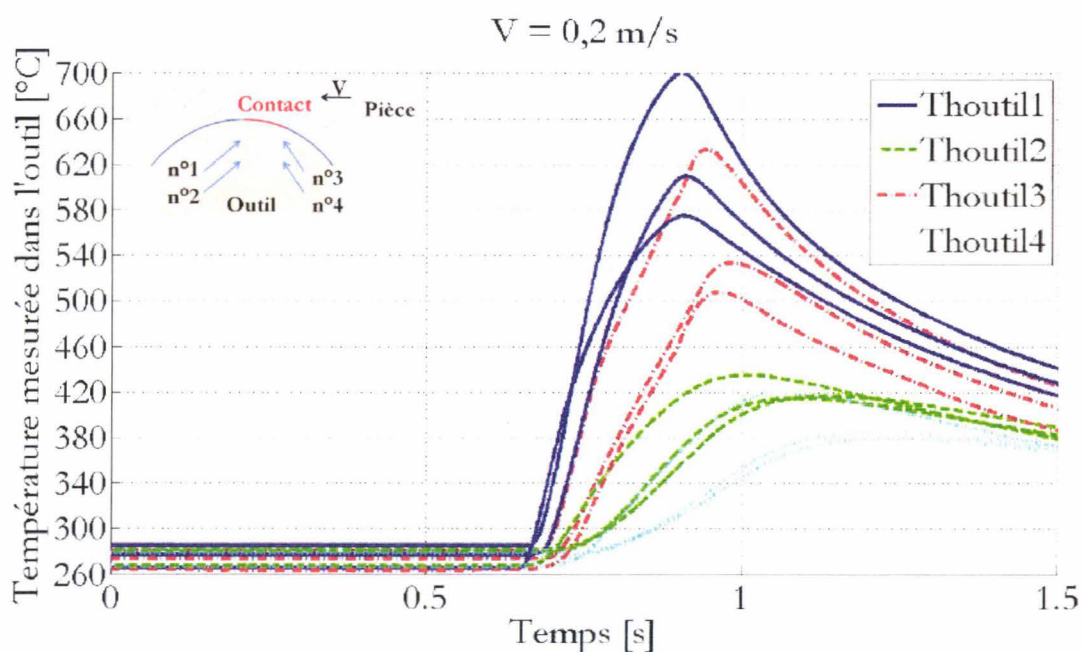


Figure 95. Relevé de température filtrées dans l'outil pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de  $200 \text{ mm.s}^{-1}$  [Gui 09].

D'une façon générale, l'analyse des enregistrements de température durant les essais réalisés avec les couples AISI 1045 / M2 et AISI 304L / M2 révèle une forte disparité des réponses pour des conditions sensées être similaires. Ces différences peuvent s'expliquer par la tolérance sur le positionnement des soudures des thermocouples, et par la profondeur de la pénétration du contacteur dans l'échantillon qui diffère d'un essai à l'autre.

#### IV.4.2 ANALYSE DES CONDITIONS DE CONTACT SIMULÉES

Les conditions thermiques superficielles de l'échantillon et du contacteur, ainsi que l'écoulement du flux généré par frottement dans ces éléments sont estimés à partir d'une approche par sous domaine mis en œuvre par nos collègues du LTN. Cette approche est basée sur l'hypothèse que le flux généré constitue l'unique source thermique du système étudié. Une fois que le flux généré est déterminé, les paramètres de contact, que sont la résistance thermique de contact et la part de flux qui participe au saut de température, sont estimés.

À partir des mesures des champs de température dans la pièce et l'outil et au moyen de techniques inverses appropriées, les conditions thermiques superficielles en température et en flux de part et d'autre de l'interface sont estimées. Les estimations des conditions superficielles dans les pièces en acier AISI 304L sollicitées avec un contacteur en acier AISI M2 pour une vitesse de déplacement de  $200 \text{ mm.s}^{-1}$  sont décrites à la figure 96. Les températures superficielles présentent des valeurs maximales d'environ  $850 \text{ °C}$  en moyenne. Malgré le décalage induit par une différence de température initiale de l'ordre de  $50 \text{ °C}$ , les profils de température superficielle estimée au cours du temps ont la même forme et présentent des échauffements pratiquement égaux. Les densités de flux décrites sur la même figure, présente une valeur maximale de l'ordre de  $25 \text{ MW.m}^{-2}$ .

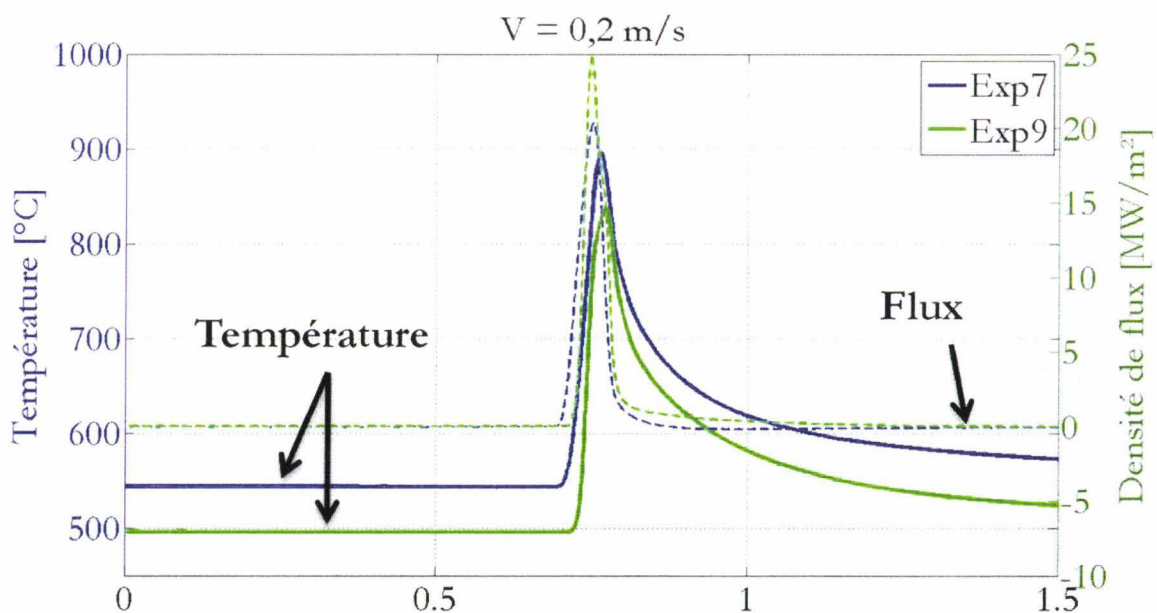


Figure 96. Estimation des conditions superficielles de la pièce pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de  $200 \text{ mm.s}^{-1}$  [Gui 09].

Les estimations des conditions superficielles de l'outil sont décrites pour un laps de temps  $t_p$  : temps nécessaire pour permettre au fluxmètre dans la pièce de parcourir la longueur de contact (figure 97). La température sur la face de travail du contacteur atteint et dépasse les 1000 °C. Pour l'expérience 7, la température d'environ 900 °C en début du contact atteint une température maximale proche de 1000 °C au milieu du contact. La température de sortie avoisine les 700 °C. Ainsi, un gradient thermique important règne sur toute la zone de contact.

Les profils des flux estimés donnent généralement lieu à des lois quasi-linéaires. Pour l'expérience 7, la valeur moyenne du flux entrant est de 23,8 MW.m<sup>-2</sup>. Des problèmes de convergence engendrent un profil non linéaire pour l'expérience 9.

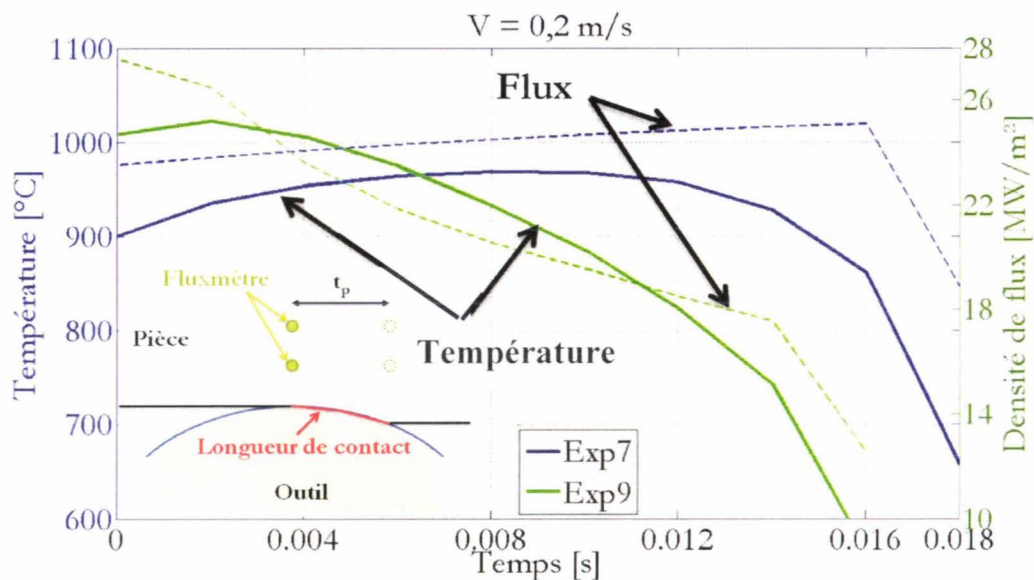


Figure 97. Estimation des conditions superficielles de l'outil pour le couple AISI 304L / M2 à une vitesse de déplacement de 200 mm.s<sup>-1</sup> [Gui 09].

Les résultats moyennés des estimations des conditions superficielles ( $T_{pièce}$ ,  $T_{outil}$ ,  $\Phi_{pièce}$ ,  $\Phi_{outil}$ ) sont résumés dans le tableau 35 pour les couples AISI 1045 / M2 et AISI 304L / M2 et pour chaque vitesse.

Tableau 35. Estimations des conditions superficielles moyennes de contact [Gui 09].

Acier étudié	Vitesse (mm.s <sup>-1</sup> )	$T_{pièce}$ (K)	$T_{outil}$ (K)	$\Phi_{pièce}$ (MW.m <sup>-2</sup> )	$\Phi_{outil}$ (MW.m <sup>-2</sup> )
AISI 1045	200	1004	930	15,2	14,1
	400	921	922	8,4	16,9
AISI 304L	200	1119	1168	16,1	22,6
	400	1027	1208	13,9	36,6

En supposant que les transferts dus à la différence de températures entre la pièce et l'outil restent négligeables devant le flux généré, la densité de flux généré  $\varphi_g$  et le coefficient de partage  $\alpha$  sont ainsi définis :

$$\varphi_g = \varphi_{pièce} + \varphi_{outil}$$

$$\alpha = \frac{\varphi_{pièce}}{\varphi_g}$$

La résistance thermique de contact est appréciée en utilisant la méthode d'estimation superficielle de Beck. Les estimations du coefficient de partage du flux moyen et de la résistance thermique de contact moyenne sont présentées dans le tableau 36. Dans ce tableau figure également le rapport des effusivités thermiques.

Tableau 36. Estimations de la résistance thermique de contact et du coefficient de partage.

Acier étudié	Vitesse (mm.s <sup>-1</sup> )	R <sub>TC</sub> (m <sup>2</sup> .K.W <sup>-1</sup> )	Rapport des effusivités	$\alpha$
AISI 1045	200	9,2.10 <sup>-5</sup>	0,56	0,51
	400	9,1.10 <sup>-5</sup>	0,56	0,33
AISI 304L	200	8,3.10 <sup>-5</sup>	0,51	0,41
	400	1,3.10 <sup>-4</sup>	0,51	0,28

Les résistances thermiques estimées sont de l'ordre de 10<sup>-4</sup> K.m<sup>2</sup>.W<sup>-1</sup>. L'hypothèse de contact parfait n'est donc pas totalement justifiée. L'influence de la vitesse et du couple de matériaux est faible sur ce paramètre.

Le coefficient de partage estimé se révèle être proche du rapport des effusivités du moins pour la vitesse de 200 mm.s<sup>-1</sup>. Par contre pour la vitesse de 400 mm.s<sup>-1</sup>, le coefficient  $\alpha$  diminue quel que soit le couple de matériaux. Sa valeur s'écarte du rapport des effusivités. D'après le LTN, ce phénomène peut être lié à la difficulté d'estimer le flux entrant dans la pièce pour des durées de contact trop faible.

Après l'exécution d'une série de simulations permettant de définir le coefficient de frottement adhésif qui minimise la fonction  $f$ , les variables locales de contact sont déterminées.

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

La figure 98 illustre le champ de pression appliqué à l'échantillon lors d'un test de frottement du couple AISI 304L / M2 à une pénétration de 90  $\mu\text{m}$  et une vitesse de déplacement de 200  $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ . La pression moyenne de contact, appelée pression de contact, est d'environ 1,1 GPa. Des effets de bords peuvent être constatés avec une pression de contact maximale d'environ 2,2 GPa. Globalement la pression de contact est plus importante à l'avant du contact. Celle-ci diminue jusqu'à s'annuler à la perte de contact.

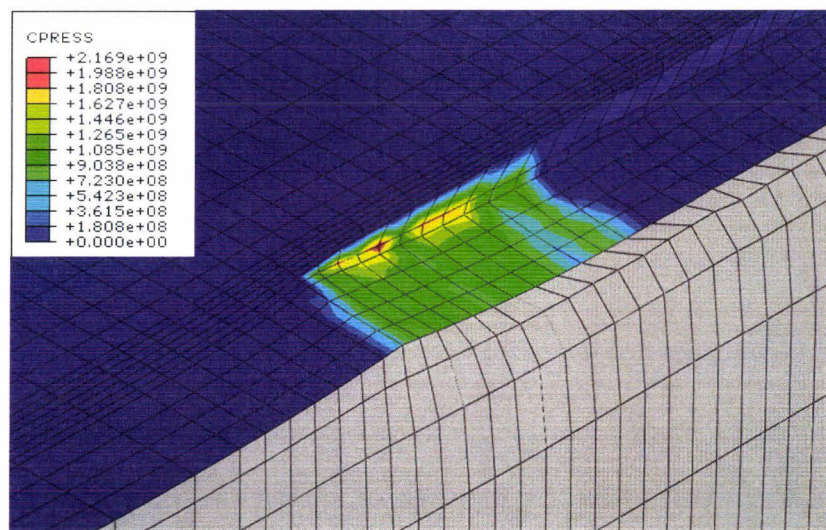


Figure 98. Exemple de champ de pression obtenu lors d'un essai de compression-translocation.

Les champs de température sur l'échantillon et sur le contacteur sont exposés aux figures suivantes. Ces champs de température sont assez similaires. Dans les deux cas, la température maximale se situe en sortie de contact. Des températures maximales de 1466 K et de 1439 K sont relevées respectivement sur les faces de contact de l'outil et de l'échantillon. Les températures moyennes d'interface sont de 1202 K pour l'outil et d'environ 1205 K pour la pièce.

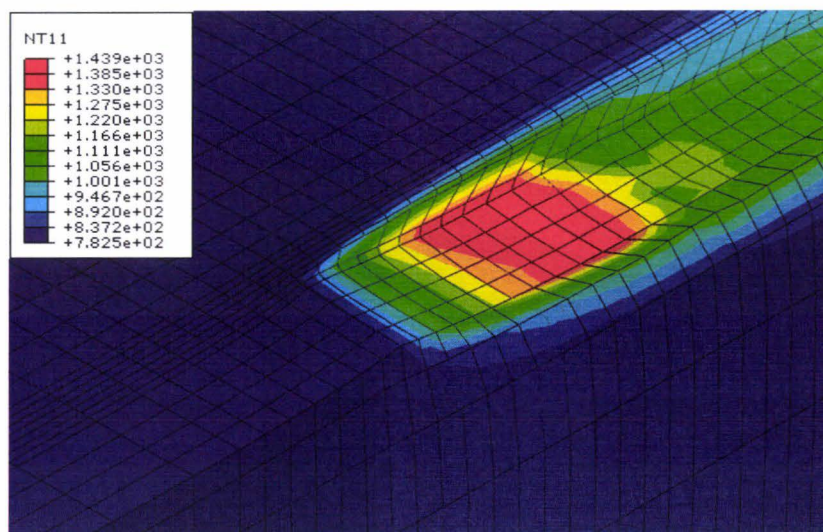


Figure 99. Exemple de champ de température côté pièce obtenu lors d'un essai de compression-translation.

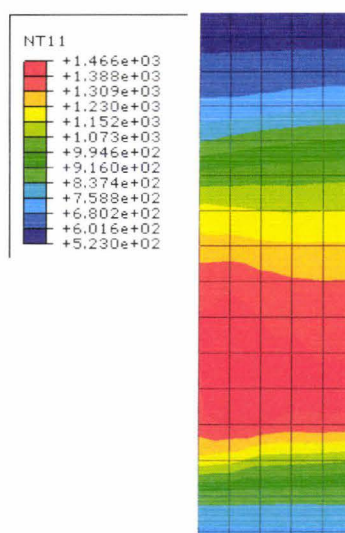


Figure 100. Exemple de champ de température côté contacteur obtenu lors d'un essai de compression-translation.

La température d'interface est définie comme étant la moyenne de ces températures moyennes de contact. Une température d'interface de 1204 K est donc obtenue lors de la simulation du test pour une pénétration de 90  $\mu\text{m}$ , une vitesse de déplacement de 200  $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$  et une température d'échantillon de 775 K.

L'observation de la vitesse de glissement (figure 101) montre un champ de vitesse non homogène, avec une vitesse en début de contact plus faible que la vitesse de déplacement de la traverse. En fin de contact, la vitesse de glissement atteint la vitesse de déplacement de traverse, puis s'annule à la perte de contact. La vitesse de glissement moyenne est de 167  $\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ , soit une chute de 17 % par rapport à la vitesse de déplacement.

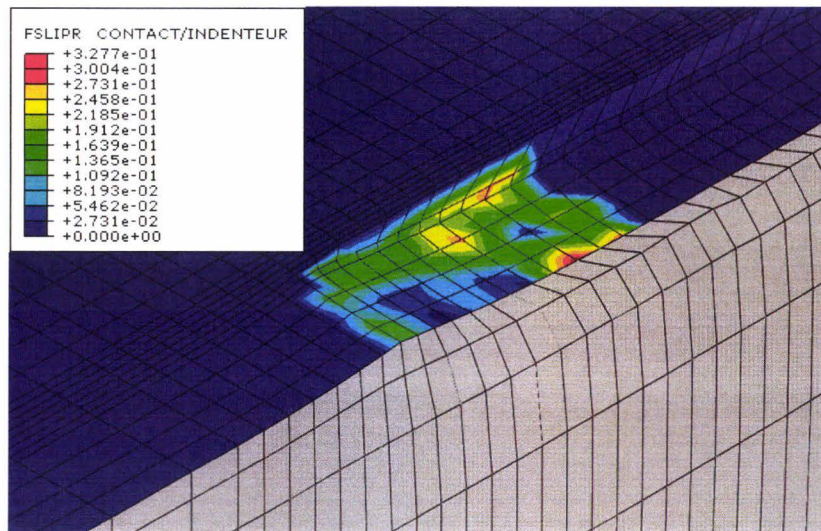


Figure 101. Exemple de champ de vitesse de glissement obtenu lors d'un essai de compression-translation.

Tous les essais de compression-translation ont été analysés de cette façon permettant de définir le coefficient de frottement adhésif en fonction de la pression de contact, de la température d'interface et de la vitesse de glissement (tableau 38). Le tableau 37 présente les efforts numériques obtenus et le coefficient de frottement optimal.

Tableau 37. Coefficient de frottement optimal et efforts numériques obtenus lors de la simulation des différentes conditions d'essai.

Condition d'essai n°	Matériaux	Pénétration ( $\mu\text{m}$ )	Vitesse ( $\text{mm.s}^{-1}$ )	$\mu_{\text{adh}}$	$F_t$ (kN)	$F_n$ (kN)	$F_t/F_n$
1	AISI 1045	70	200	0,21	3,2	11,7	0,27
2			400	0,16	2,5	11,8	0,21
3	AISI 304L	90	200	0,44	4,6	8,7	0,53
4			400	0,29	3,4	9,3	0,36

Tableau 38. Paramètres de contact simulés pour les différentes conditions d'essai.

Condition d'essai n°	$\mu_{\text{adh}}$	Pièce		Outil		Interface		
		$\sigma_n$ (MPa)	T (K)	$\sigma_n$ (MPa)	T (K)	$\sigma_n$ (MPa)	T (K)	V ( $\text{mm.s}^{-1}$ )
1	0,21	1357	1000	1268	996	1313	998	181
2	0,16	1415	1006	1333	1005	1374	1006	371
3	0,44	1117	1205	1003	1202	1060	1204	167
4	0,29	1117	1198	1055	1193	1086	1196	360

#### IV.4.3 INFLUENCE DES PARAMÈTRES THERMIQUES DE CONTACT SUR LA DÉTERMINATION DES PARAMÈTRES MÉCANIQUES DE CONTACT

L'analyse est ici effectuée sur le couple AISI 304L / AISI M2 pour une pénétration de  $90\ \mu\text{m}$  et une vitesse de déplacement de traverse de  $200\ \text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ .

D'après la figure 102, la distribution de la pression de contact n'est pas sensible aux paramètres de contact thermiques tels que le coefficient de partage  $\alpha$  et la résistance thermique de contact. Ainsi, dans les deux cas, la pression de contact évolue de façon non linéaire, partant d'un maximum à l'avant du contact pour atteindre une valeur minimum en sortie de contact. La pression moyenne constatée est dans les deux cas de l'ordre de 1,1 GPa.

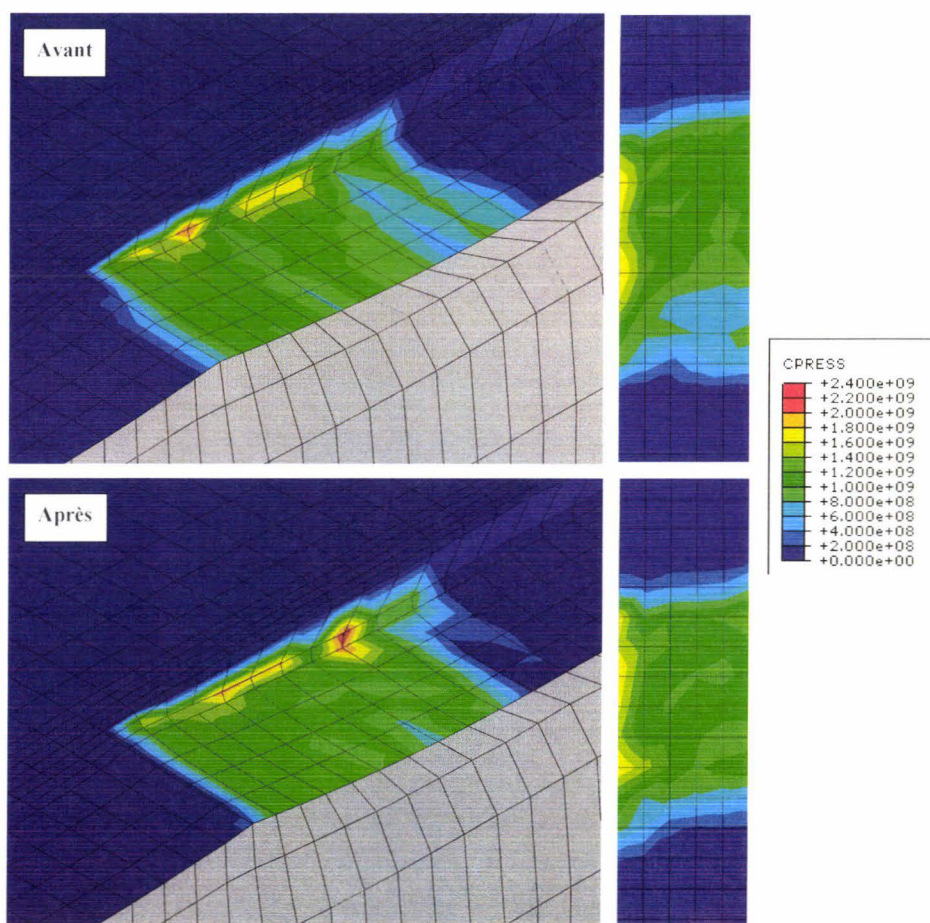


Figure 102. Évolution de la pression de contact simulée lors de la prise en compte des paramètres thermiques de contact identifiés.

La température de contact est très sensible aux paramètres thermiques de contact (figure 103). La température de contact moyenne de l'échantillon diminue de 9 % en passant de 1205 K à 1096 K. Dans les deux cas, la température croît continûment pour atteindre une valeur maximale à la fin du contact. La distribution de la température de contact observée sur le



contacteur diffère d'une simulation à l'autre. Pour la simulation ne prenant pas en compte les paramètres thermiques identifiés, la température est minimale à l'entrée du contact et atteint son maximum à la sortie du contact. Cette distribution n'est pas en accord avec la distribution identifiée par nos collègues du LTN (figure 103). L'intégration des paramètres thermiques de contact estimés dans la simulation numérique de l'essai offre des résultats plus probants concernant la distribution de la température sur l'interface du contacteur. Comme pour la distribution identifiée par le LTN, la température croit jusqu'à une valeur maximale en milieu de contact. Cependant, la température de contact est surestimée. Ainsi la température moyenne de contact coté outil augmente de 7,5 %, passant de 1202 K à 1292 K.

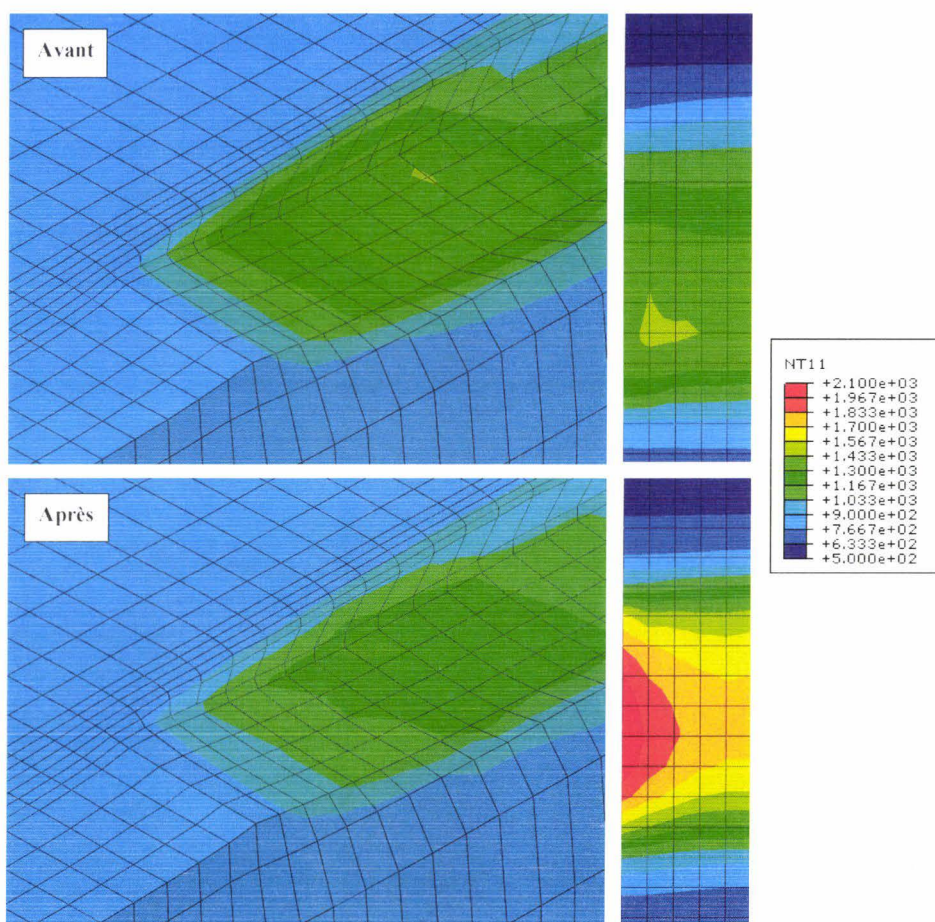


Figure 103. Évolution de la température de contact simulée lors de la prise en compte des paramètres thermiques de contact identifiés.

Concernant la vitesse locale de glissement, aucune variation importante n'est observée (figure 104). Le champ de vitesse locale est non homogène, et la vitesse en début de contact est plus faible que la vitesse de déplacement de la traverse. La vitesse de glissement augmente pour atteindre un maximum en fin de contact. La vitesse de glissement moyenne évolue de  $167 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$  à  $168 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ .

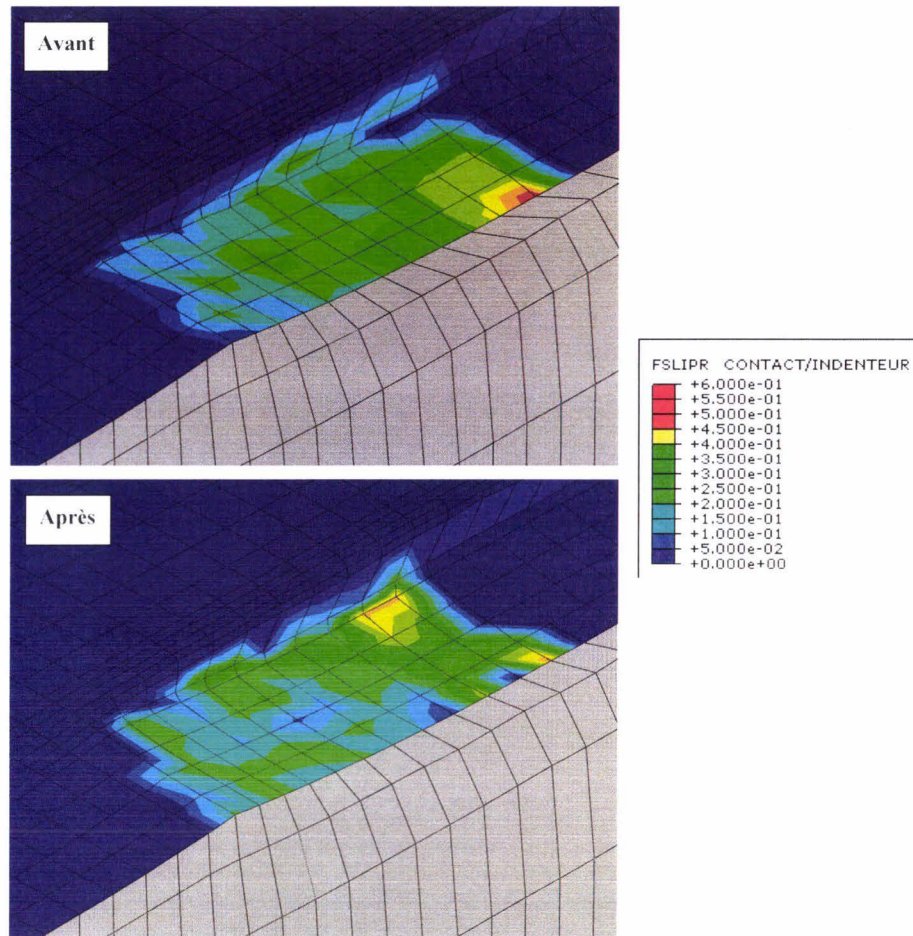


Figure 104. Évolution de la vitesse de glissement locale simulée lors de la prise en compte des paramètres thermiques de contact identifiés.

Le tableau 39 résume les résultats des simulations numériques de chaque condition d'essai avant et après modification des paramètres thermiques de contact. Ce tableau met en évidence l'évolution de chaque variable. Ainsi, de façon générale, les efforts et l'indice de frottement simulés sont insensibles aux paramètres de coefficient de partage  $\alpha$  et de résistance thermique de contact  $R_{TC}$ . La même observation peut être faite concernant la pression de contact et la vitesse de glissement. Les températures moyennes aux interfaces de contact de la pièce et de l'outil sont connues beaucoup plus finement par la prise en compte de ces paramètres de contact thermique. Ainsi, la température moyenne à l'interface de l'échantillon chute en moyenne de 10 % et atteint même 17,2 % pour les conditions d'essai n°4. Dans le même temps, la température moyenne du contacteur augmente de 10 % en moyenne. Une hausse de plus de 16 % est constatée pour les conditions d'essai n°4. Cependant, les températures moyennées à l'interface semblent ne pas évoluer significativement. Une évolution de +2,6 % est remarquée lors des simulations des conditions d'essai n°2.

Tableau 39. Synthèse des paramètres de contact simulés pour les différentes conditions d'essai.

Condition d'essai		1			2			3			4		
		Avant	Après	Évol. %	Avant	Après	Évol. %	Avant	Après	Évol. %	Avant	Après	Évol. %
Ft (N)		3167	3234	+2,1	2520	2487	-1,3	4630	4619	-0,2	3362	3297	-1,9
Fn (N)		11706	11777	+0,6	11799	11688	-0,9	8722	8750	+0,3	9315	9203	-1,2
Ft/Fn		0,271	0,275	+1,5	0,214	0,213	-0,4	0,531	0,528	-0,5	0,361	0,358	-0,7
P I E C E	$\sigma_n$ (MPa)	1357	1368	+0,8	1415	1419	+0,3	1117	1108	-0,8	1117	1137	+1,8
	T (K)	1000	960	-4,0	1006	918	-8,7	1205	1096	-9,0	1198	993	-17,2
O U T I L	$\sigma_n$ (MPa)	1268	1287	+1,5	1333	1336	+0,2	1003	999	-0,4	1055	1069	+1,3
	T (K)	996	1024	+2,9	1005	1146	+14,0	1202	1292	+7,5	1193	1387	+16,3
I N T E R F A C E	$\sigma_n$ (MPa)	1313	1328	+1,1	1374	1378	+0,3	1060	1054	-0,6	1086	1103	+1,6
	T (K)	998	992	-0,6	1006	1032	+2,6	1204	1194	-0,8	1196	1190	-0,5
	V (mm.s <sup>-1</sup> )	181	183	+1,1	371	371	-	167	168	+0,6	360	367	+1,9

## IV.5 CONCLUSION

Le dispositif expérimental de compression-translation a été adapté pour permettre l'étude thermomécanique de l'interface outil-copeau. Les échantillons et les contacteurs ont été instrumentés avec des thermocouples afin de déterminer les paramètres thermiques de contact tels que le coefficient de partage  $\alpha$  et la résistance thermique de contact  $R_{TC}$  (en plus des paramètres identifiés auparavant tels que le coefficient de frottement, la pression de contact et la vitesse de glissement).

La réalisation des trous accueillant les thermocouples est faite par électroérosion. L'instrumentation thermique des outils s'est révélée difficile, notamment celle des outils en carbure de tungstène dont la nature est favorable à un phénomène de collage. La rupture de l'outil en carbure a pu être constatée à plusieurs reprises. L'électroérosion d'un matériau fritté tel que le carbure de tungstène initie des microfissures qui sont responsable de la rupture de l'outil.

Pour contourner le problème de rupture des outils en carbure de tungstène, des outils en acier AISI M2 sont utilisés afin d'étudier l'influence de la vitesse de glissement sur la condition de liaison thermique. Cette étude est menée avec deux nuances d'acier, un acier AISI 1045 et un acier inoxydable AISI 304L. Les relevés de température réalisés au moyen de thermocouples montrent des écarts importants entre les expériences d'une même série, ce qui n'est pas le cas des relevés mécaniques.

L'estimation des conditions superficielles met en évidence l'imperfection du contact. En effet, les résistances thermiques de contact estimées sont de l'ordre de  $10^{-4} \text{ K.M}^2.\text{W}^{-1}$ . La vitesse de glissement et le couple de matériaux utilisés se révèlent être peu influents. Quel soit le couple de matériaux utilisé, le coefficient de partage du flux  $\alpha$  se rapproche du rapport des effusivités pour la vitesse de glissement de  $200 \text{ mm.s}^{-1}$  mais s'en éloigne pour les vitesses de  $400 \text{ mm.s}^{-1}$ .

L'analyse des essais à l'aide du modèle numérique du test confirme l'importance de la vitesse sur le coefficient de frottement. Quel que soit le couple de matériaux testés, l'augmentation de la vitesse de glissement engendre une chute de l'adhésion. Le coefficient de frottement est plus important pour les essais menés avec l'acier AISI 304L. L'influence des paramètres de contact thermiques ( $\alpha$  et  $R_{TC}$ ) a été montrée lors des simulations numériques du test. Les températures de contact de la pièce et de l'outil sont particulièrement affectées par la prise en compte des paramètres thermiques de contact estimés. En effet, des variations de plus de 17 % sont observées. Cependant, bien que les températures de contact des antagonistes soient perturbées, la température moyenne de l'interface reste insensible.

---

## CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

### CONCLUSIONS

L'étude bibliographique a montré que l'interface outil-coupeau est le siège de phénomènes thermomécaniques complexes. Cette étude met en évidence l'importance de la caractérisation des phénomènes de contact à l'interface outil-coupeau. En effet, les études menées par l'équipe de Micari [Fil 06] montrent la nécessité de reconsidérer les modèles de frottement actuels. Ainsi, les travaux de thèse ont porté sur la caractérisation tribologique de l'interface outil-coupeau. Cette nouvelle approche consiste à étudier l'interface en deux zones et l'étude décrite dans ce mémoire porte sur la caractérisation de l'interface à la levée du copeau. L'identification des lois d'interface propres à cette zone de contact a été réalisée à l'aide du test de compression-translation développé au LAMIH. Ce banc permet d'obtenir des pressions de contact jusqu'à 2 GPa, des températures supérieures à 1200 °C avec une vitesse maximale de glissement de 500 mm.s<sup>-1</sup>.

En vue de tester la loi de frottement identifiée, un modèle bidimensionnel de la coupe orthogonale a été développé sur Abaqus avec une formulation A.L.E. Le modèle numérique a été validé en se référant aux essais expérimentaux et aux modélisations numériques menés par Micari [Fil\_06]. Cette validation, réalisée avec un modèle de frottement de Coulomb, a permis de mettre en évidence des erreurs importantes sur la force d'avance et la longueur de contact par rapport aux valeurs expérimentales. Ces erreurs attribuées en partie au modèle de frottement utilisé sont sensiblement égales à celles obtenus numériquement par Micari. Ainsi, le modèle numérique mis en œuvre a été jugé suffisamment correct pour tester les lois d'interfaces thermomécaniques et pour étudier la sensibilité des paramètres d'entrée.

L'étude de sensibilité menée sur les données d'entrée relatives aux matériaux et au contact a permis de définir l'importance de chaque paramètre et le degré de précision nécessaire lors de son identification. Parmi les paramètres rhéologiques de la loi de Johnson-Cook, le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation est le plus influent et son identification doit être effectuée avec une précision de +/- 0,006. Les coefficients d'adoucissement thermique et d'écrouissage doivent également être déterminés précisément (de +/- 0,02 à +/- 0,3). En revanche, les variables simulées sont peu sensibles à la limite élastique et au module d'écrouissage.

L'étude a également montré que le coefficient de frottement est un paramètre de contact extrêmement influent nécessitant une identification avec une tolérance de +/- 0,03 pour limiter à 5 % les erreurs commises sur les paramètres simulés. La température à l'interface outil-copeau est très sensible à la résistance thermique de contact  $R_{TC}$  et le coefficient de partage  $\alpha$  se révèle être influent sur la température à l'interface outil-copeau. La forte interaction entre ces deux paramètres nécessite donc d'apporter également une attention particulière pour leur identification.

Les abaques de réglage ont été déterminés à partir d'un modèle numérique du test de compression-translation développé sur Abaqus. L'exploitation de ces abaques a permis de définir un plan d'expérience pour étudier l'influence des paramètres d'entrée du test de compression translation. Cette campagne d'essai a révélé que l'augmentation de la vitesse de déplacement engendre une chute importante du coefficient de frottement global. L'incrément de pénétration entraîne aussi une diminution de l'indice de frottement, mais les effets sont moins remarquables.

Les conditions réelles de contact simulées lors des essais de compression-translation ont été définies à partir du modèle numérique du test. Une optimisation sur le coefficient de frottement adhésif a permis de définir celui-ci en fonction de la pression de contact, de la température à l'interface, et de la vitesse de glissement. Cette loi d'interface, identifiée pour le couple AISI 1045 / Carbure non revêtu, a été implémentée dans le modèle de la coupe orthogonale. Ainsi, des améliorations sensibles ont été constatées, notamment sur les efforts de coupe et l'épaisseur du copeau.

Une étude thermomécanique de l'interface outil-copeau a été menée en collaboration avec le laboratoire de thermocinétique de Nantes. Le dispositif expérimental de compression-translation a donc été adapté, et les échantillons et les contacteurs ont été instrumentés avec des thermocouples afin de déterminer les paramètres thermiques de contact tels que le coefficient de partage  $\alpha$  et la résistance thermique de contact  $R_{TC}$  (en plus des paramètres identifiés auparavant tels que le coefficient de frottement, la pression de contact et la vitesse de glissement locale).

Cette étude a été effectuée avec deux nuances d'acier, un acier AISI 1045 et un acier inoxydable AISI 304L et des outils en acier AISI M2. Afin d'étudier l'influence de la vitesse de glissement sur la condition de liaison thermique, deux vitesses ont été testées : 200 mm.s<sup>-1</sup> et 400 mm.s<sup>-1</sup>. Des écarts importants sur les relevés de température sont observés malgré la bonne reproductibilité des efforts mécaniques. Cependant, les conditions superficielles estimées mettent en évidence l'imperfection du contact. Quel que soit le couple de matériaux

utilisé et la vitesse de déplacement, les résistances thermiques de contact estimées sont de l'ordre de  $10^{-4} \text{ K.M}^2.\text{W}^{-1}$ . Le coefficient de partage du flux  $\alpha$  est proche du rapport des effusivités du moins pour la vitesse de glissement de  $200 \text{ mm.s}^{-1}$ . Par contre, pour la vitesse de  $400 \text{ mm.s}^{-1}$ , le coefficient  $\alpha$  diminue pour les deux couples de matériaux. Ce constat pourrait être la conséquence de l'estimation inverse, rendue difficile par l'approximation de la position des thermocouples et une durée de contact trop faible. L'analyse numérique des essais confirme l'importance de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement. En effet, l'augmentation de la vitesse engendre une chute du coefficient de frottement.

Les modélisations numériques du test de compression translation tenant compte des paramètres de contact thermique ( $\alpha$  et  $R_{TC}$ ) montrent l'influence de ces paramètres sur les températures de contact de la pièce et de l'outil. Des variations de plus de 17 % peuvent être observées. Cependant, bien que les températures de contact des antagonistes soient perturbées, la température moyenne de l'interface reste relativement peu sensible.

## PERSPECTIVES

Pour considérer des vitesses de glissement plus élevées, un banc tribologique à grande vitesse est actuellement en cours de conception. Adapté sur une machine d'usinage à grande vitesse, il doit permettre de caractériser le contact pour des pressions et des températures élevées, avec des vitesses linéaires jusqu'à  $1000 \text{ m.min}^{-1}$ .

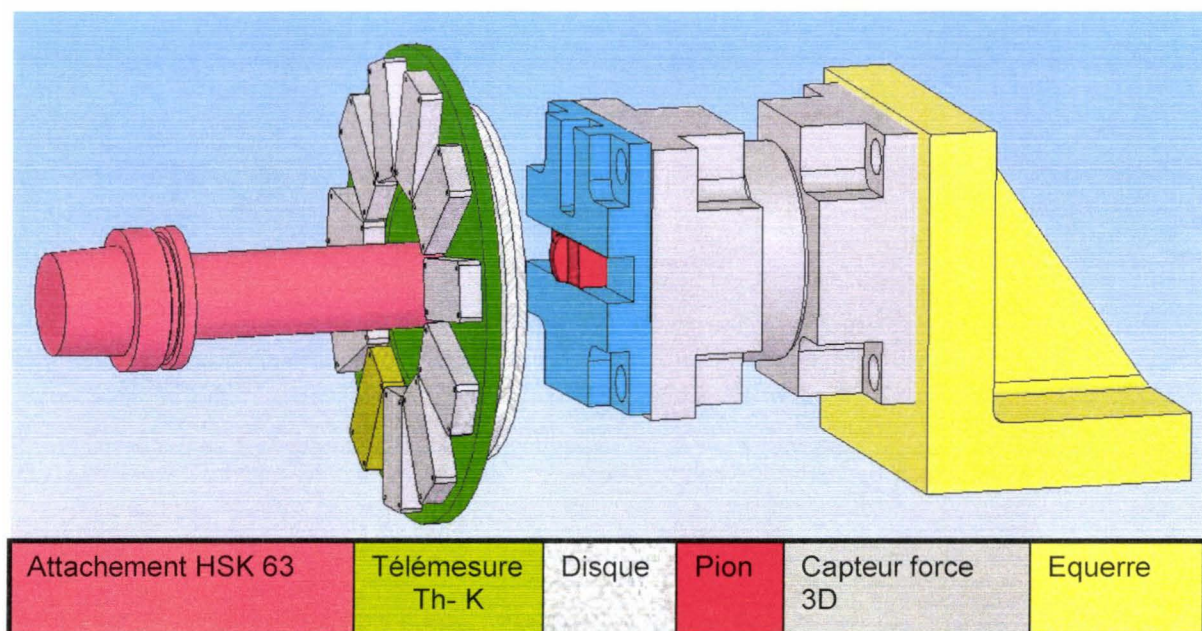


Figure 105. Schéma de principe du banc tribologique grande vitesse.

---

Des difficultés sont apparues lors d'essais préliminaires de type pion/disque. La fréquence de rotation de la machine pouvant atteindre  $15000 \text{ tr.min}^{-1}$ , l'équilibrage du disque est nécessaire. L'instrumentation par télémesure rend plus délicate cette opération. La broche étant sensible à la température, des isolants doivent être introduits de façon à limiter la conduction. Le banc grande vitesse est aujourd'hui exploitable d'un point de vue purement mécanique (sans relevés de température) et dans une configuration de type point/disque. Quelques modifications doivent encore être apportées afin d'étudier le contact dans une configuration de type sphère/plan permettant l'écoulement de matière.

Ce moyen d'essai permettra en outre d'étudier le contact dans des conditions sévères (usinage grande vitesse) pour la toute la zone de contact à l'interface outil/copeau (zone de levée du copeau et zone d'éjection du copeau). Ainsi des lois d'interfaces pourront être identifiées pour une plage de validation recouvrant toute l'interface outil/copeau.

Ces travaux ont permis de mettre en avant des phénomènes de microadhésion notamment lors de l'étude de l'acier inoxydable AISI 304L avec un contacteur en carbure de tungstène. Ce phénomène implique de procéder au rodage de l'outil. Ainsi, une couche de transfert se forme par dépôt rappelant l'usure par arête rapportée. L'étude de l'usure est une étape nécessaire afin de définir aux mieux les paramètres de contact simulés. Ainsi, une analyse détaillée des phénomènes d'usure permettra de définir celle-ci en fonction des plages de température d'interface et de pression de contact. De plus, les vitesses de glissement élevées lors des essais sur le tribomètre à grande vitesse permettront d'atteindre des températures de contact importantes sans avoir recours à un moyen de chauffage. Ces températures importantes activeront des phénomènes d'usure tels que la diffusion et l'oxydation. Ainsi l'étude tribologique pourra également aboutir sur la détermination de lois d'usure.

La diffusion d'éléments spécifiques entre la pièce et l'outil devra également être analysées sur le plan métallurgique. Les corrélations avec les résultats des modèles permettront une analyse prédictive encore plus fine de la tribologie de l'usinage à grande vitesse.



- 
- [Arr 03] **P.J. Arrazola 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.
- [Bag 87] **A. Bagghi, P.K. Wright**, *Stress analysis in machining with the use of sapphire tools*, Proceedings of the Royal Society of London, vol.409, 1987, pp.99-113.
- [Bar 82] **G. Barrow, W. Graham, T. Kurimoto, Y.F. Leong**, *Determination of rake face stress distribution in orthogonal machining*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 22, 1982, pp. 75-85.
- [Bat 02] **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.
- [Bel 98] **A. Belyakov, H. Miura, T. Sakai**, *Dynamic recrystallization under warm deformation of a 304 type austenitic stainless steel*, Materials science and engineering A, vol.255, 1998, pp.139-147.
- [Bou 03] **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.
- [Bou 77] **P. Bourdet**, *La coupe des métaux*, 1977.
- [Bri 97] **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.
- [Bro 07] **J. Brocail, M. Watremez, L. Dubar, B. Bourouga**, *High speed machining: a new approach to friction analysis at tool-chip interface*, 10th ESAFORM conference on material forming, 2007, pp. 685-690.
- [Gui 07] **E. Guillot, B. Bourouga, B. Garnier, L. Dubar**, *Experimental study of thermal sliding contact with friction: application to high speed machining of metallic materials*, 10<sup>th</sup> ESAFORM conference on material forming, 2007, pp. 1263-1268.
-

- 
- [Bur 94] **D. Buryta, R. Sowerby, I. Yellowley**, *Stress distributions on the rake face during orthogonal machining*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 34, 1994, pp. 721-739.
- [Car\_02] **M.S. Carrilero, J.M.S. Sola, J.M. Sanchez, M. Alvarez, A. Gonzalez, J.M. Marcos**, *A SEM and EDS insight into the BUL and BUE differences in the turning process of AA2024 Al-Cu Alloy*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 42, 2002, pp. 215-220.
- [Car 70] **G. Carro**, *Coupe interrompue, visualisation*, Bulletin Cercle d'Études des métaux, Journées d'information de la coupe des métaux, 5-6 novembre 1970, Saint-Etienne, France, pp. 209-240.
- [Car 75] **G. Carro**, *L'analyse de la formation du copeau par des essais de coupe brusquement interrompue*, Journée d'études sur l'optimisation des techniques d'usinage traditionnel, 17-18 avril 1975.
- [Cha 51] **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.
- [Cha 65] **H. Chandrasekaran, D.V. Kapoor**, *Photoelastic analysis of tool-chip interface stresses*, Journal of Engineering for Industry, vol. 85, 1965, pp. 495-502.
- [Che 05] **G.L. Chern**, *Development of a new and simple quick-stop device for the study on chip formation*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 45, 2005, pp. 789-794.
- [Chi 89] **T.H.C. Childs, M.I. Mahdi**, *On the stress distribution between the chip and tool during metal turning*, Annals of the CIRP, vol. 38, 1989, pp. 55-58.
- [Chi 97] **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.
- [Chi 00] **T.H. Childs, K. Maekawa, T. Obikawa, Y. Yamane**, *Metal machining: theory and applications*, Elsevier, Amsterdam, 2000.
-

- 
- [Chi 06] **T.H.C. Childs**, *Friction modelling in metal cutting*, *Wear*, vol. 260, 2006, pp. 310-318.
- [Cor 03] **J-C Cordebois et coll**, *Fabrication par usinage*, Dunod, 2003.
- [Das 99] **M.B. Da Silva, J. Wallbank**, *Cutting temperature: prediction and measurement methods – A review*, *Journal of Material Processing Technology*, vol. 88, 1999, pp. 195-202.
- [Dir 01] **M.H. Dirikolu, T.H. Childs, K. Maekawa**, *Finite element simulation of chip flow in metal machining*, *International Journal of Mechanical Sciences* 43, 2001, pp. 2699-2713.
- [Dub 95] **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.
- [Dub 06] **M. Dubar**, *Usure et dégradation de surface lors du contact outil pièce en mise en forme*, Rapport d'HDR, Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, 2006.
- [Ee 05] **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.
- [ElW 03] **M. El Wahabi, J.M. Cabrera, J.M. Prado**, *Hot working of two aisi 304L steels: a comparative study*, *Materials Science and Engineering A*, vol. 343, 2003, pp.116-125.
- [Elz 87] **R.M. El-zahry**, *On the hydrodynamic characteristics of the secondary shear zone in metal machining with sticking-sliding friction using the boundary layer theory*, *Wear*, vol. 115, 1987, pp. 349-359.
- [Fan 96] **X.D. Fang, D. Zhang**, *An investigation of adhering layer formation during tool wear progression in turning of free-cutting stainless steel*, *Wear*, vol. 197, 1996, pp. 169-178.
- [Fan 03] **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.
-

- 
- [Fil 06] **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.
- [Géh 05] **D. Géhin, G. List, F. Girot**, *Évolution du contact à l'interface outil-copeau en usinage à sec d'un alliage d'aluminium*, 17ème Congrès Français de Mécanique, Troyes, Septembre 2005.
- [Gir 02] **F. Girot, D. Géhin**, *Perçage à sec des alliages d'aluminium aéronautique*, Mécanique & Industries, vol. 3, 2002, pp. 301-313.
- [Grz 99] **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.
- [Grz<sup>1</sup> 04] **W. Grzesik, P. Nieslony**, *Physics based on modelling of interface temperatures in machining with multilayer coated tools at moderate cutting speeds*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 44, 2004, pp. 889-901.
- [Grz<sup>2</sup> 04] **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.
- [Gui 95] **D. Guillot**, *Contribution à l'étude de l'influence inclusionnaire sur l'usinabilité des aciers bas carbone*, Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes, 1995.
- [Gui 09] **E. Guillot**, *Étude expérimentale des transferts de chaleur à une interface pièce-outil de coupe*, Thèse de doctorat, École Centrale de Nantes, 2009.
- [Jas 02] **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.
- [Jov 05] **C. Jovic, L. Lazzarotto**, *Apport de la dynamique en forgeage à froid*, Rapport de synthèse, CETIM, 2005.
-

- 
- [Jov 06] **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 Physics IV, vol. 134, 2006, pp. 1279-1285.
- [Kal 01] **V. Kalhori**, *Modeling and simulation of mechanical cutting*, Thèse de doctorat, Université de Lunea Techniska, 2001.
- [Kec 58] **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.
- [Kim 95] **J.-D. Kim, V.R. Marinov**, *Material characterization in the chip-tool deformation zone: an application of boundary-layer theory*, International Journal of Mechanical Sciences, vol. 37, 1995, pp. 91-95.
- [Kom 01] **R. Komanduri**, *Thermal analysis of dry sleeve bearings – a comparison between analytical, numerical (finite element) and experimental results*, Tribology International, vol. 34, 2001, pp.145-160.
- [Laz 98] **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
- [Lee 95] **L.C. Lee, X. D. Liu, K.Y. Lam**, *Determination of stress distribution on the tool rake face using a composite tool*, International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 35, 1995, pp. 373-382.
- [Lee 01] **W.S. Lee, C.F. Lin**, *Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel*, Materials Science and Engineering A, 2001, vol.308, pp. 124-135.
- [Ler 84] **F. Leroy**, *Usinage et usinabilité*, Techniques de l'ingénieur. M-725, 1984, pp. 1-21.
- [Lis 04] **G. List**, *Étude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-Co par la caractérisation de l'interface outil-copeau : application à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024 T351*, Thèse, ENSAM, 2004.
-

- 
- [Lur 08] **O. Lurdos**, *Lois de comportement et recristallisation dynamique : approches empirique et physique*, Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne, 2008.
- [Mad 02] **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.
- [Mar 01] **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.
- [Mat 93] **M.C. Mataya, V.E. Sackschewsky**, *Effect of internal heating during hot compression testing on the stress-strain behaviour and hot working characteristics of alloy 304L*. Rapport Technique, noRFP-4739, CONF-931009-1, 1993.
- [Mau 07] **A. Maurel, J.C. Gelin**, Communication interne au sein de PGV, 2007.
- [Mei 00] **P. Meiller, D. Ryckelynck, M. Touratier, M. Dessoly**, *Tool/workpiece friction coefficient: Influence of build-up-layer*, 3<sup>ème</sup> Conférence Internationale sur la coupe des Métaux et l'Usinage à Grande Vitesse, Metz, 2002, pp. 15-23.
- [Mey 06] **L.W. Meyer, T. Halle, N. Herzig, L. Krüger, S.V. Razorenov**, *experimental investigations and modelling of strain rate and temperature effects on the flow behaviour of 1045 steel*, Journal de Physique IV France, vol. 134, 2006, pp. 75–80.
- [Mor 03] **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.
- [Mou 98] **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.
- [M'Sa 04] **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.
-

- 
- [Out 04] **J.C. Outeiro, A.M. Dias, J.L. Lebrun**, *Experimental assessment of temperature distribution in three dimensional cutting process*, Machining. Science and Technology, vol. 8, 2004, pp. 357-376.
- [Out 06] **J.C. Outeiro, D. Umbrello, R. M'Saoubi**, *Experimental and numerical modelling of the residual stresses induced in orthogonal cutting of AISI 316L steel*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 46, 2006, pp. 1786-1794.
- [Oxl 89] **P.L.B. Oxley**, *The mechanics of machining: an analytical approach to assessing machinability*, Ellis Horwood Limited, Chichester, England, 1989.
- [Öze 00] **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.
- [Öze 06] **T. Özel**, *The influence of friction models on finite element simulations of machining*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 46, 2006, pp. 518-530.
- [Öze<sup>2</sup> 06] **T. Özel, E. Zeren**, *A methodology to determine work material flow stress and tool-chip interfacial friction properties by using analysis of machining*, Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol. 128, 2006, pp. 119-129.
- [Öze 07] **T. Özel, Y. Karpaz**, *Identification of constitutive material model parameters for high-strain rate metal cutting conditions using evolutionary computational algorithms*, Materials and Manufacturing Processes, vol. 22, 2007, pp. 659-667.
- [Pag 03] **C. Pagès**, *Comportement de revêtements céramiques sur outil en tournage à sec de finition*, Thèse, École centrale de Lyon, 2003.
- [Pan 96] **O. Pantalé**, *Modélisation et simulation tridimensionnelles de la coupe de métaux*, Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, 1996.
- [Pom 70] **J. Pomey**, *État actuel des connaissances fondamentales sur la coupe des métaux*, Bulletin Cercle d'Études des métaux, Journées d'information de la coupe des métaux, 5-6 novembre 1970, Saint-Étienne, France, pp. 8-36.
-

- 
- [Pou 98] **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.
- [Pou 02] **G. Poulachon, A.L. Moisan, M. Dessoly**, *Contribution à l'étude des mécanismes de coupe en tournage dur*, Mécanique & Industries, vol. 3, 2002, pp. 291-299.
- [Qi 96] **H.S. Qi, B. Mills**, *On the formation mechanism of adherent layers on a cutting tool*, Wear, vol. 198, 1996, pp. 192-196.
- [Qi 00] **H.S. Qi, B. Mills**, *Formation of a transfer layer at the tool-chip interface during machining*, Wear 245, 2000, pp. 136-147.
- [Qi 03] **H.S. Qi, B. Mills**, *Modelling of the dynamic tool–chip interface in metal cutting*, Journal of Materials Processing Technology, vol. 138, 2003, pp. 201-207.
- [Rec 02] **J. Rech**, *Contribution à la compréhension des modes d'actions tribologiques et thermiques des revêtements en usinage : application au cas du taillage de dentures à la fraise-mère à grande vitesse*, Thèse, ENSAM, 2002
- [Rei 07] **L.L.G. Reis, W.M. da Silva Junior, A.R. Machado**, *Effect of cutting speed and cutting fluid on the BUE geometry of a SAE 12L14 free machining steel*, Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, vol. 29 no. 2, 2007, pp. 196-201.
- [Ros 00] **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.
- [Sha 01] **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.
- [Sha 54] **M.C. Shaw**, *Metal cutting principles*, 3<sup>rd</sup> Edition, 1954.
- [Sol 07] **X. Soldani, A. Molinari**, *Communication interne au sein du programme PGV*, 2007.
-



- 
- [Ste 70] **M.G. Stevenson, P.L.B. Oxley**, *An experimental investigation of the influence of speed and scale on the strain rate in a zone of intense plastic deformation*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, vol. 184, 1970, pp. 561-569.
- [Sut 03] **G. Sutter, L. Faure, A. Molinari, N. Ranc, V. Pina**, *An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining*, International Journal of Machine Tools & Manufacture, vol. 43, 2003, pp. 671-678.
- [Tay 34] **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.
- [Tre<sup>1</sup> 88] **E.M. Trent**, *Metal cutting and the tribology of seizure: I seizure in metal cutting*, Wear, vol. 128, 1988, pp. 29-45.
- [Tre<sup>2</sup> 88] **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.
- [Tre<sup>3</sup> 88] **E.M. Trent**, *Metal cutting and the tribology of seizure: III temperature in metal cutting*, Wear, vol.128, 1988, pp. 65-81.
- [Tur 85] **B.F. von Turkovich**, *Cutting theory and chip morphology*, Handbook of High-Speed Machining Technology, 1985.
- [Usu 97] **E. Usui, T. Shirakashi**, *Mechanics of machining-from descriptive to predictive theory*, ASME Publications, PED Sciences, vol. 39, 1997, pp. 369-389.
- [Ven 97] **S. Venugopal, S.L. Mannan, Y.V.R.K. Prasad**, *Instability map for cold and warm working of as-cast 304 stainless steel*, Journal of materials Processing Technology, vol. 65, 1997, pp.107-115.
- [Ver 00] **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.
- [War 77] **G. Warnecke**, *A new method of visualizing the cutting process*, Society of Manufacturing Engineers, 1977, pp. 229-236.
-

- 
- [Wri 78] **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.
- [Wri 79] **P.K. Wright, J.G. Horne, D. Tabor**, *Boundary conditions at the chip-tool interface in machining: comparisons between seizure and sliding friction*, *Wear*, vol. 54, 1979, pp. 371-390.
- [Zor 63] **N. Zorev**, *Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting*, *International Research in Production Engineering*, 1963, pp. 42-49.

Bibliothèque Universitaire de Valenciennes



00900669